

Sonja Kieren-Ehse  
**Analyse zum  
Kühlschmierstoffeinsatz beim  
Mikrofräsen von cp-Titan**

---

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK  
Band 01 | 2025

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

#### **Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek**

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

#### **Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek**

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <http://dnb.ddb.de>.

## **Produktionstechnische Berichte aus dem FBK**

Wissenschaftliche Schriftenreihe des  
Lehrstuhls für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation  
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau

Herausgeber: Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation  
Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich  
Postfach 3049  
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
67653 Kaiserslautern

Verlag: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau

Druck: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
Dezernat 5 Technik  
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D-386

© Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, 2025  
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
Erwin-Schrödinger-Straße  
67663 Kaiserslautern

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 0937-9061

# **Analyse zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen von cp-Titan**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der RPTU Kaiserslautern  
zur Verleihung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)  
genehmigte Dissertation

von

**Diplom-Ingenieurin**  
**Sonja Kieren-Ehse**

aus

Bernkastel-Kues

Tag der mündlichen Prüfung: 13. Juni 2024

Promotionskommission:

- Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Hans Hasse  
1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich  
2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

Kaiserslautern, 2024

D 386

# Vorwort des Verfassers

„Probleme kann man niemals mit derselben  
Denkweise lösen, durch die sie entstanden sind.“  
*/Albert Einstein/*

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau.

Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Möglichkeit meine Dissertation am FBK anzufertigen. In zahlreichen Projekten ermöglichte er mir wertvolle Erfahrungen und Erkenntnisse zu sammeln. Weiterhin gilt mein Dank Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena für die Übernahme der Berichterstattung sowie seine hilfreichen und konstruktiven Hinweise. Prof. Dr.-Ing. Hans Hasse gilt mein Dank für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und die überaus angenehme und produktive Zusammenarbeit innerhalb des Sonderforschungsbereichs (SFB) 926.

Danken möchte ich meinen aktuellen und ehemaligen Kollegen am FBK und im SFB 926 für die fachliche und moralische Unterstützung sowohl am Arbeitsplatz als auch darüber hinaus. Marco Zimmermann, Martin Bohley, Tobias Mayer, Stella Diederichs und Rolf Merz danke ich für die kritische Durchsicht des Manuskripts. Meinen langjährigen Hiwis Markus Willrich, Johannes Hoffmann und Moritz Berger danke ich für ihre sorgfältige und zuverlässige Arbeitsweise und die exzellente Zusammenarbeit. Auch danken möchte ich Rosemarie Schleret, Ilona Stein, Jonas Pollak und Michael Lutzke für ihren Support, ohne den vieles nicht möglich gewesen wäre.

Der größte Dank gilt meiner Familie, die mir meine Ausbildung ermöglicht und mich immer unterstützt hat.

Kaiserslautern, im August 2024

Sonja Kieren-Ehses

## **Kurzfassung**

Die Entwicklung von Mikrobearbeitungsverfahren wie dem Mikrofräsen wurde durch die fortschreitende Miniaturisierung von Bauteilen und die Nachfrage nach funktionalisierten Bauteiloberflächen vorangetrieben. Hohe Flexibilität, ein breites Spektrum an bearbeitbaren Werkstoffen und eine große Vielfalt an herstellbaren Geometrien zeichnen das Mikrofräsen aus. Nachteilig ist jedoch die prozessbedingt hohe Reibung, die wiederum zu hohem Werkzeugverschleiß und reduzierter Oberflächenqualität führt. Eine Möglichkeit zur Reduzierung des Verschleißes und damit zur Erhöhung der Standzeit der Werkzeuge und der Qualität der erzeugten Oberflächen ist der Einsatz von Kühlschmierstoffen. Im Unterschied zum konventionellen Fräsen werden Kühlschmierstoffe beim Mikrofräsen bislang nur vereinzelt eingesetzt. Aufgrund von Größeneffekten können die Kenntnisse der konventionellen Zerspanung nicht direkt auf das Mikrofräsen übertragen werden. Deshalb sind grundlegende Untersuchungen zum Einsatz von Kühlschmierstoffen beim Mikrofräsen erforderlich. In dieser Arbeit wurde eine Analyse zum Kühlschmierstoffeininsatz beim Mikrofräsen von cp-Titan mit Mikrofräsern mit einem Durchmesser von 50 µm durchgeführt. Hierzu wurden Kühlschmiersysteme zum Einsatz beim Mikrofräsen entwickelt und ausgelegt und der Einsatz verschiedener Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen von cp-Titan untersucht. Dabei wurden die Kühlschmierstrategien Trockenbearbeitung, Nassbearbeitung, Minimalmengenschmierung und indirekte Werkstückkühlung betrachtet. Darüber hinaus wurde der Einfluss unterschiedlicher Kühlschmierstoffe und Drehzahlen auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die gewählte Kühlschmierstrategie, der Kühlschmierstoff bzw. die Kühltemperatur und die Drehzahl den Werkzeugverschleiß und die Oberflächenqualität maßgeblich beeinflussen. Durch die geeignete Wahl der Kühlschmierung wird das Prozessergebnis verbessert und gleichzeitig die Prozesseffizienz erhöht.

## **Abstract**

The development of micromachining processes such as micro milling was driven by the ongoing miniaturisation of components and the demand for functionalised component surfaces. Micro milling is characterised by high flexibility, a wide range of materials that can be machined, and a large variety of geometries that can be produced. However, the process-related high friction is a disadvantage, which in turn leads to high tool wear and reduced surface quality. One way to reduce wear and thus increase the tool life and the quality of the manufactured surfaces is to use metalworking fluids. In contrast to conventional milling, metalworking fluids have only been used sporadically in micro milling and, due to size effects, the knowledge of conventional machining cannot be directly transferred to micro milling. Therefore, fundamental studies on the application of metalworking fluids in micro milling are necessary. In this thesis, an analysis was carried out on the application of metalworking fluids in micro milling of cp-titanium with micro end mills with a diameter of 50 µm. Within this research, cooling lubrication systems for use in micro milling were designed and developed and the use of different cooling lubrication strategies for micro milling of cp-titanium were investigated. The cooling lubrication strategies dry machining, wet machining, minimum quantity lubrication and indirect workpiece cooling were considered. In addition, the influence of different metalworking fluids and spindle speeds on the process and process results were investigated. The results show that the selected cooling lubrication strategy, the metalworking fluid and the cooling temperature, and the spindle speed have a significant influence on tool wear and surface quality. The appropriate choice of cooling lubrication improves the process result and at the same time increases the process efficiency.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen und Formelzeichen</b> . . . . .	<b>III</b>
<b>1 Einleitung</b> . . . . .	<b>1</b>
<b>2 Stand von Wissenschaft und Technik</b> . . . . .	<b>3</b>
2.1 Mikrofräsen . . . . .	3
2.1.1 Kinematik und Werkstofftrennung . . . . .	4
2.1.2 Mikrofräswerkzeuge . . . . .	10
2.1.3 Einflussfaktoren auf die Strukturqualität . . . . .	14
2.2 Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen . . . . .	20
2.2.1 Aufgaben und Arten von Kühlschmierstoffen . . . . .	21
2.2.2 Kühlschmierstoffe beim Mikrofräsen . . . . .	24
2.2.3 Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen . . . . .	25
2.3 Titanwerkstoffe . . . . .	34
2.4 Fazit zum Stand von Wissenschaft und Technik . . . . .	37
<b>3 Forschungsbedarf und Zielsetzung</b> . . . . .	<b>39</b>
3.1 Motivation und Forschungsbedarf . . . . .	39
3.2 Zielsetzung . . . . .	39
3.3 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit . . . . .	40
<b>4 Versuchstechnik und -durchführung</b> . . . . .	<b>42</b>
4.1 Maschinensysteme . . . . .	42
4.1.1 Ultrapräzisionsdrehmaschine zur Herstellung von Mikrofräsern . . . . .	42
4.1.2 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine zum Mikrofräsen . . . . .	42
4.2 Mikrofräswerkzeuge . . . . .	45
4.2.1 Werkstoff . . . . .	45
4.2.2 Geometrie . . . . .	46
4.2.3 Herstellung . . . . .	47
4.3 Werkstückwerkstoff . . . . .	48
4.4 Kühlschmierstoffe . . . . .	50
4.4.1 Stoffdaten der Kühlschmierstoffe . . . . .	50
4.4.2 Tribologische Untersuchung . . . . .	50
4.4.3 Kontaktwinkelmessungen . . . . .	51
4.5 Kühlschmiersysteme . . . . .	51
4.5.1 Nassbearbeitung . . . . .	52
4.5.2 Minimalmengenschmierung . . . . .	53
4.5.3 Indirekte Werkstückkühlung . . . . .	57
4.6 Versuchsdurchführung und Prozessparameter . . . . .	58
4.7 Mess- und Analysetechnik . . . . .	60
4.7.1 Prozesskräfte . . . . .	60
4.7.2 Oberflächenrauheit und -topographie . . . . .	61
4.7.3 Werkzeugverschleiß . . . . .	63
<b>5 Auslegung einer Minimalmengenschmierung für die Mikrofräsbearbeitung</b> . . . . .	<b>64</b>
5.1 Charakterisierung des Minimalmengenschmiersystems . . . . .	64
5.2 Bestimmung eines geeigneten Volumenstroms für das Mikrofräsen . . . . .	66

---

5.3	Bestimmung einer geeigneten Zufuhrrichtung für das Mikrofräsen . . . . .	69
5.4	Bestimmung eines geeigneten Zufuhrdrucks der Luft in Abhängigkeit der Spindel- drehzahl für das Mikrofräsen . . . . .	74
5.5	Fazit . . . . .	82
<b>6</b>	<b>Auslegung einer indirekten Werkstückkühlung für die Mikrofräsbearbeitung . .</b>	<b>83</b>
6.1	Charakterisierung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung . . . . .	83
6.2	Fazit . . . . .	85
<b>7</b>	<b>Kühlschmierstoffcharakterisierung . . . . .</b>	<b>86</b>
7.1	Tribologische Untersuchungen der cp-Titan - Kühlschmierstoff - Hartmetall - Paarung . . . . .	86
7.2	Benetzungsverhalten der Kühlschmierstoffe . . . . .	87
7.3	Fazit . . . . .	88
<b>8</b>	<b>Einfluss der Kühlschmierung auf das Mikrofräsen . . . . .</b>	<b>90</b>
8.1	Einsatz verschiedener Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen . . . . .	90
8.1.1	Trockenbearbeitung . . . . .	90
8.1.2	Nassbearbeitung . . . . .	95
8.1.3	Minimalmengenschmierung . . . . .	112
8.1.4	Indirekte Werkstückkühlung . . . . .	120
8.2	Handlungsempfehlungen zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen . . .	128
8.2.1	Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien, Kühlschmierstoffe/Kühl- temperaturen und Drehzahlen . . . . .	128
8.2.2	Diskussion und Ableitung von Handlungsempfehlungen . . . . .	134
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick . . . . .</b>	<b>137</b>
<b>10</b>	<b>Literaturverzeichnis . . . . .</b>	<b>141</b>

## Abkürzungen und Formelzeichen

### Abkürzungen

AE	Acoustic emission - akustische Emission
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Aluminiumoxid
AlCrN	Aluminiumchromnitrid
AM	Additive Manufacturing
AWP	Arbeitsgruppe Werkstoffprüfung
BLDC	brushless direct current
cBN	kubisches Bornitrid
cp	commercially pure
CrN	Chromnitrid
CrTiAlN	Chromtitanaluminiumnitrid
CVD	Chemical vapour deposition
D80	DiaMond80
DLC	diamond-like carbon
EDM	Electrical Discharge Machining
EM6	ECOCUT MICRO 6
EMP	ECOCUT MIKRO PLUS 20
ENI	ECOCOOL NI 1000
ESG	ECOCOOL S-G2
FBK	Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
FIB	Focused Ion Beam
HSS	Schnellarbeitsstahl
ifos	Institut für Oberflächen-und Schichtanalytik
KSS	Kühlschmierstoff
LiGA	Lithographie, Galvanik, Abformung
MKD	monokristalliner Diamant
MMK	Minimalmengenkühlung
MMKS	Minimalmengenkühlschmierung
MMS	Minimalmengenschmierung
n. a.	nicht angegeben
NB	Nassbearbeitung
NCD	nanokristalline Diamantbeschichtung
PCD	polykristalline Diamantbeschichtung
PDMS	Polydimethylsiloxane
PKD	polykristalliner Diamant
PLM	Polarisierte Lichtmikroskopie
PMU	PLANTO MIKRO UNI
PVD	Physical vapour deposition
QMW	quadratischer Mittelwert
REM	Rasterelektronenmikroskop
RPTU	Rheinland-Pfälzische Technische Universität
RT	Raumtemperatur

scCO <sub>2</sub>	überkritisches Kohlenstoffdioxid
SFB	Sonderforschungsbereich
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	Siliziumnitrid
TB	Trockenbearbeitung
TiB <sub>2</sub>	Titandiborid
TiC	Titancarbid
TiCN	Titancarbonitrid
TiN	Titannitrid
TR	Trockenreibung
VB	Verschleißmarkenbreite
WC	Wolframcarbid
WK	Werkstückkühlung
Y-TZP	Yttriumoxid dotiertes tetragonal stabilisiertes polykristallines Zirkonoxid
ZTA	Zirkoniumdioxid verstärktes Aluminiumoxid

**Formelzeichen**

$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage	s <sup>-1</sup>
$\Phi$	Scherwinkel	°
$\varepsilon$	Dehnung	%
$\alpha$	Winkel zwischen Düse und Werkstückoberfläche	°
$\alpha_r$	Freiwinkel der Umfangsschneide	°
$\chi'_r$	Einstellwinkel der Stirnschneide	°
$\chi_r$	Einstellwinkel der Umfangsschneide	°
$\gamma$	Spanwinkel	°
$\gamma_e$	effektiver Spanwinkel	°
$\gamma_r$	Spanwinkel der Umfangsschneide	°
$\rho$	Dichte	g/cm <sup>3</sup>
$\rho_S$	Sturzwinkel	°
$\sigma$	Spannung	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_0$	Startspannung für die Versetzungsbewegung	N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_S$	Oberflächenspannung	N/m
$\varphi$	Drehwinkel	°
$F_{Zp}$	Zentripetalkraft	N
$r$	Radius	m
$v$	Bahngeschwindigkeit	m/s
$\dot{V}$	Volumenstrom	ml/h
$\theta$	Kontaktwinkel	°
$A$	benetzte Fläche	mm <sup>2</sup>
$a$	Abstand Düsenausgang zu Kontaktzone Werkzeug-Werkstück	mm
$a_e$	radiale Zustellung/Arbeitseingriff	µm
$a_p$	axiale Zustellung/Schnitttiefe	µm
$b_{2\sigma}$	Abdruckbreite	Pixel
$b_{\max}$	maximale Abdruckbreite	Pixel
$D$	Fräserdurchmesser	µm
$d_K$	Korngröße	µm

$D_T$	Tropfendurchmesser	$\mu\text{m}$
$F$	Zerspankraft	N
$f$	Reibungszahl	-
$f$	Vorschub	$\mu\text{m}$
$F_a$	Aktivkraft	N
$F_n$	Prüfkraft	N
$F_p$	Passivkraft	N
$f_z$	Vorschub pro Zahn	$\mu\text{m}$
$h$	Spannungsdicke	$\mu\text{m}$
$h'$	Spandicke	$\mu\text{m}$
$h_{\max}$	maximale Spannungsdicke	$\mu\text{m}$
$h_{\min}$	Mindestspannungsdicke	$\mu\text{m}$
$K$	Korngrenzwiderstand	$\text{MPa} \sqrt{\text{mm}}$
$l_c$	Schneidenlänge	$\mu\text{m}$
$m$	Masse	g
$m_A$	Anfangsmasse Kühlschmierstoffbehälter	g
$m_E$	Endmasse Kühlschmierstoffbehälter	g
$n$	Spindeldrehzahl	$\text{min}^{-1}$
$p$	Luftdruck	bar
$P_{\max}$	maximale Pixelanzahl pro Reihe	Pixel
$r_\beta$	Schneidenradius	$\mu\text{m}$
$r_\epsilon$	Schneideneckenradius	$\mu\text{m}$
$R_e$	Streckgrenze	$\text{N}/\text{mm}^2$
$s$	Schwingungsweg	mm
$t$	Sprühzeit	s
$T_S$	Siedepunkt	$^\circ\text{C}$
$v$	Geschwindigkeit	m/min
$v_c$	Schnittgeschwindigkeit	m/min
$v_e$	Wirkgeschwindigkeit	mm/min
$v_f$	Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeugs	mm/min
$z$	Anzahl der Zähne	-

# 1 Einleitung

Die Nachfrage nach immer kleineren Produkten und Komponenten sowie funktionalisierten Bauteiloberflächen führte zur stetigen Weiterentwicklung der Mikrobearbeitungsverfahren. Zur Herstellung solcher Bauteile in der Großserienproduktion werden Verfahren wie Ätzen oder die LiGA-Technik (Lithographie, Galvanik, Abformung) eingesetzt. Werden hingegen Prototypen, individualisierte Produkte oder Kleinserien benötigt, findet beispielsweise das Mikrofräsen Anwendung. Dieses ist charakterisiert durch seine Flexibilität, die große Bandbreite an bearbeitbaren Werkstoffen und die große Vielfalt an herstellbaren Geometrien.

Die Eignung von Bauteilen für ihren Einsatzzweck wird maßgeblich durch die Eigenschaften der Bauteile bzw. der Bauteiloberflächen beeinflusst. Mit dem Thema 'Bauteiloberflächen: Morphologie auf der Mikroskala' befasste sich der Sonderforschungsbereich (SFB) 926, in dessen Kontext diese Arbeit entstanden ist. Im SFB 926 wurden die kausalen Ketten zwischen der Herstellung von Bauteiloberflächen, den dabei entstehenden Oberflächenmorphologien und den resultierenden Eigenschaften untersucht. Die Morphologie einer Oberfläche setzt sich aus ihrer topographischen Gestalt, ihrem mikrostrukturellen Aufbau, den physikalisch-chemischen Eigenschaften und den Eigenschaften der Schnittstelle (Oberflächen-Fluid-Wechselwirkung) zusammen [Auri16]. Ein Kernprozess zur Herstellung mikrostrukturierter Oberflächen im SFB 926 war das Mikrofräsen. Beim Mikrofräsen können unter anderem die Prozessparameter (z. B. Drehzahl, Zustellung und Vorschub), das Werkzeug (z. B. Geometrie, Schneidstoff und Beschichtung) und die Kühlschmierung variiert werden, die einen direkten Einfluss auf die Oberflächenmorphologie und damit auf die Eigenschaften der Bauteiloberfläche haben.

Zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten sowie der Industriestandard zum Einsatz von Kühlschmierstoffen beim konventionellen Fräsen zeigen das Potenzial zur Erhöhung der Werkzeugstandzeit und der Oberflächenqualität durch den Einsatz von Kühlschmierung. Aufgrund von Größeneffekten, die sich durch die Skalierung des Fräsens in den Mikrobereich ergeben, können die Erkenntnisse des konventionellen Fräsens jedoch nicht direkt auf das Mikrofräsen übertragen werden. Bisher wurden nur vereinzelte Untersuchungen zu Teilaspekten des Einsatzes der Kühlschmierung beim Mikrofräsen durchgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden deshalb die Einflüsse der Kühlschmierung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen von cp-Titan grundlegend untersucht. Als Kühlschmierstrategien wurden die Nassbearbeitung, die Minimalmengenschmierung und die indirekte Werkstückkühlung betrachtet. In einem ersten Schritt erfolgte die Auswahl, Entwicklung und Charakterisierung von Systemen, die für die Umsetzung einer Kühlschmierung beim Mikrofräsen geeignet sind. Aufgrund des geringen Durchmessers der Mikrofräser von 50  $\mu\text{m}$  können kommerziell erhältliche Systeme nicht eingesetzt werden. Im Unterschied zu den Systemen für die Nassbearbeitung und die indirekte Werkstückkühlung weist das Minimalmengenschmiersystem zahlreiche Einstellparameter wie den Volumenstrom des KSS, die Zufuhrrichtung und den Zufuhrdruck des KSS auf. Aus diesem Grund wurde zusätzlich der Zusammenhang zwischen den Einstellparametern des Minimalmengenschmiersystems und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen untersucht. Ein weiterer Einflussfaktor auf die Kühlschmierung ist der eingesetzte Kühlschmierstoff, weshalb vier verschiedene Öle und zwei Emulsionen beim Mikrofräsen miteinander verglichen wurden. Basierend auf den Ergebnissen der Untersuchungen war es möglich

für das Mikrofräsen geeignete Einstellparameter für das Minimalmengenschmiersystem und Kühlschmierstoffe auszuwählen. Diese wurden beim Vergleich der Minimalmengenschmierung mit den anderen Kühlschmierstrategien eingesetzt. Aus der Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien Nassbearbeitung, Minimalmengenschmierung und indirekte Werkstückkühlung sowie der Trockenbearbeitung wurden Handlungsempfehlungen zum Einsatz der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan abgeleitet.

## 2 Stand von Wissenschaft und Technik

### 2.1 Mikrofräsen

Das Mikrofräsen ist ein Bearbeitungsverfahren, das wie das Mikrobohren und das Mikroschleifen zu den spanenden Mikrobearbeitungsverfahren zählt. Weitere Mikrobearbeitungsverfahren sind beispielsweise die Mikrolaserbearbeitung, die Mikrofunkenerosion, die LiGA-Technik (Lithographie, Galvanik, Abformung) oder die Dünnschichttechnologie. Im Vergleich zu den konventionellen Bearbeitungsverfahren begann die Entwicklung der Mikrobearbeitungsverfahren erst in den 1960er Jahren [Alti03]. Durch die fortschreitende Miniaturisierung von Bauteilen und der Nachfrage nach mikrostrukturierten Oberflächen hat sich diese Technologie in den vergangenen Jahren stetig weiterentwickelt. Eingesetzt werden Mikrobearbeitungsverfahren beispielsweise zur Herstellung von Komponenten für die Medizintechnik [Gube04] (z. B. Herzschrittmacher oder Analysesysteme [Alti03]), Sicherheitstechnik (z. B. Fälschungsschutz für Geldscheine) [Lee00], Informationstechnologie (z. B. Leseköpfe für Festplatten [Alti03]) und Optik (z. B. Mikrolinsen [Li19]). Die Auswahl des geeigneten Mikrobearbeitungsverfahrens erfolgt nach Anforderungen wie dem zu bearbeitenden Werkstoff, der Stückzahl oder der geometrischen Gestalt des Bauteils. So ist die Mikrofunkenerosion auf die Bearbeitung elektrisch leitender Werkstoffe begrenzt, die LiGA-Technik ist aufgrund der aufwändigen Formherstellung nur für Großserien geeignet und die Laserbearbeitung ist nicht zur Herstellung von Bauteilen mit Hinterschnidungen einsetzbar. Das Mikrofräsen zeichnet sich durch die Möglichkeit zur Bearbeitung einer Vielzahl verschiedener Werkstoffe wie Metalle und Kunststoffe, seiner hohen geometrischen Flexibilität, seiner hohen Genauigkeit, mittlerer bis niedriger Investitionskosten und seiner Eignung zur Herstellung von Einzelteilen bis hin zu größeren Stückzahlen aus [Chen13]. Das breite Spektrum an verfügbaren Werkzeuggeometrien erlaubt beispielsweise die Fertigung von Freiformflächen oder Hinterschnidungen. Nachteile des Mikrofräsens sind die teils geringen Standzeiten der Werkzeuge aufgrund von rasch fortschreitendem Werkzeugverschleiß und die daraus resultierende schlechte Oberflächenqualität [Balá21]. Ebenso schränkt die Gratbildung, die insbesondere bei duktilen Werkstoffen nur schwer oder gar nicht verhindert werden kann, die Funktionsfähigkeit durch Mikrofräsen hergestellter Mikrobauteile ein.

Eine feststehende Definition des Mikrofräsens oder eine exakte Abgrenzung zwischen dem Mikrofräsen und dem konventionellen Fräsen existiert bislang nicht. In der Literatur finden sich allerdings eine Reihe von Merkmalen, nach denen die Abgrenzung erfolgen kann. Merkmale, über welche das Mikrofräsen vom konventionellen Fräsen abgegrenzt werden kann, sind beispielsweise die Werkzeuggröße, die Spannungsdicke oder die Abmessungen und die Genauigkeit von Mikrobauteilen und -strukturen [Chen13]. Werkzeugdurchmesser, die dem Mikrofräsen zugeordnet werden, liegen oftmals im Bereich zwischen 25  $\mu\text{m}$  und 1000  $\mu\text{m}$  [Chen13]. Forschungsseitig finden teilweise noch kleinere Werkzeuge Anwendung, wie der bislang kleinste in der Literatur genannte Mikrofräser mit einem Durchmesser von 3  $\mu\text{m}$  von Egashira et al. [Egas11]. Ebenso wie diese flexible Untergrenze finden sich in der Literatur abhängig von der Epoche, der Person, der Bearbeitungsmethode, der Art des Produkts oder des Materials verschiedene Angaben für die Obergrenze [Masu00]. Hinsichtlich der Spannungsdicke hat sich in der Literatur die Grenze von weniger als 10  $\mu\text{m}$  zur Unterscheidung zwischen der Mikrozer-spannung und der konventionellen Zerspannung etabliert [Chen13]. Mikrobauteile und -strukturen

sind gekennzeichnet durch Dimensionen zwischen  $1\ \mu\text{m}$  und  $1000\ \mu\text{m}$  [Brin13], Form- und Maßabweichungen von wenigen Mikrometern und Oberflächenrauheiten ( $R_a$ ) von weniger als  $100\ \text{nm}$  [Chen13]. Eine weitere Definition wurde vom SFB 926 formuliert. Diese Definition für die Mikroskala umfasst eine Spanne zwischen  $0,03\ \mu\text{m}$  und  $30\ \mu\text{m}$  [Auri16]. Trotz der im Vergleich zum konventionellen Fräsen deutlich geringeren Strukturgrößen ist die Kinematik des konventionellen Fräsens und des Mikrofräsens gleich. Unterschiede gibt es jedoch hinsichtlich der Werkstofftrennung.

### 2.1.1 Kinematik und Werkstofftrennung

#### Grundlagen des Stirn-Umfangsfräsens

Das Fräsen bzw. das Mikrofräsen wird nach DIN 8589-3 der Hauptgruppe Trennen sowie der Gruppe 'Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden' zugeordnet [DIN22a]. Weiter wird das Fräsen nach der zu erzeugenden Fläche in Planfräsen, Rundfräsen, Schraubfräsen, Wälzfräsen, Profilverfräsen und Formfräsen untergliedert [DIN03]. Fräsen ist charakterisiert durch eine kreisförmige Schnittbewegung, die durch das Werkzeug ausgeführt wird, und einer senkrecht bzw. schräg zur Drehachse des Werkzeugs verlaufenden Vorschubbewegung [DIN03]. Die Schnittbewegung wird beim Fräsen immer vom Werkzeug ausgeführt, die Vorschubbewegung kann sowohl vom Werkzeug als auch vom Werkstück realisiert werden. Die beim Fräsen verwendeten Werkzeuge sind ein- oder mehrschneidig. In der Mikrobearbeitung kommen hauptsächlich Schafffräser zum Einsatz, bei sehr kleinen Durchmessern wegen der höheren Steifigkeit oftmals ausgeführt als Einschneider. In seltenen Fällen wird beim Mikrofräsen auf Scheibenfräser zurückgegriffen [Wulf04].

Das Zerspanvolumen beim Mikrofräsen wird analog zum konventionellen Fräsen durch die Einstellgrößen Schnitttiefe  $a_p$ , Arbeitseingriff  $a_c$  und Vorschub  $f$  bestimmt. Der Vorschub setzt sich aus dem Vorschub pro Zahn  $f_z$  und der Anzahl der Werkzeugschneiden  $z$  zusammen [DIN85]:

$$f = f_z \cdot z \quad (\text{Gl. 2-1})$$

Die Oberfläche kann sowohl durch die Umfangsschneiden als auch durch die Stirnschneiden erzeugt werden. Sind nur die Umfangsschneiden im Eingriff spricht man von Umfangsfräsen, beim reinen Eingriff der Stirnschneiden von Stirnfräsen. Der gleichzeitige Eingriff der Stirn- und Umfangsschneiden, wie beispielsweise beim Erzeugen von Nuten, wird als Stirn-Umfangsfräsen bezeichnet. Dabei findet am Nutgrund Stirnfräsen und an den Seitenwänden Umfangsfräsen statt.

Die kreisförmige Schnittbewegung mit der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  führt beim Fräsen in Verbindung mit der linearen Vorschubbewegung mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  zu einem diskontinuierlichen Materialabtrag über eine Werkzeugumdrehung. Dies kann am besten anhand der Eingriffsbedingungen beim Stirn-Umfangsfräsen von Vollnuten dargestellt werden (vgl. Abbildung 2-1 a). Beim Eintritt des Werkzeugs in den Werkstoff (Drehwinkel  $\varphi \approx 0^\circ$ ) beträgt die Spanungsdicke  $0\ \mu\text{m}$  und steigt kontinuierlich bis zur maximalen Spanungsdicke  $h_{\text{max}}$  ( $\varphi = 90^\circ$ ), die dem Zahnvorschub  $f_z$  entspricht, in der Mitte der Nut an. Anschließend fällt die Spanungsdicke wieder bis zum Austritt des Fräsers aus dem Werkstoff ( $\varphi \approx 180^\circ$ ) auf eine Spanungsdicke von  $0\ \mu\text{m}$  zurück.

Die aus der Schnittbewegung und Vorschubbewegung resultierende Bewegung der Werkzeugschneide beim Stirnfräsen beschreibt eine Zykloidbahn. In Abhängigkeit vom Sturzwinkel der Spindel ergeben sich drei verschiedene Topographien der resultierenden Oberfläche: Eine in Vorschubrichtung geneigte Spindel erzeugt D-Spuren im Frontschnitt, eine entgegen der Vorschubrichtung geneigte Spindel C-Spuren im Rückschnitt (vgl. Abbildung 2-1). Bei einem Sturzwinkel von  $\rho_S = 0^\circ$  kommt es zur Ausprägung von Kreuzspuren, der Überlagerung von C- und D-Spuren, auf der bearbeiteten Oberfläche. Kreuzspuren führen im Vergleich zu C- und D-Spuren zu einer Verringerung der Oberflächenrauheit, jedoch kommt es aufgrund des geringen Materialabtrags beim Rückschnitt zu einer erhöhten Reibung und infolgedessen zu einem höheren Werkzeugverschleiß [Pauc08]. Somit sollten Kreuzspuren vermieden werden, wobei ein Sturzwinkel von  $\rho_S \neq 0^\circ$  eine Balligkeit der Oberfläche hervorruft. Die kinematische Rauheit der Oberfläche wird zudem von dem Vorschub pro Zahn  $f_z$ , dem Einstellwinkel der Umfangsschneide  $\chi_r$ , dem Einstellwinkel der Nebenschneide  $\chi'_r$  und dem Schneideneckenradius  $r_f$  beeinflusst.

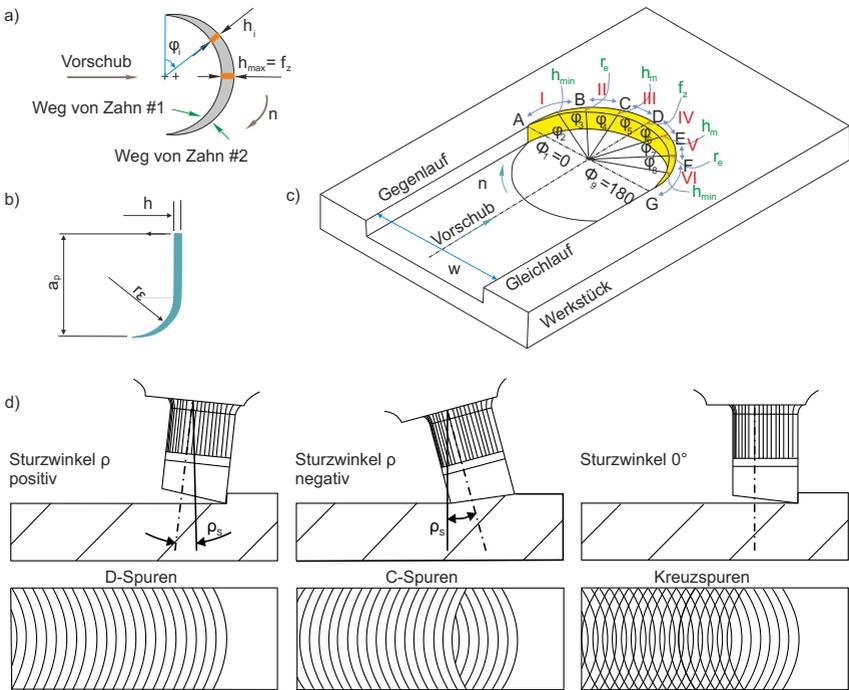


Abbildung 2-1: a) Zerspantes Volumen pro Trochoid nach [Reza18], b) Zerspantes Volumen beim Mikrofräsen in der Schnittdarstellung nach [Reza18], c) Eingriffsverhältnisse an einer Nut beim Mikrofräsen nach [Reza18], d) Entstehung von C-, D- und Kreuzspuren beim Fräsen nach [Pauc08]

Bedingt durch den Schneideneckenradius  $r_f$ , die Spanungsdicke  $h$  und die axiale Zustellung  $a_p$  entsteht der in Abbildung 2-1 b) dargestellte Spanungsquerschnitt beim Mikrofräsen. Aus diesem

Grund kann der Spannungsquerschnitt beim Mikrofräsen im Unterschied zum konventionellen Fräsen nicht rein aus der Multiplikation der axialen Zustellung  $a_p$  und der Spannungsdicke  $h$  bestimmt werden.

Die Kraft, die beim Zerspanvorgang vom Schneidkeil auf das Werkstück wirkt, wird als Zerspankraft  $F$  bezeichnet. Diese kann nach DIN 6584 in die Aktivkraft  $F_a$  und die Passivkraft  $F_p$  unterteilt werden [DIN82]. Die Aktivkraft beinhaltet alle Kraftkomponenten, die sich in der Arbeitsebene befinden, die Passivkraft die Komponenten senkrecht zur Arbeitsebene (vgl. Abbildung 2-2 a). Die Zerspankraft berechnet sich wie folgt:

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} \quad (\text{Gl. 2-2})$$

Die Aktivkraft kann nach den folgenden drei Aspekten weiter aufgeteilt werden: Kräfte in bzw. senkrecht zur Wirkrichtung, Kräfte in bzw. senkrecht zur Schnittrichtung und in bzw. senkrecht zur Vorschubrichtung [DIN82].

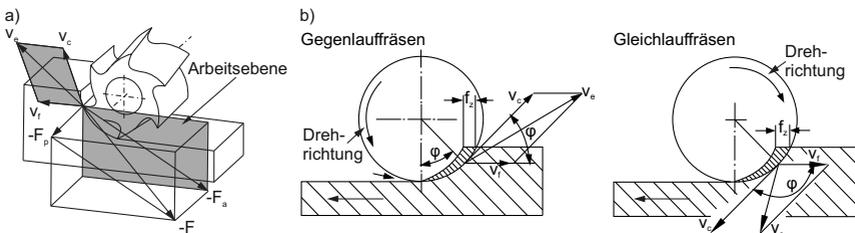


Abbildung 2-2: a) Aktivkraft  $F_a$  und Passivkraft  $F_p$  beim Gegenlauffräsen nach [DIN82], b) Spannungsquerschnitt und Bewegungen beim Gegenlauf- und Gleichlauffräsen nach [Pauc08]

Je nach Drehrichtung des Werkzeugs relativ zur Vorschubrichtung des Werkstücks wird zwischen Gleich- und Gegenlauffräsen unterschieden. Sind die Drehrichtung und die Vorschubrichtung des Werkstücks entgegen gerichtet spricht man von Gegenlauffräsen (vgl. Abbildung 2-2 b). Das Fräsen bei Drehrichtung und Vorschubrichtung des Werkstücks in die gleiche Richtung wird als Gleichlauffräsen bezeichnet. Dieser Unterschied bedingt unterschiedliche Richtungen der Zerspankraft bzw. der Wirkgeschwindigkeit. Beim Gleichlauffräsen ist die Zerspankraft auf das Werkstück gerichtet, beim Gegenlauffräsen ist die Zerspankraft vom Werkstück weg gerichtet (vgl. Abbildung 2-2 a)). Die Materialtrennung unterscheidet sich zwischen Gegen- und Gleichlauffräsen vorrangig in Bezug auf die Eingriffsbedingungen bei der Spanbildung. Beim Gleichlauffräsen tritt das Werkzeug mit der maximalen Spannungsdicke in das Werkstück ein, beim Gegenlauffräsen hingegen mit einer Spannungsdicke von Null [Pauc08].

### Spanbildung

Die Spanbildung lässt sich anhand verschiedener Modelle beschreiben, die kontinuierlich an neue Forschungsergebnisse angepasst wurden. Eines der ersten Modelle zur Beschreibung der Spanbildung war das Scherebenenmodell nach Merchant [Merc45]. Das Scherebenenmodell wurde 1974 von Warnecke weiterentwickelt. Dieses Modell besitzt bis heute seine Gültigkeit in der konventionellen Zerspanung. Das Scherzonenmodell nach Warnecke unterteilt die Spanbil-

dung in fünf Wirkzonen: primäre Scherzone (1), sekundäre Scherzone auf der Spanfläche (2), sekundäre Scherzone an der Stau- und Trennzone im Bereich der Schneidkante (3), sekundäre Scherzone an der Freifläche (4) und Verformungsvorlaufzone (5) (vgl. Abbildung 2-3 a) [Warn74]. Dabei kennzeichnet die primäre Scherzone (1) die unmittelbare Spanentstehungszone. Die Werkstofftrennung erfolgt in der sekundären Scherzone im Bereich der Schneidkante (3).

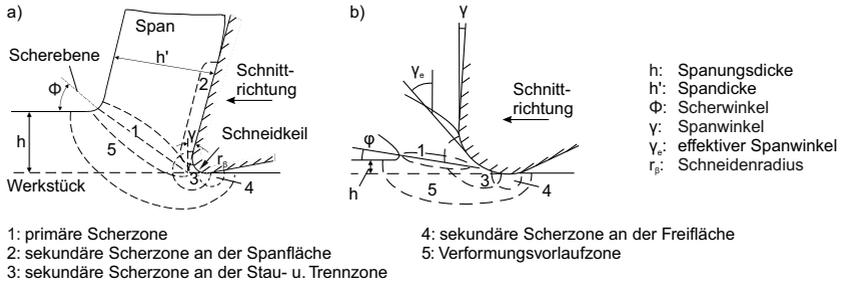


Abbildung 2-3: Wirkzonen bei der Spanentstehung a) nach Warnecke [Warn74] und b) nach Xu [Xu96]

Das Modell von Warnecke wurde für Spanungsdicken aufgestellt, die viel größer als der Schneidenradius sind (ideal scharfe Schneiden), wodurch es für die Mikrozerspannung nur eingeschränkt angewendet werden kann. Der Einfluss des Schneidenradius auf die Zerspannung wurde erstmals 1960 von Albrecht untersucht [Albr60]. Albrecht zeigte, dass mit der Vergrößerung des Schneidenradius bei konstanter Spanungsdicke die Spanbildung durch das Auftreten des sogenannten Ploughing-Effektes infolge eines negativen effektiven Spanwinkels zunehmend beeinflusst wird, während der Schneidenradius bei größeren Spanungsdicken nahezu keinen Einfluss auf die Spanbildung besitzt [Albr60]. In den folgenden Jahren wurden die Spanbildungsmodelle hinsichtlich des in Abhängigkeit von den Prozessbedingungen nicht zu vernachlässigbaren Einflusses des Schneidenradius weiterentwickelt. Xu stellte 1996 ein Spanbildungsmodell für die Hochgeschwindigkeitszerspannung vor, das auf dem Scherzonenmodell von Warnecke basiert [Xu96]. Die beiden Modelle unterscheiden sich durch das Verhältnis von Schneidenradius zu Spanungsdicke, das beim Spanbildungsmodell nach Xu viel größer ist (vgl. Abbildung 2-3 b). Durch das geänderte Verhältnis ist nicht der Spanwinkel des Werkzeugs, sondern der durch den Schneidenradius bedingte effektive negative Spanwinkel an der Spanbildung beteiligt. Daraus bedingt sind die Spanbildung und die Oberflächenentstehung neben der Scherzone 1 noch maßgeblich von Scherzone 3 und Scherzone 4 beeinflusst [Xu96]. Entscheidend dafür, ob Werkstoff in Form eines Spans vom Werkstück abgetrennt wird, ist das Überschreiten der Mindestspanungsdicke. Diese hängt unter anderem vom Schneidenradius, dem zerspannten Werkstoff und den Prozessparametern ab. Das Unterschreiten der Mindestspanungsdicke führt ausschließlich zum Auftreten von Quetsch- und Pflügevorgängen. Für das Verhältnis zwischen der Spanungsdicke  $h$  und der Mindestspanungsdicke  $h_{min}$  können drei Fälle unterschieden werden:  $h < h_{min}$ ,  $h = h_{min}$  und  $h > h_{min}$  (siehe Abbildung 2-4). Ist  $h < h_{min}$ , wird kein Werkstoff vom Werkstück abgetrennt, stattdessen kommt es zu einer elastischen Deformation des Werkstoffs. Durch die Erhöhung der Spanungsdicke auf die Mindestspanungsdicke ( $h = h_{min}$ ) wird der Werkstoff in Form von Spänen vom Werkstück abgetrennt, wobei es weiterhin zu einem Anteil an elastischer Verformung

kommt. Übersteigt die Spanndicke die Mindestspanndicke ( $h > h_{\min}$ ), sinkt der Anteil der elastischen Verformung stark ab und nahezu der gesamte Werkstoff wird in Form eines Spans vom Werkstück abgetrennt [Chae06].

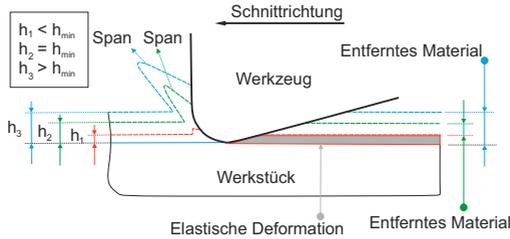


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung des Einflusses der Mindestspanndicke auf die Zerspanung nach [Reza18, Chae06]

Um eine definierte Werkstofftrennung zu erzielen, ist es somit erforderlich die Mindestspanndicke zu überschreiten. Bedingt durch die Prozesskinematik ist dies allerdings nicht immer möglich. Dies betrifft vor allem Prozesse mit unterbrochenem Schnitt wie beispielsweise das Stirn-Umfangsfräsen mit einem großen Verhältnis von Schneidenradius zu Spanndicke. Abhängig vom Arbeitseingriff werden alle drei Fälle innerhalb einer Werkzeugumdrehung ein oder zwei Mal durchlaufen. Die Reihenfolge wird durch das Gleich- oder Gegenlaufräsen bestimmt. Abbildung 2-5 zeigt dies beispielhaft für das Gleichlaufräsen, wobei Phase II der Mindestspanndicke entspricht. Je größer das Verhältnis von Schneidenradius zur maximalen Spanndicke ist, desto größer wird der Bereich, in dem die Mindestspanndicke unterschritten wird.

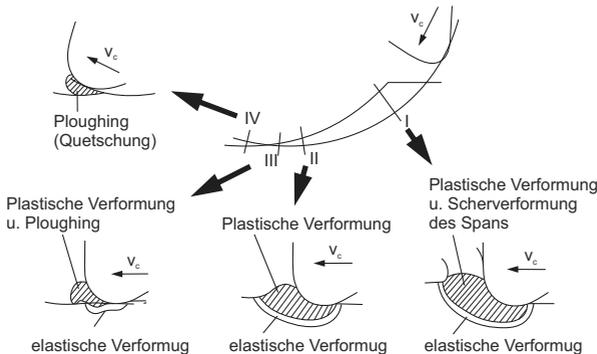


Abbildung 2-5: Ploughing-Modell des Fräsprozesses nach [Xu96]

### Größeneffekte

Mit der Reduzierung der Strukturgrößen sowie der damit einhergehenden Herabskalierung der Werkzeuggrößen, gewinnen sogenannte Größeneffekte oder Skaleneffekte immer mehr an Bedeutung [Voll08]. Die Eigenschaft, nicht alle prozessrelevanten Größen im gleichen Maßstab skalieren zu können, wird als Größeneffekt beschrieben. Größeneffekte, die in der Mikrozerspanung

auftreten sind beispielsweise der Größeneffekt des Schneidenradius, der Werkstückmikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften [Chen13]. Die beim Mikrofräsen bedeutendsten Größeneffekte sind die des Schneidenradius und der Werkstoffmikrostruktur, die im Folgenden näher erläutert werden.

Beim Größeneffekt des Schneidenradius liegt ein geringer Wert für das Verhältnis der Spannungsdicke und des Schneidenradius ( $h/r_{\beta}$ -Verhältnis) vor. Dieses ungünstige Verhältnis entsteht, weil der Schneidenradius der Mikrowerkzeuge nicht im gleichen Maße wie die Spannungsdicken verringert werden kann. Ein Grund ist, dass der minimal erreichbare Schneidenradius bei Hartmetall in etwa der Korngröße des Hartmetalls entspricht. Bei einem Ultrafeinstkornhartmetall mit einer mittleren Korngröße von 200 nm ist der kleinste erreichbare Schneidenradius 200 nm [Kier21]. Der im Vergleich zur Spannungsdicke große Schneidenradius führt dazu, dass der Schneidenradius in der Größenordnung der Mindestspannungsdicke liegt und es größtenteils zu einer elastischen Verformung des Werkstoffs kommt. Eine Möglichkeit den Anteil an elastischer Verformung des Werkstoffs zu reduzieren ist die Erhöhung des Zahnvorschubs beim Mikrofräsen, was jedoch durch die Stabilität der filigranen Mikrowerkzeuge begrenzt ist, da zu hohe Zerspankräfte zum Werkzeugbruch führen. Der Wert der Mindestspannungsdicke hängt vom Schneidenradius des Werkzeugs, dem zerspannten Werkstoff sowie den Prozessparametern ab [Chen13], wobei der Schneidenradius und der Werkstoff die größten Einflussfaktoren sind. Bezüglich der Bestimmung der Mindestspannungsdicke sind in der Literatur sowohl experimentelle als auch simulative Studien zu finden. Die ermittelten Werte für die Mindestspannungsdicke liegen typischerweise zwischen 5 % und 48 % des Schneidenradius [Chen13, Balá21]. Wird die Mindestspannungsdicke nicht erreicht, ist die Zerspannung aufgrund des negativen effektiven Spanwinkels geprägt von Reib- und Quetschvorgängen. Dabei kommt es sowohl zu einer plastischen als auch einer elastischen Verformung des Werkstoffs [Afaz13]. Die elastische Rückstellung des Werkstoffs nach der Entlastung wird Springback-Effekt genannt. Das Auftreten von Reib- und Quetschvorgängen während der Zerspanung wird als Ploughing-Effekt bezeichnet. Folgen dieses Effekts sind unter anderem die Verschlechterung der Oberflächenrauheit [Chae06, Wu20], die Erhöhung der Druckeigenstressungen in der Werkstückrandzone [Ramo12], die Zunahme des Grates [Mian09] und die Erhöhung der spezifischen Schnittkraft [Mian09].

Der Größeneffekt der Werkstoffmikrostruktur ist dadurch gekennzeichnet, dass die Größe des Werkzeugs in der Größenordnung der Korngröße des Werkstückmaterials liegt. Bei der konventionellen Zerspanung ist der Werkzeugdurchmesser viel größer als die mittlere Korngröße des zerspannten Werkstoffs. Hierdurch können polykristalline texturfreie Werkstoffe als homogen und isotrop angesehen werden. Die Festigkeit dieser Werkstoffe ist von der Korngröße ( $d_K$ ) abhängig, wobei eine geringere Korngröße eine höhere Festigkeit mit sich bringt. Dieser Zusammenhang kann durch die Hall-Petch Beziehung (vgl. Gl. 2-3) beschrieben werden [Voll09].

$$R_e = \sigma_0 + \frac{K}{\sqrt{d_K}} \quad (\text{Gl. 2-3})$$

Liegt die Werkzeuggröße jedoch in der Größenordnung der Korngröße des Werkstoffs, findet die Zerspannung innerhalb eines Kornes statt. Dadurch ist die Zerspannung abhängig von den kristallographischen Eigenschaften jedes einzelnen Kornes, wodurch der Werkstoff als inhomogen und anisotrop betrachtet werden muss [Dorn06]. Abbildung 2-6 stellt diesen Bereich der

polykristallinen Werkstoffe mit Größeneffekten, der den Übergang zwischen polykristallinen Werkstoffen und Einkristallen bildet, graphisch dar.

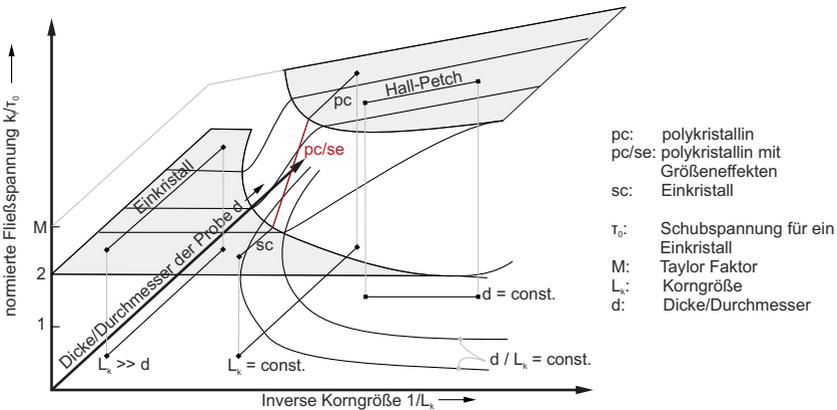


Abbildung 2-6: Übergang zwischen polykristallinen Werkstoffen und Einkristallen nach [Voll01]

### 2.1.2 Mikrofräswerkzeuge

Die Herstellung von Mikrobauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen durch Mikrofräsen stellt unter anderem durch die auftretenden Größeneffekte hohe Anforderungen an die eingesetzten Werkzeuge. Im Folgenden werden Schneidstoffe, Herstellungsverfahren und Mikrofräsergeometrien näher beschrieben.

#### Schneidstoffe

Das Material bzw. der Werkstoff, aus dem der Schneidteil eines Werkzeugs bzw. das gesamte Werkzeug besteht, wird als Schneidstoff bezeichnet. Damit Materialien für den Einsatz bei Zerspanwerkzeugen und damit als Schneidstoffe geeignet sind, müssen sie unter anderem folgende Eigenschaften aufweisen: Härte und Druckfestigkeit, Biegefestigkeit und Zähigkeit, Kantenfestigkeit, innere Bindefestigkeit, Warmfestigkeit, Oxidationsbeständigkeit, geringe Diffusions- und Adhäsionsneigung, Abriebfestigkeit sowie ein reproduzierbares Verschleißverhalten [Kloc18a]. Die gebräuchlichsten Schneidstoffe, die für Mikrofräser verwendet werden, sind Hartmetall und Diamant. Neben diesen werden in wenigen Fällen forschungsseitig auch kubisches Bornitrid (cBN) (z. B. [Gols17] oder [Liu18]) bzw. Keramiken (z. B. [Maye20] oder [Denk17] (SiC)) verwendet.

**Hartmetalle** sind Sinterwerkstoffe bestehend aus einem metallischen Hartstoff und einem Bindemetall [Scha07]. Als Hartstoffe werden beispielsweise Wolframcarbid (WC), Titancarbid (TiC) oder Titanitrid (TiN) verwendet, für das Bindemetall meist Cobalt oder Nickel. Die am häufigsten eingesetzten Hartmetallsorten sind WC-Co-Hartmetalle, WC-TiC-Co-Hartmetalle und WC-TiC-TaC-Co-Hartmetalle [Scha07].

Als Schneidstoff zeichnet sich Hartmetall durch sein großes E-Modul sowie seinen hohen Verschleißwiderstand aus [Ali06]. Zudem hat Hartmetall einen im Vergleich zu Stahl geringen

Wärmeausdehnungskoeffizient [Ali06]. Die mechanischen Eigenschaften des Hartmetalls werden durch die Anordnung und die Zusammensetzung des Gefüges beeinflusst. Die Phasen und deren Volumenanteil bestimmen das E-Modul. Die Festigkeit, das Bruchverhalten und die Härte werden durch die geometrische Anordnung der Gefügeelemente beeinflusst [Scha07]. Dabei können sich die Härte und die Bruchzähigkeit nur gegenläufig ändern [Scha07]. Die höchsten Festigkeitswerte werden von extrem feinkörnigen Hartmetallsorten mit WC-Korngrößen unter  $1\ \mu\text{m}$  erreicht, was darauf zurückzuführen ist, dass diese Hartmetalle nahezu frei von Poren und Makrodefekten sind [Scha07]. Bedingt durch ihre hohe Härte und Biegebruchfestigkeit werden somit für die Herstellung von Mikrofräsern vor allem Feinstkornhartmetall (Korngröße  $0,5\ \mu\text{m} - 0,8\ \mu\text{m}$ ) und Ultrafeinkornhartmetall ( $0,2\ \mu\text{m} - 0,5\ \mu\text{m}$ ) mit WC als Hartstoff und Co als Binder verwendet [Scha07].

Vorteile der Verwendung von Hartmetall als Schneidstoff im Vergleich zu z. B. Diamant sind die günstigen Herstellungskosten für die Werkzeuge [Ohni07], eine hohe Zähigkeit sowie die Möglichkeit eine Vielzahl verschiedener Werkstückmaterialien zu bearbeiten [Chen13]. Nachteilig ist, dass der Schneidenradius der Hartmetallwerkzeuge durch die Korngröße des Hartmetalls limitiert ist. Hieraus ergibt sich insbesondere bei Werkzeugdurchmessern  $< 50\ \mu\text{m}$  die Herausforderung die Mindestspanungsdicke zu überschreiten und Werkzeugbruch zu vermeiden.

**Diamant** ist das härteste natürlich vorkommende Material und besteht aus reinem Kohlenstoff, bei dem die chemischen Bindungen in  $\text{sp}^3$ -Hybridisierung vorliegen. Diese Bindungen sind der Grund für die hohe Härte. Als Schneidstoff wird Diamant in zwei Formen verwendet: als monokristalliner Diamant (MKD) und als polykristalliner Diamant (PKD). MKD-Werkzeuge werden aus Naturdiamanten oder aus synthetischen Einkristallen hergestellt, die richtungsabhängige Werte für die Härte, die Festigkeit oder das Elastizitätsmodul aufweisen [Kloc18a]. Hingegen werden PKD-Werkzeuge durch das Sintern von synthetischen Diamanten hergestellt, wodurch PKD aufgrund der regellosen Verteilung der einzelnen Kristallite nahezu isotrop ist [Kloc18a].

Diamant zeichnet sich als Schneidstoff durch seine hohe Härte [Xia19], seinen geringen Reibungskoeffizienten [Zhan14a] und die gute Abrasionsbeständigkeit [Zhan14a] aus. Zudem ist aufgrund des kristallinen Aufbaus von Diamant theoretisch die Herstellung von nahezu atomar scharfen Schneiden möglich. Schneidenradien von Diamantwerkzeugen sind in der Praxis typischerweise kleiner als  $100\ \text{nm}$  [Chen13]. Nachteilig bei Diamantwerkzeugen ist die Herstellbarkeit der Werkzeuge. Aufgrund der hohen Härte und der Verschleißfestigkeit, die zu den Vorteilen von Diamantwerkzeugen zählen, gestaltet sich die Herstellung der Schneiden von Werkzeugen aus PKD schwierig [Zhan14b]. Ein weiterer Nachteil ist das eingeschränkte Werkstoffspektrum, das durch Diamantwerkzeuge bearbeitet werden kann. Diamantwerkzeuge eignen sich nur bedingt für die Zerspanung von eisenhaltigen Werkstücken, da die hohe Kohlenstoffaffinität des Eisens zu chemischem Verschleiß führt. Zudem kommt es oberhalb einer Temperatur von  $650\ \text{°C}$  zu einer Graphitisierung des Diamants und folglich zu einer Reduzierung der Härte des Schneidstoffs [Kloc18a].

**Kubisches Bornitrid (cBN)** ist eine chemische Verbindung aus Bor- und Stickstoffatomen, die als kubisches Kristallsystem vorliegt. CBN ist nach Diamant das zweithärteste bekannte Material [Kloc18a]. Es zeichnet sich durch seine sehr hohe Oxidationsbeständigkeit und seine Warmfestigkeit aus, diese sind jedoch mit einer im Vergleich zu Hartmetall geringeren Biegefes-

tigkeit verbunden [Kloc18a]. Im Vergleich zum Schneidstoff Diamant ist cBN sehr gut für die Bearbeitung eisenhaltiger Werkstücke geeignet.

**Schneidkeramiken** werden durch Sintern von Metalloxiden, -nitriden und -karbiden hergestellt und werden in oxidische und nicht oxidische Schneidkeramiken unterteilt. Sie zeichnen sich durch eine hohe Härte und ein herausragendes Verschleißverhalten aus [Denk11], ihr Sprödbruchverhalten sowie die Streuung der Festigkeitseigenschaften sind jedoch Nachteile dieses Schneidstoffs [Kloc18a]. Für die Herstellung von Mikrofräsern mit einem Durchmesser von 50 µm wurden von Mayer et al. die Keramiken Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), Siliziumnitrid ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ), Yttriumoxid dotiertes tetragonal stabilisiertes polykristallines Zirkonoxid (Y-TZP) und Zirkoniumdioxid verstärktes Aluminiumoxid (ZTA) eingesetzt. Es zeigten sich deutliche Unterschiede im Schneidenradius der hergestellten Werkzeuge, wobei die schärfsten Schneiden mit Zirkoniumoxid erzielt wurden [Maye20].

### Herstellungsmethoden

Für die Herstellung von Mikrofräsern haben sich verschiedene Verfahren etabliert. Die bekanntesten Verfahren sind das Schleifen, Focused Ion Beam (FIB), Electrical Discharge Machining (EDM) sowie die Laserbearbeitung.

Bei der Herstellung von Mikrofräsern durch **Schleifen** wird die Geometrie des Werkzeugs hergestellt, indem der Schneidstoff mit Hilfe von Schleifscheiben abgetragen wird. Schleifen ist das am häufigsten für die Herstellung von Mikrofräsern aus Hartmetall angewendete Verfahren [Uhlm05]. Das Verfahren zeichnet sich durch eine kurze Bearbeitungszeit [Auri12, Kirs17] sowie die Flexibilität bei der Herstellung verschiedenster Geometrieformen aus. Nachteilig sind Schwingungen, hohe Kräfte [Mala20] sowie der Temperatureintrag während der Bearbeitung, der zu einer Schädigung des Werkzeugs [Hajr18] oder Maßabweichungen führen kann. Zudem ist der Prozess limitiert durch die Größe der Schleifscheiben [Gong20], die die Geometrie sowie die minimal herstellbaren Werkzeugdurchmesser einschränken. Der schnelle Verschleiß der Schleifscheiben bei der Zerspanung von PKD schließt dieses Verfahren zur Herstellung von Werkzeugen aus PKD nahezu aus [Olia14].

**Focused Ion Beam (FIB)** oder auch fokussierter Ionenstrahl genannt, bezeichnet ein Verfahren, bei dem durch die induzierte Kollision von Ionen Material abgetragen wird. Als Ionen werden meist Gallium- oder Heliumionen verwendet. FIB ist ein kontaktloser Prozess. Die durch den Ionenaufprall verursachte Kraft auf das Werkzeug kann vernachlässigt werden [Adam01]. Zudem können durch den geringen Durchmesser des Ionenstrahls und die kontrollierte Entfernung weniger Atome komplexe Geometrien sowie scharfe Schneidkanten hergestellt werden [Chen13, Adam01]. Ein Nachteil von FIB sind die hohen Prozesskosten [Chen13] wegen der langen Bearbeitungszeit durch die geringe Materialabtragsrate [Chen13] sowie die teure Bearbeitungsanlage [Xia19].

Ein Verfahren, bei dem der Materialabtrag thermisch erfolgt, ist die **Funkenerosion** oder auch Electrical Discharge Machining (EDM) genannt. Das Verfahren beruht auf elektrischen Entladevorgängen (Funken) zwischen einem leitfähigen Werkstück und einer Elektrode als Werkzeug. In Abhängigkeit der Elektrodenform sowie der Prozessführung wird zwischen dem Drahterodieren und dem Senkerodieren unterschieden. EDM ist ein kontaktloses und kraftfreies Verfahren [Olia14]. Im Vergleich zur Herstellung von Mikrofräsern mit FIB und Laserbearbeitung ist die

Fertigung mittels EDM deutlich schneller [Flei04]. Hervorzuheben ist zudem die hohe Materialabtragsrate bei der Bearbeitung von schwer zerspanbaren Werkstoffen wie PKD [Gong20]. Nachteilig ist beim EDM jedoch, dass nur elektrisch leitfähige Werkstoffe bearbeitet werden können. Zudem kommt es durch die Funkenentladung zur Kraterbildung auf der Oberfläche. Dies führt zu einer rauen Oberfläche sowie stumpfen Schneidkanten [Zhan13b]. EDM ist sowohl für die Fertigung von Mikrofräsern aus Hartmetall als auch aus PKD geeignet [Olia14].

Bei der **Laserbearbeitung** wird der Materialabtrag über einen gepulsten Laserstrahl realisiert. Dabei werden meist Pikosekundenlaser [Xia19, Hajr18, Pfaf17] eingesetzt. Wie auch FIB und EDM ist die Laserbearbeitung ein kontaktloses Verfahren, bei dem kein Werkzeugverschleiß auftritt [Hajr18]. Es ist gekennzeichnet durch eine vernachlässigbare Wärmeeinflusszone [Hajr18], eine geringe Oberflächenrauheit [Xia19, Hajr18] sowie eine hohe Materialabtragsrate bei der Bearbeitung von PKD [Xia19]. Ein Vorteil im Vergleich zu EDM ist außerdem die Möglichkeit alle gängigen Schneidstoffe zu bearbeiten [Hajr18]. Bei der Bearbeitung von Hartmetall hat die Laserbearbeitung eine deutlich geringere Materialabtragsrate im Vergleich zum Schleifen [Hajr18]. Ein weiterer Nachteil ist die schwierige Kontrolle der Schmelze, was eine geringe Formgenauigkeit zur Folge haben kann [Gong20].

### **Werkzeugeometrie**

Verglichen mit dem konventionellen Fräsen, bei dem viele verschiedene Arten von Fräsern, wie z. B. Messerköpfe, Walzenstirnfräser, Schaftfräser oder Scheibenfräser, verfügbar sind, ist die Auswahl im Mikrobereich stark eingeschränkt. Aufgrund der Strukturgröße oder den fertigungstechnischen Grenzen bei der Herstellung der Mikrofräser existieren im Mikrobereich fast ausschließlich Schaftfräser. Lediglich vereinzelt finden sich andere Ausführungen wie beispielsweise Scheibenfräser [Wulf04]. Ausgangspunkt für die Entwicklung der Geometrie von Mikroschaftfräsern ist häufig die Geometrie von konventionellen Fräsern. Diese auf jahrelanger Entwicklung basierenden Geometrien wurden zunächst durch eine reine Herabskalierung in den Mikrobereich überführt. Bedingt durch Größeneffekte ist diese Vorgehensweise jedoch limitiert. Mit kleiner werdendem Werkzeugdurchmesser kommt es zu einer drastischen Abnahme der Steifigkeit, was beispielsweise zu Werkzeugauslenkungen oder Werkzeugbruch führen kann. Ein weiterer Größeneffekt ist der nicht beliebig reduzierbare Schneidenradius, wodurch Reib- und Quetschvorgänge mit geringer werdendem Werkzeugdurchmesser ansteigen, da z. B. der Vorschub pro Zahn aufgrund der fehlenden Steifigkeit nicht weiter erhöht werden kann. Um die Steifigkeit der Mikrofräser zu erhöhen, wurden speziell auf die spezifischen Prozessbedingungen des Mikrofräsens optimierte Mikrofräser entwickelt. Bei größeren Durchmessern wurden die Geometrien der zwei- bzw. mehrschneidigen Mikrofräser angepasst, bei sehr kleinen Werkzeugdurchmessern haben sich aufgrund der bauartbedingt erhöhten Steifigkeiten einschneidige Mikrofräser etabliert.

Mikroschaftfräser werden nach ihrer Geometrie bzw. ihrem Einsatzgebiet analog zu konventionellen Fräsern unterschieden in Mikroschaftfräser mit zylindrischem Schneidenteil, konische Mikrofräser, Mikrokugelfräser, Mikrokorusfräser und Mikroprofilfräser [Lape14]. Im Unterschied zu den Formen der Werkzeugkörper unterscheidet sich die Geometrie des gesamten Werkzeugs zwischen konventionellen Fräsern und Mikrofräsern. Das Werkzeug kann in die drei Bereiche Werkzeugschaft, Konus und die Schneiden unterteilt werden [Lape14]. Dabei bildet der Konus den Übergang zwischen dem Werkzeugschaft und den Schneiden. Bei konventionellen Fräsern

entspricht der Durchmesser des Werkzeugschafts in der Regel dem Durchmesser des Werkzeugs. Aufgrund der fehlenden Verfügbarkeit von Rohlingen zur Werkzeugherstellung mit beliebig kleinem Durchmesser sowie der Begrenzung der Werkzeugaufnahmen von Spindeln zur Mikrobearbeitung ist die Werkzeugaufnahme bei Mikrofräsern im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser sehr viel größer. Daraus ergibt sich für Mikrofräswerkzeuge eine veränderte Werkzeuggeometrie mit einem im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser großen Werkzeugschaftdurchmesser.

Weitere Optimierungen von Mikrofräsern fanden hinsichtlich der Anpassung an das Spindel-Werkzeug-System statt. Ein Beispiel für einen an das Spindel-Werkzeug-System angepassten Mikrofräser ist der am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität (RPTU) Kaiserslautern entwickelte einschneidige Mikrofräser (vgl. Abbildung 2-7). Die durch Facetten angenäherte Geometrie erlaubt die Werkzeugherstellung mit einer Dreiachsbearbeitung. Die frei parametrisierte Werkzeuggeometrie ermöglicht die beliebige Anpassung des Werkzeugdurchmessers oder der Schneidenlänge [Bohl20]. Zudem kann die Geometrie auf die Prozessbedingungen sowie die Prozessumgebung angepasst werden. Beispielhaft zu nennen ist die Anpassung des Facettenfreischliffs an den Vorschub pro Zahn oder die drehzahlabhängige Rundlaufabweichung der Werkzeugschindel [Bohl20].

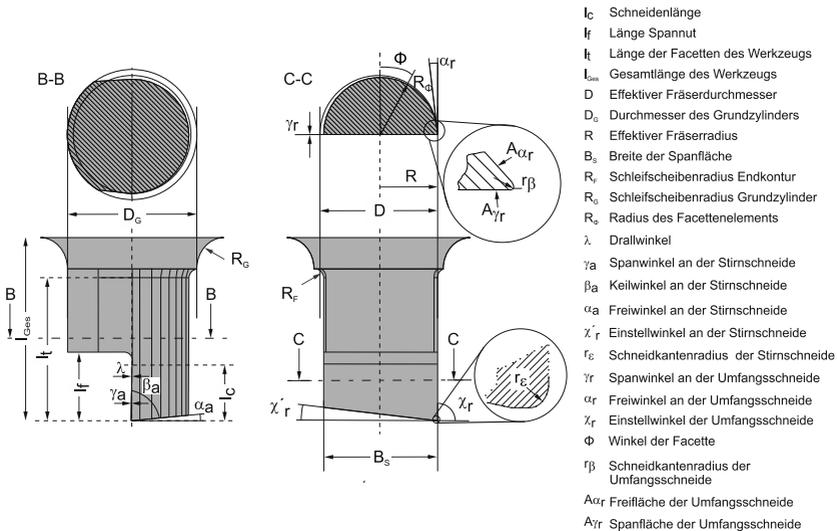


Abbildung 2-7: Werkzeugspindelangepasste Mikrofräsergeometrie [Bohl20]

### 2.1.3 Einflussfaktoren auf die Strukturqualität

Bei der Herstellung von Mikrostrukturen ist nicht allein die Geometrie des Werkzeugs und die Kinematik des Fräsprozesses verantwortlich für die Qualität der erzeugten Struktur. Ferner wird die Qualität maßgeblich durch den Werkzeugverschleiß, die Aufbauschneidenbildung und die Gratbildung beeinflusst.

## Werkzeugverschleiß

Dem Verschleiß von Werkzeugen liegen vier Verschleißmechanismen zu Grunde: Adhäsion, Abrasion, tribochemische Reaktionen und Oberflächenzerrüttung. Die aus den Verschleißmechanismen am Werkzeug resultierenden Verschleißformen sind für das konventionelle Fräsen abhängig von der Stelle, an der der Verschleiß auftritt, definiert: der Kolkverschleiß an der Spanfläche, der Freiflächenverschleiß an der Haupt- und Nebenfleifläche sowie der Kerbverschleiß an der Haupt- und Nebenschneide. Für das konventionelle Stirn-Umfangsfraesen sind in der ISO 8688-2 Verschleißmessgrößen wie die Verschleißmarkenbreite, der Schneidenversatz und die Kolktiefe definiert [DIN89]. Dies sind die gebräuchlichsten Verschleißmessgrößen bei konventionellen Fräsern.

Im Vergleich zur konventionellen Zerspaltung ist die Bestimmung des Werkzeugverschleißes in der Mikrozerspannung noch nicht definiert [Alha19]. Die Übertragung der Vorgehensweisen aus der konventionellen Zerspaltung, wie beispielsweise von Normen zur Verschleißbestimmung, auf das Mikrofräsen ist aufgrund der Werkzeuggrößen und dem damit verbundenen flächenmäßig geringeren Verschleiß der Mikrofräser nicht bzw. nur bedingt möglich. Hierbei spielt zudem die Auflösung der verfügbaren Messgeräte eine große Rolle, die oftmals nicht ausreichend ist. So gibt es bisher keine definierte Methode zur Verschleißmessung an Mikrowerkzeugen [Wang18a].

In der Literatur finden sich verschiedene Ansätze für die direkte und indirekte bzw. qualitative und quantitative Bestimmung des Werkzeugverschleißes von Mikrofräsern sowie verschiedene Methoden zur Bewertung des Werkzeugverschleißes. Die direkte Bestimmung des Werkzeugverschleißes von Mikrofräsern erfolgte beispielsweise mittels Rasterelektronenmikroskop [Gao21, Alha19, Band18, Mira18], Lichtmikroskop [Colp19], Digitalmikroskop [Olia16], optischem 3D-Profilometer [Vipi19] und 3D-Laser-Konfokalmikroskop [Wang19]. Aufgrund der technisch oftmals nicht möglichen Werkzeugvermessung direkt in der Maschine werden die Werkzeuge aus dem Werkzeugspannsystem ausgespannt, um mit den genannten Messsystemen außerhalb der Maschine charakterisiert zu werden. Die Ausspannung kann z. B. den Rundlauf des Werkzeugs beeinflussen [Alha19]. Die Folge ist, dass zum Teil nur eine Verschleißuntersuchung am Ende der Zerspaltung möglich ist und somit keine Aussage über den Verschleißfortschritt dieser Werkzeuge getroffen werden kann. Neben der Verwendung der genannten Messgeräte wurden für das Mikrofräsen auch indirekte Methoden zur Überwachung des Werkzeugverschleißes eingesetzt. Eine dieser Methoden ist die Messung und Überwachung der Prozesskräfte während der Zerspaltung. Dabei werden meist Dynamometer oder piezoelektrische Kraftaufnehmer verwendet [Serj20]. Weitere Methoden, die beim Mikrofräsen Anwendung finden, sind der Einsatz von akustischen Emissions (AE)-Sensoren, Beschleunigungs- und Vibrationssensoren, die Verwendung des Motorstroms, maschinelles Lernen sowie eine Kombination aus verschiedenen Methoden [Mand14]. In der Praxis finden derzeit aber vorrangig direkte Messverfahren Anwendung. Die Auswahl des Messverfahrens ist dabei in den meisten Fällen vom Werkzeugdurchmesser abhängig. Zur Werkzeugverschleißmessung von Werkzeugen mit Durchmessern größer als 500 µm wurden hauptsächlich optische Messinstrumente verwendet, wohingegen bei kleineren Durchmessern das REM bevorzugt zum Einsatz kam.

Die fehlende Standardisierung der Verschleißmessgrößen für die Mikrozerspannung führte zu einer Vielzahl von betrachteten Verschleißmessgrößen. Bei der Untersuchung von größeren Werkzeugdurchmessern griffen die Autoren oftmals auf die Verschleißmessgrößen der konventionellen

Zerspanung zurück. In diesen Fällen wurden der Freiflächenverschleiß [Olia16] oder der Spanflächenverschleiß beispielsweise durch die Bestimmung der Verschleißmarkenbreite VB [Alha19, Dadg18] bestimmt. Andere Autoren verwendeten als Verschleißmessgrößen den Schneidenradius [Vipi19, Mira18], die Abweichung von der ursprünglichen Werkzeuggeometrie [Dadg18] oder den Werkzeugdurchmesser [Shak21, Olia16]. Indirekt kann der Werkzeugverschleiß aufgrund der verschleißbedingten Durchmessererringerung des Werkzeugs an der Nutbreite gemessen werden [Reic19, Fili07], wenn beispielsweise das Ausspannen des Werkzeugs während der Zerspanung nicht möglich ist. Bei sehr kleinen Werkzeugen wurde der Werkzeugverschleiß meist nur nach der Zerspanung qualitativ anhand von REM-Aufnahmen bewertet.

Die Verschleißursachen der Mikrofräser sind vergleichbar mit denen konventioneller Fräser. In der Literatur wurden als Verschleißursachen von Mikrofräsern vor allem Abrasion, Adhäsion sowie mechanische und thermische Überbeanspruchung genannt [Vipi19]. Unter Abrasion wird der mechanische Abrieb aufgrund der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück verstanden, der zu Frei- und Spanflächenverschleiß führt. Bei Mikrofräsern können eine deutliche Vergrößerung des Schneidenradius [Vipi19] und die signifikante Verringerung des effektiven Werkzeugdurchmessers [Olia16] die Folge sein. Bei der Adhäsion kommt es zu atomaren Bindungen zwischen dem zerspannten Werkstoff und dem Werkzeug, die sich als Mikroverschweißungen ausprägen [Kloc18a]. Kommt es zum Ablösen bzw. Abscheren dieser Aufbauschichten oder Aufbauschneiden vom Werkzeug löst sich die Verbindung entweder innerhalb des Werkzeugmaterials oder innerhalb der Aufbauschicht bzw. -schneide. Das Herausreißen von Werkzeugmaterial wird als Adhäsionsverschleiß bezeichnet. Neben Abrasion und Adhäsion kann es zu Werkzeugverschleiß durch mechanische und thermische Überbeanspruchung kommen. Durch die meist filigranen Mikrofräser können mechanische Überbeanspruchungen zu Ausbrüchen an den Werkzeugen führen. Eine Überbelastung führt zum sofortigen Versagen der Mikrofräser. Infolge thermischer Überbelastung kann es bei Mikrofräsern aus Hartmetall zu Diffusionsverschleiß kommen, wodurch die Verschleißfestigkeit des Hartmetalls herabgesetzt wird. Bei Verwendung von beschichteten Mikrofräsern wurde als Verschleißmechanismus zudem die Delamination der Beschichtung beobachtet [Vipi19, Bohl18].

In einigen Studien wurde untersucht, welche Faktoren den Verschleiß von Mikrofräsern beeinflussen und wie dieser reduziert werden kann. Beeinflusst wird der Werkzeugverschleiß beispielsweise durch Vibrationen, mechanische Belastungen oder Temperaturen [Serj20]. Einen großen Einfluss stellen zudem die für das Mikrofräsen gewählten Prozessparameter dar, wie der Vorschub pro Zahn [Vipi19], die Spindeldrehzahl [Shak21, Mira18] und die Zustellung [Mira18]. Bei geeignet gewählten Prozessparametern kann der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert werden. Eine Reduzierung kann zudem durch den Einsatz von Werkzeugbeschichtungen [Alha19] oder dem Einsatz von Kühlschmierstoffen [Asla18, Kim17] erreicht werden.

### **Aufbauschneidenbildung**

Aufbauschneiden bezeichnen am Werkzeug, insbesondere im Bereich der Schneide, anhaftenden Werkstoff des Werkstücks, der die Zerspanaufgabe der Schneide des Werkzeugs übernimmt (siehe Abbildung 2-8 a) und c) und sich dabei an der Schneide periodisch auf- und wieder abbaut [Lola54]. Somit ist die Schneide des Werkzeugs bedingt durch die Aufbauschneide nicht in Kontakt mit dem Span bzw. dem zerspannten Werkstoff, wodurch die Werkzeugschneide vor Verschleiß geschützt werden kann [OToo20]. Das Auftreten von Aufbauschneiden ist von

der Schnittgeschwindigkeit abhängig [Kloc18a]. Dabei kommt es im Bereich geringer Schnittgeschwindigkeit selten zur Aufbauschneidenbildung, da bei geringeren Schnittgeschwindigkeiten geringere Temperaturen in der Zerspanzone vorherrschen [Xu96], was zu einer geringen Menge an verfestigtem Material auf dem Werkzeug führt [Lola54]. Durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeiten steigt die Temperatur und damit die Neigung zur Aufbauschneidenbildung; der am Werkzeug anhaftende Werkstoff ist stark verfestigt und spröde [Lola54]. Mit weiterer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit verringert sich die Neigung zur Aufbauschneidenbildung wieder, da der am Werkzeug anhaftende Werkstoff weniger verfestigt ist [Lola54]. Die Aufbauschneidenbildung ist zudem von der Kombination aus Werkstoff und Werkzeug abhängig [Kloc18a].

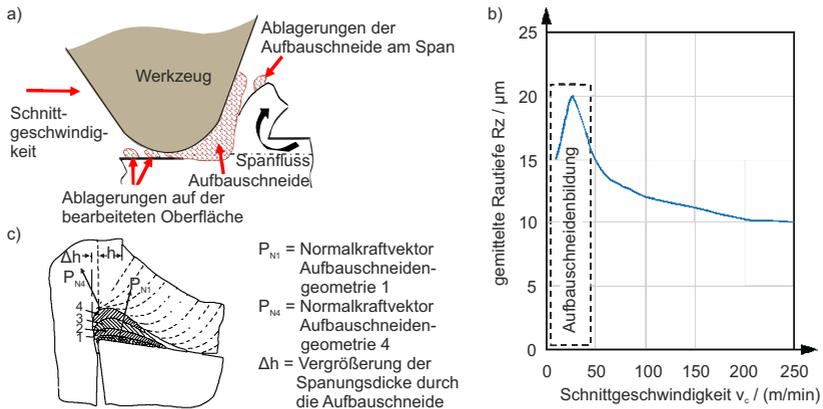


Abbildung 2-8: a) Schematische Darstellung der Aufbauschneidenbildung nach [Wang16] b) Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Oberflächenqualität nach [Kloc18a] c) Schematische Darstellung der Entstehung und Veränderung der Form der Aufbauschneide nach [Lola54]

Aufbauschneiden führen zu einer Reduzierung oder Erhöhung der Prozesskräfte, einem erhöhten Werkzeugverschleiß und einer schlechteren Oberflächenqualität [Pálm13], da ein Teil der Aufbauschneide in die Oberfläche gedrückt wird [Lola54]. Durch das kontinuierliche Auf- und Abbauen der Aufbauschneide kommt es zu Ablagerungen der Aufbauschneide sowie zu verschmierten Bereichen auf der bearbeiteten Oberfläche [OToo20]. Dies führt zu einer deutlichen Erhöhung der Oberflächenrauheit [Kloc18a] (vgl. Abbildung 2-8 b). Zudem können Aufbauschneiden zu einer größeren Grathöhe führen [Davo17]. Als mögliche Begründung nannten die Autoren die Umformung des Werkstoffs aufgrund des durch die Aufbauschneide vergrößerten Schneidenradius, infolgedessen keine definierte Werkstofftrennung mehr erreicht werden kann. Aufbauschneiden führen zu geringeren Prozesskräften [Wang18b] bzw. höheren Prozesskräften [Pálm13], je nachdem ob es durch die Aufbauschneide zu einer Vergrößerung oder einer Verkleinerung des Schneidenradius bzw. des Spanwinkels kommt. Eine Aufbauschneide führt dann zu Werkzeugverschleiß, wenn durch das Ablösen der Aufbauschneide neben der Aufbauschneide auch Schneidstoff aus dem Werkzeug herausgerissen wird [Ucun13].

Zur Vermeidung von Aufbauschneiden bzw. der Verringerung der Neigung zur Aufbauschneidenbildung beim Mikrofräsen finden sich verschiedene Ansätze in der Literatur. Dies sind beispielsweise der Einsatz von Werkzeugbeschichtungen oder das prozessspezifische Anpassen der Prozessparameter bzw. der Werkzeuggeometrie. Ucun et al. zeigten, dass bei der Zerspanung von Inconel 718 eine diamond-like carbon (DLC) Beschichtung die Neigung zur Aufbauschneidenbildung im Vergleich zu unbeschichteten Hartmetallwerkzeugen signifikant reduziert. Zudem konnten dadurch bessere Oberflächenrauheiten erzielt werden [Ucun15b]. Zu einem ähnlichen Ergebnis kamen Aslantaş et al.: Im Vergleich zum unbeschichteten Werkzeug zeigten die Werkzeuge mit einer nanokristallinen Diamantbeschichtung (NCD) beim Mikrofräsen von Ti6Al4V keine Aufbauschneide und die Werkzeuge mit Titanitrid (TiN) bzw. Aluminiumchromnitrid (AlCrN) Beschichtung lediglich sehr kleine Aufbauschneiden [Asla16b]. Bohley untersuchte den Einfluss einer Titanborid ( $TiB_2$ )-Beschichtung bei der Zerspanung von cp-Titan Grade 2 im Vergleich zu unbeschichteten Mikrofräsern. Die Ergebnisse belegen, dass die Beschichtung die Aufbauschneidenbildung, insbesondere bei einer Drehzahl von  $80.000 \text{ min}^{-1}$ , deutlich verringert, wohingegen die Zerspanung mit den unbeschichteten Werkzeugen von Aufbauschneidenbildung geprägt war [Bohl20]. Hinsichtlich des Zusammenhangs zwischen der Werkzeuggeometrie und der Neigung zur Aufbauschneidenbildung zeigten Oliaei et al., dass ein geringer Freiwinkel zu einer stabilen Aufbauschneide führt [Olia17].

### Gratbildung

Ein weiterer Einflussfaktor auf die erzeugte Struktur- und Bauteilqualität ist die Gratbildung. Grat bezeichnet einen Überhang an einer Außenkante, durch den eine Kante nicht mehr ideal scharf ist [DIN20b]. Im Vergleich zur konventionellen Zerspanung ist der Grat bei der Mikrobearbeitung verglichen mit der erzeugten Struktur deutlich größer. Die Größe des Grats kann beim Mikrofräsen in der Größenordnung des Werkzeugdurchmessers [Kisw14] oder der Struktur liegen. Dies führt dazu, dass der am Bauteil verbleibende Grat nach dem Mikrofräsen die Qualität oder Funktion stark einschränken kann [OToo20, Kisw14].

Grat kann nach verschiedenen Kriterien klassifiziert werden. Hierzu zählen die Form des Grats, die Position, an der der Grat auftritt oder der Entstehungsmechanismus [Hash99]. Die Form des Grates kann nach [Cher06] in die fünf Kategorien Messergrat (knife-type burr), Kringelgrat (curl-type burr), Wellengrat (wave-type burr), Kantenausbruch und Sekundärgrat unterteilt werden. Die verschiedenen Gratformen sind in Abbildung 2-9 a) dargestellt. Chern et al. unterteilen die Gratformen in Primärgrat, Nadelgrat (needle-like burr), Federgrat (feathery burr) und Sekundärgrat (minor burr) [Cher07]. Hinsichtlich der Gratposition kann der Grat beim Fräsen wie in Abbildung 2-9 b) dargestellt in Eintritts- und Austrittsgrat sowie Oberflächen- und Seitengrat eingeteilt werden [Auri09]. Eine weitere Unterteilung kann nach der Gleich- und Gegenlaufseite erfolgen. In Abhängigkeit von der Entstehung des Grats kann eine weitere Einteilung in Poissongrat (poisson burr), Rissgrat (tear burr), Überrollgrat (rollover burr) und Trenngrat (cut-off burr) erfolgen [Gill76] (vgl. Abbildung 2-9 c).

Die Menge des Grats, die nach der Zerspanung am Bauteil zurückbleibt, wird durch die Prozessbedingungen, den Spanbildungsprozess, die Werkzeuggeometrie, die Werkzeugbeschichtung, die Kühlschmierung, das Werkstückmaterial und die Vibrationen während der Zerspanung beeinflusst. Da sich Grat negativ auf die Einsetzbarkeit von Bauteilen auswirkt, sollten Strukturen und Mikrobauteile gratfrei erzeugt werden. Dies kann entweder durch das Entgraten im An-

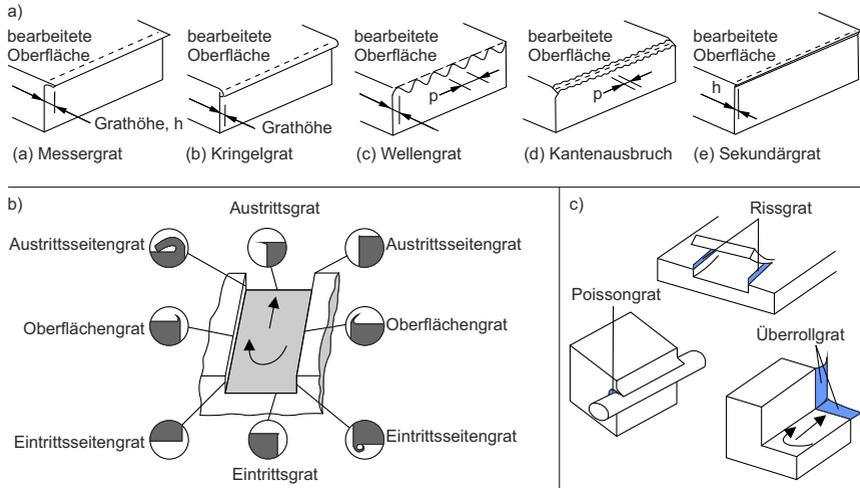


Abbildung 2-9: a) Fünf Arten von Grat beim Planfräsen nach [Cher06], b) verschiedene Gratarten und ihre Positionen nach [Auri09], c) Darstellung des poisson, tear und rollover Grat nach [Gill76]

schluss an die Zerspanung oder direkt durch einen auf die Gratbildung angepassten Prozess erfolgen. Aufgrund der geringen Strukturgrößen, die beim Mikrofräsen erzeugt werden, ist die Gratentfernung nach der Zerspanung, wie es bei der konventionellen Zerspanung üblich ist, nicht möglich. Zur Gratentfernung können bei Mikrostrukturen lediglich Verfahren wie beispielsweise elektrochemisches Polieren [Scha99] oder Mikrostrahlen [Hors06] eingesetzt werden. Diese sind jedoch sehr zeit- und kostenintensiv und können zudem zu einer Zerstörung der Struktur führen [Scha99].

Zwei bedeutende Einflussfaktoren auf die Gratbildung sind die Mindestspannungsdicke und der Schneidenradius. Ein großes Verhältnis zwischen Schneidenradius und Spannungsdicke führt während des Werkzeugeingriffs zu Quetsch- und Reibvorgängen am zu zerspanenden Werkstoff, was wiederum eine erhöhte Gratbildung zur Folge hat [Chen13]. Durch fortschreitenden Werkzeugverschleiß kommt es zu einer weiteren Erhöhung der Gratbildung [Kisw14], da Verschleiß meist eine Vergrößerung des Schneidenradius mit sich bringt. Weitere Effekte, die die Gratbildung beeinflussen, sind Vibrationen bzw. der Materialabtragsmechanismus. Wird der Werkstoff während der Zerspanung nicht in Form eines Spans vom Werkstück getrennt, sondern plastisch verformt, kommt es zur Gratbildung. Dies wird begünstigt, wenn zum einen der zu zerspanende Werkstoff während der Spanbildung nicht durch umliegenden Werkstoff gestützt wird, oder zum anderen eine hohe Rundlaufabweichung des Werkzeugs oder unerwünschte Vibrationen vorliegen [Balá21].

In der Literatur finden sich verschiedene Ansätze zur Gratreduzierung bzw. im besten Fall der Vermeidung von Gratbildung durch einen angepassten Prozess. Diese Ansätze umfassen die Bereiche Werkzeuggeometrie, Werkstückmaterial, Prozessparameter, Frässtrategie, Werkzeugbeschichtung und Kühlschmierung. Saptaji et al. zeigten in ihrer Studie, dass die Verwendung

eines Mikroprofilfräasers mit einem Kegelwinkel von  $50^\circ$  beim Mikrofräsen von EN-AW 6061 zu einer deutlichen Reduzierung des Oberflächengrats im Vergleich zu einem Kegelwinkel von  $15^\circ$  führt [Sapt12]. Ein Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die Gratbildung wurde ebenfalls von Biermann et al. nachgewiesen. Sie kamen zu dem Ergebnis, dass Werkzeuge mit einem positiven Spanwinkel und einem großen Drallwinkel zu einer geringeren Gratbildung führen [Bier12]. Reichenbach et al. zeigten bei der Zerspaltung von PMMA, dass ein Mikrofräser ohne Drall weniger Grat erzeugt als ein Werkzeug mit einem Drallwinkel von  $30^\circ$  [Reic18]. Komatsu et al. untersuchten den Einfluss der Werkstückmaterialkorngröße auf die Gratbildung und zeigten, dass bei einer geringeren Korngröße deutlich weniger Grat gebildet wurde [Koma12]. Auch die Prozessparameter besitzen einen entscheidenden Einfluss auf die Gratbildung beim Mikrofräsen. Jin et al. wiesen nach, dass ein geringes Verhältnis zwischen dem Vorschub pro Zahn und dem Schneidenradius zu starker Gratbildung führt [Jin09]. Im Unterschied dazu stellten Biermann und Steiner eine große Menge an Oberflächengrat bei einem hohen Vorschub pro Zahn fest [Bier12]. Sie begründen dies durch ein möglicherweise zu großes Zerspanvolumen, das nicht mehr durch einen einzelnen Schnitt kontinuierlich entfernt werden kann. Eine Reduzierung der Gratbildung konnten sie durch die Verringerung der Schnittgeschwindigkeit erreichen, die zu einer Verfestigung des Materials führt [Bier12]. Mian et al. und Kumar et al. geben ebenfalls an, dass durch die geeignete Wahl der Schnittgeschwindigkeit [Mian11], des Verhältnisses zwischen Spannungsdicke und Schneidenradius [Mian11] bzw. allgemein der Prozessparameter [Kuma17] die Gratbildung beim Mikrofräsen beeinflusst werden kann. Die Untersuchungen von Piquard et al. zeigten, dass ein höherer Vorschub pro Zahn sowie ein kleinerer Arbeitseingriff einen positiven Einfluss auf die Gratbildung haben [Piqu14]. Aurich et al. untersuchten als weiteren Einflussfaktor auf die Gratbildung den Sturzwinkel der Spindel. Sie zeigten, dass die Gratbildung durch die Erhöhung des Sturzwinkels der Spindel und der daraus resultierenden Reduzierung des effektiven Drallwinkels des Werkzeugs verringert wird [Auri17]. Hinsichtlich des Einflusses der Frässtrategie finden sich verhältnismäßig viele Untersuchungen in der Literatur, die zu dem Ergebnis kommen, dass für eine geringe Gratbildung beim Mikrofräsen Gegenlauffräsen unabhängig vom zerspannten Werkstoff zu bevorzugen ist (z. B. [Kisw14] (EN AW 1100), [Mede18] (cp-Titan Grade 2), [Asla16b] (Ti6Al4V), [Bier12] (X5CrNi18-10)). Weitere Möglichkeiten die Gratbildung zu reduzieren sind der Einsatz von Werkzeugbeschichtungen und von Kühlschmierstoffen. Aramcharoen et al. zeigten, dass die meisten der von ihnen untersuchten Beschichtungen (TiN, TiCN, CrN und CrTiAlN) dazu geeignet sind die Gratbildung im Vergleich zu unbeschichteten Werkzeugen zu reduzieren [Aram08]. Vazquez et al. untersuchten den Einfluss verschiedener Kühlschmierstrategien im Vergleich zur Trockenbearbeitung auf die Grathöhe. Ihre Ergebnisse zeigen, dass die Höhe des Oberflächengrats durch die Anwendung von Minimalmengenschmierung verglichen mit der Trockenbearbeitung deutlich reduziert werden kann [Vazq15].

## 2.2 Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen

Die Produktivität und das Prozessergebnis des Mikrofräsen werden unter anderem durch die prozessbedingte Reibung und dem daraus folgenden Werkzeugverschleiß beeinflusst. Eine Möglichkeit, den Werkzeugverschleiß zu verringern, ist der Einsatz von Kühlschmierstoffen (KSS). In den folgenden Abschnitten werden Aufgaben und Arten von Kühlschmierstoffen sowie der

aktuelle Stand der beim Mikrofräsen eingesetzten Kühlschmierstoffe und Kühlschmierstrategien dargestellt.

### 2.2.1 Aufgaben und Arten von Kühlschmierstoffen

Die drei Hauptaufgaben von Kühlschmierstoffen sind das Kühlen, das Schmieren sowie das Wegspülen und der Abtransport von Spänen [VDI20]. Kühlschmierstoffe werden in der spanenden Bearbeitung eingesetzt, um die Standzeit von Werkzeugen und die Oberflächenqualität zu erhöhen. Die Eigenschaften der Kühlschmierstoffe wirken dem Werkzeugverschleiß entgegen, der auf Grund von Reibung und Wärmeeinwirkung entsteht. Kennzeichnend für die Kühlung ist die Abführung der Wärme aus der Zerspanungszone mit Hilfe von Kühlschmierstoffen mit hoher spezifischer Wärmekapazität (z. B. Emulsionen). Dadurch wird der thermisch bedingte Verschleiß reduziert. Die Reduzierung aufgrund von Reibung entstehender Wärme wird durch die zweite Hauptaufgabe von Kühlschmierstoffen, dem Schmieren, erreicht. Die Erzeugung eines Schmierfilms verringert die Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug [Mada15]. Eine weitere Hauptaufgabe von Kühlschmierstoffen ist der Abtransport von Spänen. Dies stellt insbesondere in der konventionellen Zerspanung durch das dort vorliegende große Zerspanvolumen eine Herausforderung dar.

Ob Kühlschmierstoffe eine bessere Kühl- oder Schmierwirkung besitzen, hängt vor allem von den physikalischen Stoffeigenschaften der Kühlschmierstoffe ab. Aus Untersuchungen der konventionellen Zerspanung ist der Zusammenhang zwischen den Stoffeigenschaften, wie beispielsweise der Viskosität, der Wärmekapazität oder der Wärmeleitfähigkeit, und der Kühl- und Schmierwirkung von KSS teilweise bekannt. Eine hohe Viskosität sorgt für eine genügend hohe Haftung des KSS am Werkstück und damit für die Ausbildung eines tragenden Schmierfilms. KSS mit einer niedrigen Viskosität strömen besser zur Wirkstelle und können besser in Kapillaren eindringen [Brin99]. Häufig werden deshalb mittlere Viskositäten angestrebt.

Hohe Werte für die Wärmekapazität oder die Wärmeleitfähigkeit verbessern die Kühlwirkung [Kloc18b]. Für die spanende Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide werden deshalb meist KSS mit diesen Stoffeigenschaften eingesetzt. Oft sind sie jedoch mit einer niedrigen Viskosität verbunden [VDI20]. Bei nichtwassermischbaren KSS ist vor allem der Basisstoff für die Kühlwirkung verantwortlich [VDI20]. Beispielsweise weisen nichtwassermischbare KSS bei denen der Basisstoff einen niedrigen Flammpunkt besitzt eine höhere Kühlwirkung auf. Für die KSS-Anwendung sind auch die chemischen Stoffeigenschaften von Bedeutung, da sie z. B. seine Stabilität und Fähigkeit zum Korrosionsschutz beeinflussen [Kloc18b].

Kuschmierstoffe werden anhand ihrer Zusammensetzung nach DIN 51385 [DIN13] oder VDI 3397 [VDI20] in wassermischbare und nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe untergliedert (vgl. Abbildung 2-10). Nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe bestehen aus einem Basisöl bzw. einem additvierten Basisöl, das sich nicht mit Wasser mischen lässt. Basisöle können nach [VDI20] beispielsweise Mineralöle, natürliche und synthetische Esteröle, synthetische Kohlenwasserstoffe oder Polyglykole sein. Additive sind Zusätze, die dem Basisöl zugesetzt werden, um die Eigenschaften zu beeinflussen. Sie können anhand ihrer Funktion in verschiedene Gruppen unterteilt werden. So können Additive die Eigenschaften der Reiboberflächen, die chemischen Eigenschaften der Schmieröle oder die physikalischen Eigenschaften der Schmieröle verändern [Hip100]. Zur Verbesserung der Schmiereigenschaften werden beispielsweise natürliche Fet-

töle oder synthetische Fettstoffe (AW (antiwear) - Additive) [Kloc18a] oder Phosphor- oder Schwefelverbindungen (EP (extreme pressure) - Additive) bei höheren Belastungen [Kloc18b] eingesetzt. Die Wirksamkeit der Additive hängt von den Einsatzbedingungen wie Temperatur oder Druck ab.

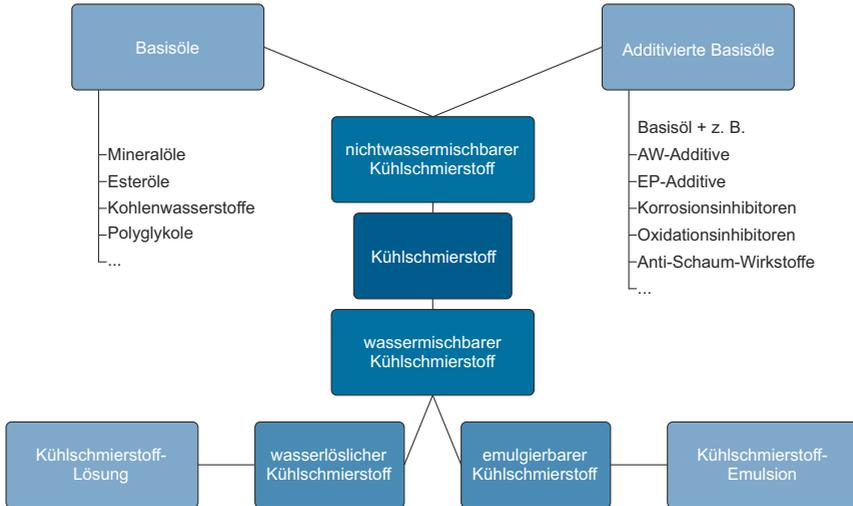


Abbildung 2-10: Unterteilung von Kühlschmierstoffen nach [DIN13, VDI20, Hip100]

In der Zerspaltung werden nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe dann eingesetzt, wenn die Schmierwirkung im Vordergrund steht. Öle haben im Vergleich zu wassermischbaren Kühlschmierstoffen eine geringe spezifische Wärmekapazität und eignen sich daher weniger zum Kühlen. Diese Aufgabe wird sehr gut durch wassermischbare Kühlschmierstoffe erreicht, die bis zu 99 % aus Wasser bestehen [Kloc18a]. Der restliche Anteil besteht aus einem Konzentrat, das entweder in Wasser emulgiert oder gelöst ist. Bei Kuschmierstoff-Emulsionen wird die Öl-in-Wasser-Emulsion durch Emulgatoren als Zusätze im Konzentrat möglich [Kloc18a]. Durch den hohen Wasseranteil besitzen Kuschmierstoff-Emulsionen und -Lösungen eine gute Kühlwirkung und werden besonders dann eingesetzt, wenn hohe Schnittgeschwindigkeiten genutzt werden. Im direkten Vergleich von KSS-Emulsionen und KSS-Lösungen weisen KSS-Lösungen oftmals die bessere Kühlwirkung auf [VDI20]. Kuschmierstoff-Lösungen werden hauptsächlich bei der Zerspaltung mit geometrisch unbestimmten Schneiden, wie dem Schleifen, eingesetzt [Kloc18a].

Der Kühl- bzw. Schmiereffekt von Kuschmierstoffen wird von verschiedenen physikalischen und chemischen Faktoren bestimmt [Brin15], die unter anderem das Eindringvermögen des Kuschmierstoffs bzw. der Kuschmiermitteltropfen in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück maßgeblich beeinflussen. Zu diesen Faktoren zählen

- die dynamische Viskosität,
- die freie Oberflächenenergie und die Oberflächenspannung des KSS (Kontaktwinkel  $\theta$ ),

- die Kapillarströmung und der Marangoni-Effekt,
- die Volatilität
- und die Penetration

[Brin15, Qu18] (vgl. Abbildung 2-11 a).

Eine hohe Viskosität sorgt in Verbindung mit einer guten Benetzbarkeit für die Ausbildung eines tragenden Schmierfilms. Eine geringe Viskosität hingegen verbessert die Kapillarströmung, verschlechtert aber die Schmierfilmbildung [Brin99]. Dies zeigt, dass das Zusammenspiel vieler dieser Faktoren maßgeblich für die Schmierwirkung ist: Beispielsweise nimmt die Viskosität mit steigender Temperatur ab, was zu einer besseren Benetzungsfähigkeit und Kapillarwirkung führt. Der Marangoni-Effekt hat aber zur Folge, dass der KSS aufgrund eines Gradienten in der Oberflächenspannung von der heißen Zone weg fließt [Brin15]. Die Volatilität bezeichnet die Neigung zur Verflüchtigung von Flüssigkeiten. Bei der Penetration, die das Eindringvermögen eines KSS in die Kontaktzone bezeichnet, wird zwischen den Einflussgrößen Geschwindigkeitsvektor  $v$  und Auftreffwinkel  $\beta$  der Tropfen unterschieden. Ein kleinerer Auftreffwinkel und ein kleinerer Kontaktwinkel  $\theta$  führen zu einem besseren Eindringvermögen [Chet16, Qu18]. Yan et al. berichten zudem, dass durch Mikroasperiten auf der Werkzeuoberfläche eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften der Werkzeug-Werkstück-Grenzfläche erreicht werden kann, da es durch die Rauheit zu einer besseren Benetzung der Oberfläche kommt [Yan09]. Hohe Werte für die Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit, die Verdampfungsenthalpie und den Dampfdruck verbessern die Kühlwirkung [Kloc18b].

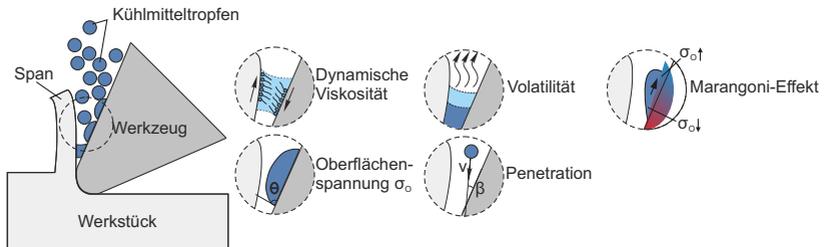


Abbildung 2-11: Schematische Darstellung von Einflussfaktoren auf die Kühl- und Schmierwirkung von Kühlschmierstoffen nach [Qu18]

Neben dem Einsatz von wassermischbaren und nichtwassermischbaren Kühlschmierstoffen existieren forschungsseitig Ansätze für alternative Schmierstoffe zur Kühlschmierung der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück. Ein Beispiel ist der Einsatz von mikrobiell basierten Kühlschmierstoffen in der Zerspanung [Rede18]. Redetzky setzte Mikroorganismen als Kühlschmierstoff ein und konnte zeigen, dass diese Art von Kühlschmierstoff ein großes Potential in der spanenden und umformenden Fertigung bietet [Rede18]. Die Schmierfähigkeit von Mikroorganismen als Kühlschmierstoffe wird erreicht, indem diese für eine Mischreibung sorgen, Zellbestandteile mit den Metalloberflächen reagieren (Aufbau einer verschleißschutzwirksamen Schicht) und es zu einer lokalen Änderung der Flüssigkeitseigenschaften (z. B. Viskosität) kommt [Rede18].

### 2.2.2 Kühlschmierstoffe beim Mikrofräsen

Im Vergleich zur konventionellen Zerspangung wurden Kühlschmierstoffe in der Mikrozerspannung erst spät eingesetzt. Die erste in der Literatur genannte Untersuchung, bei der Kühlschmierung beim Mikrofräsen eingesetzt wurde, ist aus dem Jahr 2006 von Brudek et al. [Brud06]. Seitdem wurde die Forschung zum Einsatz verschiedener Kühlschmierstoffe sowie verschiedener Kühlschmierstrategien intensiviert, um das Potential einer Kühlschmierung beim Mikrofräsen zu untersuchen und prozessspezifische Kühlschmierstrategien zu entwickeln.

Die Arten der eingesetzten Kühlschmierstoffe entsprechen weitestgehend denen, die auch in der konventionellen Zerspangung eingesetzt werden und reichen von Ölen, über Emulsionen bis hin zu speziell für die Mikrozerspannung entwickelten Kühlschmierstoffen. In Abhängigkeit von der angewendeten Kühlschmierstrategie (vgl. Abschnitt 2.2.3) kann eine Auswahl der Kühlschmierstoffe analog zur konventionellen Zerspangung beobachtet werden. Bei der Nassbearbeitung kamen hauptsächlich Emulsionen aus Wasser und Öl (z. B. Castrol Clearedge 6519 [Jun08] oder MAK KIT10 ES-AL [Vazq15]) und in wenigen Fällen Öle (z. B. Rapsöl [Zhan13a, Brud06] oder Sesamöl [Brud06]) zum Einsatz. Zudem wurden ionische Flüssigkeiten [Pham14], Ethanol [Asla18], deionisiertes Wasser [Jun08] und neuartige Suspensionen, wie Graphit-Nanoplättchen in destilliertem Wasser mit Natriumdodecylsulfat [Marc10] oder Lignin in einer Emulsion aus Wasser und Öl (TRIME720) [Zhan14c] gelöst, eingesetzt. Im Unterschied zur Nassbearbeitung kamen bei der Minimalmengenschmierung fast ausschließlich Öle zum Einsatz. Diese sind beispielsweise die Öle Coolube 2210 [Ucun15a, Zibe16, Zail20] und Bluebe LB-1 [Zhen13]. Des Weiteren wurden Untersuchungen mit Ethanol [Qu18], destilliertem Wasser [Qu18], Isoparaffin [Brus16] und einer Suspension aus dem pflanzlichen Öl Neo-01 und Nanodiamant-Partikeln [Kim17] durchgeführt. Außerdem wurden beim Mikrofräsen Nanofluide unterschiedlicher Konzentration (destilliertes Wasser mit 0,25 vol% bzw. 1 vol% CuO) [Rous22] und Nanoadditive (metallische Partikel (Konzentration 10 %) in pflanzlichem Öl MD-1) [Celi22] eingesetzt.

Der direkte Vergleich verschiedener Kühlschmierstoffe unter ansonsten gleichen Prozessbedingungen wurde insbesondere bei der Minimalmengenschmierung bislang nur sehr eingeschränkt untersucht. Qu et al. [Qu18] gehören zu den wenigen Autoren, die den Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe bei der Minimalmengenschmierung im Vergleich zur Trockenbearbeitung untersucht haben. Der Vergleich der Kühlschmierstoffe Isopar H, Ethylalkohol und destilliertem Wasser beim Mikrofräsen des Co-Cr-Ni-Werkstoffs Elgiloy zeigte die beste Oberflächenrauheit bei der Zerspangung mit Isopar H, die beste Fertigungsgenauigkeit wurde mit Ethylalkohol erreicht [Qu18]. Isopar H zeichnet sich durch seine guten Schmiereigenschaften aus und Ethylalkohol besitzt die Eigenschaft entstandene Wärme schnell aus der Kontaktzone abzuführen, wodurch beide Stoffe gute Ergebnisse lieferten [Qu18]. Jun et al. [Jun08] verglichen den Einsatz einer Emulsion (5 % Castrol 6519 + Wasser) mit deionisiertem Wasser bei der Nassbearbeitung unter Verwendung eines zerstäubungsbasierten KSS-Systems. Sie zeigten, dass geringere Schnittkräfte bei Verwendung der Emulsion auftraten und begründeten dies durch die geringere Oberflächenspannung und höhere Viskosität im Vergleich zum deionisierten Wasser [Jun08]. Zhang et al. [Zhan13a] setzten ebenfalls ein zerstäubungsbasiertes KSS-System ein, verglichen jedoch ultraschallzerstäubtes Wasser, zerstäubtes Rapsöl, ein Wasser-Öl Gemisch und eine zerstäubte 5 % TRIM Emulsion miteinander. Beim Mikrofräsen von EN-AW 6061 und 1018 Stahl konnten die geringsten Prozesskräfte und die geringste Gratbildung bei der Verwendung des Wasser-

Öl Gemischs gezeigt werden, da hierdurch Kühl- und Schmiereigenschaften erreicht werden [Zhan13a]. Ein ähnliches Ergebnis wurde von Burton et al. [Burt14] beim Vergleich zwischen einer Rapsöl-Wasser Emulsion und einer 5 % TRIM-Wasser Emulsion unter Verwendung eines zerstäubungsbasierten KSS-Systems gezeigt. Der Einsatz der Rapsöl-Wasser Emulsion führte aufgrund der besseren Schmierung zu geringeren Spitze-Tal-Werten der resultierenden Schnittkraft im Vergleich zur 5 % TRIM-Wasser Emulsion [Burt14]. Ein weiterer Ansatz wurde von Pham et al. [Pham14] umgesetzt. Die KSS-Zuführung wurde mit einer Pipette realisiert, wobei als Kühlschmierstoffe destilliertes Wasser, zwei konventionelle Öle (ST-501 und TC#1) und zwei ionische Flüssigkeiten ([EMIM][TFSI] und [BMIM][I]) miteinander verglichen wurden. Die beiden ionischen Flüssigkeiten unterscheiden sich in ihrer Viskosität, wobei [EMIM][TFSI] eine geringe und [BMIM][I] eine hohe Viskosität besitzt. Beim Mikrofräsen von Aluminium entstand die geringste Oberflächenrauheit unter Verwendung der ionischen Flüssigkeit [BMIM][I]. Die Oberflächenrauheit beim Einsatz des Öls TC#1 war nur geringfügig schlechter, die der anderen KSS um mehr als das Doppelte schlechter. Die guten Ergebnisse der ionischen Flüssigkeit [BMIM][I] führen die Autoren auf den sich bildenden Lotus-Effekt aufgrund der hohen Oberflächenspannung zurück. Durch den Lotus-Effekt werden die Späne von der Oberfläche entfernt. Dies resultiert in einer geringen Rauheit. Die Verwendung von destilliertem Wasser brachte zwar eine Verbesserung gegenüber der Trockenzerspanung, kommt aber nicht an die Rauheitswerte der Öle und ionischen Flüssigkeiten heran. In ihrer Studie untersuchten Aslantaş et al. [Asla18] beim Mikrofräsen von Inconel 718 den Einfluss von drei Kühlschmierstoffen auf den Werkzeugverschleiß und die Oberflächenrauheit. Die Zuführung der Kühlschmierstoffe erfolgte durch unterschiedliche Strategien, das pflanzliche Öl DuALL Al 2100 wurde als Minimalmengenschmierung und Ethanol bzw. eine Emulsion aus einem konventionellen Schneidöl als Strahl (Nassbearbeitung) zugeführt. Der geringste Werkzeugverschleiß wurde beim Mikrofräsen mit DuALL Al 2100 und der höchste bei Ethanol erreicht. Ein ähnliches Ergebnis zeigte die Auswertung der Oberflächenqualität, die deutlich besser unter Verwendung des Öls DuALL Al 2100 war. Ethanol und die Emulsion führten im Vergleich zur Trockenbearbeitung sogar zu schlechteren Ergebnissen [Asla18].

### 2.2.3 Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen

Die in der Mikrozerspanung eingesetzten Kühlschmierstrategien unterscheiden sich zunächst nicht von denen der konventionellen Zerspanung. Jedoch ist nicht jedes dieser Verfahren sinnvoll in der Mikrozerspanung einsetzbar. Abbildung 2-12 zeigt eine Übersicht der in der konventionellen Zerspanung eingesetzten Kühlschmierstrategien. Im Folgenden werden die Kühlschmierstrategien Nassbearbeitung, Minimalmengenschmierung, kryogene Kühlung und gasförmige Kühlung vorgestellt und deren Einsatz beim Mikrofräsen sowie die dabei entstehenden Herausforderungen erläutert.

#### Nassbearbeitung

Unter Nassbearbeitung wird eine Kühlschmierstrategie verstanden, bei der es während der spannenden Bearbeitung zu einer Überflutung der Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück mit einem Kühlschmierstoff kommt [DIN11a]. Dabei kann die Überflutung der Kontaktstelle auf verschiedene Arten erreicht werden. Die klassische Art ist die Zuführung von Kühlschmierstoff mittels einer Düse, wobei die zugeführte Menge zu einer Überflutung führt. Eine weitere Variante ist die Hochdruck-KSS-Zufuhr, die bisher beim Mikrofräsen nicht eingesetzt wurde. Bei dieser

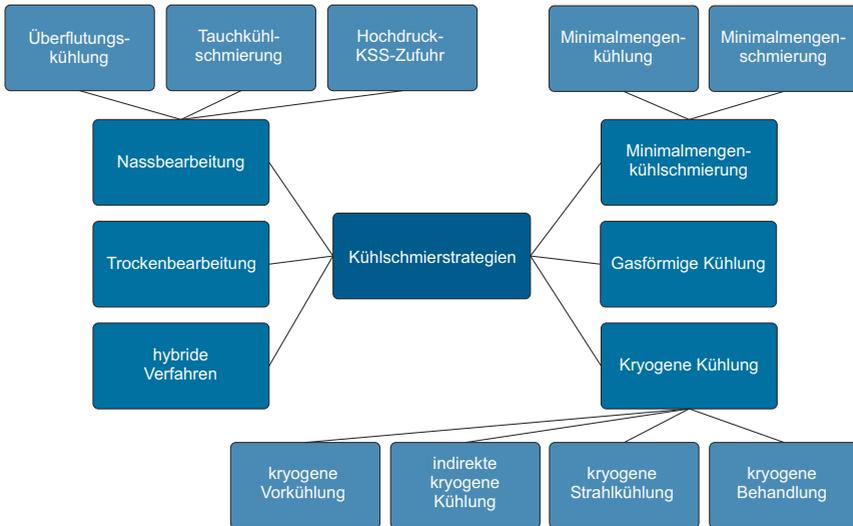


Abbildung 2-12: Einteilung der Kühlschmierstrategien nach [Kloc18a, Yild08, DIN11a]

Kühlschmierstrategie wird der Kühlschmierstoff der Kontaktzone unter Hochdruck durch eine Düse zugeführt. Durch die hohe Aufprallkraft aufgrund des hohen Zufuhrdrucks, kann es bei der Mikrozerspanung zum Werkzeugbruch kommen. Zudem ist die zugeführte KSS-Menge im Vergleich zur benötigten Menge für die Mikrozerspanung sehr hoch. Die dritte Variante bildet die Tauchkühlschmierung, bei der das gesamte Werkstück beispielsweise in einem Becken gefüllt mit Kühlschmierstoff eingetaucht ist. Diese Variante bietet den Vorteil, dass eine geringere Menge an Kühlschmierstoff benötigt wird. Jedoch kommt es durch die Zerspanung mit der Zeit zu einer Kontamination des Kühlschmierstoffs im Becken mit Spänen.

#### Einsatz der Nassbearbeitung beim Mikrofräsen

Für das Mikrofräsen findet sich in der Literatur vor allem die klassische Überflutungskühlung, bei der der KSS mittels Düse zugeführt wird. Durch die geringe Menge an Kühlschmierstoff, die in der Mikrozerspanung benötigt wird, um ein Überangebot an Kühlschmierstoff zu erreichen, wurden neben der klassischen Zuführung des Kühlschmierstoffs durch eine Düse weitere Zufuhrmethoden untersucht. Pham et al. [Pham14] dosierten den Kühlschmierstoff mit Hilfe einer Pipette und erreichten so die Benetzung des Werkstücks und damit der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug mit ausreichend Kühlschmierstoff. Zudem wurde der Einsatz einer Tauchkühlschmierung beim Mikrofräsen [Brud06] und Mikroschleifen [Arra20] untersucht. Andere Autoren entwickelten neuartige zerstäubungsbasierte Kühlschmierstoffsysteme, die eine bessere Benetzung der Kontaktzone erreichen sollen (z. B. [Jun08, Zhan13a, Burt14]). Die klassische Zuführung über eine Düse wurde von Marcon et al. [Marc10] untersucht. Sie betrachteten dabei den Einfluss einer Suspension aus Graphit-Nanoplättchen, destilliertem Wasser und Natriumdodecylsulfat bei Volumenströmen von 15 ml/h und 100 ml/h und verschiedenen

Graphitgehalten [Marc10]. Tabelle 2-1 zeigt eine Zusammenstellung von Arbeiten, die sich mit dem Einsatz der Nassbearbeitung beim Mikrofräsen befassen.

Tabelle 2-1: Literaturübersicht zum Einsatz der Nassbearbeitung beim Mikrofräsen

Autor	Ø in µm	Zuführung	KSS	Werkstoff
[Brud06]	500	Tauchkühl- schmierung	Lubrimax Edel C, Rapsöl, Sesamöl	X5CrNi1810
[Jun08]	508	Zerstäubungsba- siertes System	Emulsion (5 % Castrol Clearedge 6519), Deionisiertes Wasser	EN AW-7075
[Marc10]	508	Düse	Suspension (Graphit-Nanoplättchen, destilliertes Wasser und Natriumdo- decylsulfat)	H10 Steel
[Pham14]	200	Pipette	Destilliertes Wasser, 2 ionische Flüs- sigkeiten, Öl (ST-501, TC#1)	EN AW-5052
[Vazq14]	200	Strahl	MAK KIT10 ES-AL	Ti6Al4V
[Vazq15]	200	Strahl	Emulsion (10 % MAK KIT10 ES- AL)	Ti6Al4V
[Kok17]	500	Düse	Emulsion (5 % wasserlösliches Öl)	EN AW-5083
[Mitt17]	300	Strahl	Emulsion (10 % Hocut 795H)	Ti6Al4V
[Asla18]	600	Düse	Emulsion (konventionelles Schneid- öl), Ethanol	Inconel 718

### Minimalmengenschmierung (MMS)

Der größte Unterschied zwischen der Minimalmengenschmierung und der Nassbearbeitung ist die Menge des zugeführten Kühlschmierstoffs. Bei der Minimalmengenschmierung wird der eingesetzte Kühlschmierstoff bei der Zerspanung nahezu vollständig verbraucht [DIN11a], wodurch diese auch als Verlustschmierung bezeichnet wird [DIN13]. Dem gegenüber steht das Überangebot an Kühlschmierstoff bei der Nassbearbeitung. Eine exakte Grenze zwischen diesen beiden Verfahrensvarianten ist nicht definiert. Es existieren lediglich Ansätze. Beispielsweise wird in der DIN 69090-1 ein Verbrauch von bis zu 50 ml/h genannt, wobei der Verbrauch in Ausnahmefällen auch 150 ml/h betragen kann [DIN11b]. Weinert et al. [Wein04] definieren den Verbrauch bei der Minimalmengenschmierung mit 10 ml/h – 50 ml/h. Die Menge an Kühlschmierstoff, die während der Zerspanung benötigt wird, hängt beispielsweise von dem Prozess ab, bei dem die Minimalmengenschmierung eingesetzt wird [DIN11a]. So wird für ein größeres Werkzeug, mit dem in der gleichen Zeit eine größere Fläche bearbeitet werden kann, eine höhere Menge an Kühlschmierstoff benötigt, um eine ausreichende Benetzung der Kontaktzone sicherzustellen. Im Gegenzug führt die gleiche Menge bei einem sehr kleinen Werkzeug zu einem Überangebot an Kühlschmierstoff. Die Bearbeitung mit einer Kühlschmierstoffmenge, die sich an der Grenze zur Trockenzerspannung befindet, wird in der Literatur auch als 'near dry machining' bezeichnet [Li10].

Die Systeme, die für die Minimalmengenschmierung verwendet werden, können in Geräte für eine interne oder externe Zuführung des KSS untergliedert werden [BGI10]. Bei der internen Zuführung wird der Kühlschmierstoff durch die Spindel und Kanäle im Werkzeug zur Zerspan-

zone transportiert. Die Gemischerzeugung kann außerhalb (Einkanal-Systeme) und innerhalb (Mehrkanal-Systeme) der Hauptspindel erfolgen. Zur Verwendung derartiger Systeme müssen sowohl die Maschine als auch die Werkzeuge auf die interne Zufuhr ausgelegt sein. Durch die fehlende Möglichkeit z. B. Mikrofräser oder -bohrer mit internen Kühlkanälen zu fertigen, kann diese Art der Zuführung in der Mikrobearbeitung für Werkzeuggrößen mit sehr kleinen Durchmessern nicht angewendet werden. Für solche Prozesse und Anwendungen wird die externe Zuführung eingesetzt [BG110], bei der der Kühlschmierstoff von außen über Sprühdüsen auf die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück gesprüht wird. Somit ist die nachträgliche Integration in eine Werkzeugmaschine möglich, da weder spezielle Werkzeuge für die Innenkühlung noch eine maschinenseitige Vorbereitung für die Kühlschmierung notwendig sind [BG110]. Nachteilig ist jedoch die notwendige präzise, meist manuelle Ausrichtung der Düse auf die Kontaktzone [BG110]. Als Gerätesysteme kommen Geräte mit Dosierpumpen (Dosierung über Hub und die Frequenz eines Pumpenkolbens), Geräte mit Druckbehälter (Dosierung über Einstellung des Förderdrucks und über Drosselemente in der Öl- und der Zerstäubungsluftleitung) sowie Geräte zum gezielten Beschuss mit Öltröpfen über ein Schnellventil zum Einsatz [BG110].

In Abhängigkeit von den verwendeten Kühlschmierstoffen wird die Minimalmengenschmierung (MMKS) in die Minimalmengenkühlung (MMK) und die Minimalmengenschmierung (MMS) untergliedert (siehe Abbildung 2-12). Bei der Minimalmengenkühlung werden im Unterschied zur Minimalmengenschmierung Kühlschmierstoffe mit hohen Wärmekapazitäten eingesetzt. Dies kann beispielsweise durch den Einsatz von Emulsionen erreicht werden. Gute Schmiereigenschaften werden bei der Minimalmengenschmierung durch den Einsatz von Ölen realisiert. Nach DIN 69090-2 [DIN11b] werden in MMS-Systemen als Basisprodukte Fettsäureester, Esteröle und pflanzliche Öle mit Zusatz von Additiven und Schmierstofffertigprodukten verwendet.

#### Einsatz der Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen

Die Möglichkeit, geringe, definierte Kühlschmierstoffmengen einzusetzen, hat dazu geführt, dass die Minimalmengenschmierung die am häufigsten eingesetzte Kühlschmierstoffstrategie beim Mikrofräsen ist. Jedoch ist die Anzahl der in der Literatur aufgeführten Untersuchungen im Vergleich zur oftmals noch verwendeten Trockenbearbeitung gering. Die Forschung im Bereich der Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen beschränkt sich hauptsächlich auf den Einsatz der Minimalmengenschmierung im Vergleich zur Trockenbearbeitung oder anderen Kühlschmierstrategien. Nur selten wurde der Einfluss der Einstellgrößen des Minimalmengenschmiersystems auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen untersucht, obwohl diese oftmals einen entscheidenden Einfluss auf das Prozessergebnis haben. Einstellgrößen der Minimalmengenschmiersysteme sind der Volumenstrom des Kühlschmierstoffs und der Luft, der Luftdruck der zugeführten Luft sowie die Düsenrichtung und der Abstand zwischen der Düse und der Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück. Tabelle 2-2 zeigt eine Auflistung der in der Literatur eingesetzten bzw. untersuchten Einstellparameter der Minimalmengenschmiersysteme sowie die zerspannten Werkstoffe. In den folgenden Abschnitten wird auf Untersuchungsergebnisse der Einstellparameter der Minimalmengenschmiersysteme genauer eingegangen.

#### Prozessparameter: Volumenstrom des Kühlschmierstoffs und der Luft

Der Volumenstrom des Kühlschmierstoffs bestimmt, ob die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück während der Zerspanung ausreichend mit Kühlschmierstoff versorgt wird. Die

Tabelle 2-2: Literaturübersicht zum Einsatz von Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen

Autor	Ø	ṽ KSS	Luftdruck	Richtung Düse <sup>1</sup>	Abstand Düse- Fräser in mm	Werkstoff
	in µm	in ml/h	in bar			
[Brud06]	500	n. a.	1,5   3,1 <sup>2</sup>	0°   180°	5   10   20   30   40   50	X5CrNi1810
[Li10]	600	1,88   3,75   7,5	5	n. a.	n. a.	SKD 61 steel
[Zhen13]	600	10	1,5   2,5   3,5   4,5	0°   90°   180°   270°	40	Ti6Al4V
[Vazq14]	200	n. a.	n. a.	n. a.	20	Ti6Al4V
[Ucun15a]	760	150	n. a.	n. a.	n. a.	Inconel 718
[Vazq15]	200	n. a.	n. a.	0°   180°	n. a.	Ti6Al4V
[Asla16a]	508	150	3	n. a.	n. a.	Ti6Al4V
[Brus16]	300	20	n. a.	n. a.	n. a.	Ti6Al4V (AM)
[Hass16]	500	240	6	n. a.	n. a.	Ti6Al4V
[Zibe16]	152,4	40,7	2,3	0°	15	Ti6Al4V
[Kim17]	500	10	1,5	n. a.	30	Ti6Al4V
[Ali17]	500	4-8	n. a.	n. a.	n. a.	EN AW-1100
[Asla18]	600	10	n. a.	0°	n. a.	Inconel 718
[Qu18]	150	15	n. a.	n. a.	n. a.	Elgiloy
[Zail20]	500	45	n. a.	n. a.	n. a.	NiTi Legierung
[Khal20]	500	120	5	n. a.	n. a.	Ti6Al4V (AM)
[Saha22]	500	6	7	135°   225°	10	Ti6Al4V
[Rous22]	500	50	3	n. a.	30	Ti6Al4V
[Celi22]	200	10	n. a.	n. a.	30	Ti6Al4V

<sup>1</sup> nach Richtungsdefinition von [Zhen13] (siehe Abbildung 2-13)

<sup>2</sup> Luftdruck in Abhängigkeit vom Kühlschmierstoff

eingesetzte Menge legt zudem fest, ob es sich bei der Kühlschmierstrategie um Nassbearbeitung oder Minimalmengenschmierung handelt. Die in der Literatur eingesetzten Volumenströme für die Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen liegen meist zwischen 10 ml/h bis hin zu 240 ml/h bei der Untersuchung von [Hass16] (siehe Tabelle 2-2). Lediglich Saha et al. [Saha22] und Li et al. [Li10] untersuchten Volumenströme von weniger als 10 ml/h. Die betrachteten KSS-Volumenströme von Li et al. lagen bei 1,88 ml/h, 3,75 ml/h und 7,5 ml/h bei einem Fräserdurchmesser von 600 µm. Auch mit dem kleinsten untersuchten Volumenstrom von 1,88 ml/h konnten gute Ergebnisse hinsichtlich des Werkzeugverschleißes erzielt werden [Li10]. Ein deutlich größerer Einfluss auf den Werkzeugverschleiß als durch den Volumenstrom des Öls wurde jedoch durch den Volumenstrom der Luft festgestellt. Bei der Zufuhr von 40 l/min im Vergleich zu 25 l/min konnte der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert werden. Als Grund wurde der Anstieg der Geschwindigkeit und damit die Verringerung der Tropfengröße genannt [Li10]. Durch die Erhöhung der Geschwindigkeit und die geringere Tropfengröße wurde eine bessere Benetzung der Kontaktzone erreicht [Lópe06]. Jun et al. [Jun08] hingegen konnten bei ihrer Untersuchung

keinen signifikanten Unterschied zwischen den verschiedenen Luftzufuhrgeschwindigkeiten von 7,75 m/s, 17,2 m/s und 32 m/s feststellen. Weitere Untersuchungen bezüglich des Einflusses des KSS-Volumenstroms auf die Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen finden sich in der Literatur nicht. Ferner wurden bei Analysen zur Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen fast immer die zugeführten Volumenströme angegeben. Diese sind in Tabelle 2-2 aufgeführt. Die in der DIN 69090-1 [DIN11b] genannten Volumenströme für die Minimalmengenschmierung von bis zu 50 ml/h wurden in den Untersuchungen nur teilweise eingehalten. Oftmals wurde dieser Wert um mehr als das Doppelte überschritten. So lag der zugeführte Volumenstrom in den Studien von Aslantaş et al. [Asla16a] bei 150 ml/h ( $D = 508 \mu\text{m}$ ), von Ucin et al. [Ucin15a] bei 150 ml/h ( $D = 760 \mu\text{m}$ ) und von Hassanpour et al. [Hass16] bei 240 ml/h ( $D = 500 \mu\text{m}$ ).

#### Prozessparameter: Zufuhrdruck der Luft

Neben dem Volumenstrom des zugeführten Kühlschmierstoffes ist der am Minimalmengenschmiersystem anliegende Luftdruck eine der Einstellgrößen des Systems. Diesem Parameter wurde in den Untersuchungen zum Einsatz der Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen bisher kaum Beachtung geschenkt. Der Luftdruck ist nur selten in Veröffentlichungen angegeben (siehe Tabelle 2-2). Nur in zwei Fällen wurde der Einfluss verschiedener Drücke auf die Prozessergebnisgrößen erforscht. Zheng et al. [Zhen13] verglichen in ihrer Studie zum Mikrofräsen von Ti6Al4V unter Verwendung von Minimalmengenschmierung die vier Drücke 1,5 bar, 2,5 bar, 3,5 bar und 4,5 bar miteinander. Sie zeigten, dass der Luftdruck einen entscheidenden Einfluss auf die Oberflächenrauheit besitzt, wobei die Rauheit bei einem Luftdruck von 1,5 bar am geringsten war. Als mögliche Begründung für höhere Rauheiten bei größerem Luftdruck werden auftretende Werkzeugvibrationen genannt [Zhen13]. Brudek et al. [Brud06] nutzen in ihrer Studie zur Kühlschmierung beim Mikrofräsen zwei verschiedene Drücke (1,5 bar und 3,5 bar). Diese Druckauswahl wurde auf der Grundlage der eingesetzten Kühlschmierstoffe getroffen. Der Druck 1,5 bar wurde bei dem Kühlschmierstoff Lubrimax Edel C eingesetzt und der Druck 3,1 bar bei dem Kühlschmierstoff AVANTIN 407 Neu. Ein direkter Vergleich verschiedener Drücke mit gleichem Kühlschmierstoff wurde nicht durchgeführt. Andere Autoren wie Kim et al. [Kim17], Li et al. [Li10] oder Aslantaş et al. [Asla16a] führten Untersuchungen zur Minimalmengenschmierung bei 1,5 bar [Kim17], 5 bar [Li10] bzw. 3 bar [Asla16a] ohne eine Variation des Luftdruckes durch. Ziberov et al. [Zibe16] wählten einen Luftdruck von 3,3 bar aus, da bei diesem Druck die Strahlgeschwindigkeit die Schnittgeschwindigkeit von 9,57 m/min überschreitet. Damit folgen Ziberov et al. den Ergebnissen von Li et al., die aussagen, dass für eine erfolgreiche Benetzung und Kühlschmierung die Geschwindigkeit der Öltröpfen bei der Minimalmengenschmierung die Umfangsgeschwindigkeit des Werkzeugs überschreiten muss [Li15].

Neben den Einstellgrößen direkt am Minimalmengenschmiersystem (Volumenstrom von Luft und KSS oder dem Luftdruck), hat die Ausrichtung des Systems zum Werkzeug und den Prozessparametern einen Einfluss auf das Bearbeitungsergebnis. Hier ist zum einen die Ausrichtung der Düse im Bezug zur Vorschubrichtung zu nennen und zum anderen der Abstand zwischen der Düse und der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück bzw. der Winkel zwischen der Werkstückoberfläche und der Düse.

### Prozessparameter: Zufuhrriechung des KSS

In der Literatur wurde die Zufuhrriechung nur von einem Teil der Autoren angegeben (siehe Tabelle 2-2). Zheng et al. [Zhen13] betrachteten die größte Anzahl an Richtungen und deren Einfluss auf das Prozessergebnis. Abbildung 2-13 zeigt die Definition der vier Richtungen im Bezug zur Vorschubriechung des Werkzeugs nach Zheng et al. [Zhen13]. Dabei stellt die Richtung  $0^\circ$  die entgegengesetzte Richtung zur Vorschubriechung des Werkzeugs dar. Die weiteren Richtungen ergeben sich im Uhrzeigersinn in Schritten von  $90^\circ$ .

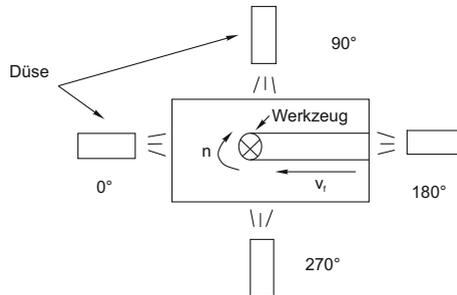


Abbildung 2-13: Schematische Darstellung der Düsenausrichtung nach [Zhen13]

Die Untersuchungen von Zheng et al. [Zhen13] zeigen einen deutlichen Einfluss der Zufuhrriechung auf den Rauheitswert  $R_a$  und die Gratbildung. Bei einem Winkel von  $0^\circ$  konnte die geringste Rauheit mit  $R_a = 1,3 \mu\text{m}$  festgestellt werden. Der nächsthöhere Wert ( $R_a = 1,4 \mu\text{m}$ ) wurde unter dem Zufuhrwinkel  $180^\circ$  beobachtet [Zhen13]. Dieser Winkel entspricht der Vorschubriechung des Werkzeugs. Begründet sind die geringen Rauheiten in diesen Richtungen durch die höheren Vibrationsamplituden des Werkzeugs verursacht durch die Luftströmung und die dadurch resultierende vibrationsunterstützte Zerspanung. Die geringste Gratbildung stellten Zheng et al. unter der Zufuhrriechung  $270^\circ$  fest. Weitere Analysen zum Einfluss der Zufuhrriechung des Kühlschmierstoffs bei der Minimalmengenschmierung wurden von Brudek et al. [Brud06] und Vazquez et al. [Vazq15] durchgeführt. Beide verglichen jeweils den Einfluss der Zuführung in und entgegen der Vorschubriechung miteinander. Brudek et al. fanden keinen signifikanten Einfluss der beiden Sprüherichtungen auf die Oberflächenrauheit  $R_a$  [Brud06]. Vazquez et al. [Vazq15] betrachteten den Einfluss der Zufuhrriechungen  $0^\circ$  und  $180^\circ$  auf den Werkzeugverschleiß, die Gratbildung und die Oberflächenrauheit. Lediglich bei der Betrachtung der Anhaftungen an den Werkzeugen waren Unterschiede zu erkennen. Die Werkzeuge der Sprüherichtung in Vorschubriechung zeigten die meisten Anhaftungen. Als Begründung wurde das Auftreffen der Öltröpfchen auf die Freifläche genannt, wodurch die Tropfen nicht weggeschleudert werden, sondern für die Werkstofftrennung der nächsten Werkzeugschneide in der Kontaktzone bleiben [Vazq15]. Hinsichtlich der Gratbildung hat die Orientierung der Düse einen entscheidenden Einfluss: ist die Zufuhrriechung in Vorschubriechung orientiert, hat sich kaum Grat gebildet. Hingegen ist der Grat bei einer Orientierung der Düsenriechung entgegen der Vorschubriechung vergleichbar hoch mit der Trockenzerspanung [Vazq15]. Die Oberflächenrauheit unterschied sich kaum im Vergleich der zwei untersuchten Zufuhrriechungen. Es konnte aber eine deutliche Verbesserung im Vergleich zur Nassbearbeitung festgestellt werden [Vazq15].

### Prozessparameter: Abstand Düse-Fräser

Der Abstand zwischen der Düse und dem Fräser wurde in der Literatur kaum spezifiziert (siehe Tabelle 2-2). Brudek et al. erforschten den Einfluss der Abstände 5 mm, 10 mm, 20 mm, 30 mm, 40 mm, und 50 mm auf die Oberflächenrauheit Ra. Die geringste Rauheit von  $0,16 \mu\text{m}$  wurde bei einem Abstand von 10 mm erreicht. Begründet wurde dies durch die bestmögliche Benetzung der Kontaktzone [Brud06].

### **Kryogene Kühlung**

Bei der kryogenen Kühlung wird im Vergleich zur Nassbearbeitung und der Minimalmengenschmierung kein Öl oder Emulsion als Kühlschmierstoff, sondern Stoffe mit niedrigen Temperaturen zur Prozesskühlung verwendet. Als Kryogene können Stoffe wie flüssiger Wasserstoff ( $T_S = -252,882 \text{ }^\circ\text{C}$ ), flüssiger Stickstoff LN2 ( $T_S = -195,80 \text{ }^\circ\text{C}$ ), flüssiger Sauerstoff ( $T_S = -182,97 \text{ }^\circ\text{C}$ ) und Trockeneis/CO<sub>2</sub>-Schnee (Sublimationspunkt =  $-78,5 \text{ }^\circ\text{C}$ ) eingesetzt werden [Kloc18a]. Die meist für die Zerspanung eingesetzten Kryogene sind aufgrund ihrer Verfügbarkeit und Handhabung flüssiger Stickstoff und CO<sub>2</sub>-Schnee [Kloc18a]. Ein Vorteil der kryogenen Kühlung im Vergleich zur Verwendung von Kühlschmierstoffen ist das rückstandslose Vergasen, wodurch Maschine, Späne und Bauteile sauber bleiben [Kloc18a]. Weiterhin kann durch die hohe Kühlwirkung der Kryogene die Werkzeugstandzeit erhöht bzw. die Prozessparameter und dadurch das Zeitspanvolumen gesteigert werden [Kloc18a]. Nachteil der kryogenen Kühlung ist jedoch die Wirtschaftlichkeit, da die Herstellung der Kryogene energieaufwändig ist und bei der Anwendung eine hohe Menge an Kryogenen benötigt wird. Die Zuführung als Kreislaufsystem ist aufgrund der Vergasung der Kryogene nicht möglich. Die kryogene Kühlung wird in der konventionellen Zerspanung über unterschiedliche Strategien realisiert, die nach Yildiz et al. wie folgt eingeteilt werden: kryogene Vorkühlung des Werkstücks, indirekte kryogene Kühlung, kryogene Strahlkühlung und kryogene Behandlung [Yild08].

### Einsatz der kryogenen Kühlung beim Mikrofräsen

Die kryogene Zerspanung was bisher kaum Gegenstand von Untersuchungen im Bereich des Mikrofräsens. Die verfügbaren Studien zeigen jedoch die prinzipielle Einsetzbarkeit der kryogenen Kühlung beim Mikrofräsen (siehe Tabelle 2-3). Bruschi et al. [Brus16] setzten bei der Zerspanung von Ti6Al4V eine indirekte kryogene Werkstückkühlung ein. Das Werkstück wurde durch den Einsatz von LN2 auf eine Temperatur von  $-155 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$  gekühlt. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung wurde die Gratbildung reduziert, jedoch kam es zu einer leichten Verschlechterung der Oberflächenrauheit [Brus16]. Kakinuma et al. [Kaki08] setzten eine direkte Kühlung durch LN2 beim Mikrofräsen des Polymers Polydimethylsiloxane (PDMS) ein. Durch die kryogene Kühlung konnte die Glasübergangstemperatur von PDMS unterschritten werden. Beim Mikrofräsen konnten Nuten mit einer präzisen Geometrie hergestellt werden. Zudem wurde gezeigt, dass geringe Vorschubgeschwindigkeiten ( $v_f = 1,0 \text{ mm/min}$ ), höhere Spindeldrehzahlen ( $n = 20.000 \text{ min}^{-1}$ ) und geringe axiale Zustellungen ( $a_p = 10 \mu\text{m}$ ) zu den besten Oberflächenrauheiten führen [Kaki08]. Eine weitere kryogene Kühlmethode wurde von Ucan et al. [Ucan15a] angewendet. Vor dem Mikrofräsen wurde das Werkstück aus Inconel 718 durch eine kryogene Vorkühlung mit LN2 behandelt. Ziel war es das Werkstück lokal einzufrieren und dadurch eine Versprödung des Werkstoffs zu erreichen. Durch den Einsatz dieser Kühlstrategie wurden im Vergleich zur Trockenzerspannung und zum Einsatz von MMS die Oberflächenrauheit verbessert und die Gratbildung reduziert. Jedoch wurde ein höherer Werkzeugverschleiß festgestellt [Ucan15a].

Tabelle 2-3: Literaturübersicht zum Einsatz von kryogener Kühlung beim Mikrofräsen

Autor	Ø in µm	Kühlmethode	Kryogen	Werkstoff
[Kaki08]	500	Strahlkühlung	LN2	PDMS
[Supe13]	254	hybrid	CO <sub>2</sub>	X5CrNi1810, Kupfer
[Ucun15a]	760	Vorkühlung	LN2	Inconel 718
[Asla16a]	508	Strahlkühlung, hybrid	CO <sub>2</sub>	Ti6Al4V
[Brus16]	300	indirekte Werkstückkühlung	LN2	Ti6Al4V (AM)

Neben der reinen kryogenen Zerspanung wurden auch hybride Verfahren eingesetzt. Dabei handelt es sich in den meisten Fällen um die Kombination der kryogenen Zerspanung und einem Schmieröl. Ein solches hybrides Kühlsystem aus kryogener Kühlung und Schmierstoff beim Mikrofräsen wurde von Supekar et al. [Supe13] eingesetzt. CO<sub>2</sub> wurde komprimiert und durch eine Hochdruckkammer geführt, wo es sich mit einem pflanzlichen Öl vermischt hat. Anschließend wurde dieses Gemisch aus überkritischem Kohlenstoffdioxid (scCO<sub>2</sub>) und KSS durch eine Düse direkt der Kontaktzone zugeführt. Die Anwendung dieser Kühlmethode zeigte beim Mikrofräsen des Edelstahls X5CrNi1810 und Kupfer eine Reduzierung der Gratbildung und Verbesserung der Oberflächenrauheit für fast alle Zerspanbedingungen im Vergleich zur Trockenzerspanung. Auch die durchschnittlichen spezifischen Schnittkräfte lagen bei fast allen Zerspanbedingungen unten denen der Trockenzerspanung [Supe13]. Ein weiteres hybrides Kühl-/Schmiersystem wurde von Aslantaş et al. [Asla16a] bei der Zerspanung von Ti6Al4V angewendet. CO<sub>2</sub> und Öl wurden separat einer Düse zugeführt, in der beide Zuführungen zusammenlaufen und es zu einer Vermischung kommt. Das hybride System (-10 °C) wurde mit einer reinen kryogenen Strahlkühlung (-30 °C), MMS und der Trockenzerspanung verglichen. Die reine kryogene Kühlung führte zu mehr Grat und stärkerem Werkzeugverschleiß und das hybride System bewirkte eine deutliche Verbesserung im Vergleich zur Trockenzerspanung [Asla16a].

### Gasförmige Kühlung

Unter der gasförmigen Kühlung wird eine Kühlstrategie verstanden, bei der sich die Kühlmedien bei Raumtemperatur in einem gasförmigen Aggregatzustand befinden [Bene17]. Beispiele für solche Gase sind Luft, CO<sub>2</sub>, Stickstoff, Wasserdampf [Mira17] sowie Argon und Helium [Bene17], wobei aufgrund der geringen Kosten und der geringen Umweltbelastung meist Luft verwendet wird [Mira17]. Die geringe Kühlwirkung der Luft kann durch Kühlung, Kompression oder Verflüssigung verbessert werden [Mira17].

#### Einsatz der gasförmigen Kühlung beim Mikrofräsen

Die gasförmige Kühlung kam beim Mikrofräsen bisher nur vereinzelt zum Einsatz (vgl. Tabelle 2-4). Dabei wurde neben Luft als Medium auch CO<sub>2</sub> eingesetzt, bzw. die reine gasförmige Kühlung mit der Kombination aus gasförmiger Kühlung mit Minimalmengenschmierung verglichen. Miranda-Giraldo et al. [Mira17] untersuchten den Einfluss von verschiedenen Innendurchmessern der Luftzuführung beim Mikrofräsen eines Biopolymers. Bei Verwendung einer Düse mit einem Innendurchmesser von 4 mm konnte der Oberflächengrat deutlich verringert werden, da das Materialverhalten durch die Temperatur der Luftströmung von -2,2 °C in ein sprödes Verhalten

übergeht [Mira17]. Koklu et al. [Kokl17] verglichen in ihrer Studie die Trockenzerspanung, die Luftkühlung und die Überflutungskühlung beim Mikrofräsen einer Aluminiumlegierung. Hinsichtlich der Prozesskräfte und der Oberflächenrauheit konnte eine leichte Verbesserung bei Verwendung der Luftkühlung im Vergleich zur Trockenzerspanung erreicht werden. Die besten Ergebnisse wurden jedoch durch die Überflutungskühlung erzielt [Kokl17]. Der Grund für dieses Ergebnis sind die besseren Kühl- und Schmiereigenschaften der Überflutungskühlung, die zu einer geringeren Zerspanntemperatur und Reibung und damit zu weniger Anhaftungen am Werkzeug führen [Kokl17]. Kim et al. [Kim17] untersuchten neben der reinen CO<sub>2</sub>-Kühlung, eine hybride Variante aus CO<sub>2</sub> Kühlung und MMS. Jeweils eine Düse für die MMS und für die CO<sub>2</sub>-Zuführung wurden auf die Kontaktzone gerichtet. Für die MMS wurde ein rein pflanzliches Öl genutzt und zudem wurden diesem Öl Nanodiamanten in verschiedenen Konzentrationen zugesetzt. Die reine Kühlung durch CO<sub>2</sub> wurde ebenfalls analysiert. Die Zerspanung von Ti6Al4V mit Mikrofräsern (D = 500 µm) zeigte die geringsten Prozesskräfte, Reibungskoeffizienten, Oberflächenrauheiten und den geringsten Werkzeugverschleiß bei Anwendung des hybriden Verfahrens und des mit Nanodiamanten versetzten pflanzlichen Öls [Kim17]. Zailani et al. kamen bei gleichzeitiger Anwendung einer Luftkühlung und Minimalmengenschmierung zu einem ähnlichen Ergebnis bei der Zerspanung einer NiTi Legierung. Sie verglichen in ihrer Studie die Trockenzerspanung, Minimalmengenschmierung, Luftkühlung und ein hybrides Verfahren aus MMS und Luftkühlung miteinander. Dabei zeigten sich bei Anwendung des hybriden Verfahrens Potentiale hinsichtlich niedrigerer Zerspanntemperaturen, niedrigeren Prozesskräften, geringerem Werkzeugverschleiß und reduzierter Gratbreite. Begründet wird dieses Ergebnis durch die Verhinderung des Übergangs von Martensit in Austenit [Zail20]. Danish et al. [Dani22] verglichen die Luftkühlung mit der Trockenbearbeitung, der MMS und der Überflutungskühlung. Durch den Einsatz der MMS wurde die Oberflächenrauheit reduziert und die Werkzeugstandzeit verlängert. Die Luftkühlung führte nicht zu einer Verbesserung der Ergebnisse [Dani22].

Tabelle 2-4: Literaturübersicht zum Einsatz von gasförmiger Kühlung beim Mikrofräsen

Autor	Ø in µm	Zufuhrmethode	Gas	Werkstoff
[Mira17]	200	Gaskühlanlage (Wirbelrohr FRIGID-X 56108F)	Luft	Filcon II Silicone Hydrogel from Contamac®
[Kokl17]	500	Düse	Luft	EN-AW-5083 H116
[Kim17]	500	Düse	CO <sub>2</sub>	Ti6Al4V
[Zail20]	500	VORTEC cold air gun	Luft	NiTi Legierung
[Dani22]	500	n. a.	Luft	Inconel 718

### 2.3 Titanwerkstoffe

Titanwerkstoffe gehören wie Stahlwerkstoffe oder Aluminiumwerkstoffe zu den Konstruktionswerkstoffen. Das Element Titan zählt zu den Übergangmetallen und ist mit einer Dichte von 4,50 g/cm<sup>3</sup> das schwerste den Leichtmetallen zugeordnete Metall. Das Elastizitätsmodul von Titan beträgt 110 GPa. Sobald Titan mit Luft in Berührung kommt, oxidiert es mit dem Sauerstoff der Luft und bildet auf der Oberfläche eine Passivierungsschicht [Barg18]. Diese ist der Grund für die sehr gute Korrosionsbeständigkeit von Titan. Weiterhin zeichnet sich Titan durch eine hohe

Festigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte aus [Barg18]. Zu den Titanwerkstoffen zählen sowohl Reintitan als auch Titanlegierungen. In Abhängigkeit von den Legierungselementen erreicht Titan Zugfestigkeiten zwischen  $290 \text{ N/mm}^2$  und  $1200 \text{ N/mm}^2$  bei Raumtemperatur. Titan liegt bei Raumtemperatur in einer hexagonalen Kristallstruktur vor, die als  $\alpha$ -Phase bezeichnet wird. Bei Übersteigen der Temperatur von  $882 \text{ }^\circ\text{C}$  wandelt sich Titan in die kubisch-raumzentrierte  $\beta$ -Phase um [Barg18].

Als Reintitan oder cp-Titan (engl.: commercially pure titanium) werden Titanwerkstoffe hoher Reinheit bezeichnet. Die erlaubten Grenzwerte der Legierungselemente sind in der DIN 17850 [DIN23] festgelegt. Die Einteilung von cp-Titan erfolgt in vier verschiedene Reinheitsklassen (Ti1-Ti4; vgl. Tabelle 2-5), die im Englischen als 'Grades' bezeichnet werden. Die Obergrenzen der Legierungselemente Eisen (Fe) und Sauerstoff (O) bestimmen die Zuordnung zu den verschiedenen Reinheitsklassen. Die Grenzwerte weiterer Legierungselemente betragen für alle vier Reinheitsklassen: N - 0,05 Ma%; C - 0,06 Ma%; H - 0,013 Ma% [DIN23]. Die im Titan gelösten Legierungselemente bestimmen die Festigkeit des Werkstoffs [Barg18]. Die festigkeitssteigernde Wirkung wird durch Mischkristallverfestigung erreicht, bei der Sauerstoff interstitiell gelöst ist und Eisen als Substitutionselement vorkommt [Rösl19]. Tabelle 2-5 zeigt die deutliche Zunahme der Festigkeit mit steigendem Legierungsanteil. Die interstitiell gelösten Sauerstoffatome werden dem Werkstoff bei der Herstellung zur Festigkeitssteigerung beigelegt. Die weiteren Elemente wie Eisen oder Kohlenstoff sind auf Verunreinigungen bedingt durch die Herstellung zurückzuführen [Kloc18a].

Tabelle 2-5: Mechanische und chemische Eigenschaften von cp-Titan bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom Reinheitsgrad nach [DIN12b, DIN90]

Werkstoff	Fe max Ma%	O max Ma%	$R_{p0,2}$ N/mm <sup>2</sup>	$R_m$ N/mm <sup>2</sup>	Brinellhärte HBW
Ti1	0,15	0,12	min. 180	290 bis 410	120
Ti2	0,20	0,18	min. 250	390 bis 540	150
Ti3	0,25	0,25	min. 320	460 bis 590	170
Ti4	0,30	0,35	min. 390	540 bis 740	200

Neben der Abhängigkeit der Festigkeit von den Legierungselementen ist die Festigkeit von Titan von der Temperatur bestimmt. Mit steigender Temperatur nimmt die Festigkeit von Titan immer weiter ab, während sie mit sinkender Temperatur steigt. Mit steigender Temperatur nimmt zudem die plastische Verformbarkeit zu. Die plastische Verformbarkeit von Titan ist neben der Aktivierung von Gleitebenen auf die Zwillingsbildung zurückzuführen [Zwic74]. Dabei hat die Zwillingsbildung besonders bei niedrigen Temperaturen eine entscheidende Rolle für die plastische Verformbarkeit von Titan [Lütj07]. Hinsichtlich der Festigkeit haben Zwillingsgrenzen einen ähnlichen Effekt wie Korngrenzen, da diese Hindernisse für die Versetzungsbewegungen darstellen. Die Zwillingsbildung wird durch eine höhere Dehnung des Werkstoffs, höhere Dehnraten und niedrigere Temperaturen begünstigt [Gray97, Chic98]. Auf der Kornebene kann es durch die Zwillingsbildung aber auch zum Absinken der Festigkeit kommen, indem sich die Orientierung der c-Achse durch die Zwillingsbildung ändert [Sale05].

Die Zerspanbarkeit von Titan ist geprägt durch die geringe Wärmeleitfähigkeit, die Fress- und Schweißneigung und dem relativ niedrigen Elastizitätsmodul [Moel13]. Titanwerkstoffe werden

aus diesem Grund den schwer zerspanbaren Werkstoffen zugeordnet [Khan18]. Eine besondere Schwierigkeit stellt die geringe Wärmeleitfähigkeit dar, wodurch die Abfuhr der Wärme während der Zerspanung über das Werkstück eingeschränkt ist. Die bei der Zerspanung entstehende Wärme muss daher möglichst gering gehalten werden und entstehende Wärme über die Späne oder Kühlschmierstoffe abgeführt werden [Moel13]. Als Richtlinie für die spanende Bearbeitung von Titan werden in DIN 17869 beispielsweise eine geringe Schnittgeschwindigkeit (cp-Titan, Hartmetallwerkzeug: 25 m/min bis 30 m/min), ein hoher Vorschub, eine ausreichende Kühlung oder scharfe Werkzeuge genannt [DIN92].

Aufgrund seiner Eigenschaften, wie der niedrigen Dichte, der hohen spezifischen Festigkeit, der sehr guten Korrosionsbeständigkeit, der hohen Biokompatibilität verbunden mit einer guten Verarbeitbarkeit und einer großen Verfügbarkeit [Moel13], finden sich viele Einsatzgebiete für Titanwerkstoffe. Unlegiertes Titan wird beispielsweise im chemischen Apparatebau besonders im Zusammenhang mit hoch korrosiven Medien oder Säuren [Moel13] und in der Galvanotechnik [Barg18] eingesetzt. In der Medizintechnik findet cp-Titan Anwendung, wo Korrosionsbeständigkeit gefordert ist, die Bauteile aber keine tragende Rolle erfüllen. Dies sind beispielsweise Gehäuse von Schrittmachern, implantierbare Fusionsmedikamentenpumpen, zahnärztliche Implantate, Kiefer- und Gesichtsimplantate oder Schrauben und Klammern für die Wirbelsäulen Chirurgie [Chen15, Elia08]. Hochbelastete Prothesen wie beispielsweise künstliche Knie- oder Hüftgelenke werden aus Titanlegierungen wie Ti-6Al-4V und Ti-6Al-4V ELI hergestellt [Chen15].

### **Mikrofräsen von cp-Titan Grade 2**

Wenn es z. B. um die Herstellung von Mikroprodukten aus Titan geht, wird oftmals das Mikrofräsen eingesetzt. Aus diesem Grund beschäftigen sich einige Forschungsarbeiten mit der Mikrofräsbearbeitung von cp-Titan.

Alhadeff et al. untersuchten in ihrer Studie den Einfluss von Werkzeugbeschichtungen auf den stationären Verschleiß beim Mikrofräsen von cp-Titan Grade 2, CuZn37 und Hastelloy C-276 unter Verwendung von Mikrofräsern mit einem Durchmesser von 500  $\mu\text{m}$ . Sie zeigten, dass durch die geeignete Wahl der Beschichtung, abhängig vom zerspanenden Werkstoff, der Werkzeugstandweg verlängert werden kann [Alha19]. Bandapalli et al. analysierten den Einfluss der Bearbeitungsparameter beim Hochgeschwindigkeitsmikrofräsen von cp-Titan Grade 2 ( $D = 500 \mu\text{m}$ ). Gute Oberflächenqualitäten und niedrige Schnittkräfte wurden bei einer hohen Spindeldrehzahl ( $60.000 \text{ min}^{-1}$  -  $v_c = 94,23 \text{ m/min}$ ), einer geringen Schnitttiefe (0,01 mm) und einer niedrigen Vorschubgeschwindigkeit (8 mm/s) erzielt [Band16]. Medeossi et al. stellten eine neue Methode zur quantitativen Bestimmung der Gratbildung von mikrogefrästen Nuten vor. Als Anwendungsbeispiel wurden Nuten mit einem Mikrofräser ( $D = 300 \mu\text{m}$ ) bei drei verschiedenen axialen Zustellungen ( $a_p = 30 \mu\text{m}$ ,  $60 \mu\text{m}$  und  $90 \mu\text{m}$ ) in cp-Titan Grade 2 eingebracht und anschließend der Grat sowie die Oberflächenrauheit charakterisiert. Zwischen den Zustellungen  $30 \mu\text{m}$  und  $60 \mu\text{m}$  konnte keine signifikante Änderung der Oberflächenrauheit  $R_a$  festgestellt werden, es kam jedoch zu einem deutlichen Anstieg (ca. 70 %) durch die Erhöhung der Zustellung auf  $90 \mu\text{m}$ . Zudem wurde ein signifikanter Anstieg der Gratbildung auf der Gleich- und Gegenlaufseite mit steigender Zustellung beobachtet [Mede18]. Miranda et al. untersuchten den Werkzeugverschleiß von Mikrofräsern ( $D = 500 \mu\text{m}$ ) unter Variation der Parameter Spindeldrehzahl, Vorschub pro Zahn und axiale Zustellung bei der Zerspanung von cp-Titan Grade 2. Den

größten Einfluss auf den Werkzeugverschleiß hatte die axiale Zustellung, wobei es bei steigender Zustellung zur Erhöhung des Werkzeugverschleißes kam. Die besten Ergebnisse hinsichtlich Werkzeugverschleiß wurden bei einer axialen Zustellung von 50  $\mu\text{m}$ , einem Vorschub pro Zahn zwischen 0,2  $\mu\text{m}$  und 0,65  $\mu\text{m}$  und einer Spindeldrehzahl zwischen 32.500  $\text{min}^{-1}$  und 37.500  $\text{min}^{-1}$  (51 m/min - 59 m/min) erzielt [Mira18]. Aurich et al. betrachteten den Einfluss der Spindel- und Schnittparameter beim Mikrofräsen ( $D = 50 \mu\text{m}$ ) von cp-Titan Grade 2 und CuZn39Pb2. Im Rahmen der Untersuchungen wurde der Sturzwinkel zwischen  $\rho_S = -1,5^\circ$  und  $\rho_S = 1,5^\circ$ , der Vorschub pro Zahn zwischen 1  $\mu\text{m}$  und 4  $\mu\text{m}$  sowie die Vorschubrichtung in  $45^\circ$  Schritten variiert. Durch einen Sturzwinkel von  $1,5^\circ$  konnte die Gratbildung im Vergleich zu  $0^\circ$  reduziert werden. Die Oberflächenmorphologie und die Oberflächenrauheit zeigten ebenfalls eine Abhängigkeit vom Sturzwinkel [Auri17].

## 2.4 Fazit zum Stand von Wissenschaft und Technik

Das Mikrofräsen ist ein etabliertes Bearbeitungsverfahren zur Herstellung von Mikrobauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen, das sich durch seine Flexibilität, die Vielzahl an bearbeitbaren Werkstoffen und seine Geometriefreiheit auszeichnet. Die geringen Strukturgrößen und Werkzeugdurchmesser führen allerdings dazu, dass der Prozess durch Größeneffekte beeinflusst wird. Dies ist z. B. ein geringer Wert für das Verhältnis zwischen Spannungsdicke und Schneidenradius, wodurch das Einhalten der Mindestspannungsdicke nicht immer gewährleistet werden kann, was wiederum eine schlechte Oberflächenqualität, eine Zunahme des Grades oder eine Erhöhung der spezifischen Kräfte zur Folge hat. Weitere Faktoren, die die Oberflächenqualität negativ beeinflussen können, sind der Werkzeugverschleiß und die Aufbauschneidenbildung. Werkzeugverschleiß und die Aufbauschneidenbildung können durch eine Werkzeuggeometrieoptimierung, den Einsatz von Werkzeugbeschichtungen oder den Einsatz von Kühlschmierstoffen reduziert werden. Der Nachteil von Werkzeugbeschichtungen ist allerdings, dass es durch die Beschichtung zu einer weiteren Vergrößerung des Schneidenradius kommt. Beim Einsatz von Kühlschmierstoffen hingegen können Werkzeuge mit geringen Schneidenradien eingesetzt werden. In der konventionellen Zerspanung sind Kühlschmierstoffe zur Verbesserung der Oberflächenqualität und der Werkzeugstandzeit etabliert. Hingegen zeigt die Analyse der Literatur, dass Untersuchungen zum Einsatz der Kühlschmierung beim Mikrofräsen erst seit Anfang der 2000er Jahre durchgeführt worden sind. Seither wurden vereinzelte Untersuchungen zu Teilaspekten des Einsatzes der Kühlschmierung beim Mikrofräsen durchgeführt. Der Fokus der Untersuchungen lag oftmals im Vergleich zwischen der Trockenbearbeitung und einer einzelnen Parameterkombination bei der Kühlschmierung. Untersuchungen zum direkten Vergleich verschiedener Kühlschmierstoffe, verschiedener Kühlschmierstrategien oder verschiedener Einstellparameter der Kühlschmier-systeme finden sich nur wenige. Überwiegend wurden wassermischbare und nichtwassermischbare Kühlschmierstoffe eingesetzt, kryogene Kühlmedien oder die gasförmige Kühlung nur vereinzelt. Die auch bei der konventionellen Zerspanung eingesetzten Kühlschmierstrategien wurden für die Zuführung der Kühlschmierstoffe in die Kontaktzone zwischen Werkstück und Mikrofräser verwendet. Beim Mikrofräsen wurde vor allem die Minimalmengenschmierung eingesetzt und seltener die Nassbearbeitung, die kryogene Kühlung oder die gasförmige Kühlung. Bei den Untersuchungen zur Minimalmengenschmierung lag der Fokus selten auf dem Einfluss der Einstellgrößen des Minimalmengenschmier-systems auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Forschungsbedarf besteht zu dem Volumenstrom des Kühlschmierstoffs und der Luft, zu dem

Luftdruck der zugeführten Luft sowie zu der Düsenrichtung und dem Abstand zwischen der Düse und der Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück. Die im Stand von Wissenschaft und Technik dargestellten Untersuchungen zeigen aber, dass die Einstellgrößen des Minimalmengenschmiersystems einen signifikanten Einfluss auf das Prozessergebnis haben können. Die verfügbaren Untersuchungsergebnisse dokumentieren das Potential der Kühlschmierung beim Mikrofräsen überwiegend anhand vergleichsweise großer Mikrofräser ( $D \geq 500 \mu\text{m}$ ). Vereinzelt wurden Werkzeugdurchmesser zwischen  $150 \mu\text{m}$  und  $300 \mu\text{m}$  eingesetzt. Allerdings wurde bisher für diese, für die Herstellung von Mikroteilen und mikrostrukturierten Oberflächen wichtige Größenordnung an Mikrofräswerkzeugen, keine ganzheitliche Betrachtung durchgeführt. Insbesondere zum Einsatz von KSS bei Mikrofräsern mit Durchmessern kleiner  $100 \mu\text{m}$  ist bislang keine Forschung vorhanden. Es ist unbekannt welche Kühlschmierstoffe oder Kühlschmierstrategien angewendet werden müssen, um beispielsweise die Produktivität zu erhöhen und die Oberflächenqualität zu steigern.

## 3 Forschungsbedarf und Zielsetzung

### 3.1 Motivation und Forschungsbedarf

Die fortschreitende Miniaturisierung von Bauteilen und die Nachfrage nach mikrostrukturierten, funktionalisierten Oberflächen haben in den vergangenen Jahren zu einer stetigen Weiterentwicklung der Mikrobearbeitungsverfahren geführt. Durch seine Flexibilität, die große Bandbreite an bearbeitbaren Werkstoffen und die große Vielfalt an herstellbaren Geometrien ist das Mikrofräsen besonders für die Herstellung von Prototypen, individualisierten Produkten und Kleinserien geeignet. Anwendungsgebiete sind beispielsweise die Medizintechnik, die Sicherheitstechnik, die Informationstechnologie oder die Optik. Sobald die Anwendung im Bereich der Medizin oder Biologie angesiedelt ist, wie beispielsweise die Herstellung von strukturierten Oberflächen zur Züchtung von Biofilmen, werden biokompatible Werkstoffe gefordert. Cp-Titan ist ein Werkstoff, der sich hierfür hervorragend eignet. Aufgrund seiner schlechten Wärmeleitfähigkeit und seiner Fress- und Schweißneigung gehört cp-Titan allerdings zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen.

Die Nachfrage nach immer kleineren Bauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen führte zu einer stetigen Verringerung der Durchmesser von Mikrofräsern. Daraus ergibt sich eine zunehmende Bedeutung von Größeneffekten. Einer dieser Größeneffekte ist das Verhältnis aus Spannungsdicke zu Schneidenradius. Der Schneidenradius ist beim Mikrofräsen im Verhältnis zur Spannungsdicke groß, woraus ein hoher Anteil an Ploughing bei der Spanbildung resultiert. Das wiederum führt dazu, dass hohe Temperaturen in der Kontaktzone entstehen, Aufbauschneidbildung und Werkzeugverschleiß begünstigt werden, mehr Grat gebildet wird sowie die Prozesskräfte ansteigen. Der Verschleiß der Werkzeuge und die Bildung von Aufbauschneiden begünstigen Ploughing zusätzlich. Um dem entgegenzuwirken, können Kühlschmierstoffe eingesetzt werden, die die Reibung reduzieren, Wärme aus der Kontaktzone abführen, den Verschleiß verringern und so die Qualität der gefertigten Strukturen oder Mikrobauteile verbessern.

Der Stand von Wissenschaft und Technik zeigt, dass bisher nur vereinzelt Untersuchungen zu Teilaspekten des Einsatzes von Kühlschmierung beim Mikrofräsen vorliegen. Eine ganzheitliche Betrachtung wurde bisher nicht durchgeführt. Generell ist nicht bekannt, wie das Kühlsystem für Mikrofräser mit Durchmessern  $\leq 50 \mu\text{m}$  gestaltet sein muss und ob es dabei auch zu Größeneffekten kommt, die bei der Kühlschmierung zu berücksichtigen sind.

### 3.2 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Verbesserung des Prozessverständnisses für den Einsatz der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan. Dadurch kann die Effizienz des Mikrofräsens gesteigert und die Qualität der mikrostrukturierten Oberflächen erhöht werden. Dabei setzen sich die Qualitätsanforderungen an die strukturierte Oberfläche aus der Fertigungstoleranz, der Oberflächenrauheit und der Gratbehaltung der Strukturen zusammen. Das Ziel untergliedert sich in die folgenden Teilziele:

- Entwicklung, Charakterisierung und Auswahl von Kühlschmiersystemen, die für den Einsatz beim Mikrofräsen geeignet sind
- Kenntnis des Zusammenhangs zwischen den Einstellparametern der Kühlschmiersysteme und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen

- Verständnis des Zusammenhangs zwischen den Kühlschmierstoffeigenschaften und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen von cp-Titan
- Kenntnis des Einflusses verschiedener Kühlschmierstrategien auf die Oberflächenqualität, den Werkzeugverschleiß und die Maßhaltigkeit beim Mikrofräsen von cp-Titan
- Ableitung von Handlungsempfehlungen für den Einsatz der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan

### 3.3 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Basierend auf den in Kapitel 3.2 beschriebenen Zielen, wurde die Vorgehensweise und damit auch der Aufbau der Arbeit abgeleitet. Der Aufbau der Arbeit ist in Abbildung 3-1 dargestellt. In Kapitel 4 wird zunächst das zur Durchführung der Untersuchungen eingesetzte Maschinensystem, die verwendeten Werkzeuge und der Werkstückwerkstoff beschrieben. Daraufhin werden die Kühlschmierstoffe und die Vorgehensweise zur Charakterisierung der Kühlschmierstoffe erläutert. Anschließend folgt die Vorstellung der drei Kühlschmiersysteme, die für die Anwendung beim Mikrofräsen mit einem Werkzeugdurchmesser von 50 µm entwickelt wurden. Das Kapitel 4 schließt mit der Beschreibung der Versuchsdurchführung und der Mess- und Analysetechnik. Aufgrund der Vielzahl an Einstellmöglichkeiten bei der Minimalmengenschmierung und deren möglichen Einfluss auf den Prozess werden in Kapitel 5 zunächst die Ergebnisse der Charakterisierung des Minimalmengenschmiersystems beschrieben auf deren Basis eine Vorauswahl der Einstellgrößen (Abstand Düse-Kontaktzone, Volumenstrom des KSS, Zufuhrdruck der Luft) getroffen wird. Anschließend werden die experimentellen Untersuchungen zur Auslegung einer Minimalmengenschmierung für die Mikrofräsbearbeitung vorgestellt. Dabei werden die Einstellgrößen Volumenstrom des KSS, Zufuhrrichtung des KSS und Zufuhrdruck der Luft betrachtet. Die Charakterisierung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung in Kapitel 6 dient der Auswahl der Einstellparameter für die Durchführung der Mikrofräsversuche. In Kapitel 7 werden die Ergebnisse der tribologischen Untersuchungen der Hartmetall-KSS-Titan-Paarung und des Benetzungsverhaltens der KSS dargestellt. Das Kapitel 8 zeigt die experimentellen Ergebnisse zum Einfluss der Kühlschmierung auf das Mikrofräsen von cp-Titan. Dabei wird zunächst das Einsatzverhalten verschiedener Kühlschmierstrategien sowie der Einfluss der Kühlschmierstoffeigenschaften auf das Prozessergebnis betrachtet. Anschließend folgt eine Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien, Kühlschmierstoffe/Kühltemperaturen und Drehzahlen, woraufhin Handlungsempfehlungen zur Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan abgeleitet werden. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick in Kapitel 9.

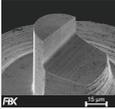
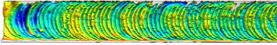
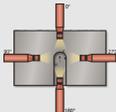
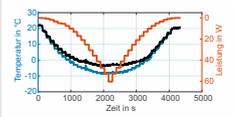
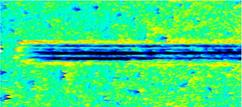
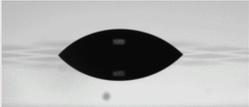
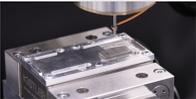
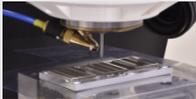
1 Einleitung			
2 Stand von Wissenschaft und Technik			
3 Forschungsbedarf und Zielsetzung			
4 Versuchstechnik und -durchführung			
4.1 Maschinensysteme 	4.2 Mikrofräswerkzeuge 	4.3 Werkstückwerkstoff 	4.4 Kühlschmierstoffe 
4.5 Kühlschmierersysteme 	4.6 Versuchs-durchführung 	4.7 Mess- und Analysetechnik 	
5 Auslegung einer Minimalmengenschmierung		6 Auslegung einer indirekten Werkstückkühlung	
5.1 Charakterisierung 5.2 Volumenstrom 5.3 Zufuhrrichtung 5.4 Zufuhrdruck	 		
7 Kühlschmierstoffcharakterisierung			
7.1 Tribologische Untersuchungen 	7.2 Benetzungsverhalten 		
8 Einfluss der Kühlschmierung auf das Mikrofräsen			
8.1 Einsatz verschiedener Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen    			
8.2 Handlungsempfehlungen zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen			
Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien, Kühlschmierstoffe und Drehzahlen 		Ableitung von Handlungsempfehlungen 	
9 Zusammenfassung und Ausblick			

Abbildung 3-1: Aufbau der Arbeit

## 4 Versuchstechnik und -durchführung

### 4.1 Maschinensysteme

Für die Versuche wurden Mikrofräswerkzeuge selbst hergestellt und anschließend angewendet. So ist es möglich Prozessabweichungen zu minimieren und aussagekräftige Ergebnisse zu generieren. Zur Werkzeugherstellung wurde die Ultrapräzisionsdrehmaschine LT Ultra MTC 250 verwendet. Der Einsatz der Mikrofräser erfolgte auf einer 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine.

#### 4.1.1 Ultrapräzisionsdrehmaschine zur Herstellung von Mikrofräsern

Die Ultrapräzisionsdrehmaschine LT Ultra MTC 250 der Firma LT Ultra-Precision Technology GmbH ist auf einem Naturgranit aufgebaut. Die Maschine besitzt zwei Linearachsen und eine Rotationsachse. Die Linearachsen sind hydrostatisch gelagert und haben Verfahrswege von jeweils 250 mm in X- und Z-Richtung bei einer Auflösung von  $< 0,034$  nm. Die Rotationsachse (C-Achse) (Auflösung:  $0,0001^\circ$ ) ist luftgelagert und durch einen Synchronmotor angetrieben. Sie kann als Spindel oder Achse betrieben werden. Im Spindelmodus erreicht sie eine maximale Drehzahl von  $4000 \text{ min}^{-1}$  und im Achsmodus von  $2000 \text{ min}^{-1}$ . Zusätzlich ist die Ultrapräzisionsdrehmaschine mit einer Beobachtungskamera zur Prozessüberwachung und einem Minimalmengenschmiersystem ausgestattet. Zur Werkzeugherstellung können auf dem Maschinentisch Schleifspindeln montiert werden. Auf den Aufbau zur Werkzeugherstellung und die Werkzeugherstellung wird in Abschnitt 4.2.3 näher eingegangen.

#### 4.1.2 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine zum Mikrofräsen

Die 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine wurde am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation der RPTU Kaiserslautern-Landau aufgebaut. Das Gestell der Maschine ist in Kreuztischbauweise ausgeführt und besteht aus einem Maschinenbett aus Granit, einem Ständer und einem Kreuztisch (vgl. Abbildung 4-1a). Der Kreuztisch, der die Werkstückbewegung in X- und Y-Richtung realisiert, ist ein mechanisch über Kugelumlaufspindeln angetriebener XY-Tisch (PlanarSL-100XY-SM-LTAS-TAS, Firma Aerotech GmbH) mit einem Verfahrsweg von 100 mm in X- und Y-Richtung. Die Auflösung der Achsen liegt bei  $0,1 \mu\text{m}$  bei einer bidirektionalen Wiederholbarkeit von  $\pm 0,75 \mu\text{m}$  [Aero23]. Auf dem Kreuztisch ist ein Maschinentisch montiert, auf dem ein Dynamometer, das Werkstück bzw. der Werkstückhalter verschraubt werden können. Die am Ständer angebrachte kreuzrollengelagerte Z-Achse besitzt einen maximalen Verfahrsweg von 60 mm. Beide Achsen sind über Schrittmotoren angetrieben. Auf der Z-Achse ist ein Nullpunktspannsystem angebracht, das eine Wiederholgenauigkeit bei der Einspannung von ca.  $2 \mu\text{m}$  besitzt. Über das Nullpunktspannsystem kann die für den Anwendungszweck jeweils passende Werkzeugspindel in die 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine integriert werden. Als Werkzeugspindeln stehen die luftgelagerten Spindeln MM160B-103-BP und AW350A-101-BN der Firma Air Bearings Limited (ABL) zur Verfügung. Um das Gewicht der Werkzeugspindeln auszugleichen und damit das Dreh- und Haltemoment des Schrittmotors zu reduzieren, befindet sich auf der Rückseite des Achsträgers ein durch einen Schlitten geführtes Gegengewicht.

Zur Prozessüberwachung bzw. zur Aufnahme der Prozessgrößen wurden die Kamera 12X Zoom Lens System von Navitar sowie das Dynamometer MiniDyn Typ 9119AA1 der Firma Kistler Instrumente AG verwendet. Die Befestigung der Kamera erfolgt über einen Halter, der direkt

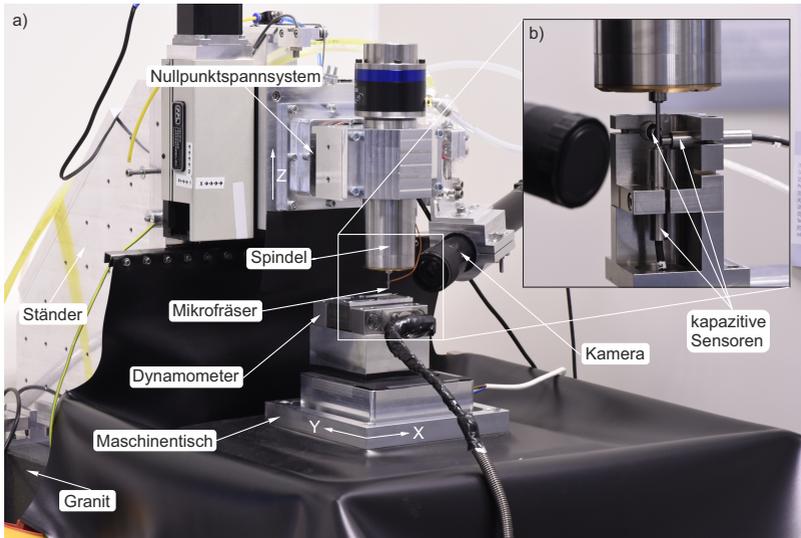


Abbildung 4-1: a) Arbeitsraum der 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine b) Versuchsaufbau Rundlaufmessung

mit dem Maschinengestell verschraubt ist (siehe Abbildung 4-1). Das Dynamometer wird direkt auf dem Maschinentisch montiert.

Für die Mikrofräsversuche wurden zwei verschiedene luftgelagerte Spindeln der Firma ABL verwendet, die sich im realisierbaren Drehzahlband und dem Spannanzendurchmesser unterscheiden. Die Spindel MM160-103SP deckt ein Drehzahlband zwischen  $15.000 \text{ min}^{-1}$  und  $160.000 \text{ min}^{-1}$  und die Spindel AW350A-101-BN ein Drehzahlband zwischen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $350.000 \text{ min}^{-1}$  ab. Werkzeuge mit einem Schaftdurchmesser von 3 mm können in der Spindel MM160-103SP eingespannt werden. Diese Spindel wurde zum einen für das Planfräsen des Werkstücks und zum anderen zur Auslegung der Minimalmengenschmierung (vgl. Kapitel 5) verwendet. Zur Erweiterung des Drehzahlbands wurde die zweite Spindel (AW350A-101-BN) eingesetzt. In dieser können Werkzeuge mit 2 mm Schaftdurchmesser aufgenommen werden. Durch den geringen Werkzeugdurchmesser ist die bewegte Masse und damit auch die durch Unwucht verursachten Zentrifugalkräfte gering. Diese wirken sich negativ auf die Rundlaufabweichung und damit die Zerspanqualität bzw. die Einsetzbarkeit der Spindel für die Mikrobearbeitung aus. Zur Bestimmung der Rundlaufabweichung der Spindeln wurden drei kapazitive Sensoren der Firma Lion Precision eingesetzt. Die Sensoren haben eine Abtastfrequenz von 15 kHz bei einer Genauigkeit von  $12,7 \text{ nm} \pm 12,9 \text{ pm}/\mu\text{m}$ . Abbildung 4-1 b) zeigt den Versuchsaufbau zur Spindelcharakterisierung mit der Ausrichtung der Sensoren in X-, Y- und Z-Richtung. Zur Bestimmung der Rundlaufabweichung wurde die Spindel bei jeder betrachteten Drehzahl für eine Sekunde vermessen, nachdem eine Warmlaufzeit von fünf Minuten abgewartet wurde. Abbildung 4-2 zeigt die radiale Rundlaufabweichung beider Spindeln in Abhängigkeit der Spindeldrehzahl. Die Rundlaufabweichungen der Spindel MM160-103SP liegen zwischen

1,3  $\mu\text{m}$  und 1,5  $\mu\text{m}$ , wodurch sich alle Drehzahlen zum Mikrofräsen eignen. Das Ergebnis der Spindel AW350A-101-BN zeigt hingegen Rundlaufabweichungen von bis zu 28  $\mu\text{m}$  im Bereich der Drehzahl 280.000  $\text{min}^{-1}$ . Die hohe Rundlaufabweichung des Spindel-Werkzeug-Systems ist nicht mehr allein aus der Rundlaufabweichung der Spindel zu erklären und stellt vielmehr eine kritische Eigenfrequenz der Präzisionswerkzeugmaschine dar. Dieser Drehzahlbereich sollte deshalb beim Mikrofräsen nicht überschritten werden. Die Rundlaufabweichungen zwischen 30.000  $\text{min}^{-1}$  und 240.000  $\text{min}^{-1}$  hingegen sind mit Werten zwischen 0,8  $\mu\text{m}$  und 2,5  $\mu\text{m}$  zum Mikrofräsen geeignet. Die axiale Rundlaufabweichung liegt für alle Spindeldrehzahlen mit Werten von weniger als 0,7  $\mu\text{m}$  auf einem konstanten Niveau und kann vernachlässigt werden.

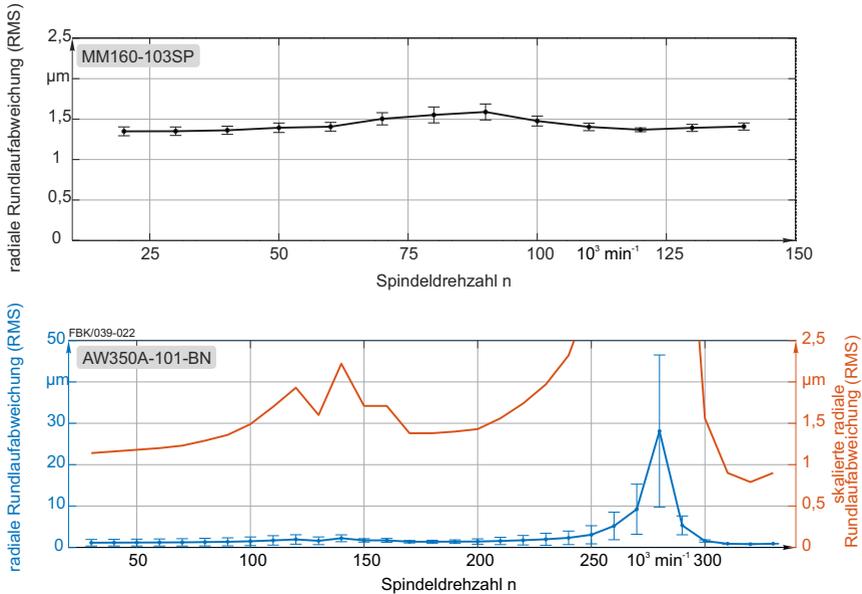
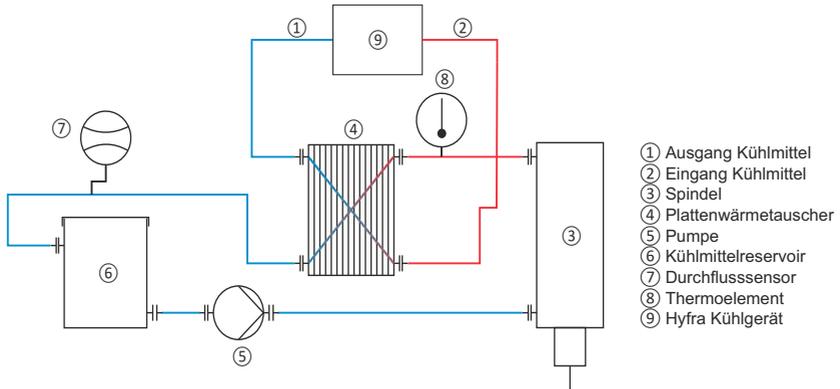


Abbildung 4-2: Radiale Rundlaufabweichungen der Spindeln MM160-103SP und AW350A-101-BN (Gesamtansicht: blau; skalierte Detailansicht zur Darstellung des prozessrelevanten Bereichs zwischen 0  $\mu\text{m}$  und 2,5  $\mu\text{m}$ : rot) in Abhängigkeit von der Spindeldrehzahl

Zur Kühlung der Spindel ist ein Spindeltemperiersystem in der 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine integriert. Der Aufbau dieses System basiert auf den Erkenntnissen von Bohley [Bohl20] und folgt dem gleichen Prinzip. Durch die Verwendung eines Rückkühlers wird die Temperaturhysterese von 1 K auf 0,1 K verringert [Bohl20], wodurch die Axialverlagerung der Spindel und somit die Geometrieabweichung des gefertigten Bauteils deutlich reduziert ist. Als Kühlgerät (9) wurde ein eChilly Kühlgerät der Firma Hyfra Industriekühlanlagen GmbH verwendet, das über einen Plattenwärmetauscher (4) einen zweiten Kühlkreislauf temperiert. Dieser besitzt ein Kühlmittelreservoir (6), durch welches die Temperaturhysterese von 1 K des Hyfra Kühlgeräts gepuffert wird. Zwischen dem Plattenwärmetauscher und dem Kühlmittelzugang der Spindel (3) wird die Kühlmitteltemperatur dauerhaft von einem Thermoelement (8) überwacht. Abbildung 4-3 zeigt den schematischen Aufbau des Spindeltemperiersystems.



- ① Ausgang Kühlmittel
- ② Eingang Kühlmittel
- ③ Spindel
- ④ Plattenwärmetauscher
- ⑤ Pumpe
- ⑥ Kühlmittelreservoir
- ⑦ Durchflusssensor
- ⑧ Thermoelement
- ⑨ Hyfra Kühlgerät

Abbildung 4-3: Schematischer Aufbau des Spindeltemperiersystems

## 4.2 Mikrofräswerkzeuge

Für die Untersuchungen wurden Mikrofräser mit einem Durchmesser von 50 µm und einem Schaftdurchmesser von 2 mm bzw. 3 mm verwendet. Die zwei verschiedenen Schaftdurchmesser ergeben sich aus der Verwendung der zwei Spindeln mit unterschiedlichen Drehzahlbereichen.

### 4.2.1 Werkstoff

Für die Mikrofräser wurden Ultrafeinkornhartmetalle verwendet. Für die Werkzeuge mit einem Schaftdurchmesser von 3 mm wurde das Hartmetall PN90 der Firma Hyperion Materials & Technologies, Inc. gewählt, da sich dieses in der Vergangenheit als geeignetes Hartmetall zur Herstellung von Mikrofräser bewiesen hat. Da dieses Hartmetall nicht mit einem Schaftdurchmesser von 2 mm verfügbar ist, wurde für diese Werkzeuge das Hartmetall KFM 39 der Firma Konrad Micro Drill GmbH gewählt. Die Eigenschaften der Hartmetallsorten sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst. Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Bruchflächen der beiden Hartmetallsorten sind in Abbildung 4-4 dargestellt.

Tabelle 4-1: Eigenschaften der Hartmetallsorten PN90 und KFM 39 (Herstellerangaben)

	PN90	KFM 39 [Konr21]
WC	90,2 %	91 %
Co	9 %	9 %
andere Binder	0,8 %	-
mittlere WC-Korngröße	0,2 µm	0,3 µm
Dichte	14,55 g/cm <sup>3</sup>	14,4 g/cm <sup>3</sup> ± 0,15 g/cm <sup>3</sup>
Härte	1950 HV30	1950 HV30 ± 50 HV30
Biegebruchfestigkeit	4700 N/mm <sup>2</sup>	4500 N/mm <sup>2</sup>

Die Hartmetallrohlinge wurden mit einer Länge von 30 mm und einem Durchmesser von 2,0 mm (geschliffen, Toleranzklasse: h5) bzw. einer Länge von 39 mm und einem Durchmesser von 3,0 mm (geschliffen, Toleranzklasse: h5) gefertigt.

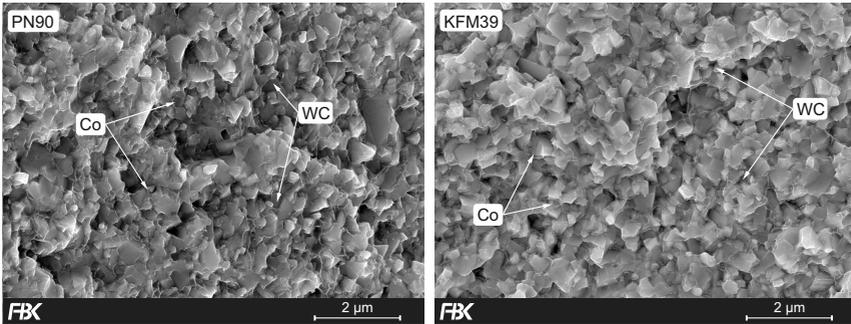


Abbildung 4-4: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Bruchstellen der Hartmetall-sorten PN90 und KFM39

#### 4.2.2 Geometrie

Bei der Geometrie der Mikrofräswerkzeuge handelt es sich um die einschneidige Mikroschaftfräsergeometrie, die am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation der RPTU Kaiserslautern-Landau entwickelt wurde (siehe Abbildung 2-7 S. 14). Das parametrisierte Geometriemodell von Bohley [Bohl20], das für die Werkzeugherstellung herangezogen wurde, ist so angepasst, dass die Herstellung der Mikroschaftfräser optimiert auf den Vorschub pro Zahn und die Rundlaufabweichung der Spindel erfolgt, um die höchstmögliche Werkzeugsteifigkeit zu erreichen.

Bei der im Abschnitt 4.2.3 beschriebenen Werkzeugherstellung wurden für das Geometriemodell und den daraus exportierten Code zur Werkzeugherstellung die in Abbildung 4-5 dargestellten Längen und Winkel für die Werkzeuggeometrie festgelegt. Zudem wurde die Werkzeuggeometrie auf einen Vorschub pro Zahn von  $2 \mu\text{m}$  und eine Rundlaufabweichung der Spindel von  $2 \mu\text{m}$  angepasst.

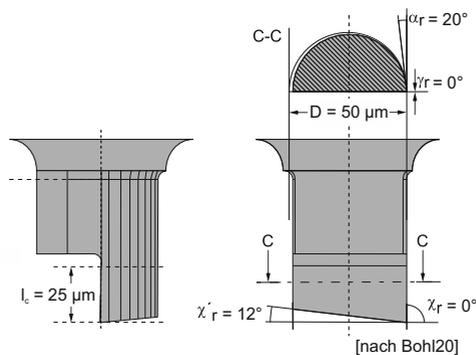


Abbildung 4-5: Geometrie der eingesetzten Mikrofräser

### 4.2.3 Herstellung

Die Mikrofräser werden in einem dreistufigen Fertigungsprozess hergestellt [Auri12, Reic17]. Im ersten Schritt wird das im Ausgangszustand zylindrische Hartmetall auf der Schleifmaschine Helitronic Vision der Firma Walter Maschinenbau GmbH mit einem Kegel mit einem Öffnungswinkel von  $40^\circ$  versehen. Die Schritte zwei und drei werden auf der in Abschnitt 4.1.1 beschriebenen Maschine LT Ultra MTC 250 analog zu [Bohl18] durchgeführt. Der Versuchsaufbau zur Herstellung der Mikrofräser ist in Abbildung 4-6 dargestellt.



Abbildung 4-6: Versuchsaufbau Werkzeugherstellung

Der Aufbau zur Werkzeugherstellung ist in zwei Hauptkomponenten aufgeteilt: die Werkzeugschleifeinheit und die Werkzeugeinspannung. Zusätzlich wird der Schleifprozess mit einer Beobachtungskamera überwacht. Der Werkzeugrohling wird durch ein Warmschrumpffutter aus Messing eingespannt, das auf der Maschinenspindel aufgeschraubt ist. Zur Gewährleistung einer geringen Rundlaufabweichung des späteren Werkzeugs wird das Warmschrumpffutter mit einem Bohrungsaßmaß von  $0,2\text{ mm}$  gefertigt und erst im aufgespannten Zustand auf den Außendurchmesser des Hartmetalls angepasst. Der Durchmesser der Bohrung wird auf ein Maß ausgedreht, das zwischen  $1\text{ }\mu\text{m}$  und  $3\text{ }\mu\text{m}$  kleiner ist als der Außendurchmesser der Werkzeugrohlinge. Durch das Erwärmen des Warmschrumpffutters kann der Werkzeugrohling ohne eine lange Temperaturreinigung eingesetzt werden. Die Positionsbestimmung der Werkzeugrohlinge, die aufgrund der Toleranz der Werkzeugrohlinglänge notwendig ist, wurde optisch ausgeführt. Entscheidend für die Werkzeugherstellung ist der Abstand zwischen der Kegelspitze des Werkzeugrohlings und den Schleifscheiben. Auf diese Weise ist das Einspannen des Werkzeugrohlings im Spannfutter auf  $5\text{ }\mu\text{m}$  genau möglich.

Die Werkzeugschleifeinheit besteht aus zwei Schleifscheiben, die auf hydrodynamischen Spindelmotoren [Bohl16] angebracht sind. Die Ansteuerung der bürstenlosen Gleichstrommotoren (brushless direct current (BLDC)-Motoren) erfolgt über Electronic Speed Controller. Die Schleifscheiben erreichen Drehzahlen zwischen  $2.000\text{ min}^{-1}$  und  $12.500\text{ min}^{-1}$ . Für die Werkzeugherstellung wurde eine Drehzahl von  $6.000\text{ min}^{-1}$  verwendet. Bei den Schleifscheiben kommt sowohl

für die Herstellung des Zylinders (Schritt 2) als auch für die Endbearbeitung (Schritt 3) Diamant als Schleifmittel zum Einsatz. Schritt 2, der die Spitze des Kegels kapt und einen Zylinder mit einem Aufmaß von  $4\ \mu\text{m}$  im Durchmesser zur späteren Werkzeuggeometrie erzeugt, wird mit einer kunstharzgebundenen Schleifscheibe (P1A851 SD800R10MB01 58 X 0.25 X 40, Firma DISCO Corporation) ausgeführt. Die finale Mikrofräsergeometrie wird in Schritt 3 mit einer nickelgebundenen Schleifscheibe (ZH05-SD4800-N1-50 AA, Firma DISCO Corporation) geschliffen. Abbildung 4-7 zeigt exemplarisch rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen der hergestellten Mikrofräser.

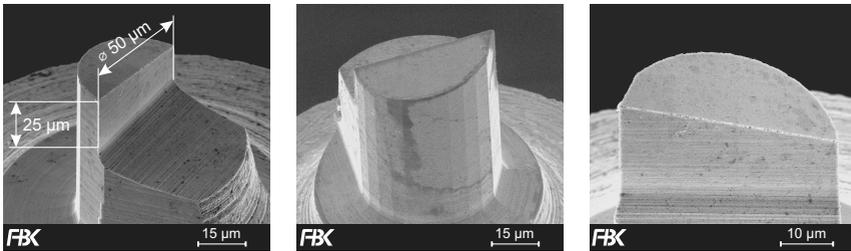


Abbildung 4-7: Hergestellte Mikrofräser  $D = 50\ \mu\text{m}$

### 4.3 Werkstückwerkstoff

Als Werkstoff wurde Titan DIN 17850-Ti2 (cp-Titan Grade 2) verwendet. Dieser wurde als kaltgewaltes Blech mit einer Größe von  $2000\ \text{mm} \times 1000\ \text{mm} \times 2\ \text{mm}$  von der Firma Thyssenkrupp AG bezogen. Durch die Verwendung mechanischer Trennmethode, bei denen hohe Kräfte auf den Randbereich des Werkstoffs einwirken, kommt es zur Kornfeinung und Zwillingbildung bis zu einer Tiefe von  $1\ \text{mm}$  (siehe Abbildung 4-8 - Blechschere). Aus diesem Grund wurden Werkstücke mit einer Größe von  $25\ \text{mm} \times 20\ \text{mm} \times 2\ \text{mm}$  für die Mikrobearbeitung mittels Wasserstrahlschneiden aus dem Blech herausgetrennt (siehe Abbildung 4-8 - Wasserstrahl).

Abbildung 4-8 zeigt lichtmikroskopische Aufnahmen mit polarisiertem Licht des verwendeten cp-Titan Grade 2 nach der Oberflächenpräparation. Die Oberflächenpräparation wurde nach dem in [Böhm19] beschriebenen Verfahren durchgeführt. Die Auswertung der Korngröße nach dem Linienschnittsegment-Verfahren [DIN20a] ergibt eine mittlere Korngröße von  $34\ \mu\text{m}$ . Abbildung 4-8 gibt zudem die chemische Zusammensetzung des verwendeten cp-Titan im Vergleich zu den Grenzwerten der DIN 17850 wieder. Aus dieser Zusammensetzung ergeben sich charakteristische mechanische und thermische Eigenschaften des Titans, die hauptsächlich von dem Basismaterial Titan bestimmt werden. Die Dehngrenze des verwendeten cp-Titan Grade 2 liegt laut Abnahmezeugnis bei  $346\ \text{MPa}$ , die Zugfestigkeit bei  $478\ \text{MPa}$  und die Bruchdehnung bei  $32\ \%$ .

Um die Festigkeit und die Bruchdehnung des cp-Titans in Abhängigkeit von der Temperatur und der Dehnrate  $\dot{\epsilon}$  zu bestimmen, wurden in Kooperation mit der Arbeitsgruppe Werkstoffprüfung (AWP) der RPTU Kaiserslautern-Landau Zugversuche durchgeführt. Die untersuchten Werkstücktemperaturen wurden basierend auf den möglichen Temperatureinflüssen bei den durchgeführten Versuchen ausgewählt. Die Temperaturen  $0\ ^\circ\text{C}$  und  $10\ ^\circ\text{C}$  stellen die bei der indirekten Werkstückkühlung (vgl. Abschnitt 8.1.4) eingesetzten Temperaturen dar und die

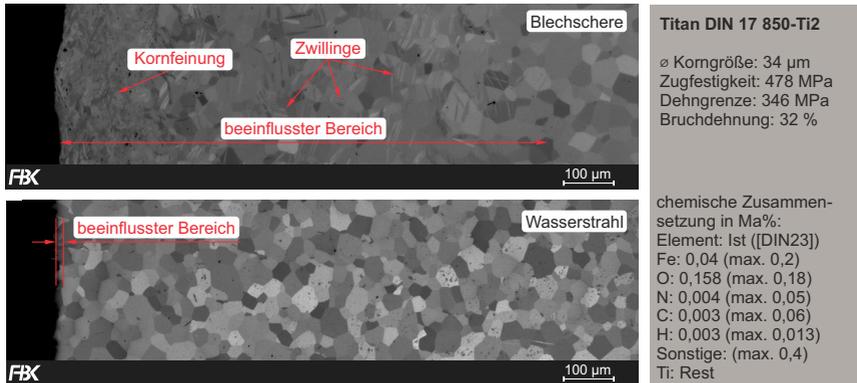


Abbildung 4-8: Einfluss des Verfahrens zum Heraustrennen der Werkstücke auf die Kornfeinung und Zwillingsbildung im Randbereich der cp-Titan Grade 2 Werkstücke; mechanische und chemische Angaben des Werkstoffs (Herstellerangaben)

Raumtemperatur die Umgebungstemperatur bei der Trockenzerspannung. Mit den Temperaturen 100 °C, 200 °C und 275 °C wird das Werkstoffverhalten bei höheren Temperaturen dargestellt, die bei der Werkstofftrennung in der Kontaktzone auftreten können. Zudem wurden drei verschiedene Dehnraten ( $10^{-1} \text{ s}^{-1}$ ,  $10^{-2} \text{ s}^{-1}$  und  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) betrachtet, da es bei der Werkstofftrennung in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit zu unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten kommt. Die Werkstückgeometrie entspricht der Geometrie, die bereits von Böhme verwendet wurde [Böhm21]. Als Prüfmaschine kam eine ElectroForce 3200 der Firma Bose zum Einsatz. Die Prüfkammer kann mit einem Ofen beheizt und mit flüssigem Stickstoff gekühlt werden. Die Ergebnisse der Zugversuche (siehe Abbildung 4-9) zeigen einen Anstieg der Festigkeit mit sinkender Temperatur und höherer Dehnrate. Zudem ist eine Erhöhung der Bruchdehnung mit steigender Temperatur zu verzeichnen.

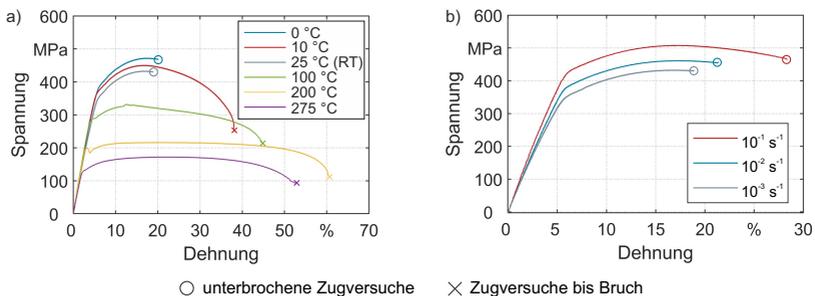


Abbildung 4-9: Zusammenhang zwischen Spannung  $\sigma$  und Dehnung  $\varepsilon$  von cp-Titan: a) in Abhängigkeit der Werkstofftemperatur bei konstanter Dehnrate  $\dot{\varepsilon}$  ( $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ), b) in Abhängigkeit der Dehnrate bei konstanter Temperatur (RT)

Im Unterschied zu den guten mechanischen Eigenschaften ist cp-Titan Grade 2 durch schlechte thermische Eigenschaften gekennzeichnet. Die Wärmeleitfähigkeit liegt bei 16,3 W/(m·K) -

18 W/(m·K) und die spezifische Wärmekapazität bei 539 J/(kg·K) - 541 J/(kg·K). Insbesondere die geringe Wärmeleitfähigkeit erschwert die Herstellung von Bauteilen. Die durch die Materialtrennung entstehende Wärme kann durch die geringe Wärmeleitfähigkeit nur bedingt über das Werkstück abgeführt werden, was lokal hohe Temperaturen zur Folge hat.

#### 4.4 Kühlschmierstoffe

Zur Untersuchung der für das Mikrofräsen von cp-Titan relevanten Kühlschmierstoffeigenschaften wurden sechs verschiedene Kühlschmierstoffe ausgewählt. Diese sind in Tabelle 4-2 gelistet. Sie unterscheiden sich zum einen dahingehend, dass es sich um vier Öle und zwei Emulsionen handelt. Zum anderen unterscheiden sich die KSS in ihrem Basisöl. Hier wurden ein Esteröl, zwei Mineralöle, ein Fettalkohol und zwei synthetische Öle gewählt. Die Kühlschmierstoffe wurden einer weiteren Analyse unterzogen, um ihre tribologischen Eigenschaften und ihre Benetzungsfähigkeit zu untersuchen. Zu diesem Zweck wurden tribologische Untersuchungen sowie Kontaktwinkelmessungen durchgeführt.

Tabelle 4-2: Eingesetzte Kühlschmierstoffe

Kuschmierstoff	Hersteller	Art	Basis
DiaMond80 (D80)	oelheld	Öl	synthetisches Öl
ECOCUT MICRO 6 (EM6)	Fuchs	Öl	Mineralöl
PLANTO MIKRO UNI (PMU)	Fuchs	Öl	Esteröl
ECOCUT MIKRO PLUS 20 (EMP)	Fuchs	Öl	Fettalkohol
ECOCOOL S-G2 (ESG)	Fuchs	Emulsion (10 %)	synthetisches Öl
ECOCOOL NI 1000 (ENI)	Fuchs	Emulsion (10 %)	Mineralöl

##### 4.4.1 Stoffdaten der Kühlschmierstoffe

Tabelle 4-3 fasst die von den Herstellern der KSS zur Verfügung gestellten Stoffdaten der KSS zusammen. Die KSS besitzen Dichten zwischen 0,78 g/ml und 1,06 g/ml. Die Viskositäten der Öle sind mit Werten zwischen 2 mm<sup>2</sup>/s, was fast der Viskosität von Wasser (1 mm<sup>2</sup>/s) entspricht, und 27 mm<sup>2</sup>/s weit gestreut. Die Basisöle der Emulsionen besitzen mit 40 mm<sup>2</sup>/s und 100 mm<sup>2</sup>/s höhere Viskositäten, wobei die Viskosität der Emulsion aufgrund des hohen Wasseranteils in etwa der von Wasser entspricht. Eine weitere Stoffeigenschaft, die bei der Auswahl von KSS berücksichtigt werden muss [VDI20], ist der Flammpunkt, der widerspiegelt wie schnell sich ein Kühlschmierstoff verflüchtigt und damit vom flüssigen in den gasförmigen Aggregatzustand übergeht. Die Werte der Flammpunkte reichen von 82 °C bis 200 °C.

##### 4.4.2 Tribologische Untersuchung

Zur Bestimmung der Reibungszahlen der cp-Titan - KSS - Hartmetall - Paarung wurden in Kooperation mit dem Institut für Oberflächen- und Schichtanalytik GmbH (ifos) Versuche auf einem Pin-On-Disk Tribometer der Firma Anton Paar Germany GmbH durchgeführt. Bei dem auf dem Pin-On-Disk Tribometer durchgeführten Schwing-Reib-Verschleiß Versuch wird eine linear oszillierende Bewegung eines Gegenkörpers auf einem Grundkörper unter vorgegebener Last ausgeführt. Als Grundkörper wurde das auch für die Zerspanversuche verwendete cp-Titan

Tabelle 4-3: Stoffdaten der Kühlschmierstoffe

Kühlschmierstoff	Dichte g/ml	Viskosität mm <sup>2</sup> /s bei 40 °C	Flammpunkt °C
D80	0,78	2	82
EM6	0,83	6	120
PMU	0,88	15	200
EMP	0,84	27	188
ESG	1,06 <sup>1</sup>	40 <sup>2</sup>	n. a.
ENI	0,98 <sup>1</sup>	100 <sup>2</sup>	n. a.

<sup>1</sup> Dichte des Basisöls

<sup>2</sup> Viskosität des Basisöls

eingesetzt. Das Hartmetall, das zur Herstellung der Mikrofräser verwendet wurde, konnte für die Tribologieversuche nicht verwendet werden, weil keine Kugeln aus diesem Hartmetall verfügbar sind. Aus diesem Grund wurden Hartmetallkugeln mit ähnlichen Eigenschaften als Gegenkörper verwendet ( $\varnothing = 6$  mm, 94 % WC, 6 % Co, Härte 1400 HV - 1600 HV). Als Zwischenstoffe wurden sechs verschiedene KSS verwendet (vgl. Tabelle 4-2). Zusätzlich wurden Untersuchungen ohne Zwischenstoff durchgeführt. Pro Paarung wurden drei Versuche mit jeweils 50 Zyklen bei einem Schwingungsweg  $s$  von 11,5 mm, einer Prüfkraft  $F_n$  (Normalkraft) von 2 N und einer Geschwindigkeit  $v$  von 0,6 m/min durchgeführt. Die Luftfeuchtigkeit betrug während der Versuche  $35 \% \pm 5 \%$ .

#### 4.4.3 Kontaktwinkelmessungen

Die Kontaktwinkelmessungen wurden in Kooperation mit dem ifos durchgeführt. Zur Bestimmung der Kontaktwinkel wurde kein spezielles Kontaktwinkelmessgerät eingesetzt, sondern es wurde eine experimentelle Anordnung verwendet. Mit einer Mikroliterpipette wurde ein Tropfen mit einem Volumen von 3  $\mu$ l auf die gewalzte Oberfläche des cp-Titans abgesetzt und anschließend eine Aufnahme mit einer Digitalkamera gemacht. Je KSS wurden drei Tropfen analysiert. Die Auswertung erfolgte in einer Standardsoftware zur Auswertung von Kontaktwinkeln der Firma Krüss, bei der mittels eines Fitverfahrens ein Kugelabschnitt eingepasst wird, der die Tropfenform wiedergibt. Aus dem rechten und linken Kontaktwinkel wurde der Mittelwert des Kontaktwinkels zur benetzten Oberfläche bestimmt.

#### 4.5 Kühlschmiersysteme

Zur Untersuchung des Einflusses verschiedener Kühlschmierstrategien auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen wurden die Nassbearbeitung, die Minimalmengenschmierung und die indirekte Werkstückkühlung sowie als Referenz die Trockenbearbeitung (TB) betrachtet. Hierzu wurden für die Versuchsdurchführung drei verschiedene Systeme in die 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine integriert. Diese unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Strategie, durch die die KSS-Zuführung beziehungsweise die Werkstückkühlung realisiert wurde. Ausgangspunkt für alle Systeme ist der in Abbildung 4-10 gezeigte Arbeitsraum der 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine mit einem auf dem X-Y-Tisch montierten Dynamometer und einer luftgelagerten Hauptspindel, die auf der Z-Achse montiert ist. Die Integration der zwei

Kühlschmiersysteme (Nassbearbeitung und MMS) und des Kühlsystems basierend auf einem Peltierelement in die 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine wird im Folgenden erläutert.

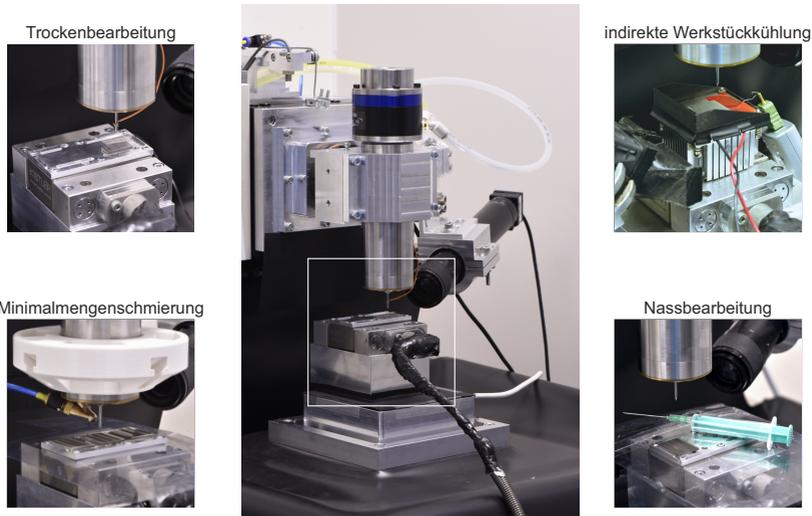


Abbildung 4-10: Versuchsaufbau Mikrofräsversuche

#### 4.5.1 Nassbearbeitung

Die Nassbearbeitung ist charakterisiert durch ein Überangebot an Kühlschmierstoff im Bereich der Kontaktzone. Die bei den Versuchen verwendeten Mikrofräser haben einen Durchmesser von  $50\ \mu\text{m}$ , wodurch die meist bei der Nassbearbeitung angewendete konventionelle Überflutungskühlung mit einer Düse deutlich mehr als nur ein Überangebot an Kühlschmierstoff erzielen würde. Neben der viel zu großen Menge an Kühlschmierstoff, die diese Systeme mit sich bringen würden, sind diese aufgrund der Maschinengegebenheiten der für die Versuche verwendeten 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine nicht anwendbar, weil die Maschine weder gekapselt ist noch eine Möglichkeit zum Auffangen großer Kühlschmierstoffmengen bietet. Um ein Überangebot an Kühlschmierstoff für den vorliegenden Anwendungsfall zu realisieren, wurde der Kühlschmierstoff während der Mikrofräsversuche mit einer Spritze der Kontaktzone zugeführt (vgl. Abbildung 4-11). Für die Zuführung wurden Braun Injekt® Spritzen (5 ml) und Sterican® Standardkanülen mit einem Durchmesser von  $0,8\ \text{mm}$  verwendet.

Zunächst wurde die Werkstückoberfläche vor dem Versuchsbeginn komplett mit Kühlschmierstoff benetzt. Während des Versuchs kommt es durch die Rotation des Werkzeugs und die Sperrluft der Spindel zu einem kontinuierlichen Abdrängen des Kühlschmierstoffs von der Werkstückoberfläche. Gleichzeitig wird der Kühlschmierstoff in Werkzeugnähe, solange dieser in genügend großer Menge auf dem Werkstück vorhanden ist, zum Werkzeug hingezogen und bildet einen Kühlschmierstoffkegel um den Mikrofräser. Der durch die Abdrängung verlorene Kühlschmierstoff wurde kontinuierlich nachdosiert, sodass unabhängig von der abgedrängten Menge eine dauerhafte Benetzung der Werkstückoberfläche gewährleistet werden konnte.

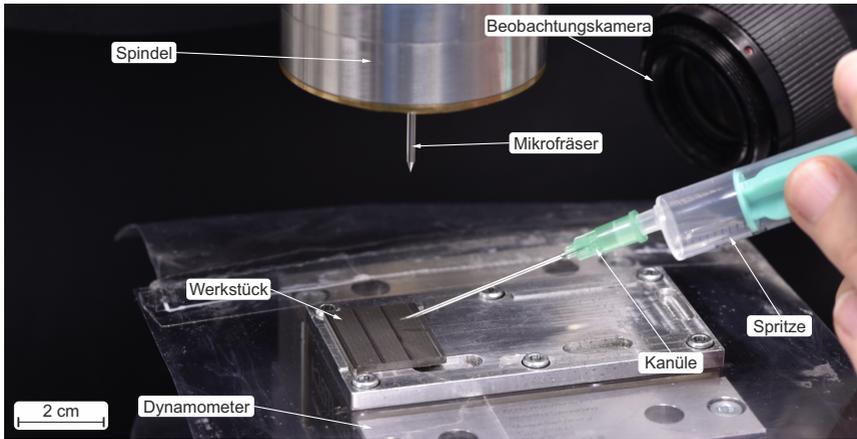


Abbildung 4-11: Versuchsaufbau Nassbearbeitung

Die KSS-Zugabe erfolgte immer dann, wenn das Werkzeug nicht im Eingriff war, um einen möglichen Einfluss auf die Kraftmessung auszuschließen.

#### 4.5.2 Minimalmengenschmierung

Das Minimalmengenschmiersystem wurde speziell für die Integration in Desktop-Werkzeugmaschinen entwickelt. Es besteht aus einer Düse, wie sie auch bei Airbrush-Anwendungen genutzt wird sowie einer Druckluftsteuerung, einer Sprühpistole und einem Befestigungssystem. Die Druckluftsteuerung dient dazu, die der MMS zugeführte Luft hinsichtlich des Luftdrucks auf 0,01 bar exakt einstellen zu können, diesen zu überwachen bzw. zu- und abschalten zu können. Dies wird über die in Abbildung 4-12 dargestellte Druckluftsteuereinheit realisiert. Diese besteht aus einem Anschluss für die zentrale Druckluftversorgung, einem einstellbaren Drosselventil, einem Manometer und einem Absperrventil. Durch das einstellbare Drosselventil in Kombination mit dem digitalen Manometer kann der Druck exakt eingestellt werden. Dies wird benötigt, da selbst geringe Druckunterschiede einen Einfluss auf die Applikation des Kühlschmierstoffs besitzen können.

Das Minimalmengenschmiersystem wurde so entwickelt und aufgebaut, dass es möglich ist geringste, fein verteilte Kühlschmierstoffmengen zu applizieren. Kommerziell erhältliche Minimalmengenschmiersysteme liefern für den vorliegenden Anwendungsfall - Zerspanung mit Mikrofräsern mit einem Durchmesser von  $50\ \mu\text{m}$  - zu große Volumenströme und ermöglichen es darüber hinaus nicht Volumenströme von wenigen Millilitern pro Stunde in einer ausreichenden Genauigkeit einstellen zu können. Die Funktionsweise der MMS-Düse beruht auf dem Venturi-Prinzip. Durch die Venturi-Düse strömt Druckluft, wodurch ein Unterdruck entsteht. Durch die Druckdifferenz in der Venturi-Düse wird der Kühlschmierstoff aus dem Ölbehälter in die MMS-Düse gedrückt und als Önebel ausgeblasen. Der Volumenstrom des Kühlschmierstoffs kann durch eine Einstellschraube am Düsenausgang eingestellt werden.

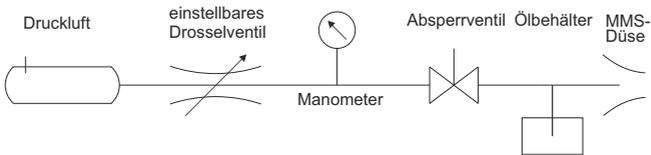
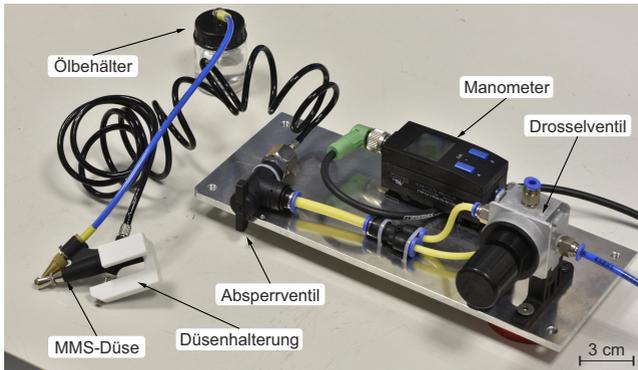


Abbildung 4-12: Übersichtsbild der Druckluftsteuerung und der zugehörige Schaltplan

Das Aerosol des Minimalmengenschmierersystems ist stark von den Einstellparametern des Systems abhängig. Dies sind der Zufuhrdruck der Luft  $p$ , der Volumenstrom des Kühlschmierstoffs  $\dot{V}$  und der Abstand  $a$  zwischen Düsenausgang und der Kontaktzone Werkzeug-Werkstück. Zur Bestimmung der Parametereinflüsse auf das Aerosol wurde zunächst eine Düsencharakterisierung durchgeführt, bei der der Zufuhrdruck, der KSS-Volumenstrom und der Abstand variiert wurden. Abbildung 4-13 zeigt den Versuchsaufbau, die untersuchten Parameter sind in Tabelle 4-4 dargestellt. Um eine qualitative sowie quantitative Auswertung des Einflusses der Einstellparameter zu ermöglichen, wurde mit jeder Parameterkombination (Luftdruck-Volumenstrom-Abstand) weißes Papier für je eine Sekunde besprüht. Als Flüssigkeiten wurden Wasser und der Kühlschmierstoff DiaMond80 untersucht. Durch das farblose Wasser und das nahezu farblose Öl war es notwendig die Sichtbarkeit der Flüssigkeiten auf dem Papier herzustellen. Dies wurde erreicht, indem das Wasser mit blauer Tinte und der Kühlschmierstoff (Öl) mit öllöslicher Farbe (Naturfarbstoff Chlorophyll - grün) eingefärbt wurden.

Tabelle 4-4: Parameter Düsencharakterisierung

Zufuhrdruck $p$ bar	Volumenstrom $\dot{V}$ ml/h	Abstand $a$ mm
1   1,5   2   2,5   3   3,5   4   4,5   5   5,5   6	0,7   1,5	10   20   30

Im Zuge der Charakterisierung des Aerosols wurde zudem der Volumenstrom der Luft in Abhängigkeit der Einstellgrößen des Minimalmengenschmierersystems bestimmt. Hierzu wurde ein Durchflusssensor der Firma Festo Beteiligungen GmbH & Co. KG (SFAB-50U-WQ6-2SV-M12) eingesetzt, der Volumenströme zwischen 0,5 l/min und 50 l/min bestimmen kann. Das

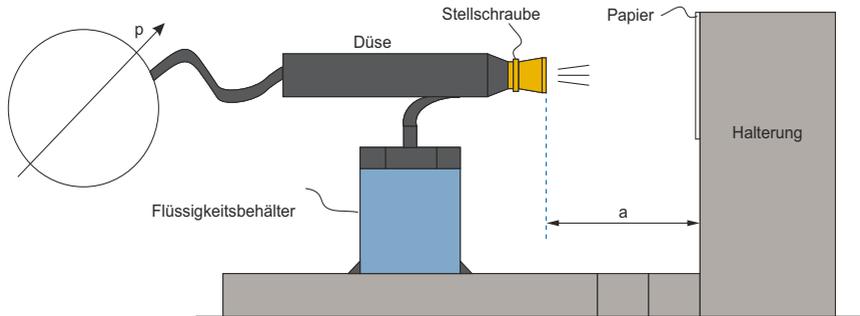


Abbildung 4-13: Versuchsaufbau Düsencharakterisierung

Ergebnis ist in Abbildung 4-14 dargestellt. Demnach werden Volumenströme zwischen 5 l/min und 32 l/min erreicht.

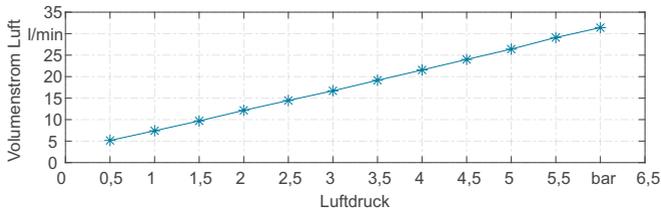


Abbildung 4-14: Volumenstrom der Luft in Abhängigkeit vom anliegenden Luftdruck

Der Rahmen um den Sprühdruck diente bei der Auswertung als Maßstab (siehe Abbildung 4-15). Die Sprühdrücke wurden hinsichtlich Tropfengröße und Tropfenverteilung mit Hilfe eines Matlab Skripts ausgewertet (vgl. Abbildung 4-15 a). Dieses basiert auf der Auswertung blauer (Wasser) bzw. grüner (KSS) Pixel je Reihe in X- und Y-Richtung, woraus die Verteilung als Histogramm ausgegeben werden kann. So lassen sich auch die Größen maximale Abdruckbreite  $b_{max}$  und die maximale Pixelanzahl pro Reihe  $P_{max}$  bestimmen. Hieraus wurden folgende Werte für die Charakterisierung der Tropfenverteilung in X- und Y-Richtung bestimmt:

- Die Abdruckbreite  $b_{2\sigma}$ , die die Breite angibt, in der 95,4 % ( $2\sigma$ ) der Werte der jeweiligen Richtung (X bzw. Y) liegen (Abweichung  $\pm 2\sigma$  vom Erwartungswert)
- Das Maß für die Benetzung der Fläche mit KSS, das sich aus der maximalen Anzahl blauer/grüner Pixel pro Linie und der Abdruckbreite  $b_{2\sigma}$  zusammensetzt: X-Richtung:  $P_{max,Y} / b_{2\sigma,X}$  und Y-Richtung:  $P_{max,X} / b_{2\sigma,Y}$

Zur Implementierung des Minimalmengenschmiersystems in die 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine wurde die MMS-Düse mithilfe einer Düsenhalterung am Außendurchmesser der Hauptspindel befestigt. Durch die Befestigung an der Spindel ist die dauerhafte Ausrichtung des Aerosols auf die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück während der Bearbeitung gewährleistet. Die Halterung legt den Winkel zwischen Pistole und Werkstückoberfläche auf  $\alpha = 40^\circ$  sowie den Abstand zwischen Düsenausgang und Kontaktzone Werkzeug-Werkstück auf

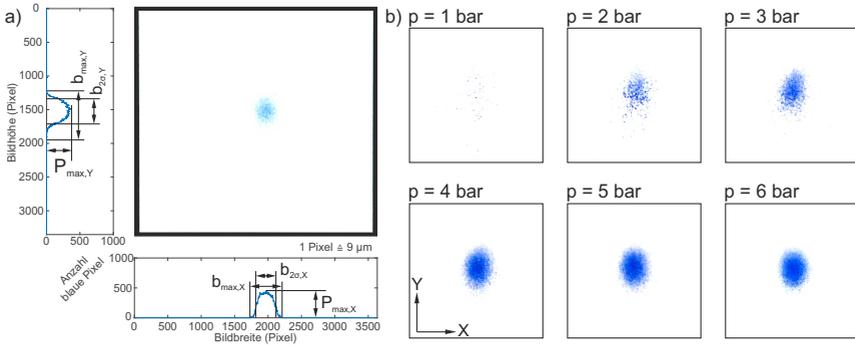


Abbildung 4-15: Düsencharakterisierung a) Beispielauswertung b) Sprühabdrücke für einen Volumenstrom von 0,7 ml/h und einen Abstand von 10 mm

$a = 10 \text{ mm}$  fest und sieht Einschuböffnungen für vier verschiedene Düsenrichtungen bezogen auf die Vorschubrichtung des Werkzeugs vor ( $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  und  $270^\circ$ ). Die Einstellparameter des MMS-Systems in der 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine sind in Abbildung 4-16 dargestellt.

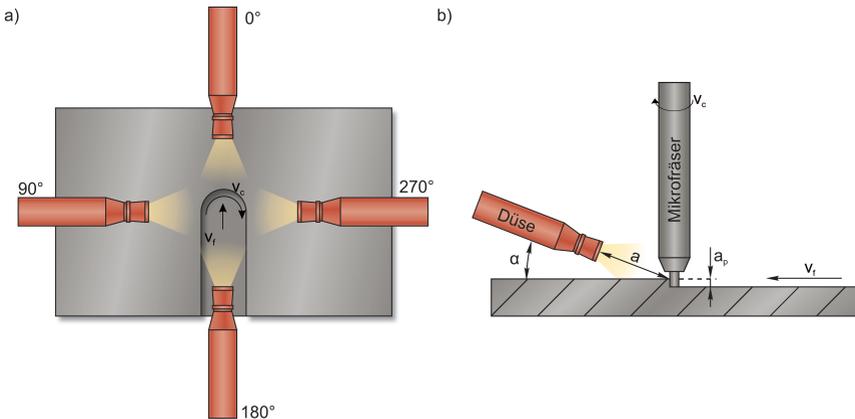


Abbildung 4-16: Definition der Richtungen, Abstände und Winkel am Minimalmengenschmiersystem: a) Draufsicht b) Seitenansicht  $0^\circ$

Abbildung 4-17 zeigt den Versuchsaufbau für die Versuche unter Minimalmengenschmierung. Zusätzlich zum Grundaufbau ist auf dem Dynamometer der Werkstückträger mit dem Werkstück montiert. Zum Schutz des Dynamometers vor KSS befindet sich eine Folie zwischen Dynamometer und Werkstückträger. Der Kühlschmierstoff wird über das Minimalmengenschmiersystem der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück zugeführt.

Die Bestimmung des Kühlschmierstoffvolumenstroms  $\dot{V}$ , der während der Versuche der Kontaktstelle zugeführt wird, wird durch die Messung der Masse des Kühlschmierstoffbehälters  $m$

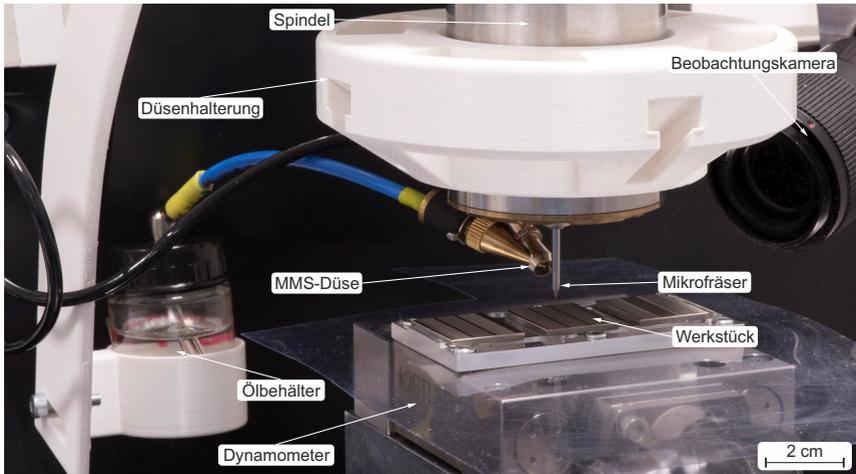


Abbildung 4-17: Versuchsaufbau Minimalmengenschmierung

vor ( $m_A$ ) und nach ( $m_E$ ) der Anwendung sowie der Sprühzeit  $t$  bestimmt. Der Volumenstrom kann unter Verwendung der Dichte  $\rho$  nach Gl. 4-1 berechnet werden:

$$\dot{V} = \frac{m_A - m_E}{t \cdot \rho} \quad (\text{Gl. 4-1})$$

### 4.5.3 Indirekte Werkstückkühlung

Die Untersuchung des Einflusses der Prozesskühlung unabhängig von der Prozessschmierung erfolgte über eine indirekte Werkstückkühlung. Der Versuchsaufbau für die indirekte Werkstückkühlung ist in Abbildung 4-18 gezeigt. Die indirekte Werkstückkühlung wird über ein Peltierelement realisiert, das sich direkt unterhalb des Werkstückhalters befindet. Das Peltierelement hat eine Größe von 30 mm x 30 mm x 4,7 mm. Die Polung des Peltierelements ist so gewählt, dass die kalte Seite in Richtung Werkstück zeigt. Zur Abführung der Wärme auf der anderen Seite des Peltierelements ist unterhalb des Peltierelements ein Kühlkörper verbaut. Zur weiteren Erhöhung der Kühlleistung befindet sich seitlich dieses Kühlkörpers, abgekoppelt vom Maschinentisch, ein Lüfter. Die Werkstücktemperatur wird permanent über ein Thermoelement (Typ K) überwacht. Der Kühlkörper ist zur Aufnahme der Prozesskräfte, die zerspanungsbedingt während des Mikrofräsens vorliegen, auf einem Dynamometer montiert.

Zunächst wurde eine Charakterisierung des Kühlsystems durchgeführt. Die Charakterisierung dient dazu die erreichbaren Werkstücktemperaturen sowie den Einfluss der Umgebungsbedingungen auf die Werkstücktemperatur zu bestimmen. Die Werkstücktemperatur ist vor allem durch die am Peltierelement anliegende Leistung bestimmt. Als weitere Einflussgrößen auf die Werkstücktemperatur wurden die Sperrluft der Spindel und der Luftstrom des Lüfters identifiziert. In einem ersten Schritt wurde der Zusammenhang zwischen der elektrischen Leistung und der Werkstücktemperatur im Inneren sowie an der Oberfläche des Werkstücks bei einer Spindeldrehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  gemessen. Ausgehend von einer Leistung von 0 W wurde die

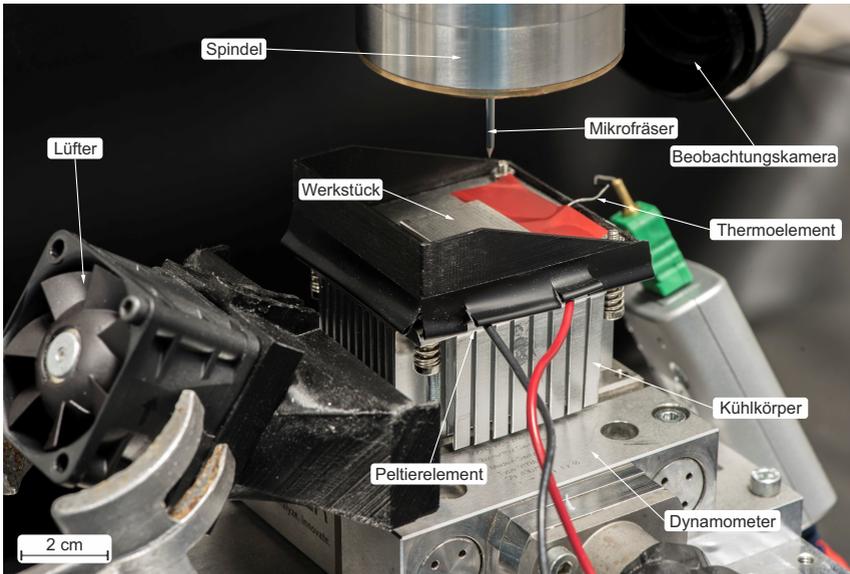


Abbildung 4-18: Versuchsaufbau der indirekten Werkstückkühlung mittels Peltierelement

Leistung alle 120 s bis zur maximal erreichbaren Leistung von 60 W erhöht und dann in den gleichen Schritten wieder verringert. Die Zeit bis zur Leistungsänderung wurde so gewählt, dass sich innerhalb dieser Zeit eine stabile Temperatur einstellen kann. Während dieses Prozesses wurden die Temperaturen kontinuierlich aufgezeichnet. Im Rahmen der Charakterisierung wurde zudem der Einfluss der Sperrluft auf die Werkstücktemperatur analysiert, wobei Messungen mit und ohne Sperrluft durchgeführt wurden. Darüber hinaus wurde die Vermeidung von Eisbildung untersucht, indem das Werkstück mit Druckluft angeströmt bzw. mit Isopropanol benetzt wurde.

#### 4.6 Versuchsdurchführung und Prozessparameter

Das Werkstück aus Titan wurde mit Sekundenkleber auf einen Werkstückhalter geklebt. Der Werkstückhalter wurde mit dem 3-Komponenten Dynamometer Typ 911AA1 (Firma Kistler Instrumente AG) verschraubt. Die Werkstücke aus cp-Titan mit den Außenmaßen von 25 mm x 20 mm und einer Höhe von 2 mm wurden dabei so montiert, dass die längere Seite des Werkstücks parallel zur X-Achse verläuft. Abweichend zu diesem Versuchsaufbau befindet sich bei der indirekten Werkstückkühlung der Kühlkörper und das Peltierelement zwischen Werkstückhalter und Dynamometer.

Nach dem Aufspannen der Werkstücke folgte das Planfräsen der Oberfläche, um eine zum Maschinentisch parallele Oberfläche zu erhalten, die zudem eine möglichst geringe Rauheit für das anschließende Mikrofräsen besitzen muss. Zum Planfräsen wurde ein Torusfräser mit einem Durchmesser von 3 mm und einem Schneideneckenradius von 200 µm der Firma Voha Tosec verwendet. Untersuchungen zum Planfräsen von Reichenbach et al. bei der Trockenbearbeitung von cp-Titan haben gezeigt, dass die Frässtrategie 'Zig without drive around' die Oberflächen mit den

geringsten Oberflächenrauheiten liefert [Reic13]. Diese Strategie wurde für alle plangefrästen Oberflächen eingesetzt. Weitere Einflussfaktoren auf die Oberflächenrauheit der plangefrästen Oberfläche sind die Vorschubrichtung (parallel zur X- bzw. Y-Achse) und der Kühlschmierstoffeinsatz (Trockenbearbeitung bzw. Kühlschmierstoff: DiaMond80). Deren Einfluss auf die Oberflächenrauheit wurden beim Planfräsen auf der 3-Achs-Präzisionswerkzeugmaschine (Drehzahl  $n = 30.000 \text{ min}^{-1}$ , Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 40 \text{ mm/min}$ , axiale Zustellung  $a_p = 5 \text{ }\mu\text{m}$ ) untersucht, um die Kombination mit der geringsten Oberflächenrauheit zu bestimmen. Abbildung 4-19 stellt die Sa-Werte dar. Es zeigt sich ein deutlicher Einfluss der Vorschubrichtung auf die Oberflächenrauheit. Bei der Trockenzerspannung liegt der Sa-Wert bei einem Werkzeugvorschub in X-Richtung um 58 nm höher als bei der Vorschubrichtung in Y-Richtung. Das gleiche Verhalten, jedoch nicht so stark ausgeprägt, ist beim Einsatz von KSS zu beobachten. Der Sa-Wert in Y-Richtung liegt bei 78 nm, der Wert in X-Richtung um 18 nm höher bei 96 nm. Die Sa-Werte in Y-Richtung beim trockenen Planfräsen und beim Planfräsen mit KSS zeigen nur eine geringe Differenz. Die Oberflächenrauheit beim Einsatz von KSS ist um 3 nm besser. Diese liegt jedoch weit unter der Standardabweichung von 15 nm (mit KSS) und 19 nm (trocken). Um eine chemische Reaktion des KSS mit der Oberfläche beim Planfräsen auszuschließen, wurden alle Oberflächen trocken und mit einer Vorschubrichtung parallel zur Y-Richtung plangefräst. Die Verbesserung der Oberflächenrauheit durch den Einsatz von KSS ist vernachlässigbar klein.

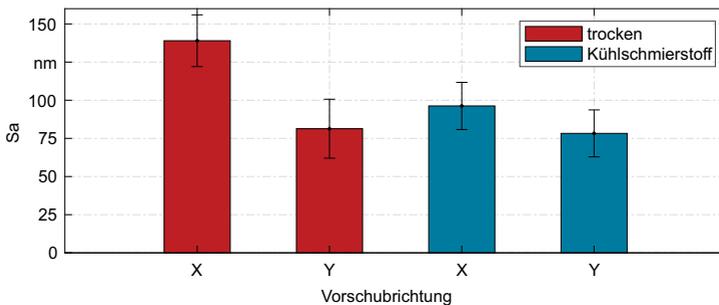


Abbildung 4-19: Einfluss der Vorschubrichtung und der Kühlschmierung auf die Oberflächenrauheit beim Planfräsen

Neben dem Sa-Wert wurde die maximale Spitzenhöhe der skalenbegrenzten Oberfläche  $S_p$  der trocken in Y-Richtung plangefrästen Oberfläche bestimmt. Hintergrund ist die Quantifizierung des maximal auftretenden Abstands zwischen der Oberfläche und den durch das Fräsen erzeugten Rauheitsspitzen. Dieser Wert ist bei der Detektion der Oberfläche in Z-Richtung und somit für die Genauigkeit des Nullpunkts in Z-Richtung in Bezug zur Oberfläche relevant. Im vorliegenden Fall beträgt die maximale Spitzenhöhe der skalenbegrenzten Oberfläche  $S_p = 0,42 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,12 \text{ }\mu\text{m}$ . Die Abweichung der Nullpunktbestimmung liegt folglich auch in dieser Größenordnung.

Das Einbringen mikrogefräster Nuten mit Mikrofräsern ( $D = 50 \text{ }\mu\text{m}$ ) in die Werkstücke aus cp-Titan erfolgte mit einer Ausrichtung der Nuten analog zum Planfräsen parallel zur Y-Richtung. Für die Untersuchungen wurden je Fräser 40 Nuten mit einer Länge von jeweils 25 mm gefräst, was einem Vorschubweg je Fräser von 1000 mm entspricht. Sowohl die Zustellung  $a_p$  als auch der Vorschub pro Zahn  $f_z$  wurden für alle Versuche mit  $a_p = 5 \text{ }\mu\text{m}$  und  $f_z = 1 \text{ }\mu\text{m}$  gleich gewählt.

Diese Werte haben sich in Voruntersuchungen bei der Zerspaltung von cp-Titan mit Mikrofräsern mit einem Durchmesser von 50  $\mu\text{m}$  bewährt. Die Auswahl der Drehzahlen 30.000  $\text{min}^{-1}$ , 120.000  $\text{min}^{-1}$  und 230.000  $\text{min}^{-1}$  erfolgte auf Basis der Spindelcharakterisierung in Abschnitt 4.1.2 sowie anhand von Untersuchungen zu den Zusammenhängen zwischen Spindeldrehzahl bzw. Schnittgeschwindigkeit und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen. Sie stellen Drehzahlen dar, die eine für das Mikrofräsen mit Durchmessern von 50  $\mu\text{m}$  oder kleiner ausreichend geringe Rundlaufabweichung aufweisen und bieten zudem im Vergleich zur Trockenbearbeitung ein Potential zur Verbesserung der Bearbeitungsqualität durch die Anwendung von Kühlschmierstoff. Bei der Trockenbearbeitung [Kier20] wurden mit diesen Drehzahlen Nuten erzeugt, die temperaturabhängige Beeinflussungen des Bearbeitungsergebnisses wie z. B. Anhaftungen von zerspantem Werkstoff am Nutgrund und Verschmierungen aufweisen. Hinsichtlich Oberflächenrauheit und Maßhaltigkeit weisen sie ein großes Verbesserungspotential auf und erlauben es somit mögliche Einflüsse einer Kühlschmierung des Mikrofräsens auf die Bearbeitungsqualität in einem großen Drehzahlbereich zu untersuchen.

## 4.7 Mess- und Analysetechnik

Betrachtete Prozess- und Prozessergebnisgrößen sind die Prozesskräfte, die Oberflächenrauheit und -topographie, die Nutbreite und -tiefe, die Gratbildung und der Werkzeugverschleiß. Durch diese Parameter können die Standzeit, Maßhaltigkeit und Oberflächenqualität bewertet werden, die maßgeblich für die Wirtschaftlichkeit, die Bauteilqualität und auch das Prozessverständnis und damit die Optimierung des Prozesses sind. In den folgenden Abschnitten wird die Messung sowie die Analyse dieser Größen erläutert.

### 4.7.1 Prozesskräfte

Die Prozesskräfte wurden mit dem Dynamometer MiniDyn Typ 9119AA1 der Firma Kistler Instrumente AG während jeder vierten sowie der letzten Nut aufgezeichnet. Für die Versuche unter Verwendung einer Minimalmengenschmierung wurden zusätzlich die Prallkräfte erfasst, die durch das Minimalmengenschmiersystem hervorgerufen wurden. Dazu wurde der Mikrofräser mit geringem Abstand über dem Werkstück positioniert und die Kräfte während der Vorschubbewegung analog zu den Mikrofräsversuchen aufgezeichnet.

Für die Auswertung der Kräfte ist die Software DIAdem der Firma National Instruments Corporation verwendet worden. Die aufgezeichneten Signale der Richtungen X, Y und Z wurden zunächst mit einem Hochpassfilter (Grenzfrequenz 100 Hz) und einem Tiefpassfilter (Grenzfrequenz 6000 Hz) gefiltert. Die Frequenz des Tiefpassfilters entspricht der kleinsten Eigenfrequenz des Dynamometers ohne Zusatzmasse [Kist21]. Anschließend wurden die gleitenden quadratischen Mittelwerte der Signale in X-, Y- und Z-Richtung gebildet und jeweils der Wert für die Kraft in der Mitte des Signals ausgelesen. Dieser Wert entspricht der Kraft in der Mitte der Nutlänge. Abschließend erfolgte die Berechnung der Aktivkraft, der Passivkraft und der Zerspankraft für die Versuche der Trockenbearbeitung, der Nassbearbeitung und der indirekten Werkstückkühlung. Bei der Minimalmengenschmierung konnte lediglich die Zerspankraft bestimmt werden, da eine Separierung zwischen der Zerspankraft und der Prallkraft des KSS, nach dem Mikrofräsen notwendig ist. Die Zerspankräfte wurden aus der Differenz zwischen den Kräften während des Mikrofräsens und der Prallkraft bestimmt.

### 4.7.2 Oberflächenrauheit und -topographie

Zur Bewertung der Oberflächengüte wurden die Oberflächenrauheit und die Oberflächentopografie analysiert. Hierzu wurden Aufnahmen mit einem Konfokalmikroskop der Firma NanoFocus AG angefertigt. Das verwendete Objektiv hat eine 60x Vergrößerung mit einer numerischen Apertur von 0,9. Die Größe des Messfeldes betrug jeweils  $268 \mu\text{m} \times 523 \mu\text{m}$ . Die längere Seite des Messfeldes wurde in Vorschubrichtung des Werkzeugs ausgerichtet.

Zur Analyse der Oberflächentopographie des Nutgrunds wurde ein Bereich von  $400 \mu\text{m} \times 95 \%$  der Nutbreite (vgl. Abbildung 4-20) mithilfe der Software  $\mu\text{soft analysis}$  ausgeschnitten und anschließend ausgerichtet. Die Oberflächenrauheit wurde durch die beiden Oberflächenkennwerte Mittenrauwert Ra nach DIN EN ISO 21920-2 [DIN22b] und die 'mittlere arithmetische Höhe der skalenbegrenzten Oberfläche' Sa nach DIN EN ISO 25178-2 [DIN12a] bewertet. Dabei wurde für den profilhaften Flächenparameter Ra eine Linie der Länge  $400 \mu\text{m}$  in der Mitte der Nut in Vorschubrichtung betrachtet (vgl. Abbildung 4-20). Die Messlänge ist angelehnt an die DIN EN ISO 4288 [DIN98], in der so geringe Strukturgrößen, wie die mit den verwendeten Werkzeugen und Prozessparametern erzeugten, nicht betrachtet werden. Die Messlänge von  $400 \mu\text{m}$  entspricht der geringsten genannten Messlänge. Das extrahierte Primärprofil wurde mit einem Gaußfilter von  $\lambda_c = 8 \mu\text{m}$  gefiltert. Dieser Wert ergibt sich aus der Interpolation der Werte aus DIN EN ISO 4288 [DIN98] für einen Vorschub pro Zahn von  $f_z = 1 \mu\text{m}$ . Aus dem gefilterten Rauheitsprofil erfolgte die Berechnung des Ra-Werts. Der Sa-Wert wurde nach der Anwendung eines Schwellwertes direkt aus der extrahierten Fläche ( $400 \mu\text{m} \times 95 \%$  der Nutbreite) berechnet. Der Schwellwert dient dazu Grat, der in einzelnen Fällen über den Nutgrund ragt, aus der Berechnung zu entfernen. Der Schwellwert von  $4,5 \mu\text{m}$ , ausgehend vom tiefsten Punkt der Fläche, gibt alle innerhalb der Nut (Nuttiefe  $5 \mu\text{m}$ ) liegenden Oberflächeninformationen wieder, so dass nur die durch das Mikrofräsen erzeugte Oberfläche in die Berechnung des Sa-Wert einbezogen wurde.

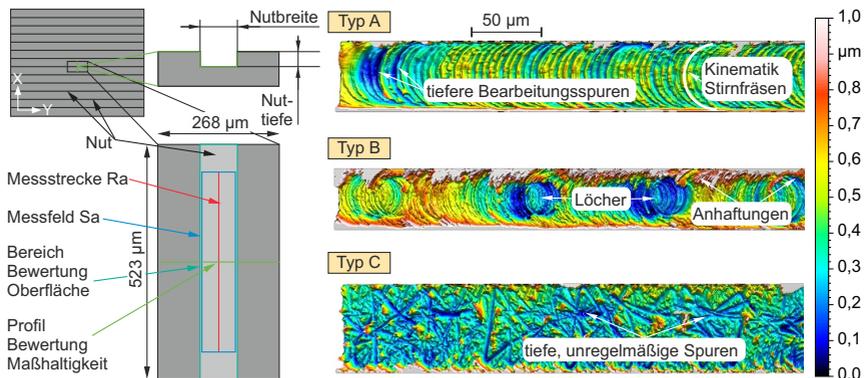


Abbildung 4-20: a) Schematische Darstellung des Werkstücks und der ausgewerteten Bereiche  
 b) Einteilung der Nutgrundstrukturen in drei Nutgrundtypen nach [Kier20]

Zur Bewertung der Oberflächentopographie erfolgte die Darstellung der Nutgrundoberfläche über einen Oberflächenbereich von  $200 \mu\text{m} \times 90 \%$  der Nutbreite und einer Höhenskala von

1  $\mu\text{m}$  ab dem tiefsten Punkt der ausgeschnittenen Oberfläche. Die Oberflächentopographie wurde analog zu [Kier20] in drei verschiedene Nutgrundtypen eingeteilt (vgl. Abbildung 4-20). Dabei sind bei Typ A die kinematischen Spuren des Stirnfräsens am Nutgrund abgebildet. Typ B ist charakterisiert durch Anhaftungen am Nutgrund sowie tieferen kinematischen Spuren. Typ C hat eine regelmäßige, aber undefinierte, durch Aufbauschneiden erzeugte Struktur am Nutgrund.

Die Bewertung der Gratbildung erfolgte qualitativ anhand des gesamten durch das Konfokalmikroskop aufgenommenen Bereichs von  $268 \mu\text{m} \times 523 \mu\text{m}$  (vgl. Abbildung 4-20) mit einer Höhenskala von  $40 \mu\text{m}$  ab dem tiefsten Punkt des Nutgrunds. Anhand dieser Aufnahmen wurde der Grat qualitativ in wenig, mittel und viel Grat eingeteilt (siehe Abbildung 4-21).

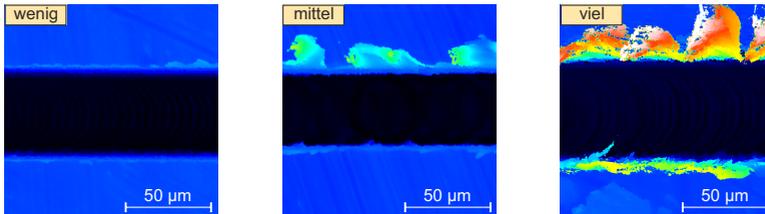


Abbildung 4-21: Exemplarische gratbehaftete Nuten zur qualitativen Bewertung von wenig, mittel und viel Grat

Ein weiteres Bewertungskriterium ist die Maßhaltigkeit der gefrästen Strukturen. Die Maßhaltigkeit wurde anhand der Nuttiefe und -breite bewertet. Zur Bestimmung der beiden Größen wurde ein Profil senkrecht zur Vorschubrichtung in der Mitte der konfokalmikroskopischen Aufnahmen extrahiert (vgl. Abbildung 4-20). Aus diesem Profil wurde die Nuttiefe und -breite bestimmt. Die Bewertung wurde durchgeführt, indem Bereiche festgelegt wurden, in denen die Nuttiefe und -breite bei nahezu idealer Werkstofftrennung liegen müsste. Dieser Bereich beträgt für die Nuttiefe  $4,5 \mu\text{m}$  bis  $5,5 \mu\text{m}$ . Der Bereich basiert auf den folgenden Aspekten: Die Zustellung beträgt bei den Versuchen  $5 \mu\text{m}$ , die die Mitte des Bereichs definiert. Abweichungen resultieren zum einen durch das Ankratzen und zum anderen durch die Rauheit der plangefrästen Oberfläche. Zwischen dem Planfräsen und dem Mikrofräsen ist es erforderlich, die Oberfläche mit dem Mikrofräser optisch zu berühren, um den Nullpunkt auf der Oberfläche in Z-Richtung festzulegen. Dies kann mit einer Genauigkeit von weniger als  $0,5 \mu\text{m}$  realisiert werden. Der Nullpunkt liegt also in einem Tiefenbereich zwischen der tatsächlichen Oberfläche und maximal  $0,5 \mu\text{m}$  unterhalb der tatsächlichen Oberfläche. Ein weiterer Faktor, der die Maßgenauigkeit beeinflusst, ist die Rauheit der plangefrästen Oberfläche, da Rauheitsspitzen zu einem vorzeitigen Berühren führen, bevor die Oberfläche erreicht ist. Um hierfür einen Maximalwert zu ermitteln, wurde die maximale Spitzenhöhe der skalenbegrenzten Oberfläche  $S_p$  der plangefrästen Oberfläche bestimmt (vgl. Abschnitt 4.6). Die maximale Spitzenhöhe der skalenbegrenzten Oberfläche liegt bei  $S_p = 0,42 \mu\text{m} \pm 0,12 \mu\text{m}$ . Somit kann eine maximale Abweichung der Nuttiefe von ca.  $0,5 \mu\text{m}$  durch die Rauheitsspitzen auftreten. Für die Nutbreite kann bei idealer Zerspanung unter Berücksichtigung des Spindel-Werkzeug-Systems ein Bereich von  $48 \mu\text{m}$  bis  $52 \mu\text{m}$  angegeben werden. Der Nenn Durchmesser der verwendeten Werkzeuge betrug  $50 \mu\text{m}$  und die Breite der Spanfläche  $48 \mu\text{m}$ . Die Differenz zwischen diesen beiden Werten ist der Abstand, der bei der Verwendung von einschneidigen Mikrofräsern erforderlich ist, um einen Kontakt zwischen der Rückseite des

Mikrofräasers und dem Werkstück zu vermeiden, der zu einem sofortigen Werkzeugbruch führen würde. Aufgrund dieser Angaben sowie des Rundlaufs der Spindel bzw. des Spannfehlers des Werkzeugs von bis zu  $2\ \mu\text{m}$  sind Nutbreiten von etwa  $48\ \mu\text{m}$  bis  $52\ \mu\text{m}$  möglich.

#### 4.7.3 Werkzeugverschleiß

Die Bewertung des Werkzeugverschleißes erfolgte durch Rasterelektronenmikroskop (REM) Aufnahmen, die vor und nach dem Mikrofräsen mit einem FEI Quanta 600 aufgenommen wurden. Dabei betrug die Beschleunigungsspannung  $20\ \text{kV}$  und der Arbeitsabstand  $10\ \text{mm}$ . Vor den Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen wurden alle Werkzeuge in einem Ultraschallbad mit Isopropanol für 5 Minuten gereinigt. Anhand der REM-Aufnahmen wurde der Werkzeugverschleiß qualitativ in wenig, mittel und viel Verschleiß eingeteilt. Exemplarische Werkzeuge sind in Abbildung 4-22 dargestellt.

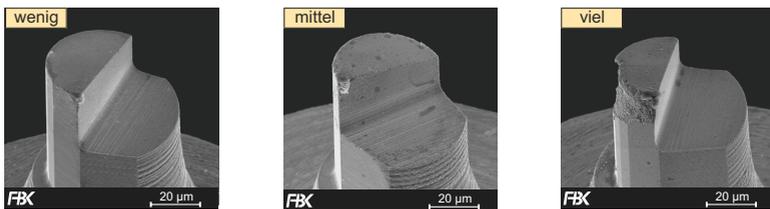


Abbildung 4-22: Exemplarische Werkzeuge zur qualitativen Bewertung von wenig, mittel und viel Verschleiß

## 5 Auslegung einer Minimalmengenschmierung für die Mikrofräsbearbeitung

Minimalmengenschmiersysteme haben verschiedene Einstellparameter, die die Kühlschmierung beeinflussen. Die Ergebnisse der Charakterisierung und der Untersuchungen zu den verschiedenen Einstellparametern des MMS-Systems werden im folgenden Kapitel vorgestellt und dienen der Festlegung der experimentellen Randbedingungen der Minimalmengenschmierung. Die betrachteten Einstellgrößen des MMS-Systems sind der Volumenstrom des KSS, die Zufuhrriechung des KSS und der Zufuhrdruck der Luft. Der Volumenstrom des KSS wurde in drei Stufen variiert ( $\dot{V}_1 = 0,7 \text{ ml/h}$ ,  $\dot{V}_2 = 1,5 \text{ ml/h}$  und  $\dot{V}_3 = 6 \text{ ml/h}$ ), die Zufuhrriechung in vier Stufen ( $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  und  $270^\circ$ ) und der Zufuhrdruck der Luft in drei Stufen ( $p_1 = 1 \text{ bar}$ ,  $p_2 = 2 \text{ bar}$  und  $p_3 = 3 \text{ bar}$ ) bei gleichzeitiger Variation der Spindeldrehzahl in drei Stufen ( $n_1 = 30.000 \text{ min}^{-1}$ ,  $n_2 = 60.000 \text{ min}^{-1}$  und  $n_3 = 120.000 \text{ min}^{-1}$ ). Bei allen Versuchen wurde der KSS DiaMond80 eingesetzt. Die nachfolgenden Ergebnisse wurden teilweise bereits in [Kier19] und [Kier23b] veröffentlicht.

### 5.1 Charakterisierung des Minimalmengenschmiersystems

Die Ergebnisse der Charakterisierung des Minimalmengenschmiersystems sind in Abbildung 5-1 dargestellt. Abbildung 5-1 a) zeigt die Ergebnisse der Abdruckbreiten in X- und Y-Richtung, die sich lediglich durch eine Streckung der Y-Achse unterscheiden. Diese Streckung entsteht durch die auf die Tropfen beim Düsenaustritt wirkende Schwerkraft, die dafür sorgt, dass die Tropfen in Y-Richtung durch die Ablenkung nach unten mehr gestreut werden. Abbildung 5-1 a) zeigt zudem, dass der Zufuhrdruck, der Volumenstrom und der Abstand einen deutlichen Einfluss auf die Abdruckbreite haben. Bei einem Volumenstrom von  $0,7 \text{ ml/h}$  und einem Abstand von  $20 \text{ mm}$  bzw.  $30 \text{ mm}$  sinkt die Abdruckbreite mit steigendem Druck bis zu einem Druck von  $2,5 \text{ bar}$  und bleibt ab diesem Wert konstant. Ein analoges Verhalten ist bei einem Volumenstrom von  $1,5 \text{ ml/h}$  und einem Abstand von  $30 \text{ mm}$  zu beobachten. Bei beiden Volumenströmen ( $0,7 \text{ ml/h}$  und  $1,5 \text{ ml/h}$ ) zeigte sich bei einem Abstand von  $10 \text{ mm}$  bereits ab einem Druck von  $1,5 \text{ bar}$  ein konstanter Verlauf der Abdruckbreite. Der Abstand von  $10 \text{ mm}$  führte insgesamt zu den geringsten Abdruckbreiten.

Abbildung 5-1 b) zeigt, dass viele Parameterkombinationen, insbesondere oberhalb eines Drucks von  $3,0 \text{ bar}$ , dazu geeignet sind eine hinreichend gute Benetzung innerhalb der gewählten Sprühzeit von einer Sekunde zu erreichen, da durch diese der Grenzwert von ca. 2 erreicht wird. Bei Verwendung der Parameter Volumenstrom  $0,7 \text{ ml/h}$  und Abstand  $30 \text{ mm}$  wird eine hinreichend gute Benetzung nie erreicht. Ein geringerer Abstand von  $20 \text{ mm}$  erreicht den Grenzwert von ca. 2 erst oberhalb eines Drucks von  $4,5 \text{ bar}$ . Im Vergleich dazu führt ein Abstand von  $10 \text{ mm}$  für beide Volumenströme schon ab  $2,5 \text{ bar}$  zu einem Wert von 2. Bei einem Volumenstrom von  $1,5 \text{ ml/h}$  und einem Abstand von  $20 \text{ mm}$  wird der Wert von ca. 2 bereits ab einem Druck von  $2,0 \text{ bar}$  erreicht.

Ein weiteres Charakterisierungsmerkmal ist die Tropfengröße. Die Abhängigkeit der Tropfendurchmesser vom Luftdruck ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Die Tropfendurchmesser stellen den Durchmesser nach dem Aufprall auf das Papier dar. Die Standardabweichung in Abhängigkeit vom Luftdruck ist das Ergebnis der Verteilung der Tropfendurchmesser eines Sprühabdrucks.

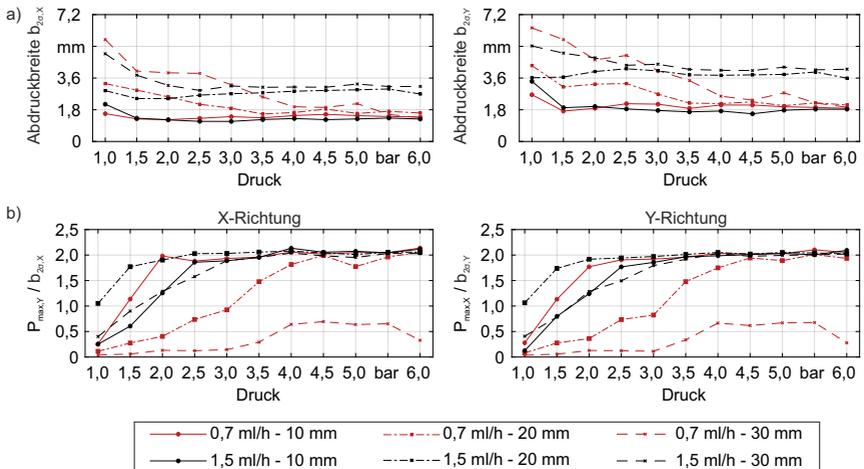


Abbildung 5-1: Ergebnisse der Düsencharakterisierung in X- und Y-Richtung für Wasser  
 a) Abdruckbreite  $b_{2\sigma}$  in Abhängigkeit des Luftdrucks b) Benetzung der Fläche mit KSS in Abhängigkeit des Luftdrucks

Abbildung 5-2 zeigt den Trend der Abnahme der Tropfendurchmesser mit steigendem Druck und damit höherer Düsenaustrittsgeschwindigkeit, wobei die geringsten Durchmesser bei einem Druck von 6,0 bar gemessen wurden. Dies bestätigt, den in der Literatur genannten Zusammenhang zwischen der Geschwindigkeit der austretenden Luft und der Tropfengröße [Li15]. Bei einem Druck von 1,0 bar erzeugt das MMS-System eine geringe Anzahl großer, weit verteilter Tropfen. Dieses Erscheinungsbild ändert sich kontinuierlich bis zu einem Druck von 6,0 bar in viele kleine, dicht beieinander liegende Tropfen (vgl. Abbildung 4-15).

Zusammenfassend lassen sich die folgenden Zusammenhänge zwischen den Parametern  $p$ ,  $\dot{V}$  und  $a$  auf die Sprühabdrücke ableiten. Die Zusammenhänge sind schematisch in Abbildung 5-2 b) dargestellt.

- Ein höherer Druck führt zu kleineren, weiter verteilten Tropfen.
- Ein höherer Volumenstrom an KSS liefert mehr, gleich große Tropfen.
- Ein höherer Abstand vom Düsenaustritt zu dem Papier verteilt die gleiche Anzahl und Größe der Tropfen auf eine größere Fläche.

### Zwischenfazit

Die Zielgrößen für den Einsatz der Minimalmengenschmierung für das Mikrofräsen mit Fräserdurchmessern von 50  $\mu\text{m}$  sind eine möglichst kleine benetzte Fläche, die aber die Werkzeuggröße übersteigt, und eine sehr gute Benetzung der gesamten Fläche. Basierend auf der Düsencharakterisierung ergeben sich folgende Rückschlüsse:

- Der Abstand zwischen Düse und Werkzeug sollte möglichst gering sein.
- Ist ein größerer Abstand erforderlich, beispielsweise wenn der Abstand zwischen Spindel und Werkstück zu gering ist, sollte ein Volumenstrom von 1,5 ml/h bzw. ein Druck größer

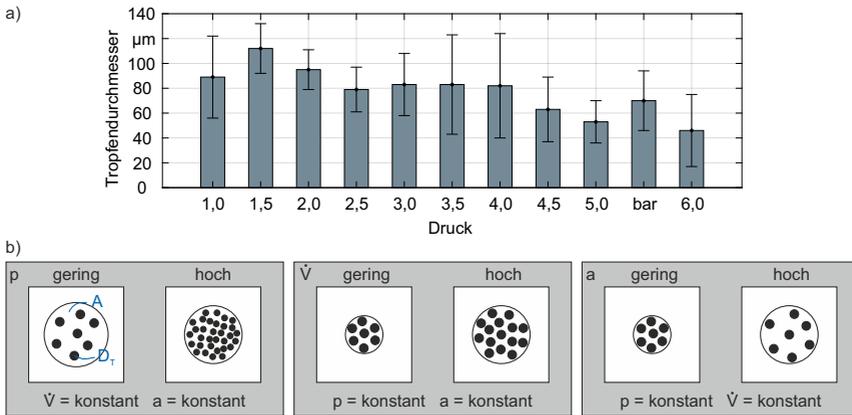


Abbildung 5-2: a) Einfluss des Luftdrucks auf den Tropfendurchmesser  $D_T$  (nach Aufprall) des MMS-System b) Schematischer Einfluss des Zufuhrdrucks  $p$ , des Volumenstroms  $\dot{V}$  und des Abstands  $a$  auf die benetzte Fläche  $A$  und den Tropfendurchmesser  $D_T$

3,0 bar gewählt werden, um eine möglichst kleine und definierte Fläche bestmöglich zu benetzen.

- Je höher der Luftdruck, desto geringer ist die Tropfengröße.

## 5.2 Bestimmung eines geeigneten Volumenstroms für das Mikrofräsen

Zur Beurteilung des Einflusses verschiedener Volumenströme auf die Prozessergebnisgrößen wurden der Werkzeugverschleiß, die Oberflächenrauheit und die Nutgrundtopographie in Abhängigkeit der drei Volumenströme ausgewertet. Zusätzlich wurde ein Vergleich mit der Trockenbearbeitung (TB) als Referenz durchgeführt. Die verwendeten Parameter sind in Tabelle 5-1 zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Prozessparameter zur Untersuchung des Volumenstromeinflusses auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS	$\dot{V}$ ml/h	$p$ bar	$n$ min <sup>-1</sup>	$a_p$ µm	$f_z$ µm	$l$ mm
MMS   TB (Referenz)	DiaMond80	0   0,7   1,5   6	1	30.000	5	1	1000

### Werkzeugverschleiß

Abbildung 5-3 stellt den Werkzeugverschleiß exemplarisch für die drei untersuchten Volumenströme und die Trockenbearbeitung dar. Das gezeigte Verschleißbild steht jeweils repräsentativ für die drei Versuchswiederholungen. Nach einem Vorschubweg von 1000 mm zeigen sich Unterschiede im Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit vom Volumenstrom des KSS. Bei der Trockenbearbeitung, die einem Volumenstrom des KSS von 0 ml/h entspricht, sind Aufbauschneiden bzw. am Werkzeug anhaftende Späne erkennbar, die sich über einen Großteil der Spanfläche erstrecken. Hingegen entstanden beim Einsatz des geringsten KSS-Volumenstroms (0,7 ml/h) nur

minimale Anhaftungen und ein geringer abrasiver Verschleiß. Die Erhöhung des Volumenstroms auf 1,5 ml/h bzw. 6 ml/h führte wieder zu einer höheren Neigung zur Aufbauschneidenbildung. Durch das Abreißen der Aufbauschneiden während der Zerspanung wurden Teile des Hartmetalls aus dem Werkzeug gerissen. Dies begünstigt die Aufbauschneidenbildung zusätzlich, da das mechanische Verhaken des Werkstoffs am Werkzeug aufgrund der aufgerauten Oberfläche erleichtert wird.

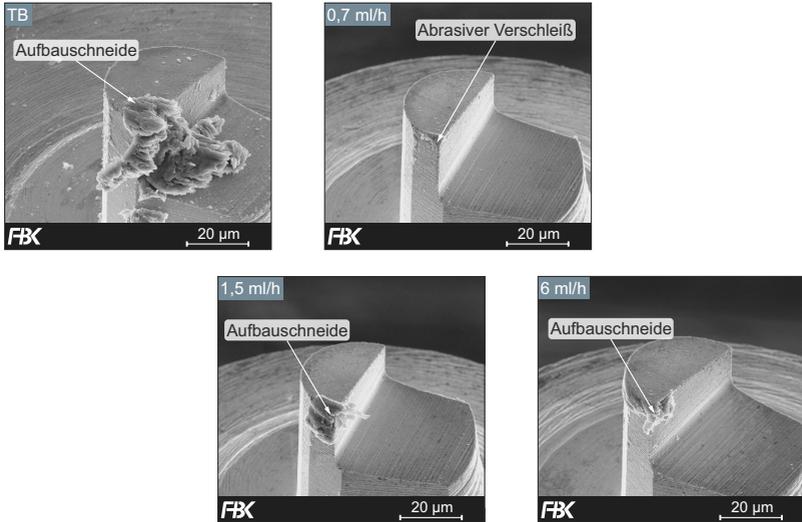


Abbildung 5-3: Einfluss des KSS-Volumenstroms bei der Minimalmengenschmierung auf den Werkzeugverschleiß nach [Kier19]

### Oberfläche

Der Einfluss des Volumenstroms auf die Oberflächenkennwerte Ra und Sa ist in Abbildung 5-4 dargestellt. Zusätzlich zeigen die Diagramme die simulierte Oberflächenrauheit, die sich aus der kinematischen Simulation der genutzten Mikrofräser mit ideal scharfen Schneiden nach [Auri17] ergibt.

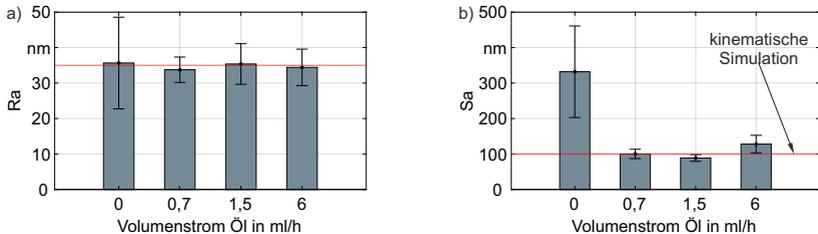


Abbildung 5-4: Einfluss des KSS-Volumenstroms bei der Minimalmengenschmierung auf die Oberflächenrauheit nach [Kier19]

Die Ra-Werte unterscheiden sich kaum und sind vergleichbar mit dem simulierten Ra-Wert von ca. 35 nm. Unterschiede zeigen sich jedoch in der Standardabweichung. Die größte Standardabweichung von 13 nm trat bei der Trockenzerspannung auf, die geringste mit einem Wert von 4 nm wurde mit dem Volumenstrom von 0,7 ml/h erreicht. Die Standardabweichungen der Volumenströme 1,5 ml/h und 6 ml/h liegen mit 6 nm bzw. 5 nm zwischen den anderen Werten. Die vergleichsweise hohen Standardabweichungen lassen auf wechselnde Zerspanbedingungen aufgrund der Bildung von Aufbauschneidenbildung schließen.

Im Unterschied zu den fast identischen Mittelwerten der Ra-Werte unterscheiden sich die Sa-Werte deutlich. Der höchste Wert wurde bei der Trockenzerspannung mit  $S_a = 332$  nm festgestellt. Die Werte bei Verwendung der Minimalmengenschmierung waren um ca. das Dreifache geringer und wiesen, analog zum Verhalten der Ra-Werte, nur geringe Abweichungen voneinander auf. Die Sa-Werte beim Mikrofräsen mit den Volumenströmen 0,7 ml/h und 1,5 ml/h entsprechen mit 100 nm und 89 nm beide fast dem simulierten Wert von 100 nm. Der Wert für 6 ml/h liegt mit  $S_a = 128$  nm leicht darüber. Auch bei den Sa-Werten wurde die mit Abstand größte Standardabweichung bei der Trockenzerspannung erreicht. Die Verwendung der Minimalmengenschmierung führte unabhängig vom Volumenstrom zu einer gleichmäßigeren Oberflächenrauheit, mit den geringsten Werten bei 0,7 ml/h und 1,5 ml/h, was ebenfalls an den geringen Standardabweichungen erkennbar ist. Diese Ergebnisse deuten auf eine definiertere und konstantere Spanbildung bei der Verwendung der Minimalmengenschmierung hin. Die hohe Standardabweichung und auch der hohe Sa-Wert bei der Trockenzerspannung können auf die Bildung von Aufbauschneiden während der Zerspannung zurückgeführt werden. Dies wird auch durch die Betrachtung der Nutgrundtopographie (siehe Abbildung 5-5) bestätigt. Nach einem Vorschubweg von 12,5 mm sind auf der bearbeiteten Oberfläche Ablagerungen der Aufbauschneiden erkennbar. Bei der Bearbeitung mit 0,7 ml/h ist die Nutgrundtopographie gleichmäßig (Kreuzspuren), die Fräskinetik ist sichtbar. Die mikrogefrästen Oberflächen unter Verwendung der Volumenströme 1,5 ml/h und 6 ml/h zeigen unregelmäßige Kreuz- bzw. D-Spuren, was auf wechselnde Zerspanbedingungen durch sich auf- und abbauende Aufbauschneiden hindeutet. Im Vergleich zu diesen Oberflächen sind auf den Oberflächen, die mit dem größten Volumenstrom (6 ml/h) bearbeitet wurden, zudem mehr Werkstoffanhaftungen zu erkennen. Auch auf der REM-Aufnahme des Mikrofräasers war bereits eine Aufbauschneide zu erkennen (siehe Abbildung 5-3). Die Verschlechterung der Oberflächenqualität mit Zunahme des KSS-Volumenstroms ist möglicherweise auf einen höheren Einfluss der Oberflächenspannung des Öls und damit einer geringeren Ölmenge in der Kontaktzone zurückzuführen, wodurch die Kontaktzone nicht ausreichend benetzt wurde.

### Zwischenfazit

Im Vergleich zur Trockenbearbeitung konnten durch alle drei untersuchten Volumenströme bei der MMS eine signifikante Reduzierung des Werkzeugverschleißes und Sa-Werte im Bereich des Ergebnisses der kinematischen Simulation erzielt werden. Der geringste Werkzeugverschleiß konnte bei einem Volumenstrom von 0,7 ml/h beobachtet werden. In Bezug auf die Oberflächenrauheit  $S_a$  weisen die Ergebnisse der Volumenströme von 0,7 ml/h und 1,5 ml/h mit 100 nm und 89 nm in beiden Fällen eine sehr hohe Übereinstimmung mit dem simulierten Wert von 100 nm auf. Bei einem Volumenstrom von 0,7 ml/h wurde die höchste Prozesssicherheit erzielt.

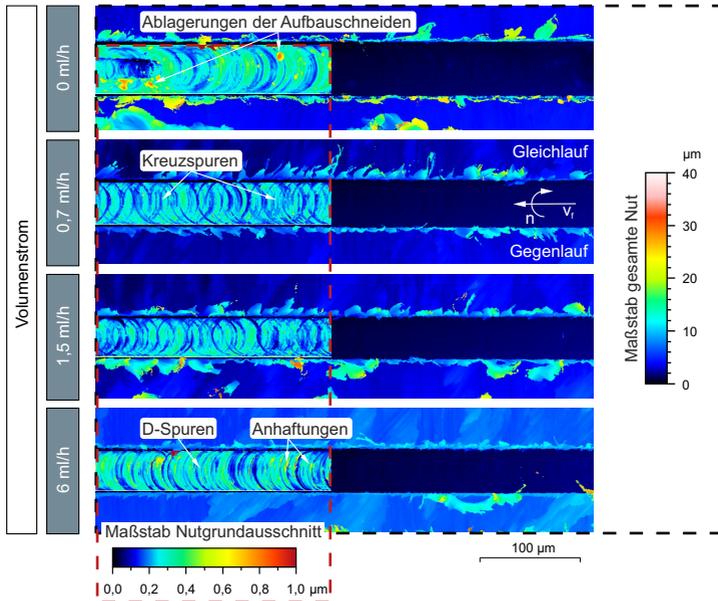


Abbildung 5-5: Einfluss des KSS-Volumenstroms bei der Minimalmengenschmierung auf die Nutgrundtopographie nach einem Vorschubweg von 12,5 mm

### 5.3 Bestimmung einer geeigneten Zufuhrriechtung für das Mikrofräsen

Zur Analyse des Einflusses der Zufuhrriechtung des Kühlschmierstoff-Luft Gemischs bei der Minimalmengenschmierung auf die Prozessergebnisgrößen wurden vier verschiedene Zufuhrriechtungen untersucht. Dabei wurden die Riechtungen, entsprechend Abbildung 4-16, in 90° Schritten variiert. Auf Basis der in Abschnitt 5.2 dargestellten Ergebnisse wurde der Volumenstrom von 0,7 ml/h für die Versuche gewählt. Die Parameter Zufuhrdruck der Luft, Drehzahl, Zustellung, Vorschub pro Zahn und Vorschubweg wurden konstant gehalten (vgl. Tabelle 5-2).

Tabelle 5-2: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der Zufuhrriechtung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS	Zufuhrriechtung	$\dot{V}$ ml/h	p bar	n min <sup>-1</sup>	a <sub>p</sub> µm	f <sub>z</sub> µm	l mm
MMS	DiaMond80	0°   90°   180°   270°	0,7	3	60.000	5	1	1000

#### Werkzeugverschleiß

Abbildung 5-6 zeigt beispielhaft den Werkzeugverschleiß eines Werkzeuges in Abhängigkeit von der Zufuhrriechtung. Die gezeigten Verschleißbilder sind repräsentativ für die jeweils drei eingesetzten Werkzeuge pro Zufuhrriechtung. Kein Werkzeug ist vor Erreichen des Vorschubweges von 1000 mm gebrochen.

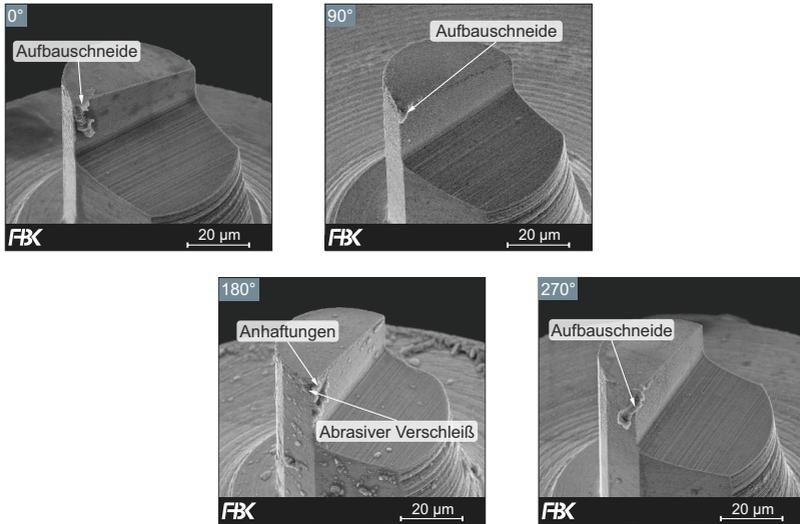


Abbildung 5-6: Einfluss der Zufuhrriechtung bei der Minimalmengenschmierung auf den Werkzeugverschleiß nach [Kier23b]

Der Werkzeugverschleiß zeigt keine signifikanten Unterschiede, jedoch lassen sich richtungsabhängig veränderte Verschleißformen aufgrund der Unterschiede der Erreichbarkeit der Kontaktzone in Abhängigkeit der Zufuhrriechtung feststellen. Der Werkzeugverschleiß der 0°- und 90°-Zufuhrriechtung ist durch Aufbauschneidenbildung und Anhaftungen im Bereich der Schneidenecke gekennzeichnet. Abrasier Verschleiß oder kleinere Ausbrüche sind nicht auszuschließen, da sie von der Aufbauschneide vollständig verdeckt wären. Die Werkzeuge der 180°-Zufuhrriechtung haben lediglich Anhaftungen im Bereich der Umfangsschneide, Span- und Freifläche. Zudem ist ein leichter abrasiver Verschleiß erkennbar. Die Aufnahmen der 270°-Zufuhrriechtung zeigen eine Aufbauschneide im Bereich der Schneidenecke, wie sie bereits bei der 0°- und 90°-Zufuhrriechtung zu erkennen war.

### Oberfläche

In Abbildung 5-7 ist die Oberflächenrauheit Ra und Sa in Abhängigkeit von der Zufuhrriechtung dargestellt. Die Ra-Werte liegen für alle Zufuhrriechtungen deutlich oberhalb der simulierten kinematischen Rauheit von 35 nm. Der geringste Wert wurde unter Verwendung der Zufuhrriechtung 180° (in Vorschubriechtung) mit einem Wert von 80 nm erzielt. Dies korreliert mit den Ergebnissen von Zheng et al. [Zhen13] und Vazquez et al. [Vazq15], die ebenfalls von niedrigen Ra-Werten bei einer Zufuhrriechtung von 180° berichten. Allerdings erreichten sie auch ähnlich niedrige Ra-Werte für die Zufuhrriechtung 0°. Dies wurde bei dieser Versuchsreihe nicht festgestellt, weil bei den durchgeführten Versuchen die Gratbildung und damit die Grathöhe größer ist. Der Grat verdeckt die Nut, wodurch weniger KSS in der Kontaktzone ankommt. Bei den 0°- und 270°-Zufuhrriechtungen wurden die höchsten Ra-Werte (100 nm und 103 nm) ermittelt. Außerdem ist die Standardabweichung bei der 0°-Zufuhrriechtung mehr als doppelt so hoch wie bei der 270°-Zufuhrriechtung (37 nm im Vergleich zu 14 nm). Insgesamt ergibt sich eine

Verschlechterung der Ra-Werte von 180°, über 90° und 0°, zu 270°. Diese Reihenfolge verdeutlicht den Einfluss der Eingriffsbedingungen des Werkzeugs beim Vollnutfräsen in Kombination mit der Zufuhrriechtung des KSS auf die Prozessergebnisgrößen, wobei der Ra-Wert durch die Zufuhrriechtung um ca. 20 % beeinflusst wird. Auf Grund der hohen Standardabweichungen ist dieses Ergebnis jedoch nicht als signifikant zu bewerten.

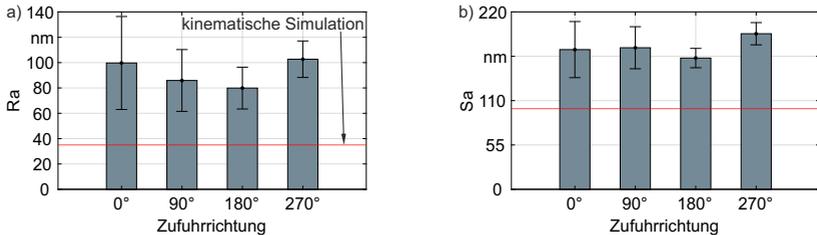


Abbildung 5-7: Einfluss der Zufuhrriechtung bei der Minimalmengenschmierung auf die Oberflächenrauheit nach [Kier23b]

Bei der 180°-Zufuhrriechtung ist die Sprüherichtung des KSS gleichgerichtet mit der Vorschubrichtung des Werkzeugs, wodurch der Kühlschmierstoff dauerhaft dem aktuellen Nutende und damit der Kontaktzone der Zerspanung zugeführt wird. Durch die Drehbewegung des Werkzeugs wird zusätzlich eine geringe Menge KSS in die Kontaktzone gedrängt. Bei den 0°, 90°- und 270°-Zufuhrriechtungen muss zum Erreichen der Kontaktzone zusätzlich der aus der Zustellung resultierende Absatz von 5 µm überwunden werden, der eine Art Windfang darstellt. Daraus ergibt sich für diese Düsenwinkel (0°, 90° und 270°) ein Bereich, der nur indirekt mit KSS benetzt werden kann, indem das Werkzeug den KSS mit in die Kontaktzone transportiert. Verstärkt wird der Effekt des Windfangs durch Grat. Dieser Effekt wurde bereits von Saha et al. [Saha22] für das Mikrofräsen beschrieben. Sie nannten diesen Bereich, der beim Mikrofräsen für eine direkte Benetzung mit dem aus dem Zufuhrsystem zugeführten KSS verdeckt wird, 'shadow zone' und beschrieben, dass er mit der axialen Zustellung und der Grathöhe zunimmt [Saha22]. Die Gratbildung ist beim Mikrofräsen im Unterschied zum konventionellen Fräsen besonders herausfordernd. Im Verhältnis zum Werkzeugdurchmesser oder zur Zustellung wird beim Mikrofräsen viel mehr Grat gebildet als beim konventionellen Fräsen, insbesondere bei der Zerspanung von cp-Titan, wobei die Gegenlaufseite weniger Grat aufweist als die Gleichlaufseite. Durch den Grat wird die Kontaktzone zusätzlich abgedeckt und somit vom zugeführten KSS abgeschirmt. Diese Abschirmung ist auf der Gleichlaufseite (270°-Zufuhrriechtung) am stärksten ausgeprägt. So ist es zu erklären, dass in dieser Versuchsreihe bestimmten Oberflächenrauheiten für die 0°-Zufuhrriechtung im Unterschied zu Vazquez et al. [Vazq15] größer sind. In deren Untersuchungen war die Grathöhe für die 0°-Zufuhrriechtung und 180°-Zufuhrriechtung nahezu gleich [Vazq15], was bedeutet, dass die Kontaktzone für beide Richtungen gleich gut mit KSS versorgt werden konnte. Entlang der Richtungen 90° über 0° bis 270° steigt zudem der Bereich, in dem während der Werkstofftrennung vorwiegend der Werkzeugrücklen mit KSS angespritzt wird und nicht die Schneidengeometrie.

Den Einfluss der Zufuhrriechtung des KSS auf die Oberflächenrauheit zeigen auch die Sa-Werte. Jedoch sind die Unterschiede weniger stark erkennbar, verglichen mit den Ra-Werten. Der geringste Sa-Wert mit 162 nm wurde bei der 180°-Zufuhrriechtung erreicht, der höchste mit

193 nm bei der 270°-Zufuhrrichtung. Auch diese Werte liegen deutlich oberhalb der simulierten kinematischen Rauheit von 100 nm. Die in Abbildung 5-8 dargestellten Nutgrundtopographien geben Aufschluss darüber, weshalb die Oberflächenrauheit hoch ist.

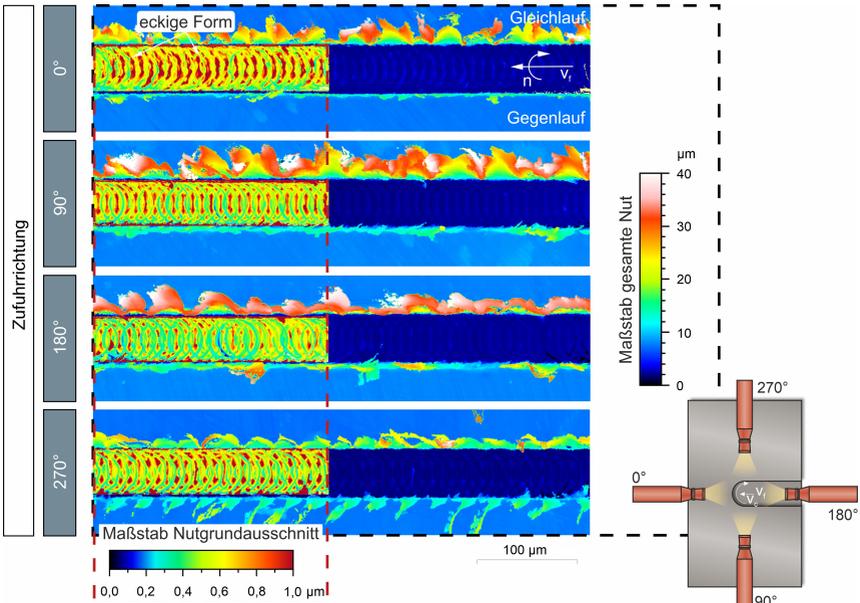


Abbildung 5-8: Einfluss der Zufuhrrichtung bei der Minimalmengenschmierung auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung nach einem Vorschubweg von 12,5 mm nach [Kier23b]

Die Topographien am Nutgrund unterscheiden sich in Abhängigkeit von der Zufuhrrichtung. Bei der 0°-Zufuhrrichtung ist die Kinematik des Stirnfräsens nicht mehr erkennbar. Stattdessen sind auf der Oberfläche die Folgen der Aufbauschneidenbildung erkennbar: Trotz der kreisförmigen Drehbewegung des Werkzeugs ist auf dem Nutgrund aufgrund von Aufbauschneiden, die während des Mikrofräsens gebildet wurden, keine vollkommen kreisförmige Topographie abgebildet. Die erzeugten Strukturen besitzen eine eher eckige Form. Unregelmäßige Ablagerungen der Aufbauschneide am Nutgrund führen zudem zu hohen und stark schwankenden Rauheitswerten, was sich insbesondere in den Standardabweichungen der Ra-Werten zeigt. Die Nutgrundtopographien der 90°, 180°- und 270°-Zufuhrrichtungen deuten nicht auf die Bildung von größeren Aufbauschneiden hin. Die homogenste Nutgrundtopographie wurde bei der 180°-Zufuhrrichtung erzielt, die auch die geringsten Rauheitswerte aufweist.

In Abbildung 5-8 sind ebenfalls die entstandenen Grate dargestellt. Der größte Unterschied ist zwischen den 0°, 90°- und 180°-Zufuhrrichtungen im Vergleich zur 270°-Zufuhrrichtung zu erkennen. Bei den 0°, 90°- und 180°-Zufuhrrichtungen ist auf der Gleichlaufseite deutlich mehr Grat vorhanden, während auf der Gegenlaufseite kaum Grat erkennbar ist. Dies deckt sich mit den Ergebnissen von Vazquez et al. [Vazq15], die für die 0°- und 180°-Zufuhrrichtung ähnliche Ergebnisse ermittelten. Verglichen mit den anderen Richtungen (0°, 90° und 180°)

ist die Gratbreite und -höhe bei der 270°-Zufuhrriichtung auf der Gleichlaufseite kleiner (vgl. Abbildung 5-8), dafür ist die Gratbreite bei dieser Zufuhrriichtung auf der Gegenlaufseite größer. Auch die Gratform unterscheidet sich, insbesondere auf der Gegenlaufseite, im Vergleich zur 0°, 90°- und 180°-Zufuhrriichtung. Der Grund dafür liegt in der Zufuhrriichtung. Bei der 270°-Zufuhrriichtung wird der Kühlschmierstoff aus der Richtung der Gleichlaufseite auf die Kontaktzone gesprüht. Dies kühlt und schmiert vor allem die Stelle, an der der Mikrofräser aus dem Werkstoff austritt, was zu einer geringeren Temperatur und weniger Gratbildung führt. Die Gegenlaufseite hingegen wird bei dieser Zufuhrriichtung fast gar nicht erreicht. Daraus resultiert aufgrund der lokal unterschiedlichen Kühlschmierung eine veränderte Gratbildung und -form.

### Maßhaltigkeit

Ein weiteres Bewertungskriterium für die Nutzbarkeit bzw. Funktionalität von Mikrobauteilen oder mikrostrukturierten Oberflächen ist die Maßhaltigkeit der gefrästen Struktur. Für die hergestellten Strukturen wurde diese anhand der erzeugten Nutbreite und -tiefe bewertet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-9 dargestellt. Abbildung 5-9 a) zeigt, dass alle Mittelwerte der Nutbreiten innerhalb des Toleranzbereichs zwischen 48 µm bis 52 µm liegen. Nur die Standardabweichung von 0° überschreitet diesen Bereich. Analog zur Nutbreite kann auch für die Nuttiefe ein Toleranzbereich (4,5 µm bis 5,5 µm) um die axiale Zustellung von 5 µm angegeben werden, in dem die Nuttiefen ohne Berücksichtigung des Einflusses der Werkstofftrennung liegen sollten. Wie bei der Nutbreite liegen alle Mittelwerte in diesem Bereich (siehe Abbildung 5-9 b). Nur die Standardabweichung von 90° unterschreitet diesen.

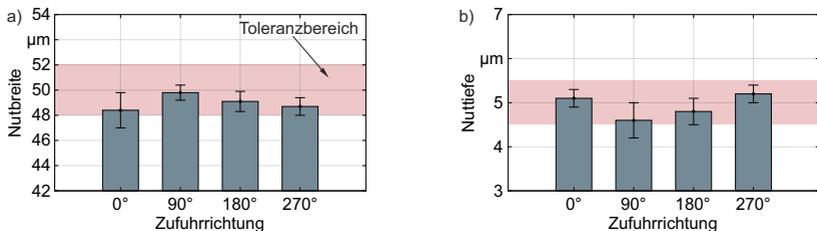


Abbildung 5-9: Einfluss der Zufuhrriichtung bei der Minimalmengenschmierung auf die Nutbreite und Nuttiefe nach [Kier23b]

Insgesamt lässt sich kein signifikanter Einfluss der Zufuhrriichtung auf die Maßhaltigkeit feststellen. Lediglich die Nutbreite bei 0° und die Nuttiefe bei 90° lagen außerhalb des Toleranzbereiches. Vazquez et al. [Vazq15] kamen zu einem gegenteiligen Ergebnis: Das beste Ergebnis für die Nutbreite wurde für die 0°-Zufuhrriichtung erzielt. Der Unterschied zu den in dieser Versuchsreihe ermittelten Ergebnissen für die 0°-Zufuhrriichtung kann durch die schlechte Zugänglichkeit der Kontaktzone für den Kühlschmierstoff aufgrund der starken Gratbildung bei cp-Titan erklärt werden.

### Zwischenfazit

Die geringsten Rauheitswerte und die homogenste Nutgrundtopographie wurden durch die Applikation des KSS mit einer Zufuhrriichtung von 180° erreicht. Außerdem weisen die Werkzeuge bei dieser Zufuhrriichtung lediglich Anhaftungen und keine Aufbauschneiden auf, was auf eine bessere Kühlschmierung im Vergleich zu den anderen Zufuhrriichtungen hindeutet. Auch für

die Nutbreiten und -tiefen wurden bei der Zufuhrrichtung von  $180^\circ$  Werte erzielt, die innerhalb des Toleranzbereichs liegen. Dieses Ergebnis ist auf die große Grathöhe beim Mikrofräsen von cp-Titan im Verhältnis zum Durchmesser des Mikrofräasers zurückzuführen. Selbst auf der Gegenlaufseite, auf der im Vergleich zur Gleichlaufseite geringere Grathöhen auftreten, übersteigt die Grathöhe die Zustellung um ein Vielfaches. Das führt bei den Zustellrichtungen  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $270^\circ$  dazu, dass das Werkzeug durch den Grat verdeckt wird und somit keine ausreichende Kühl-schmierung möglich ist. Die Erreichbarkeit der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück kann nur durch die Zufuhrrichtung  $180^\circ$ , die der Vorschubrichtung des Werkzeugs entspricht, gewährleistet werden. Diese Einschränkung durch die Gratbildung bei der Zufuhr von KSS stellt eine Herausforderung bei der Kühl-schmierung dar, die beim konventionellen Fräsen in dieser Form nicht existiert. Bezogen auf den Mikrofräserdurchmesser bildet sich beim Mikrofräsen wesentlich mehr Grat als beim konventionellen Fräsen. Die Grathöhe und die Gratbreite werden nicht linear vom konventionellen Fräsen zum Mikrofräsen skaliert.

#### 5.4 Bestimmung eines geeigneten Zufuhrdrucks der Luft in Abhängigkeit der Spindeldrehzahl für das Mikrofräsen

Neben der Zufuhrrichtung des Kühl-schmierstoffs ist der Zufuhrdruck der Luft ein Einflussfaktor bei der Minimalmengenschmierung. Da sich mit dem anliegenden Zufuhrdruck der Luft auch die Düsenaustrittsgeschwindigkeit und der Volumenstrom der Luft (vgl. Abbildung 4-14) ändert, wurde bei dieser Versuchsreihe neben dem Zufuhrdruck der Luft auch die Spindeldrehzahl in drei Stufen variiert (vgl. Tabelle 5-3). Dadurch kann ein möglicher Zusammenhang zwischen dem Zufuhrdruck der Luft, von dem die Austrittsgeschwindigkeit der Tropfen aus der Düse abhängt, und der Drehzahl bzw. der Schnittgeschwindigkeit untersucht werden.

Tabelle 5-3: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses des Zufuhrdrucks der Luft auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS	Zufuhrrichtung	$\dot{V}$ ml/h	<b>p</b> bar	<b>n</b> min <sup>-1</sup>	$a_p$ μm	$f_z$ μm	l mm
MMS   TB (Referenz)	DiaMond80	$180^\circ$	0,7	<b>1   2   3</b>	<b>30.000   60.000   120.000</b>	5	1	1000

#### Werkzeugverschleiß

In Abbildung 5-10 ist der Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der Luft und von der Spindeldrehzahl sowie die Trockenbearbeitung als Referenz, für die Minimalmengenschmierung dargestellt. Je Parameterkombination ist ein exemplarisches Werkzeug gezeigt, das repräsentativ für die drei je Parameterkombination eingesetzten Werkzeuge steht und den Vorschubweg von 1000 mm ohne Werkzeugbruch standgehalten hat. Bei der Trockenbearbeitung mit einer Drehzahl von  $60.000 \text{ min}^{-1}$  bzw.  $120.000 \text{ min}^{-1}$  kam es jeweils bei einem Werkzeug nach einem Vorschubweg von 850 mm bzw. 550 mm zum Werkzeugbruch. Unter Verwendung der Minimalmengenschmierung erreichte bei der Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und dem Zufuhrdruck der Luft von 3 bar nur ein Werkzeug den Vorschubweg von 1000 mm. Bei den anderen beiden Werkzeugen ist es nach einem Vorschubweg von 550 mm bzw. 150 mm zum Werkzeugbruch

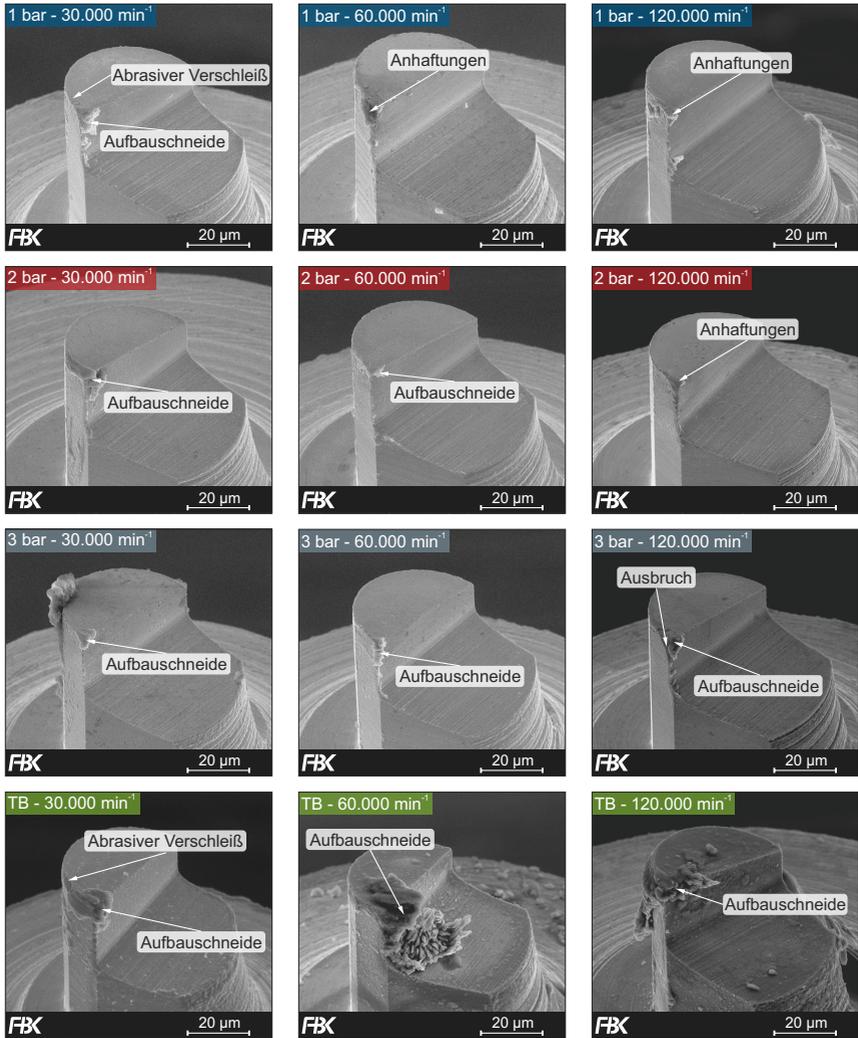


Abbildung 5-10: Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft des MMS-Systems und der Drehzahl auf den Werkzeugverschleiß nach [Kier23b]

gekommen. Hinsichtlich des Werkzeugverschleißes der Werkzeuge, die den Vorschubweg von 1000 mm erreicht haben, ist ein deutlicher Unterschied zwischen der Bearbeitung mit und ohne Kühlschmierstoff zu erkennen. Die Werkzeuge, die ohne KSS (trocken) eingesetzt wurden, zeigen große Aufbauschneiden bzw. abrasiven Verschleiß, wobei die kleinste Aufbauschneide bei einer Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> zu verzeichnen ist. Dies könnte durch die geringeren Temperaturen in der Kontaktzone bei geringeren Drehzahlen begründet sein. Unter Verwendung

der MMS bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $60.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt der Verschleiß der Werkzeuge unabhängig vom Zufuhrdruck der Luft ein ähnliches Bild. Alle Werkzeuge sind gekennzeichnet von leichten Anhaftungen bzw. kleinen Aufbauschneiden im Bereich der Schneidenecke. Gleiches gilt für die Werkzeuge, die bei einem Zufuhrdruck der Luft von 1 bar bzw. 2 bar bei einer Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  eingesetzt wurden. Nur bei einem Zufuhrdruck der Luft von 3 bar weicht das Verschleißverhalten mit einem Ausbruch im Bereich der Schneidenecke von den Verschleißformen der Werkzeuge ab, die bei anderen Prozessbedingungen eingesetzt wurden. Zudem brachen bei dieser Parameterkombination zwei der drei eingesetzten Werkzeuge. Kleine Öltröpfchen, wie sie bei einem Zufuhrdruck der Luft von 3 bar entstehen (vgl. Abbildung 4-15 b), führen dazu, dass mehr Wärme durch Verdampfung aus der Kontaktzone abgeführt wird [Li10]. Ein zu schnelles Abkühlen des erweichten Werkstoffs und die damit verbundene Festigkeitssteigerung des Werkstoffs könnte zum Ausbruch und zu den Werkzeugbrüchen geführt haben. Daraus ergibt sich, dass diese Parameterkombination ( $3 \text{ bar} - 120.000 \text{ min}^{-1}$ ) hinsichtlich des entstandenen Werkzeugverschleißes als ungeeignet zum Mikrofräsen von cp-Titan eingestuft werden kann.

### Oberfläche

Die quantitative Bewertung der Rauheit am Nutgrund in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der Luft und von der Spindeldrehzahl ist in Abbildung 5-11 dargestellt. Die Bewertung erfolgt anhand der Kenngrößen Ra und Sa. Die Analyse der Ra-Werte zeigt, dass die Werte abhängig vom Zufuhrdruck der Luft und der Drehzahl stark variieren. Der Einfluss der Drehzahl auf die Mittelwerte der Ra-Werte ist groß. Dies ist auf die höheren Temperaturen in der Trennzona bei höheren Schnittgeschwindigkeiten zurückzuführen [Xu96, Kier20]. Fast alle Ra-Werte liegen oberhalb des Werts der kinematischen Simulation von 35 nm. Der simulierte Wert wurde lediglich bei der MMS mit einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar und einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  sowie bei der Trockenbearbeitung mit einer Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  erreicht. Die Ra-Werte der anderen Prozessparameterkombinationen sind teilweise bis zu dreimal so hoch. Die Anwendung der MMS bei  $60.000 \text{ min}^{-1}$  führte im Vergleich zur Trockenbearbeitung unabhängig vom Zufuhrdruck der Luft zu einer Verschlechterung des Ra-Werts um 35 nm bis 50 nm. Alle drei betrachteten Luftdrücke führten zu einer unzureichenden Kühlschmierung. Auch bei einer Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  kam es zur Verschlechterung der Ra-Werte im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Jedoch lag die maximale Abweichung von dem Ergebnis der kinematischen Simulation bei 12 nm (2 bar). Bei dieser Drehzahl hat der Zufuhrdruck der Luft nur einen geringen Einfluss auf die Mittelwerte von Ra. Im Vergleich zu diesen beiden Drehzahlen ( $60.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$ ) konnte bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  ein großer Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft beobachtet werden. Bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  wurde durch einen Zufuhrdruck der Luft von 2 bar eine signifikant bessere Oberflächenqualität als bei der Trockenbearbeitung erreicht, ein Zufuhrdruck der Luft von 3 bar hingegen führte im Vergleich zur Trockenbearbeitung zu einer Verschlechterung um 21 nm. Im Unterschied zu den beiden anderen Drehzahlen ist bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  zu erkennen, dass die Kontaktzone in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der Luft unterschiedlich gut benetzt wird. Ein Grund dafür könnte die unterschiedliche Tröpfchengröße, -anzahl und -geschwindigkeit in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der Luft sein: Bei 1 bar wird die Kontaktzone von einer geringeren Anzahl größerer Tröpfchen und mit einer niedrigeren Geschwindigkeit getroffen als bei den höheren Luftdrücken (siehe Abbildung 4-15 b). Aufgrund der geringen Anzahl kommt es wahrscheinlich weniger häufig zum Auftreffen eines Tröpfchens auf die Kontaktzone, was zu einer unzureichenden Kühlschmierung führt. Bei 3 bar ist die

höhere Geschwindigkeit der Tropfen wahrscheinlich der einschränkende Faktor: Durch die hohe Geschwindigkeit der Tropfen bzw. des Aerosols wird zwar genügend KSS (viele kleine Tropfen) in die Kontaktzone transportiert, aber der hohe Volumenstrom der Luft in Verbindung mit der hohen Geschwindigkeit drängt den KSS wieder aus der Kontaktzone heraus. Bei den anderen Drehzahlen ist der Einfluss der Temperatur in der Kontaktzone vermutlich so groß, dass keine signifikanten Unterschiede beobachtet werden konnten.

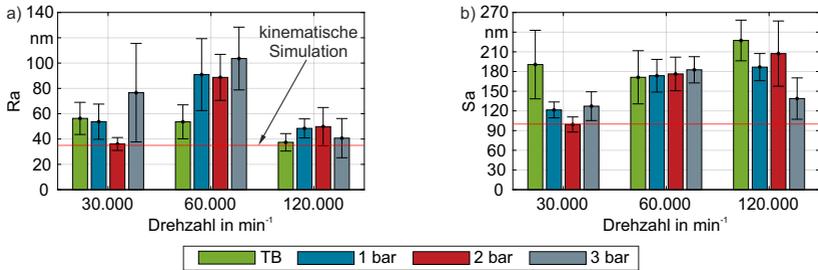


Abbildung 5-11: Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft des MMS-Systems und der Drehzahl auf die Oberflächenrauheit nach [Kier23b]

Die Sa-Werte zeigen unter Anwendung der MMS eine ähnliche Tendenz wie die Ra-Werte. Die Sa-Werte der mikrogefrästen Nutgründe liegen bei der Trockenbearbeitung und den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  mit  $191 \text{ nm}$  und  $227 \text{ nm}$  deutlich über den Werten bei Verwendung der MMS. Bei  $60.000 \text{ min}^{-1}$  liegen alle Sa-Werte auf einem ähnlichen Niveau. Die hohen Werte bei der Trockenzerspannung resultieren aus der starken Aufbauschneidenbildung während der Zerspanung (vgl. Abbildung 5-10) und den daraus resultierenden Adhäsionen im Bereich der Nutwände. Durch den Einsatz der MMS konnte die Bildung von Aufbauschneiden, vor allem bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$ , reduziert werden, was an den Sa-Werten in der Größenordnung des simulierten Sa-Werts erkennbar ist. Bei einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar wurde der Wert der kinematischen Simulation von  $100 \text{ nm}$  erreicht. Bei einer Drehzahl von  $60.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt sich durch den Einsatz der Minimalmengenschmierung lediglich eine Reduzierung der Standardabweichung, die Sa-Mittelwerte liegen mit Werten zwischen  $174 \text{ nm}$  und  $183 \text{ nm}$  auf dem gleichen Niveau wie die Werte der Trockenzerspannung. Unter Verwendung der Luftdrücke 1 bar bzw. 2 bar konnte bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  eine Verbesserung der Sa-Werte um  $41 \text{ nm}$  bzw.  $20 \text{ nm}$  erreicht werden, allerdings liegt die Standardabweichung bei 2 bar mit  $50 \text{ nm}$  über der der Trockenzerspannung ( $31 \text{ nm}$ ) und der bei 1 bar ( $21 \text{ nm}$ ). Der geringe Sa-Wert von  $139 \text{ nm}$  bei einem Zufuhrdruck der Luft von 3 bar kann durch die Werkzeugausbrüche und die damit verbundene starke Verrundung der Schneidkante sowie der vermehrten Aufbauschneidenbildung aufgrund der Bruchstelle erklärt werden. Die Oberflächenrauheit von Oberflächen, bei deren Erzeugung es zu einer starken Aufbauschneidenbildung kam, sind gekennzeichnet durch geringe Sa-Werte [Kier20]. Die hohe Standardabweichung des Sa-Werts bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und 3 bar deutet auf eine sich ständig ändernde Geometrie der Schneidkante bzw. der Aufbauschneide hin.

Weitere Erkenntnisse zu den verwendeten Parameterkombinationen können durch die Bewertung der Nutgrundtopographie getroffen werden, da diese Aufschluss über die Werkstofftrennung und Aufbauschneidenbildung gibt. Die Nutgrundtopographien in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der

Luft und von der Drehzahl sind in Abbildung 5-12 und die Ergebnisse der Trockenbearbeitung in Abbildung 5-13 dargestellt. Je Parameterkombination ist ein repräsentativer Nutgrund nach einem Vorschubweg von 12,5 mm gezeigt. Die Analyse der Topographie des Nutgrunds zeigt, dass bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  unabhängig vom verwendeten Zufuhrdruck der Luft Nutgrundtopographien des Typs A (kinematische Spuren des Stirnfräsens erkennbar) entstanden sind. Der Vergleich der drei Luftdrücke zeigt die gleichmäßigste Struktur bei einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar. Bei 1 bar und 3 bar sind leichte Höhenunterschiede in der Struktur erkennbar. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung (siehe Abbildung 5-13) zeigt sich unabhängig vom eingesetzten Zufuhrdruck der Luft eine signifikant bessere Oberflächenqualität. Bei der Trockenbearbeitung ist anhand der unregelmäßigen, tieferen Strukturen (Typ B) erkennbar, dass es zum Auf- und Abbau von Aufbauschneiden gekommen ist. Der Einsatz der Minimalmengenschmierung bei den Drehzahlen  $60.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  führte unabhängig vom Zufuhrdruck der Luft zur Ausbildung von Strukturen des Typs B (siehe Abbildung 5-12). Die Strukturen bei einer Drehzahl von  $60.000 \text{ min}^{-1}$  sind geprägt durch Aufbauschneiden, erkennbar an den regelmäßigen tieferen kinematischen Spuren am Nutgrund. Zudem kam es zwischen diesen Spuren zur Ablagerung von Werkstoff (rote Bereiche), was hohe Rauheitswerte zur Folge hat. Die nicht runden, sondern leicht eckige Ausprägung der Spuren bei 3 bar lässt auf eine größere Aufbauschneide schließen. Der Nutgrund der Trockenbearbeitung zeigt ebenfalls Strukturen des Typs B. Allerdings sind diese weniger regelmäßig und durch sich auf und abbauende Aufbauschneiden gekennzeichnet. Die Aufbauschneiden bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  waren in ihrer Ausdehnung für alle drei Luftdrücke größer als bei  $60.000 \text{ min}^{-1}$ , erkennbar an den tieferen und breiten kinematischen Spuren. An der schwankenden Tiefe der niedrigsten Strukturbereiche lässt sich zudem ablesen, dass es zu einem Auf- und Abbauen der Aufbauschneide über den Vorschubweg kam. Bei der Trockenbearbeitung zeigt sich eine ähnliche Struktur, jedoch mit dem Unterschied, dass es im Bereich der Nutwände zu einer größeren Ablagerung von Werkstoff gekommen ist. Insgesamt ist der Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft auf die Nutgrundtopographie gering. Der Einfluss der Drehzahl hingegen ist deutlich größer. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung wurde insbesondere bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  eine signifikante Verbesserung durch den Einsatz der MMS festgestellt.

Der Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft auf die Gratbildung (siehe Abbildung 5-12) scheint ebenfalls gering zu sein. Keine der eingesetzten Parameterkombinationen konnte eine gratfreie bzw. nahezu gratfreie Struktur erzeugen. Es kam durchweg auf der Gleichlaufseite zu einer starken Gratbildung und auf der Gegenlaufseite zu einer geringeren, aber dennoch nennenswerten Gratbildung. Die Parameterkombinationen, bei denen es zu einer leicht geringeren Gratbildung kam, sind: ' $30.000 \text{ min}^{-1} - 1 \text{ bar}$ ', ' $60.000 \text{ min}^{-1} - 1 \text{ bar}$ ' und ' $120.000 \text{ min}^{-1} - 3 \text{ bar}$ '. Daraus lässt sich ableiten, dass bei geringeren Drehzahlen ein geringer Zufuhrdruck der Luft vorteilhaft für eine geringe Gratbildung ist. Zudem kann durch den Einsatz der MMS im Vergleich zur Trockenbearbeitung die Gratbildung auf der Gegenlaufseite signifikant reduziert werden.

### Maßhaltigkeit

Die Nutbreiten bzw. -tiefen in Abhängigkeit vom Zufuhrdruck der Luft und von der Drehzahl sind in Abbildung 5-14 dargestellt. Sie zeigt, dass mit Ausnahme von ' $30.000 \text{ min}^{-1} - 1 \text{ bar}$ ', ' $60.000 \text{ min}^{-1} - \text{trocken}$ ', ' $60.000 \text{ min}^{-1} - 1 \text{ bar}$ ', ' $60.000 \text{ min}^{-1} - 2 \text{ bar}$ ', ' $120.000 \text{ min}^{-1} - \text{trocken}$ ' und ' $120.000 \text{ min}^{-1} - 3 \text{ bar}$ ' alle Mittelwerte der Nutbreite innerhalb des Toleranzbereichs liegen. Berücksichtigt man auch die Standardabweichung, so liegen nur die Parameterkombinationen

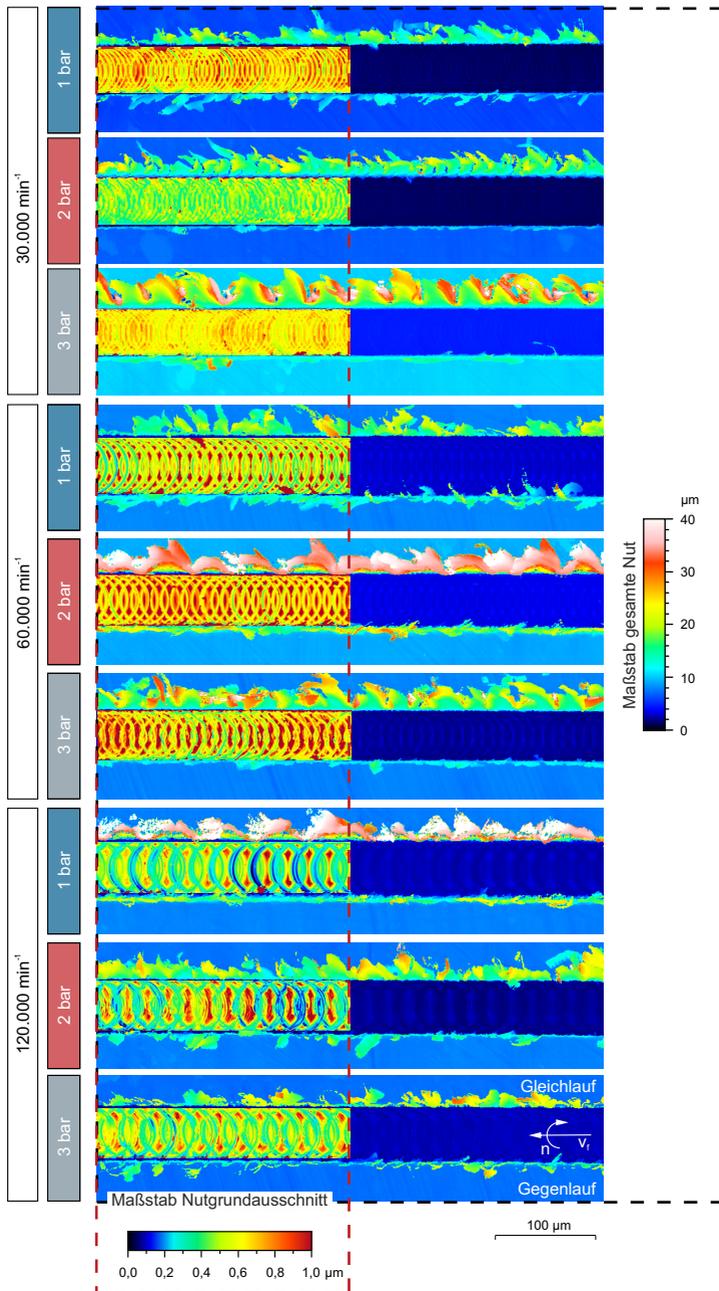


Abbildung 5-12: Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft des MMS-Systems und der Drehzahl auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung nach [Kier23b]

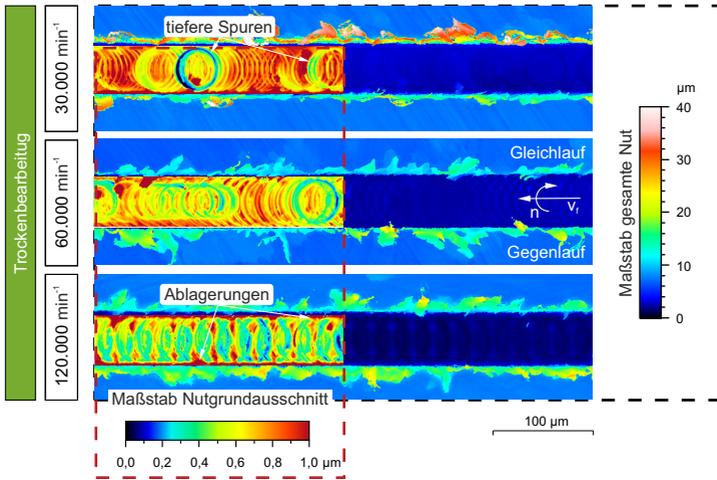


Abbildung 5-13: Einfluss der Drehzahl auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung bei der Trockenbearbeitung

'30.000 min<sup>-1</sup>-trocken', '30.000 min<sup>-1</sup>-2 bar', '30.000 min<sup>-1</sup>-3 bar' und '60.000 min<sup>-1</sup>-3 bar' in diesem Bereich. Der Mittelwert der Nutbreite bei '30.000 min<sup>-1</sup>-1 bar', der etwas unter 48 µm liegt, lässt sich auf einen leichten Werkzeugverschleiß an der Umfangsschneide zurückführen. Da jedoch die Schneidenecke und der sich während der Zerspanung im Eingriff befindende Teil der Umfangsschneide nach der Bearbeitung von Anhaftungen bedeckt ist (siehe Abbildung 5-10), kann dies nicht durch REM-Aufnahmen nachgewiesen werden. Die Mittelwerte der Nutbreiten über 52 µm ('60.000 min<sup>-1</sup>-trocken', '60.000 min<sup>-1</sup>-2 bar' und '120.000 min<sup>-1</sup>-3 bar') können auf Aufbauschneiden zurückgeführt werden. Dies deckt sich mit den REM-Aufnahmen der Werkzeuge nach dem Mikrofräsen, die für diese Parameterkombinationen Aufbauschneiden zeigen. Aufbauschneiden sind auch auf den REM-Bildern der Werkzeuge zu sehen, bei denen nur die Standardabweichung über 52 µm hinausgeht.

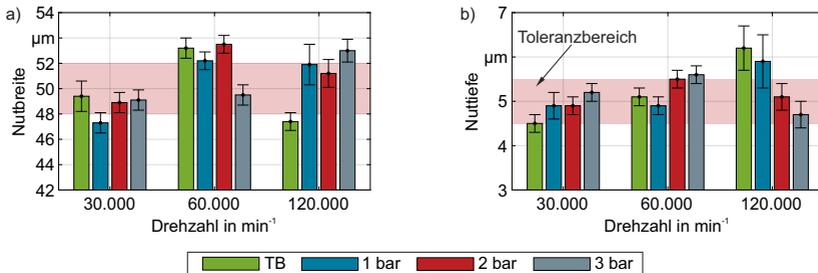


Abbildung 5-14: Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft des MMS-Systems und der Drehzahl auf die Nuttiefe und die Nutbreite nach [Kier23b]

Abbildung 5-14 b) zeigt die Nuttiefe in Abhängigkeit von der Drehzahl und des Zufuhrdrucks der Luft. Fast alle Mittelwerte liegen innerhalb des Toleranzbereichs von  $4,5 \mu\text{m}$  bis  $5,5 \mu\text{m}$ . Nur die Mittelwerte von '60.000  $\text{min}^{-1}$ -3 bar' ( $5,6 \mu\text{m}$ ), '120.000  $\text{min}^{-1}$ -trocken' ( $6,2 \mu\text{m}$ ) und '120.000  $\text{min}^{-1}$ -1 bar' ( $5,9 \mu\text{m}$ ) liegen außerhalb dieses Bereichs. Analog zur Nutbreite lassen sich diese hohen Werte auf Anhaftungen bzw. die Bildung von Aufbauschneiden zurückführen. Die sich auf- und abbauenden Aufbauschneiden spiegeln sich auch in den hohen Standardabweichungen bei '120.000  $\text{min}^{-1}$ -trocken' und '120.000  $\text{min}^{-1}$ -1 bar' wider. Kommt es zu einer starken Aufbauschneidenbildung, kann davon ausgegangen werden, dass die Kühlschmierung unzureichend war. Werden die Ergebnisse der Nutbreite und -tiefe unter diesem Gesichtspunkt betrachtet, können folgende Aussagen getroffen werden: Die Kühlschmierung bei 30.000  $\text{min}^{-1}$  war bei 2 bar und 3 bar ausreichend. Bei 60.000  $\text{min}^{-1}$  konnte die Aufbauschneidenbildung bei keiner Parameterkombination vollständig verhindert werden. Bei 120.000  $\text{min}^{-1}$  konnte mit 2 bar eine ausreichende Kühlschmierung erreicht werden. Der etwas niedrigere Wert der Nuttiefe von  $4,7 \mu\text{m} \pm 0,3 \mu\text{m}$  bei '120.000  $\text{min}^{-1}$ -3 bar' ist auf den an der Schneidenecke beobachteten Ausbruch zurückzuführen.

#### Zwischenfazit

Es konnte kein signifikanter Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft auf den Werkzeugverschleiß, die Oberflächenrauheit und die Maßhaltigkeit festgestellt werden. Der Einfluss der Drehzahl auf die Prozessergebnisse sowie der Unterschied zwischen der Trockenbearbeitung und der Minimalmengenschmierung war größer als der Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft. In diesem Kontext konnte gezeigt werden, dass durch den Einsatz einer Minimalmengenschmierung die Aufbauschneidenbildung im Vergleich zur Trockenbearbeitung signifikant reduziert werden kann. Dieses Ergebnis zeigt, dass KSS generell zur Verbesserung des Prozessergebnisses beiträgt, der Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft aber einen weitaus geringeren Einfluss besitzt.

Folgende Schlussfolgerungen können hinsichtlich des Einflusses des Zufuhrdrucks der Luft bei der Minimalmengenschmierung gezogen werden: Bei einer Drehzahl von 30.000  $\text{min}^{-1}$  wurden die geringste Abweichung von der kinematischen Rauheit, die homogenste Oberfläche und Nutbreiten und -tiefen innerhalb des Toleranzbereichs bei einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar erzielt, was möglicherweise auf den Einfluss des Zufuhrdrucks auf die Tropfengröße und Geschwindigkeit zurückzuführen ist. Bei geringen Drücken werden große Tropfen mit einer geringeren Anzahl gebildet. Mit steigendem Luftdruck nimmt die Tropfenanzahl und der Volumenstrom der Luft zu, während die Tropfengröße abnimmt. Die beste Kühlschmierung ergibt sich somit aus dem Zielkonflikt aus einer ausreichend kleinen Tropfengröße, einer ausreichend hohen Tropfenanzahl sowie einem nicht zu hohen Volumenstrom der Luft, weil dieser zu einer ungewollten Verfestigung des cp-Titans am Werkzeug und Werkstück führt. Die Folgen sind Ausbrüche am Werkzeug, weil sich die Aufbauschneiden nicht mehr kontinuierlich auf- und abbauen können und dadurch Teile des Hartmetalls zusammen mit der Aufbauschneide herausgerissen werden. Weiterhin führt die Verfestigung des cp-Titans im Anschluss an die Werkstofftrennung zu einer erhöhten Anzahl an kleineren Anhaftungen am Nutgrund, die höhere Rauheitswerte zur Folge haben. Generell kann der Anstieg der Ra-Werte durch den Einsatz der MMS im Vergleich zur Trockenbearbeitung auf die Verfestigung des bei der Werkstofftrennung beteiligten Werkstoffs am Nutgrund zurückgeführt werden.

Bei einer Drehzahl von  $60.000 \text{ min}^{-1}$  wurde kein Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft auf die Sa-Werte festgestellt, jedoch kam es durch die Anwendung der Minimalmengenschmierung zu einer deutlichen Verschlechterung des Ra-Werts im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Bei einer Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  hingegen konnte 3 bar eindeutig als zu vermeidender Zufuhrdruck der Luft identifiziert werden. Diese Parameterkombination führte zu einer erhöhten Tendenz für Werkzeugbruch, der auf eine zu schnelle und starke Verfestigung der Aufbauschneiden zurückzuführen sein könnte. Bei einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar wurde eine etwas schlechtere Rauheit im Vergleich zu 1 bar erreicht, jedoch ist die Maßhaltigkeit bei diesem Zufuhrdruck der Luft besser. Möglicherweise wird durch zu niedrige Luftdrücke aufgrund der geringen Anzahl großer Tropfen keine ausreichende Kühlschmierung der Kontaktzone erreicht. Obwohl kein eindeutig bester Zufuhrdruck der Luft ermittelt werden konnte, wurden bei 2 bar tendenziell bessere Ergebnisse erzielt als bei Zufuhrdrücken von 1 bar und 3 bar.

## 5.5 Fazit

Aus den Untersuchungen zum Einfluss des KSS-Volumenstroms, der Zufuhrrichtung in Bezug zur Vorschubrichtung und des Zufuhrdrucks der Luft auf das Mikrofräsen von cp-Titan bei der Minimalmengenschmierung wurden die folgenden Ergebnisse erzielt: Der Volumenstrom des KSS von  $0,7 \text{ ml/h}$ , der dem geringsten untersuchten Volumenstrom entspricht, lieferte den geringsten Werkzeugverschleiß. Insbesondere die Aufbauschneidenbildung konnten reduziert werden. Ebenso wurde der Sa-Wert durch die Volumenströme  $0,7 \text{ ml/h}$  und  $1,5 \text{ ml/h}$  auf Werte im Bereich des Ergebnisses der kinematischen Simulation reduziert, wobei durch den Volumenstrom  $0,7 \text{ ml/h}$  die geringste Abweichung des Mittelwerts der Sa-Werte von der kinematischen Rauheit erzielt wurde. Insgesamt zeigt sich durch einen Volumenstrom von  $0,7 \text{ ml/h}$  eine höhere Prozesssicherheit. Mit steigendem Volumenstrom kam es zu einer Verschlechterung des Ergebnisses. Hinsichtlich der Zufuhrrichtung wurde die geringste Oberflächenrauheit und die gleichmäßigste Oberfläche unter der Zufuhrrichtung von  $180^\circ$  erzielt. Der Grund hierfür ist, dass es bei allen weiteren Richtungen ( $0^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $270^\circ$ ) zu einer Abschirmung der Nut durch den Grat kommt. Durch die im Verhältnis zum Mikrofräserdurchmesser große Gratbildung wird der KSS abgelenkt, was die Kühlschmierung bei der Zerspanung stark einschränkt. Im Unterschied zu den anderen beiden Einstellgrößen konnte beim Zufuhrdruck der Luft, der in Kombination mit verschiedenen Drehzahlen untersucht wurde, kein klares Ergebnis festgestellt werden. Es ist festzuhalten, dass der Einfluss der Drehzahl größer ist als der Einfluss des Zufuhrdrucks der Luft. Auch wenn über die drei untersuchten Drehzahlen kein eindeutig bester Zufuhrdruck der Luft identifiziert werden konnte, wurden mit einem Zufuhrdruck der Luft von 2 bar tendenziell ein geringerer Werkzeugverschleiß und eine höhere Oberflächenqualität erzielt, was auf ein günstiges Verhältnis zwischen der Tropfengröße und -anzahl und dem Volumenstrom der Luft hindeuten könnte. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde der Volumenstrom  $0,7 \text{ ml/h}$ , die Zufuhrrichtung  $180^\circ$  und der Zufuhrdruck der Luft von 2 bar für die weiterführenden Untersuchungen festgelegt.

## 6 Auslegung einer indirekten Werkstückkühlung für die Mikrofräsbearbeitung

Die Kühlwirkung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung wird maßgeblich durch die anliegende elektrische Leistung sowie den Einfluss der Umgebungsbedingungen bestimmt. Im Rahmen der Charakterisierung des Systems erfolgt eine Analyse dieser Einflussfaktoren. Die nachfolgenden Ergebnisse wurden bereits in [Kier23a] veröffentlicht.

### 6.1 Charakterisierung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung

Die Ergebnisse der Charakterisierung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung sind in Abbildung 6-1 dargestellt. Abbildung 6-1 a) zeigt den Zusammenhang zwischen der am Peltier-Element anliegenden elektrischen Leistung und der inneren und äußeren Werkstücktemperatur. Folgende Ergebnisse lassen sich ableiten:

- Die niedrigste erreichbare Temperatur an der Werkstückoberfläche beträgt  $-3\text{ °C}$  und  $-8\text{ °C}$  im Inneren des Werkstücks.
- Je niedriger die Temperatur ist, desto mehr unterscheiden sich die Temperaturen des Werkstückinneren und der Werkstückoberfläche, wobei das Werkstückinnere kälter ist.
- Unterhalb einer Temperatur von  $2\text{ °C}$  bildet sich an der Werkstückoberfläche Kondensation und unterhalb von  $-2\text{ °C}$  Eis.

Da sowohl Kondensat als auch Eis auf der Werkstückoberfläche die Durchführung des Mikrofräsens beeinträchtigen bzw. im Falle von Eis sogar unmöglich machen, wurde der Temperaturbereich, in dem die Werkstückoberfläche trocken bleibt, näher untersucht. Dazu wurden beispielhaft die Temperaturen  $10\text{ °C}$  und  $2\text{ °C}$  an der Werkstückoberfläche sowie die Raumtemperatur (RT) (Peltier-Element ausgeschaltet) betrachtet. Auch hier wurden die Temperaturen an der Werkstückoberfläche sowie im Inneren des Werkstücks gemessen und näher untersucht. Abbildung 6-1 b) zeigt das Ergebnis der Untersuchung. Die gewünschten Temperaturen wurden bei Leistungen von  $3,5\text{ W}$  bzw.  $14\text{ W}$  erreicht. Beim Vergleich der Temperaturen im Inneren des Werkstücks und auf der Werkstückoberfläche fällt auf, dass bei RT ( $0\text{ W}$ ) die Temperatur im Inneren  $>$  Temperatur außen, bei  $10\text{ °C}$  Temperatur im Inneren  $=$  Temperatur außen und bei  $2\text{ °C}$  Temperatur im Inneren  $<$  Temperatur außen ist. Die Temperaturunterschiede sind zwar gering, zeigen aber den Einfluss der Sperrluft der Spindel auf die Werkstückoberfläche. Der Luftstrom von der Spindel auf die Oberfläche bewirkt eine Abkühlung der Oberfläche bei RT. Je niedriger die vom Peltier-Element erzeugte Werkstücktemperatur ist, desto weniger spielt dieser Aspekt eine Rolle, sodass bereits bei  $2\text{ °C}$  die Temperatur des Werkstückinneren unter der der Werkstückoberfläche liegt. Der Temperaturunterschied ist als gering zu betrachten, sodass bis zu einer Temperatur von  $2\text{ °C}$  die Temperaturen der Werkstückoberfläche und des Werkstückinneren als nahezu gleich angesehen werden können. Ein weiterer Aspekt, der sich aus diesen Messungen ableiten lässt, ist die Reaktivität des Systems: Innerhalb von 70 Sekunden nach Änderung der elektrischen Leistung hat sich bereits eine konstante Temperatur eingestellt.

In einer weiteren Messreihe wurde der Einfluss der Sperrluft auf die Werkstücktemperatur weiter untersucht. Abbildung 6-1 a) hatte bereits gezeigt, dass der Temperaturunterschied zwischen der Werkstückoberfläche und dem Inneren des Werkstücks umso größer ist, je höher die Leistung

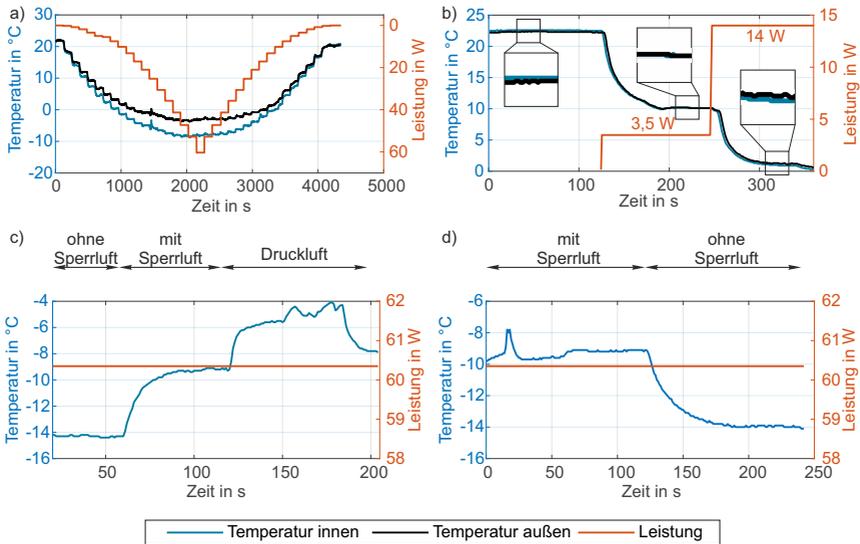


Abbildung 6-1: Charakterisierung Kühlsystem: a) Abhängigkeit von Leistung und Temperatur, b) Äußere und innere Werkstücktemperatur in Abhängigkeit der am Peltierelement anliegenden elektrischen Leistung, c) Einfluss der Sperrluft und zusätzlicher Druckluft auf die Werkstücktemperatur, d) Verwendung von Isopropanol zur Verhinderung der Eisbildung und seine Auswirkungen auf die Werkstücktemperatur nach [Kier23a]

ist. Um einen möglichst großen Einfluss der Sperrluft aufzuzeigen, wurde für diese Messreihe die maximale Leistung von 60 W gewählt. Es wurden drei Bedingungen berücksichtigt: ohne Sperrluft, mit Sperrluft und Druckluft. Durch diese können der Einfluss der Sperrluft im Vergleich zur Umgebungsluft (Zustand: mit Sperrluft bzw. ohne Sperrluft) und die Möglichkeit zur Verhinderung der Eisbildung durch das Anströmen der Werkstückoberfläche mit Druckluft (Zustand: Druckluft) untersucht werden. Im Zustand 'ohne Sperrluft' wurde ein Blatt Papier zwischen Spindel und Werkstück gehalten, im Zustand 'mit Sperrluft' befand sich die Spindel mit einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  über dem Werkstück und im Zustand 'Druckluft' wurde das Werkstück zusätzlich mit Druckluft angeströmt. Das Ergebnis ist in Abbildung 6-1 c) dargestellt. Die niedrigsten Temperaturen wurden beim Zustand 'ohne Sperrluft' erreicht. Die Temperatur lag konstant bei ca.  $-14 \text{ °C}$ . Durch die auf das Werkstück strömende Sperrluft wurde die Temperatur auf  $-9 \text{ °C}$  erhöht. Der Unterschied von ca.  $5 \text{ °C}$  zwischen 'ohne Sperrluft' und der Werkstücktemperatur bei einer auf das Werkstück von der Spindel strömenden Sperrluft ist ähnlich groß wie der Unterschied zwischen den Temperaturen auf und im Inneren des Werkstücks bei Abbildung 6-1 a). Die zusätzliche Anströmung des Werkstücks mit Druckluft führte zu einem weiteren Temperaturanstieg. Bei diesem Zustand konnte keine konstante Temperatur erreicht werden, weil durch die Druckluft keine gleichmäßige Anströmung des gesamten Werkstücks erreicht werden konnte. Die gemessenen Temperaturen schwankten zwischen  $-6 \text{ °C}$  und  $-4 \text{ °C}$ . Generell lässt sich feststellen, dass Luftströme in der Nähe des Werkstücks zu einer unerwünschten Erhöhung der Werkstücktemperatur führen.

Der Einsatz von Druckluft verhinderte zwar weitgehend die Eisbildung und die Kondensation auf dem Werkstück, aber die schwankende sowie erhöhte Temperatur auf der Werkstückoberfläche ist nicht geeignet, um stabile Prozessbedingungen zu erreichen. Mikrofräsen ist bei Präsenz von Kondensat zwar möglich, aber eine reine Werkstückkühlung kann unter diesen Bedingungen nicht untersucht werden, da die Kondensation zu einer zusätzlichen Kühlschmierung führt. Insbesondere die Eisbildung ist beim Mikrofräsen sehr kritisch: Ein Grund dafür ist, dass die Eisschicht dicker ist als die Länge des Mikrofräasers, wodurch das Eis ebenso wie das Werkstückmaterial zerspannt werden muss. In Vorversuchen führte dies zu einem direkten Bruch des Mikrofräasers. Ein weiterer Grund ist die fehlende Möglichkeit den Nullpunkt der Oberfläche zu finden. Das Setzen des Nullpunkts vor dem Abkühlen des Werkstücks ist nicht möglich, da die Wärmeausdehnung zu einer Veränderung des Nullpunkts in der Größenordnung der Zustelltiefe (5 µm) führt. Das Ankratzen nach dem Abkühlen des Werkstücks funktioniert ebenfalls nicht, da die Oberfläche durch die Eisschicht verdeckt ist. Um niedrigere Werkstücktemperaturen als 2 °C anwenden zu können, wurde untersucht, wie die Bildung von Eis auf der Oberfläche verhindert werden kann. Neben der bereits gezeigten Möglichkeit, das Werkstück mit Druckluft zu beaufschlagen, wurde auch der Einsatz von Isopropanol untersucht. Bei der Verwendung von Isopropanol (Gefrierpunkt: -88 °C) kommt es im Vergleich zu Wasser aus der Umgebungsluft, das auf der Werkstückoberfläche gefriert, nicht zur Eisbildung. Die Oberfläche wurde mit Isopropanol benetzt und zunächst mit Sperrluft angeströmt. Anschließend wurde das Werkstück abgedeckt, sodass keine Sperrluft auf die Werkstückoberfläche strömen konnte. Das Ergebnis ist in Abbildung 6-1 d) dargestellt. Ähnlich wie bei der Beaufschlagung der Oberfläche mit Druckluft (siehe Abbildung 6-1 c) führt die Kombination von Isopropanol mit Sperrluft zu einer ungleichmäßigen Abkühlung der Oberfläche. Die Temperaturen schwanken zwischen -10 °C und -8 °C. Sie liegen um 4 °C niedriger als beim Anströmen mit Druckluft. Das Abdecken der Oberfläche führte zu einer konstanten Temperatur von -14 °C. Obwohl das Isopropanol die Eisbildung verhindert, ist dieser Zustand wegen der großen Schwankungen der Werkstücktemperatur nicht geeignet. Außerdem verursacht das Isopropanol eine zusätzliche Kühlschmierung, wie im Falle von Kondenswasser. Für die Untersuchung der reinen Prozesskühlung ist dies von Nachteil, für die Kühlschmierung beim Mikrofräsen ist es jedoch möglich.

## **6.2 Fazit**

Die durchgeführte Charakterisierung des Systems zur indirekten Werkstückkühlung ergab, dass eine minimale Temperatur von -3 °C an der Werkstückoberfläche erreicht werden kann. Bei Temperaturen unterhalb von 2 °C kommt allerdings zur Bildung von Kondensat bzw. Eis auf der Oberfläche, was die Durchführung der Mikrofräseversuche einschränkt. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der durchgeführten Charakterisierung des Systems wurde eine Werkstücktemperatur von 2 °C für das Mikrofräsen gewählt, da diese Temperatur die geringstmögliche ist, bei der eine Bildung von Eis oder Kondensat auf der Werkstückoberfläche ausgeschlossen werden kann. Als weitere Werkstücktemperatur wurde 10 °C gewählt.

## 7 Kühlschmierstoffcharakterisierung

Die Eignung von KSS für spezifische Zerspanprozesse hängt von Faktoren wie den physikalischen und chemischen Stoffeigenschaften, den tribologischen Eigenschaften und der Benetzungsfähigkeit ab. Da insbesondere die tribologischen Eigenschaften und die Benetzungsfähigkeit Systemeigenschaften sind, wurden diese näher untersucht.

### 7.1 Tribologische Untersuchungen der cp-Titan - Kühlschmierstoff - Hartmetall - Paarung

Die Reibungszahl  $f$  und die Verschleißfestigkeit sind keine Werkstoffeigenschaften, sondern Systemeigenschaften, da diese durch die Paarung aus Grundkörper und Gegenkörper sowie falls vorhanden eines Zwischenstoffs bestimmt werden. Übertragen auf die Zerspanung entspricht der Grundkörper dem Werkstück, der Gegenkörper dem Werkzeug und der Zwischenstoff einem Kühlschmierstoff unter Einfluss der umgebenden Atmosphäre. Da es nicht möglich ist den tribologischen Kontakt direkt im Prozess zu analysieren, wurden Analogieversuche durchgeführt. Jedoch sind diese nicht in der Lage die Kontaktbedingungen bei der Zerspanung perfekt abzubilden. Beispielsweise kommt das Hartmetallwerkzeug während der Zerspanung ständig mit einer neuen Stelle des Werkstücks in Kontakt, wodurch es nicht zum Einlaufen des Werkstücks kommt wie es beim Analogieversuch der Fall ist. Die exakte Abbildung der Eingriffsverhältnisse bei der Zerspanung im Rahmen von Tribologieversuchen ist aufgrund der Komplexität des Zerspanprozesses nicht möglich. Mit Hilfe der Analogieversuche ist es aber möglich die tribologischen Eigenschaften der KSS zu bestimmen und zu analysieren. Abbildung 7-1 a) zeigt die Reibungszahl  $f$  bei der Trockenreibung (TR) und in Abhängigkeit der untersuchten KSS. Zur Bestimmung der Reibungszahlen wurde nur der stationäre Bereich des Verlaufs der Reibungszahlen über die Zyklen verwendet (vgl. Abbildung 7-1 b).

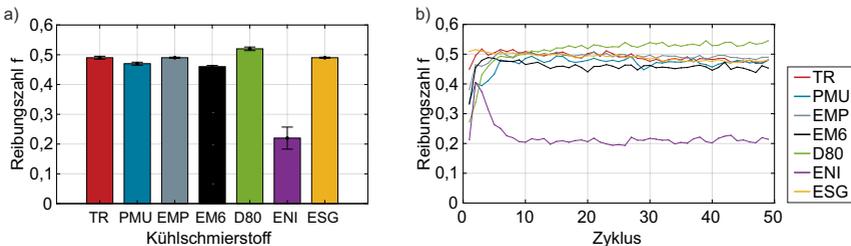


Abbildung 7-1: a) Mittelwerte der Reibungszahlen der cp-Titan-Hartmetall-KSS-Paarung (stationärer Bereich), b) Verlauf der Reibungszahlen der cp-Titan-Hartmetall-KSS-Paarung über die Zyklen

Die Mittelwerte der Reibungszahlen liegen mit Ausnahme des KSS ENI zwischen 0,49 (EM6) und 0,52 (D80) und damit auf dem gleichen Niveau wie bei der Trockenreibung. Lediglich durch den KSS ENI konnten geringere Reibungszahlen von  $0,22 \pm 0,04$  erreicht werden. Aus Abbildung 7-1 b), die den Verlauf der Reibungszahlen über den Zyklen zeigt, wird ersichtlich, dass die Reibungszahl dieses KSS zu Beginn auf einen Wert von 0,4 angestiegen ist und anschließend ab ca. dem zehnten Zyklus auf eine mittlere Reibungszahl von 0,22 abgefallen ist.

Alle anderen KSS erreichten nach spätesten fünf Zyklen den stationären Bereich. Mit Ausnahme des KSS ESG kam es in diesem Einlaufbereich bei allen KSS zu einem Anstieg der Reibungszahl.

Weiterhin wurden die aus den Tribologieversuchen durch das Anpressen der Hartmetallkugel auf den Grundkörper resultierenden Verschleißspuren auf dem Werkstück aus cp-Titan untersucht. In Abbildung 7-2 ist repräsentativ für jeden der sechs KSS und den Trockenzustand exemplarisch eine Aufnahme der Verschleißspur dargestellt. Die Aufnahmen zeigen, dass es im trockenem Zustand sowie bei der Verwendung der KSS D80 und ESG zu extrem vielen Anhaftungen und Aufwürfen in der Spur gekommen ist. Daraus lässt sich ableiten, dass bei diesen KSS die Neigung zu Anhaftungen im Vergleich zum trockenem Zustand nicht verbessert wird. Durch den Einsatz des KSS PMU sinkt die Neigung zu Anhaftungen und durch den Einsatz der KSS EMP und ENI sogar signifikant.

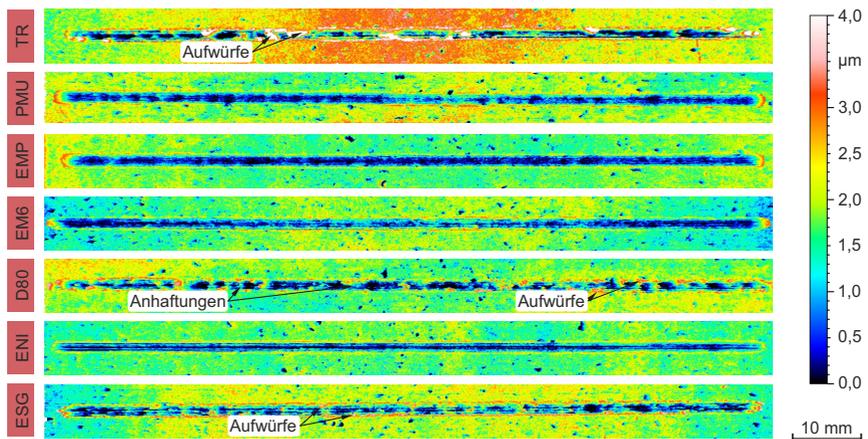


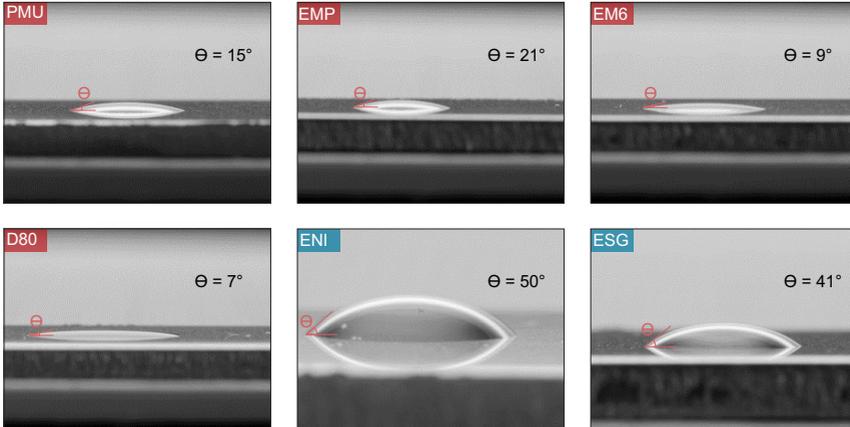
Abbildung 7-2: Verschleißspuren auf dem Werkstück aus cp-Titan nach 50 Zyklen in Abhängigkeit vom eingesetzten KSS und dem trockenem Zustand

Weiterhin können anhand der Verschleißspuren Informationen zum Schmierfilmaufbau in Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit gewonnen werden. An den Enden der Spuren kommt es durch den Richtungswechsel zu einer Relativgeschwindigkeit von 0 m/min. Anschließend wird die Hartmetallkugel bis auf eine Relativgeschwindigkeit von 0,6 m/min beschleunigt bis die Geschwindigkeit wieder auf 0 m/min abgebremst wird. Durch den Vergleich der Spurenden und der Spurmitte kann so bestimmt werden, ob es in der Mitte der Spur durch die höhere Relativgeschwindigkeit zum Schmierfilmaufbau gekommen ist. Die in Abbildung 7-2 dargestellten Spuren zeigen, dass es unter Verwendung der KSS EM6 und PMU zu weniger Abtrag im stationären Bereich in der Nutmitte gekommen ist und somit ein Schmierfilm aufgebaut wurde. Hingegen entstand bei der Verwendung der KSS EMP, D80, ENI und ESG kein tragender Schmierfilm.

## 7.2 Benetzungsverhalten der Kühlschmierstoffe

Das Benetzungsverhalten der KSS hat einen großen Einfluss darauf, wie gut ein KSS die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück benetzen kann. Das Benetzungsverhalten, das

ebenfalls eine Systemeigenschaft ist, wird von der Oberfläche (feste Phase), der Flüssigkeit (flüssige Phase) und der Umgebungsluft (gasförmige Phase) beeinflusst, die einen Einfluss auf die freie Oberflächenenergie und die Oberflächenspannung haben. Charakterisiert werden kann das Benetzungsverhalten mithilfe des Kontaktwinkels  $\theta$ . Je kleiner der Kontaktwinkel ist, desto besser ist das Benetzungsverhalten. Das Ergebnis der Kontaktwinkelmessungen der sechs verwendeten KSS auf cp-Titan zeigt Abbildung 7-3.



Öl Emulsion

Abbildung 7-3: Kontaktwinkel der sechs verschiedenen KSS auf cp-Titan

Hinsichtlich der Kontaktwinkel konnten signifikante Unterschiede zwischen den vier Ölen und den zwei Emulsionen festgestellt werden. Die Öle zeigten ein gutes Benetzungsverhalten auf cp-Titan mit Kontaktwinkeln zwischen  $7^\circ$  und  $21^\circ$ , wobei die geringsten Kontaktwinkel mit den Ölen D80 und EM6 erreicht wurden. Die hauptsächlich aus Wasser bestehenden Emulsionen mit Kontaktwinkeln von  $41^\circ$  und  $50^\circ$  weisen große Kontaktwinkel auf und besitzen damit eine schlechtere Benetzungsfähigkeit im Vergleich zu den Ölen.

### 7.3 Fazit

Im Rahmen der Untersuchungen wurden sechs verschiedene KSS betrachtet, die sich in Bezug auf das Basisöl, die Dichte, die Viskosität sowie den Flammpunkt voneinander unterscheiden (vgl. Abschnitt 4.4). Zudem sind vier dieser KSS Öle und zwei Emulsionen. Die durchgeführten tribologischen Untersuchungen haben gezeigt, dass sich die Reibungszahlen beim Einsatz der KSS nicht signifikant von den Reibungszahlen bei der Trockenreibung unterscheiden. Eine Ausnahme bildet hier der KSS ENI, bei dem die Reibungszahl nach 10 Zyklen auf ca. 0,2 abfällt. Die Auswertung der Verschleißspuren auf dem Gegenkörper aus cp-Titan hat ergeben, dass nur durch den Einsatz der KSS PMU, EMP und ENI die Neigung zu Anhaftungen im Vergleich zur Trockenreibung signifikant reduziert werden konnte. In Bezug auf die Kontaktwinkel wurden für die Öle niedrige Kontaktwinkel zwischen  $7^\circ$  und  $21^\circ$  gemessen, während für die beiden Emulsionen vergleichsweise hohe Kontaktwinkel von  $41^\circ$  bzw.  $50^\circ$  registriert wurden. Die

geringsten Kontaktwinkel und damit das beste Benetzungsverhalten wurden für die Öle D80 und EM6 gemessen.

Aufgrund der unterschiedlichen Stoffeigenschaften der KSS ist es möglich, im Rahmen der experimentellen Untersuchungen den Einfluss der Stoffeigenschaften auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen zu analysieren. Die tribologischen Untersuchungen lassen bereits ein unterschiedliches Verhalten der KSS erkennen. Die KSS PMU, EMP und ENI weisen gute Ergebnisse bei den tribologischen Untersuchungen auf. Hinsichtlich des Kontaktwinkels bzw. der Viskosität zeigen sich jedoch signifikante Unterschiede zwischen den beiden Ölen (PMU und ENI) und der Emulsion (ENI).

## 8 Einfluss der Kühlschmierung auf das Mikrofräsen

### 8.1 Einsatz verschiedener Kühlschmierstrategien beim Mikrofräsen

Das folgende Kapitel befasst sich mit den Zusammenhängen zwischen der Kühlschmierung des Mikrofräsens von cp-Titan und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Dabei steht die Kühlschmierstrategie im Vordergrund der Untersuchungen. Außerdem wird der Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe bzw. Kühltemperaturen und Drehzahlen betrachtet (siehe Abbildung 8-1). Die Auswahl der drei Kühlschmierstoffe, die für die Untersuchung der Kühlschmierung verwendet werden, findet in Abschnitt 8.1.2 statt.



Abbildung 8-1: Darstellung der Untersuchungsschwerpunkte der Kühlschmierung auf das Mikrofräsen

#### 8.1.1 Trockenbearbeitung

Die einfachste Strategie, die beim Mikrofräsen bzw. allgemein in der spanenden Bearbeitung eingesetzt werden kann, ist die Trockenbearbeitung. Bei dieser wird weder ein Kühlschmierstoff noch ein Kühlmedium eingesetzt. Die Vorteile dieser Strategie sind neben der einfachen Anwendung, die entfallenden Kosten für KSS und die geringe Werkstück- und Maschinenverschmutzung. Die bei der Trockenbearbeitung angewendeten Parameter sind in Tabelle 8-1 zusammengefasst. Die Trockenbearbeitung wird in den Kapiteln 8.1.2 (Nassbearbeitung), 8.1.3 (Minimalmengenschmierung) und 8.1.4 (indirekte Werkstückkühlung) als Referenz herangezogen.

Tabelle 8-1: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der Trockenbearbeitung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	<b>n</b> <b>min<sup>-1</sup></b>	<b>a<sub>p</sub></b> <b>µm</b>	<b>f<sub>z</sub></b> <b>µm</b>	<b>l</b> <b>mm</b>
Trockenbearbeitung	<b>30.000   120.000   230.000</b>	5	1	1000

Werkzeugverschleiß

Abbildung 8-2 zeigt den Einfluss der Trockenbearbeitung auf den Werkzeugverschleiß bei verschiedenen Drehzahlen. Für jede Drehzahl ist exemplarisch ein Werkzeug gezeigt, das repräsentativ für die drei durchgeführten Versuchswiederholungen steht. Die Analyse der Werkzeuge zeigt, dass es unabhängig von der eingesetzten Drehzahl zur Aufbauschneidenbildung gekommen ist, wobei größere Aufbauschneiden bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> aufgetreten sind. Bei 30.000 min<sup>-1</sup> ist zudem abrasiver Verschleiß am Umfang des Werkzeugs erkennbar. Insgesamt ist der höchste Verschleiß unter Verwendung der Drehzahl 230.000 min<sup>-1</sup> aufgetreten, da es zusätzlich zu einem Ausbruch der gesamten sich im Eingriff befindenden Schneide gekommen ist. Der Ausbruch ist auf der in Abbildung 8-2 gezeigten REM-Aufnahme teilweise durch die am Werkzeug anhaftende Aufbauschneide verdeckt. Die Ursache des Ausbruchs ist die Belastung der Aufbauschneide während der Zerspanung, wodurch die Aufbauschneide zusammen mit einem Teil des Hartmetalls herausgerissen wird.

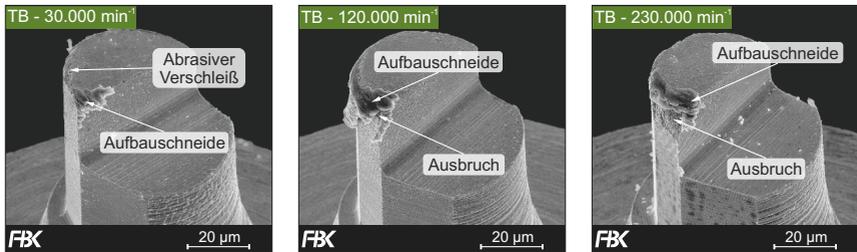


Abbildung 8-2: Einfluss der Trockenbearbeitung auf den Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit der Drehzahl

Oberfläche

Werkzeugverschleiß und Aufbauschneiden haben einen Einfluss auf die Rauheit der erzeugten Oberfläche. In Abbildung 8-3 sind die Mittelwerte des Ra-Werts und des Sa-Werts bei der Trockenbearbeitung dargestellt. Zusätzlich zeigen die Diagramme jeweils den aus einer kinematischen Simulation bestimmten Wert von Ra = 35 nm und Sa = 100 nm für f<sub>z</sub> = 1 µm [Auri17] als Referenz.

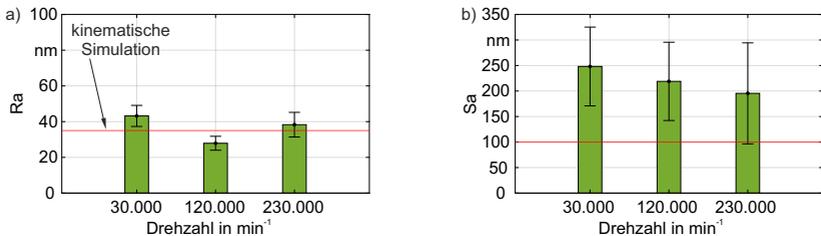


Abbildung 8-3: Einfluss der Trockenbearbeitung auf die Oberflächenrauheit in Abhängigkeit der Drehzahl

Die höchste Oberflächenrauheit mit einem Wert von  $R_a = 43 \text{ nm} \pm 6 \text{ nm}$  entstand bei der Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$ . Sie liegt 23 % über dem simulierten Wert. Die Ursache für den hohen Wert liegt in den Anhaftungen am Nutgrund durch die Ablagerungen von Aufbauschneiden oder Teilen von Aufbauschneiden (vgl. Abbildung 8-4). Der Mittelwert bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  liegt mit  $R_a = 28 \text{ nm} \pm 4 \text{ nm}$  unterhalb des simulierten Werts von  $R_a = 35 \text{ nm}$ , weil es durch die von der kinematischen Simulation abweichende Schneidengeometrie aufgrund der Aufbauschneide (größerer Schneideneckenradius - erkennbar an den Spuren am Nutgrund) zu einer homogeneren Oberfläche im Bereich der Nutmitte gekommen ist. Der Ra-Wert bei einer Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  liegt mit  $38 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$  zwar im Bereich des simulierten Werts, jedoch zeigt Abbildung 8-4 eine stark durch Aufbauschneidenbildung geprägte Struktur. Die Auswirkungen der Aufbauschneidenbildung werden noch deutlicher bei der Betrachtung der Sa-Werte (vgl. Abbildung 8-3 b). Die erzielten Mittelwerte liegen für alle drei betrachteten Drehzahlen zwischen 95 % ( $230.000 \text{ min}^{-1}$ ) und 148 % ( $30.000 \text{ min}^{-1}$ ) über dem simulierten Wert. Zudem liegen die Standardabweichungen mit 77 nm, 77 nm und 99 nm auf einem sehr hohen Niveau.

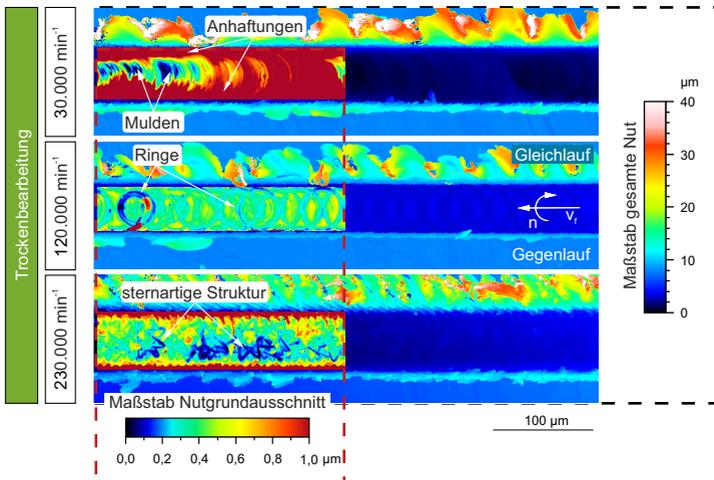


Abbildung 8-4: Einfluss der Trockenbearbeitung auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung (Vorschubweg 12,5 mm) in Abhängigkeit der Drehzahl

Bereits am Anfang des Vorschubwegs nach 12,5 mm sind für alle drei Drehzahlen Strukturen am Nutgrund erkennbar, die nicht die Kinematik des Stirnfräsens abbilden (vgl. Abbildung 8-4). Stattdessen sind die Strukturen geprägt von Anhaftungen bzw. Aufbauschneiden am Werkzeug. In Abhängigkeit von der Drehzahl sind jedoch Unterschiede zu erkennen. Bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  liegen insbesondere im Bereich der Nutwände viele Anhaftungen vor (Nutgrundtyp B). In diesem Bereich wird die Mindestspannungsdicke unterschritten, was zu Ploughing führt. Zudem finden sich Mulden und Anhaftungen in der Nutmitte. Die Struktur am Nutgrund bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  erscheint ebener mit einzelnen abgebildeten Ringen (Nutgrundtyp B), die aus sich auf- und abbauenden kleineren Aufbauschneiden resultieren. Ein anderes Erscheinungsbild zeigt sich bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$ , bei der die Oberfläche bereits zu Beginn des Vorschubwegs durch

eine starke Aufbauschneidenbildung geprägt ist, erkennbar an sternartigen Strukturen (Nutgrundtyp C) [Bohl20]. Folgen der Aufbauschneidenbildung und des Werkzeugverschleißes zeigen sich auch in der Gratbildung (vgl. Abbildung 8-4). Bei allen drei Drehzahlen liegt bereits zu Beginn der Zerspanung eine starke Gratbildung vor, insbesondere auf der Gleichlaufseite. Das Aussehen des Grats unterscheidet sich zwischen den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$ . Bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  ähnelt der Grat Lamellen und ist regellos verformt worden. Ursache ist die undefinierte Schneidengeometrie als Folge der Aufbauschneidenbildung. Bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  bildete sich ein wellenartiger Grat auf der Gleichlaufseite.

### Maßhaltigkeit

Abbildung 8-5 zeigt den Einfluss der Drehzahl auf die Nuttiefe und -tiefe bei der Trockenbearbeitung. Abweichungen von der Sollgeometrie haben bei Mikrobauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen eine Funktionseinschränkung bzw. Funktionsunfähigkeit zur Folge, was hohe Ausschussraten verursacht, da die Nachbearbeitung der Teile oftmals nicht möglich ist.

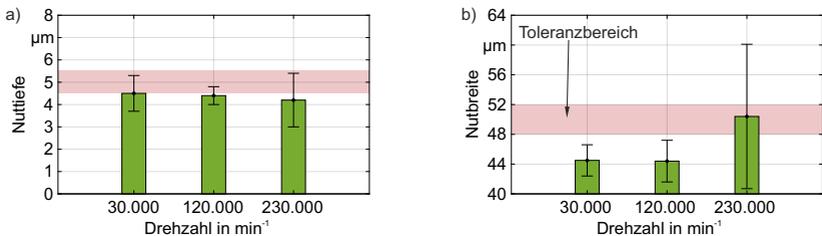


Abbildung 8-5: Einfluss der Trockenbearbeitung auf die Nuttiefe und -breite in Abhängigkeit der Drehzahl

Durch keine der untersuchten Drehzahlen konnten Nuttiefen im Toleranzbereich erzielt werden. Unter Verwendung der Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  wurden sowohl für die Nuttiefe als auch für die Nutbreite ähnliche Mittelwerte erzielt, wobei der Mittelwert der Nuttiefe mit ca.  $4,5 \mu\text{m}$  am unteren Ende des Toleranzbereichs liegt. Die untere Toleranzgrenze der Nutbreite wurde bei beiden Drehzahlen um  $3,5 \mu\text{m}$  unterschritten. Die Verwendung der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  führte bei der Nutbreite zwar zu einem Mittelwert, der mit  $50,4 \mu\text{m}$  in der Mitte des Toleranzbereichs liegt, jedoch ist die Standardabweichung mit  $9,7 \mu\text{m}$  sehr groß. Die Standardabweichung beträgt mehr als das Dreifache der Standardabweichung der anderen Drehzahlen, was auf einen sehr instabilen Prozess aufgrund der starken Aufbauschneidenbildung hindeutet. Die zu niedrigen Werte der Nutbreiten, die bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  gemessen wurden, sind begründet durch Werkzeugverschleiß (Ausbrüche) (siehe Abbildung 8-2).

### Prozesskräfte

Abbildung 8-6 zeigt die Aktivkraft, die Passivkraft und die Zerspankraft in Abhängigkeit von der Drehzahl bei der Trockenbearbeitung. Die Analyse der Zerspankräfte zeigt einen signifikanten Einfluss der Drehzahl auf die Höhe sowie die Streuung der Zerspankräfte. Mit steigender Drehzahl kommt es zunächst zu einer Erhöhung der Zerspankräfte von  $102 \text{ mN}$  auf  $214 \text{ mN}$ , die bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  auf diesem Niveau mit  $217 \text{ mN}$  bleiben. Somit steigen die Zerspankräfte

von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  zu  $120.000 \text{ min}^{-1}$  um mehr als das Doppelte. Entlang des Vorschubwegs ist ein leichter Anstieg der Zerspankräfte zu verzeichnen, der auf den Verschleiß der Werkzeuge zurückzuführen ist. Die leicht schwankenden Zerspankräfte sind auf die sich ändernde Schneidengeometrie aufgrund der Aufbauschneidenbildung zurückzuführen. Bei der Aktivkraft ist ein ähnliches Verhalten zu erkennen, wobei es bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  wieder zu einer leichten Reduzierung der Aktivkraft gekommen ist. Bei der Passivkraft ist mit steigender Drehzahl ein signifikanter Anstieg zu verzeichnen, was auf einen steigenden Anteil an Ploughing bei der Zerspannung zurückzuführen ist. Durch die Aufbauschneidenbildung (kontinuierliche, unregelmäßige Änderung der Schneidkantenverrundung und -geometrie) wird ein Teil des Werkstoffs unter der Nebenschneide hindurch gequetscht.

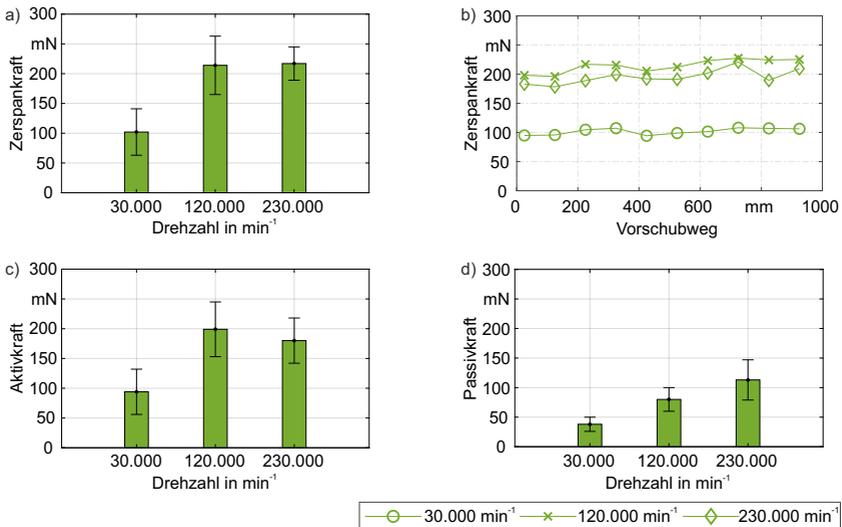


Abbildung 8-6: Einfluss der Trockenbearbeitung auf die Prozesskräfte in Abhängigkeit der Drehzahl

Der starke Anstieg der Zerspankräfte zwischen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  steht im Widerspruch zum erwarteten Werkstoffverhalten, da bei höheren Schnittgeschwindigkeiten bei den meisten Werkstoffen die thermisch bedingte Entfestigung dominiert, was zu geringeren Zerspankräften führt. Somit kann der in Abbildung 8-6 a) gezeigte Anstieg der Zerspankräfte zwischen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  nicht durch die thermische Entfestigung des cp-Titans erklärt werden. Eine Ursache für die Steigerung der Festigkeit bei steigender Drehzahl bzw. Schnittgeschwindigkeit kann der Anstieg der Festigkeit mit höherer Dehnrate sein. Der Einfluss der Dehnrate auf die Festigkeit des cp-Titans (vgl. Abbildung 4-9) ist aber deutlich geringer als der Anstieg der Zerspankräfte zwischen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$ . Somit sind wahrscheinlich die während der Zerspannung aufgetretenen Aufbauschneiden verantwortlich für den Kraftanstieg. Bei einem weiteren Anstieg der Drehzahl auf  $230.000 \text{ min}^{-1}$  kommt es zu keinem weiteren signifikanten Anstieg der Zerspankräfte. Bei dieser Drehzahl scheint die thermische

Entfestigung einen größeren Einfluss zu haben, wodurch es auch zum Absinken der Aktivkraft gekommen ist.

### Zwischenfazit

Die Ergebnisse zur Trockenbearbeitung von cp-Titan zeigen, dass die Zerspanung stark durch Aufbauschneidenbildung geprägt ist. Die Ursache für die starke Aufbauschneidenbildung ist zum einen die prozessbedingt hohe Reibung aufgrund des im Verhältnis zur Spannungsdicke großen Schneidenradius, wodurch es zu hohen Temperaturen in der Kontaktzone kommt. Zum anderen ist die Wärmeableitung aus der Kontaktzone nicht hoch genug, da die Wärme weder über das Werkzeug (kleine Querschnittsfläche des Schneideteils und damit großer thermischer Widerstand [Wiss09]) und die volumenmäßig kleinen Späne [Brüc01] noch über das Werkstück (schlechte Wärmeleitfähigkeit von cp-Titan) abgeführt werden kann.

Die Aufbauschneidenbildung hat einen negativen Einfluss auf nahezu alle untersuchten Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Neben Ablagerungen der Aufbauschneiden am Nutgrund, die die Oberflächenrauheit stark beeinflussen, haben Aufbauschneiden am Mikrofräser negative Auswirkungen auf die Maßhaltigkeit der gefrästen Strukturen. Die Bildung von Aufbauschneiden hat nicht nur Einfluss auf die Mittelwerte der Ergebnisse, sondern führt auch zu einem instabilen Prozess mit einer großen Streuung der Messwerte. Besonders ausgeprägt ist die Aufbauschneidenbildung bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$ , bei denen es aufgrund der höheren Schnittgeschwindigkeit zu größeren Temperaturen in der Kontaktzone kommt. Die Trockenbearbeitung stellt zwar eine einfache, kostengünstige und saubere Möglichkeit beim Mikrofräsen dar, ist aber bei der Zerspanung von cp-Titan nur bei niedrigen Drehzahlen sinnvoll einsetzbar, da der Prozess aufgrund der Aufbauschneidenbildung bei höheren Drehzahlen nicht beherrscht werden kann.

## **8.1.2 Nassbearbeitung**

Im Unterschied zur Trockenbearbeitung wird die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück bei der Nassbearbeitung mit Hilfe eines Kühlschmierstoffs gekühlt und geschmiert. Dabei wird ein Überangebot an Kühlschmierstoff erreicht, indem die Werkstücke wie in Abschnitt 4.5.1 beschrieben über eine Spritze mit Kühlschmierstoff benetzt wurden. Zunächst wurde der Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffeigenschaften auf das Prozessergebnis untersucht.

### **Einfluss der Kühlschmierstoffeigenschaften auf das Prozessergebnis bei der Nassbearbeitung**

Zur Untersuchung des Einflusses der Kühlschmierstoffeigenschaften auf das Prozessergebnis bei der Nassbearbeitung wurden sechs verschiedene Kühlschmierstoffe eingesetzt, die sich in ihrem Basisöl unterscheiden. Es wurden vier Öle und zwei Emulsionen betrachtet. Nähere Informationen zu den eingesetzten KSS sind in Abschnitt 4.4.1 beschrieben. Die bei den Untersuchungen eingesetzten Parameter sind in Tabelle 8-2 zusammengefasst.

Die Menge an KSS, die über eine Spritze auf die Oberfläche gegeben wurde, um die Oberfläche komplett zu benetzen, unterschied sich in Abhängigkeit vom eingesetzten Kühlschmierstoff aufgrund der unterschiedlichen Stoffeigenschaften. Durch die Sperrluft der Spindel wurde der KSS während der Zerspanung von der Werkstückoberfläche abgedrängt. Daher musste zur dauerhaften Benetzung der Werkstückoberfläche in regelmäßigen Abständen Kühlschmierstoff auf

Tabelle 8-2: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der Kühlschmierstoffe auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS (ø benötigte Menge) (ml)	Art	n min <sup>-1</sup>	a <sub>p</sub> µm	f <sub>z</sub> µm	l mm
Nassbearbeitung I TB (Referenz)	PMU (3,0)	Öl	30.000	5	1	1000
	EMP (3,3)	Öl				
	EM6 (3,1)	Öl				
	D80 (7,8)	Öl				
	ENI (15,9)	Emulsion				
	ESG (8,5)	Emulsion				

die Werkstückoberfläche aufgetragen werden. Die Zugabe erfolgte jeweils bei nicht im Eingriff befindlichem Werkzeug, um die während der Zerspanung durchgeführte Prozesskraftmessung nicht zu beeinflussen. Durch die bedarfsgerechte Zugabe des KSS wurde sichergestellt, dass das gesamte Werkstück dauerhaft gleichmäßig mit KSS benetzt war. Die in Summe pro Werkzeug zugegebene KSS-Menge ist in Tabelle 8-2 aufgeführt.

### Werkzeugverschleiß

Abbildung 8-7 zeigt den Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit verschiedener Kühlschmierstoffe nach einem Vorschubweg von 1000 mm. Je Kühlschmierstoff ist ein exemplarisches Werkzeug dargestellt. Das Verschleißbild ist repräsentativ für die jeweils drei eingesetzten Werkzeuge.

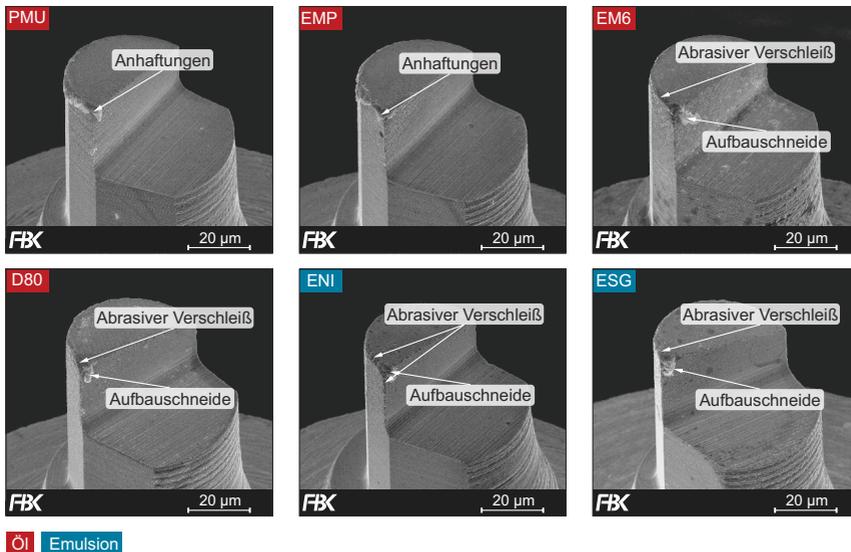


Abbildung 8-7: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf den Werkzeugverschleiß

Bei keinem der untersuchten Kühlschmierstoffe kam es zu vorzeitigem Werkzeugbruch. Alle Werkzeuge haben den Vorschubweg von 1000 mm erreicht. Die REM-Aufnahmen der Werk-

zeuge nach diesem Vorschubweg zeigen jedoch Unterschiede im Werkzeugverschleiß. Unter Verwendung der Kühlschmierstoffe PMU und EMP kam es zu Adhäsionen im Bereich der Schneidenecke und der Freifläche bzw. des Fräserfreischliffs. Der Werkzeugverschleiß bei den vier weiteren untersuchten Kühlschmierstoffen ist durch abrasiven Verschleiß und leichte Aufbauschneidenbildung gekennzeichnet. Der abrasive Verschleiß befindet sich vorwiegend, soweit dies durch die Aufbauschneiden sichtbar ist, an der Schneidenecke und an der Freifläche bzw. dem Fräserfreischliff. Am stärksten ausgeprägt ist der abrasive Verschleiß bei den Werkzeugen, die mit ENI und ESG eingesetzt wurden. Diese beiden Kühlschmierstoffe sind Emulsionen und unterscheiden sich dahingehend von den anderen. Ein Grund für den höheren abrasiven Verschleiß könnte die geringere Schmierwirkung der Emulsionen im Vergleich zu den vier Kühlschmierstoffen auf Ölbasis sein. Weitere Gründe für den Verschleiß könnten die Kobaltauswaschung oder das Auftreten von Kavitation in der Kontaktzone sein. Die Aufbauschneiden befinden sich bei den vier Werkzeugen der Kühlschmierstoffe EM6, D80, ENI und ESG im Bereich der Schneidenecke. Bei den Kühlschmierstoffen PMU und EMP konnten keine Aufbauschneiden beobachtet werden. Dies deutet auf eine bessere Schmierwirkung und damit eine geringere Temperatur in der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug hin. Ursächlich dafür könnten die im Vergleich zu den anderen KSS höheren Flammpunkte sein (vgl. Tabelle 4-3), wodurch diese KSS auch bei höheren Temperaturen in der Kontaktzone noch in der Lage sind diese zu schmieren.

### Oberfläche

Einen weiteren Aufschluss darüber, ob es zu einer idealen Werkstofftrennung gekommen ist oder ob es durch Anhaftungen oder Aufbauschneiden zu undefinierter Werkstofftrennung kam, bietet die Analyse der Oberflächenrauheit. Die Oberflächenrauheit  $R_a$  und  $S_a$  der Nutgründe, die unter Verwendung der sechs untersuchten Kühlschmierstoffe hergestellt wurden, sowie die Oberflächenrauheit der Trockenbearbeitung, sind in Abbildung 8-8 dargestellt.

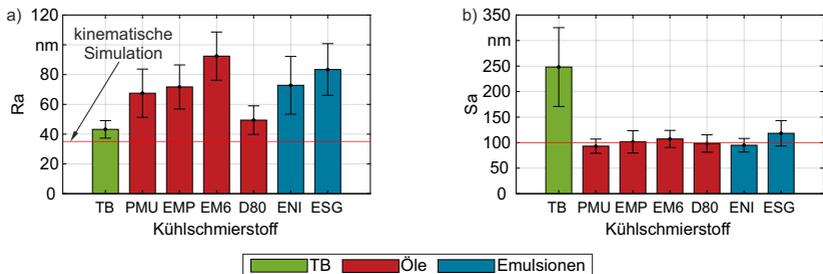


Abbildung 8-8: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Oberflächenrauheit

Im Vergleich zum simulierten Wert von 35 nm, liegen die  $R_a$ -Werte fast alle auf einem deutlich höheren Niveau. Die geringsten  $R_a$ -Werte wurden mit dem Kühlschmierstoff D80 und bei der Trockenbearbeitung mit 49 nm  $\pm$  10 nm und 43 nm  $\pm$  6 nm erreicht. Die höchsten Werte resultierten aus der Verwendung des KSS EM6 mit 92 nm  $\pm$  16 nm gefolgt vom KSS ESG mit 83 nm  $\pm$  17 nm. Die KSS PMU, EMP und ENI erzielten mit 68 nm  $\pm$  16 nm, 72 nm  $\pm$  15 nm und 73 nm  $\pm$  19 nm ähnliche  $R_a$ -Werte. Aus diesen Daten wird ersichtlich, dass es durch den Einsatz von Kühlschmierstoff mit Ausnahme von D80 im Vergleich zur Trockenbearbeitung zu

einer signifikanten Verschlechterung der Oberflächenrauheit Ra gekommen ist. Begründet ist dies durch die Anhaftungen oder Aufbauschneiden, die für alle Kühlschmierstoffe auf den REM-Aufnahmen (vgl. Abbildung 8-7) erkennbar waren: Durch Aufbauschneiden bzw. Anhaftungen verändert sich die Geometrie der Schneide, weshalb es zu einer Abweichung der Oberfläche von der kinematisch idealen Oberfläche kommt. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung kommt es durch den Einsatz von KSS zu einer stärkeren Verfestigung des Werkstoffs, wodurch die höheren Ra-Werte begründet sind.

Verglichen mit den Ra-Werten zeigen die Sa-Werte eine signifikante Verbesserung durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen. Der Sa-Wert der Trockenbearbeitung liegt bei  $248 \text{ nm} \pm 77 \text{ nm}$  und damit um 148 % über dem Wert aus der kinematischen Simulation von  $100 \text{ nm}$ . Die Standardabweichung ist mit  $77 \text{ nm}$  sehr hoch. Durch den Einsatz aller sechs Kühlschmierstoffe konnte der Sa-Wert auf das Niveau des Werts der kinematischen Simulation reduziert werden. Die größte Abweichung vom Wert der kinematischen Simulation mit  $118 \text{ nm} \pm 25 \text{ nm}$  wurde beim Einsatz des KSS ESG beobachtet. Der Unterschied zwischen dem Ra-Wert und dem Sa-Wert besteht darin, dass der Ra-Wert über eine Linie in der Mitte der Nut und der Sa-Wert über die gesamte Fläche der Nut bestimmt wird. Somit können durch diese beiden Werte unterschiedliche Aspekte der Zerspanung bewertet werden. Insbesondere ist es durch die Betrachtung des Sa-Werts möglich, eine Aussage über die Über- bzw. Unterschreitung der Mindestspannungsdicke im Bereich des Nutrands zu treffen. Saha et al. haben gezeigt, dass durch den Einsatz von KSS die Mindestspannungsdicke im Vergleich zur Trockenbearbeitung verringert werden kann [Saha21]. Das Verhalten wird im Folgenden anhand der am Nutgrund entstandenen Topographie zusätzlich bewertet.

Abbildung 8-9 zeigt die Nutgrundtopographien, die unter Anwendung der sechs verschiedenen KSS entstanden sind. Alle KSS führten zur Abbildung der Kinematik des Stirnfräsens am Nutgrund mit einer ebenen, gleichmäßigen Struktur (Nutgrundtyp A). Im Vergleich zur Trockenbearbeitung kam es nicht zu Ablagerungen von Werkstoff, insbesondere im Bereich der Nutwände, was die geringen Sa-Werte bestätigen.

### Maßhaltigkeit

Abbildung 8-10 stellt den Einfluss der sechs untersuchten Kühlschmierstoffe auf die Maßhaltigkeit der gefertigten Strukturen anhand der Parameter Nuttiefe und Nutbreite sowie als Referenz die Trockenbearbeitung dar.

Die Analyse der erzeugten Nuttiefen zeigt, dass diese maßgeblich durch den Kühlschmierstoff beeinflusst werden. Der basierend auf den Prozessparametern, des Maschinensystems und den Prozessbedingungen erwartete Toleranzbereich der Nuttiefe zwischen  $4,5 \text{ }\mu\text{m}$  und  $5,5 \text{ }\mu\text{m}$  wurde nicht bei allen Kühlschmierstoffen eingehalten. Im Toleranzbereich liegen die Mittelwerte der Nuttiefe beim Mikrofräsen mit den Kühlschmierstoffen PMU und D80 mit  $5,0 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,5 \text{ }\mu\text{m}$  und  $5,2 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,4 \text{ }\mu\text{m}$  sowie der Trockenbearbeitung mit  $4,5 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,6 \text{ }\mu\text{m}$ . Die Mittelwerte unter Verwendung der Kühlschmierstoffe EM6, EMP, ENI und ESG liegen außerhalb des Toleranzbereichs, wobei die Mittelwerte bei EMP und EM6 mit  $5,6 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,8 \text{ }\mu\text{m}$  und  $4,3 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,7 \text{ }\mu\text{m}$  nur leicht über- bzw. unterhalb der Grenzwerte liegen. Im Vergleich zu den vier weiteren Kühlschmierstoffen und der Trockenbearbeitung kam es bei den beiden untersuchten Emulsionen ENI und ESG mit  $2,8 \text{ }\mu\text{m} \pm 1,1 \text{ }\mu\text{m}$  und  $2,3 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,9 \text{ }\mu\text{m}$  zu Nuttiefen, die deutlich unterhalb des unteren Grenzwerts liegen. Der hohe abrasive Verschleiß der Mikrofräser unter Verwendung der

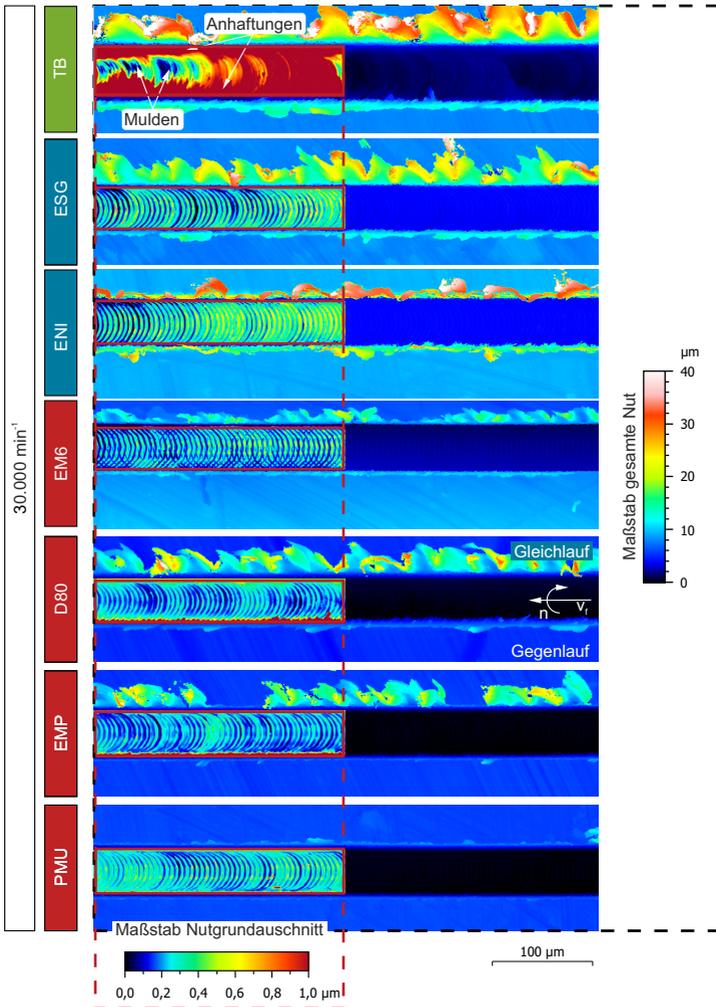


Abbildung 8-9: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe und der Trockenbearbeitung auf die Nutgrundtopographie (Vorschubweg 12,5 mm)

Emulsionen (vgl. Abbildung 8-7) hat zur Reduzierung der Nuttiefe aufgrund des Verschleißes an der Schneidenecke und der Stirnschneide geführt.

Der Toleranzbereich für die Nutbreite (48 μm bis 52 μm) wurde unter Verwendung der Kühlschmierstoffe PMU und EMP mit 49,5 μm ± 1,0 μm und 48,4 μm ± 1,1 μm erreicht. Die Anwendung der Kühlschmierstoffe EM6, D80, ENI und ESG und der Trockenbearbeitung führten zu deutlich reduzierten Nutbreiten mit 45,2 μm ± 1,3 μm, 44,1 μm ± 2,6 μm, 43,2 μm ± 3,0 μm, 44,4 μm ± 1,8 μm und 44,4 μm ± 2,1 μm. Zudem traten bei den Kühlschmierstoffen D80, ENI

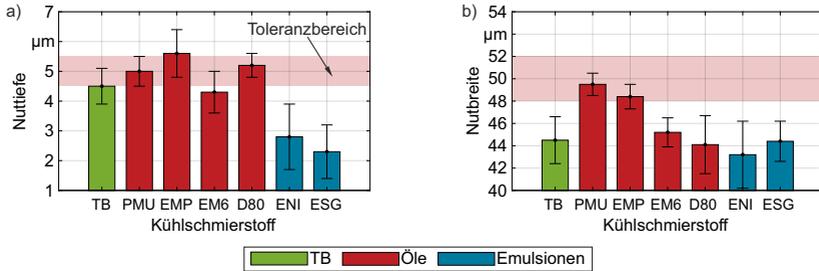


Abbildung 8-10: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Nuttiefe und -breite

und ESG sowie bei der Trockenbearbeitung deutlich höhere Standardabweichungen auf. Bei den Kühlschmierstoffen ENI und ESG spiegelt sich in der Nutbreite analog zur Nuttiefe der abrasive Verschleiß der Werkzeuge wider, wobei für die Reduzierung der Nutbreite der Verschleiß der Umfangsschneide maßgeblich ist. Bei den Kühlschmierstoffen EM6 und D80 zeigt sich der abrasive Verschleiß der Umfangsschneide in den Mittelwerten der Nutbreite. Bei diesen Kühlschmierstoffen kam es im Vergleich zu den Kühlschmierstoffen ENI und ESG lediglich zu einem Verschleiß an der Umfangsschneide. Dies deutet darauf hin, dass durch die Kühlschmierstoffe EM6 und D80 eine gute Benetzung der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück am Nutgrund erreicht wird, der Kühlschmierstoff allerdings den Bereich der Umfangsschneide nicht ausreichend benetzt hat.

### Prozesskräfte

Der Einfluss der Schmierwirkung der untersuchten Kühlschmierstoffe bzw. die fehlende Schmierung bei der Trockenbearbeitung spiegelt sich in den Prozesskräften wider (vgl. Abbildung 8-11).

Bei der als Referenz dienenden Trockenbearbeitung liegt die Zerspankraft mit  $102 \text{ mN} \pm 39 \text{ mN}$  auf einem ähnlichen Niveau wie die Zerspankräfte beim Einsatz des KSS D80. Im Vergleich dazu konnten die Zerspankräfte durch den Einsatz der Öle PMU, EMP und EM6 deutlich reduziert werden. Unter Verwendung der Kühlschmierstoffe PMU und EMP wurden Zerspankräfte von  $81 \text{ mN} \pm 8 \text{ mN}$  und  $78 \text{ mN} \pm 6 \text{ mN}$  erreicht. Nennenswert sind bei diesen KSS zudem die sehr geringen Standardabweichungen, die für konstante Zerspanbedingungen sprechen. Dies zeigt sich zudem im geringen Werkzeugverschleiß und der Maßhaltigkeit der erzeugten Nuten. Der geringste Mittelwert der Zerspankräfte mit  $66 \text{ mN} \pm 21 \text{ mN}$  wurde durch den Einsatz des KSS EM6 erreicht. Allerdings ist die Standardabweichung der Zerspankräfte bei diesem Kühlschmierstoff im Vergleich zu den KSS PMU und EMP ca. dreimal so hoch. Die Zerspankraft beim Mikrofräsen mit D80 liegt mit  $93 \text{ mN} \pm 29 \text{ mN}$  höher als die der drei anderen betrachteten Öle. Die Zerspankräfte bei den beiden Emulsionen ENI und ESG liegen mit  $124 \text{ mN} \pm 36 \text{ mN}$  und  $124 \text{ mN} \pm 31 \text{ mN}$  um ca.  $20 \text{ mN}$  über der Zerspankraft bei der Trockenbearbeitung. Die Betrachtung des Zerspankraftverlaufs über den Vorschubweg (siehe Abbildung 8-11 b) zeigt zudem einen starken Anstieg der Zerspankräfte über den Vorschubweg, insbesondere ab einem Vorschubweg von  $200 \text{ mm}$ . Dies deutet darauf hin, dass es bereits ab diesem Vorschubweg zu einem ausgeprägten Werkzeugverschleiß gekommen ist, der sich kontinuierlich fortgesetzt hat und die hohen Kräfte zur Folge hatte. Die Kühlschmierstoffe PMU und EMP führten zu einem konstanten Zerspankraftverlauf über den Vorschubweg mit einer geringen Streuung

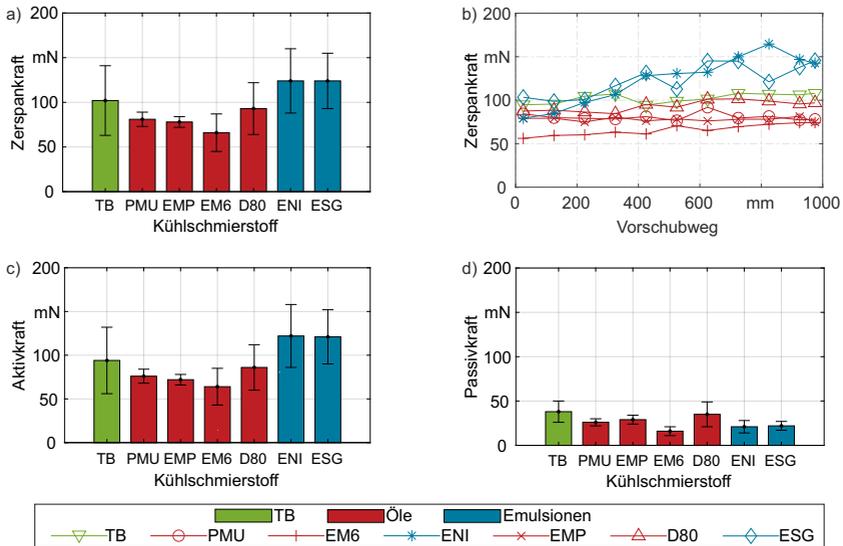


Abbildung 8-11: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf Ölbasis auf die Prozesskräfte

der Messwerte, was für einen stabilen Prozess spricht. Die Aktivkraft spiegelt das gleiche Verhalten wie die Zerspankraft wider. Im Gegensatz dazu sind geringe Unterschiede zwischen den KSS bei der Passivkraft zu verzeichnen. Der Einsatz des KSS D80 konnte im Vergleich zur Trockenbearbeitung nicht zur Reduzierung der Passivkraft beitragen. Im Unterschied dazu konnte die Passivkraft durch den Einsatz der KSS PMU, EMP, ENI und ESG im Vergleich zur Trockenbearbeitung zwischen 9 mN und 17 mN reduziert werden. Die geringste Passivkraft mit 16 mN  $\pm$  5 mN wurde durch den KSS EM6 erreicht.

Zwischenfazit

Um den Einfluss verschiedener KSS auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen zu untersuchen, wurden vier Öle und zwei Emulsionen mit der Trockenbearbeitung verglichen. Die dabei angewendete Kühlschmierstrategie der Nassbearbeitung wurde durch die Zuführung von Kühlschmierstoffen mit einer Spritze realisiert. Die erzielten Ergebnisse zeigen, dass sich diese Kühlschmierstrategie bei einer Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> im Vergleich zur Trockenbearbeitung unabhängig vom eingesetzten Kühlschmierstoff aufgrund der geringeren Neigung zu Anhaftungen und zur Aufbauschneidenbildung positiv auf die Oberflächenrauheit (Sa) ausgewirkt hat. Anhaftungen am Nutgrund und Aufbauschneidenbildung konnten signifikant verringert werden. Bei den anderen Prozess- und Prozessergebnisgrößen schnitten die Öle besser ab als die untersuchten Emulsionen: Unter Verwendung der Emulsionen kam es zum größten Werkzeugverschleiß, zu großen Abweichungen bei der Maßhaltigkeit und hohen Zerspankräften. Teilweise kam es sogar zu einer Verschlechterung im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Die Abweichungen in der Maßhaltigkeit und die hohen Zerspankräfte resultieren aus dem Werkzeugverschleiß, der bereits nach einem Vorschubweg von ca. 200 mm aufgetreten ist. Signifikant bessere Ergebnisse wurden durch den Einsatz der Öle erzielt. Beispielsweise erreichten fast alle Öle bessere

Ergebnisse in der Maßhaltigkeit oder den Zerspankräften im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Verglichen mit den anderen Ölen wurden mit dem KSS EM6 etwas schlechtere Ergebnisse erzielt.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Aufbauschneidenbildung durch den Einsatz von KSS im Vergleich zur Trockenbearbeitung signifikant verringert werden kann, was auf die Reduzierung der Temperatur in der Kontaktzone zurückzuführen ist. Die Reduzierung der Temperatur kann entweder durch die Verringerung der Reibung (Schmierwirkung) oder die Erhöhung der Kühlung erreicht werden. Der Vergleich der Ergebnisse der Öle und der Emulsionen deutet in diesem Zusammenhang darauf hin, dass die Reduzierung der Reibung den scheinbar größeren Einfluss hat. Durch die bessere Schmierwirkung der Öle wurde die Reibung und damit die Temperatur in der Kontaktzone reduziert und zudem der Werkzeugverschleiß verringert. Der Einfluss der einzelnen KSS auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen ist weniger stark ausgeprägt. Es zeigt sich dennoch, dass die Stoffeigenschaften der KSS einen Einfluss besitzen. Eine signifikante Korrelation zwischen den Stoffeigenschaften und den Prozess- und Prozessergebnisgrößen ist auf der Basis der in dieser Versuchsreihe erfassten Ergebnisse allerdings nicht möglich, weshalb basierend auf den Ergebnissen die drei Öle PMU, EMP und D80 ausgewählt wurden, um deren Einsatzfähigkeit bei höheren Drehzahlen und weiteren Kühlschmierstrategien zu untersuchen.

### Nassbearbeitung: Einsatzverhalten bei verschiedenen Drehzahlen

Das Einsatzverhalten der drei im vorherigen Kapitel ausgewählten KSS wurde zusätzlich bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  untersucht. Die im folgenden Kapitel gezeigten Ergebnisse bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  entsprechen den Ergebnissen der vorangegangenen Untersuchungen und dienen dem Vergleich mit den Ergebnissen der höheren Drehzahlen. Ebenso sind die Ergebnisse der Trockenbearbeitung aus Abschnitt 8.1.1 als Referenz dargestellt. Tabelle 8-3 zeigt eine Übersicht der eingesetzten Parameter. Die Menge an Kühlschmierstoff, die der Werkstückoberfläche während der Zerspanung zugegeben werden musste, richtete sich danach, wie stark der KSS von der Oberfläche durch die Sperrluft der Spindel abgedrängt wurde. Um eine durchgehende Benetzung der Oberfläche zu erhalten, musste beim KSS D80 doppelt so viel KSS auf das Werkstück gegeben werden wie bei den KSS PMU und EMP.

Tabelle 8-3: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der Nassbearbeitung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS	n min <sup>-1</sup>	a <sub>p</sub> µm	f <sub>z</sub> µm	l mm
Nassbearbeitung   TB (Referenz)	PMU   EMP   D80	30.000   120.000   230.000	5	1	1000

### Werkzeugverschleiß

Abbildung 8-12 zeigt den Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit von den drei Kühlschmierstoffen und den untersuchten Drehzahlen. Für jede Kühlschmierstoff-Drehzahl Kombination ist ein exemplarisches Werkzeug nach einem Vorschubweg von 1000 mm dargestellt. Das Verschleißbild steht repräsentativ für die drei je Kühlschmierstoff-Drehzahl Kombination eingesetzten Werkzeuge. Bei keiner Kühlschmierstoff-Drehzahl-Kombination kam es zu einem vorzeitigen Werkzeugbruch. Zudem sind keine Ausbrüche an den Werkzeugen zu verzeichnen. Der Vergleich

des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit von den eingesetzten Kühlschmierstoffen bzw. der gewählten Drehzahl zeigt keine signifikanten Unterschiede. Jedoch sind geringe Abweichungen in der Ausprägung des Verschleißes und in den Verschleißformen erkennbar. Die Aufnahmen der

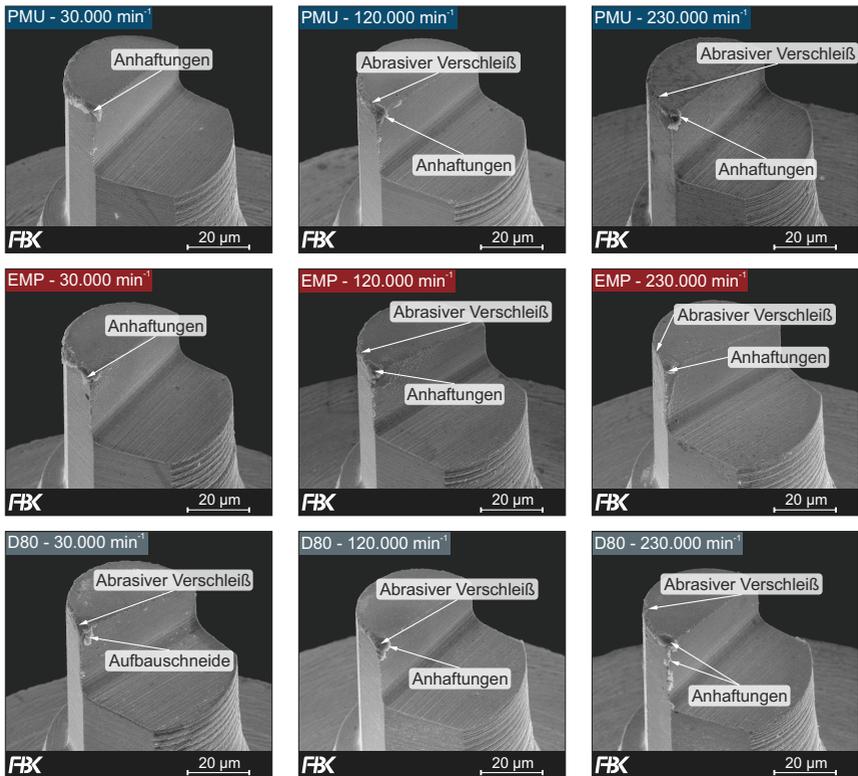


Abbildung 8-12: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf den Werkzeugverschleiß bei der Nassbearbeitung in Abhängigkeit der Drehzahl

Werkzeuge unter Verwendung des Kühlschmierstoffs PMU zeigen unabhängig von der Drehzahl geringe Anhaftungen des zerspanten Werkstoffs (cp-Titan) im Bereich der Schneidenecke. Der abrasive Verschleiß im Bereich des Übergangs der Umfangsfreiflächen und der Freifläche an der Stirnseite nimmt mit steigender Drehzahl leicht zu. Bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  ist dieser kaum zu erkennen bzw. es sind Anhaftungen sichtbar. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  bzw.  $230.000 \text{ min}^{-1}$  ist der abrasive Verschleiß in diesem Bereich stärker ausgeprägt. Die Werkzeuge, bei denen der Kühlschmierstoff EMP eingesetzt wurde, zeigen den geringsten Werkzeugverschleiß bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$ . Analog zum Kühlschmierstoff PMU bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  bzw.  $230.000 \text{ min}^{-1}$  zeigen die Werkzeuge des KSS EMP bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  Anhaftungen im Bereich der Schneidenecke und abrasiven Verschleiß. Die Werkzeuge, die bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  eingesetzt wurden, weisen ebenfalls Anhaftungen im Bereich der Schneidkante auf. Abrasiver Verschleiß im Übergangsbereich der Stirn- und Umfangsfreiflächen

sind bei der Verwendung des Kühlschmierstoffs D80 bei einer Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  aufgetreten. Zudem kam es bei dieser Drehzahl zu Anhaftungen im Bereich der Schneidenecke und der Umfangsschneide. Die bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  bzw.  $120.000 \text{ min}^{-1}$  eingesetzten Werkzeuge zeigen Anhaftungen sowie abrasiven Verschleiß im Bereich der Schneidenecke. Folglich konnte kein signifikanter Einfluss der eingesetzten Kühlschmierstoffe bzw. der gewählten Drehzahl auf den Werkzeugverschleiß festgestellt werden.

### Oberfläche

In Abbildung 8-13 ist der Einfluss verschiedener Drehzahlen und Kühlschmierstoffe auf die Oberflächenrauheit  $R_a$  und  $S_a$  dargestellt. Als Referenz enthalten die Diagramme zudem die Oberflächenrauheiten, die bei der Trockenbearbeitung gemessen wurden. Der in der Nutmitte bestimmte  $R_a$ -Wert zeigt, dass ein Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Oberflächenrauheit in Abhängigkeit von der Drehzahl beobachtet werden kann. Bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  sind signifikante Unterschiede in den Mittelwerten der  $R_a$ -Werte in Abhängigkeit des eingesetzten KSS erkennbar. Hingegen liegen die Werte unabhängig vom verwendeten Kühlschmierstoff oder der Trockenbearbeitung bei einer Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  auf einem ähnlichen Niveau. Die Applikation der Kühlschmierstoffe führte bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  verglichen mit der Trockenbearbeitung nicht zu einer Verbesserung der  $R_a$ -Werte. Der Mittelwert der  $R_a$ -Werte unter Verwendung von D80 liegt mit  $50 \text{ nm} \pm 10 \text{ nm}$  auf einem ähnlichen Niveau wie bei der Trockenbearbeitung ( $43 \text{ nm} \pm 6 \text{ nm}$ ). Der Einsatz der Kühlschmierstoffe PMU und EMP hatte bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  sogar eine signifikante Verschlechterung der  $R_a$ -Werte zur Folge. Mit Werten von  $68 \text{ nm} \pm 16 \text{ nm}$  und  $72 \text{ nm} \pm 15 \text{ nm}$  sind die Mittelwerte um mehr als 56 % größer als bei der Trockenbearbeitung. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt sich ein ähnliches Verhalten, jedoch liegen bei dieser Drehzahl nicht alle Mittelwerte über dem simulierten Wert von  $35 \text{ nm}$ , sondern die Werte der Trockenbearbeitung ( $28 \text{ nm} \pm 4 \text{ nm}$ ) und des Kühlschmierstoffs D80 ( $32 \text{ nm} \pm 4 \text{ nm}$ ) liegen unterhalb, was auf die Vergrößerung des Schneidenradius durch Werkzeugverschleiß oder Aufbauschneidenbildung zurückzuführen ist. Generell sind im Vergleich zu den Ergebnissen der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  signifikante Reduzierungen der Standardabweichungen sowie näher am simulierten  $R_a$ -Wert liegende Mittelwerte festzustellen. Die beste Oberflächenrauheit entstand beim Einsatz des Kühlschmierstoffs D80. Bei den Kühlschmierstoffen PMU und EMP liegen die Werte mit  $45 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$  und  $48 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$  deutlich oberhalb des Werts der kinematischen Simulation. Die  $R_a$ -Werte bei der Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  liegen für alle drei Kühlschmierstoffe auf dem gleichen Niveau wie bei der Trockenbearbeitung. Dies zeigt, dass im Vergleich zu den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  der Einfluss der Kühlschmierstoffe auf den  $R_a$ -Wert als sehr gering eingestuft werden kann. Möglicherweise wird die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück aufgrund der höheren Umfangsgeschwindigkeit des Werkzeugs unzureichend mit Kühlschmierstoff benetzt, wodurch die Kontaktzone nicht ausreichend geschmiert wird und die Temperatur in der Kontaktzone steigt.

Im Vergleich zum  $R_a$ -Wert kann bei allen drei Drehzahlen durch den Einsatz der KSS eine signifikante Verbesserung auf die flächenhafte Oberflächenrauheit  $S_a$  in Bezug auf den Mittelwert und die Standardabweichung festgestellt werden. Die besten Ergebnisse wurden bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  erzielt. Hier liegen die Mittelwerte von  $S_a$  unter Verwendung der KSS bei ca.  $100 \text{ nm}$ , was dem Wert aus der kinematischen Simulation entspricht. Werte im Bereich der kinematischen Simulation deuten auf eine nahezu ideale Werkstofftrennung hin. Die

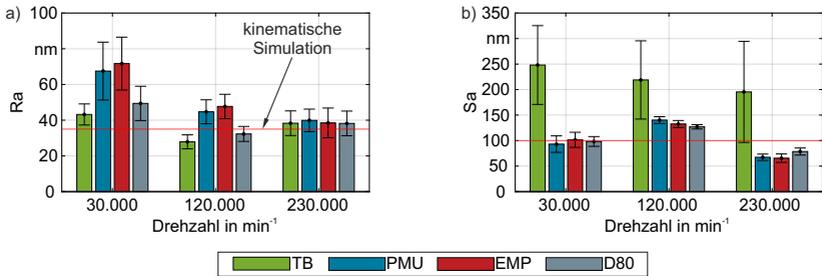


Abbildung 8-13: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Oberflächenrauheit bei der Nassbearbeitung in Abhängigkeit der Drehzahl

größte Abweichung von 7 nm wurde beim Kühlschmierstoff PMU festgestellt. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung wurde eine Reduzierung der Sa-Werte um mehr als 59 % durch den Einsatz der KSS erreicht. Geringer fällt die Reduzierung bei der Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> mit ca. 40 % aus. Zwar konnte auch bei dieser Drehzahl die Oberflächenrauheit Sa deutlich von 219 nm ± 77 nm auf Werte zwischen 140 nm und 127 nm reduziert werden, jedoch liegen diese Werte deutlich über den Werten der kinematischen Simulation. Das beste Ergebnis mit 127 nm ± 4 nm wurde mit dem Kühlschmierstoff D80 erzielt. Bei der Drehzahl 230.000 min<sup>-1</sup> konnten die Sa-Werte durch den Einsatz der Kühlschmierstoffe zwar reduziert werden, jedoch liegen diese im Vergleich zur Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> deutlich unterhalb des simulierten Werts, was auf die Vergrößerung des Schneidenradius aufgrund von Aufbauschneiden oder Anhaftungen zurückgeführt werden kann. Wie auch bei 120.000 min<sup>-1</sup> führte der Einsatz des Kühlschmierstoffs D80 zur geringsten Oberflächenrauheit.

Um die Ursachen für die Beeinflussung der Oberflächenrauheit durch die Kühlschmierstoffe bei unterschiedlichen Drehzahlen aufzuzeigen, werden im Folgenden die Nutgrundtopographie und die Gratbildung in Abhängigkeit von den untersuchten Parametern qualitativ bewertet. Abbildung 8-14 zeigt exemplarisch je Parameterkombination die Nutgrundtopographie und die Grate an den Nuträndern. Dabei handelt es sich um einen Ausschnitt in der Mitte der ersten gefrästen Nut (Vorschubweg 12,5 mm), sodass ein möglicher Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die dargestellten Prozessergebnisgrößen ausgeschlossen werden kann.

Grundsätzlich können die Nutgrundtopographien den drei in Abschnitt 4.7.2 vorgestellten Nutgrundtypen zugeordnet werden. Dabei entspricht die Nutgrundtopographie bei 30.000 min<sup>-1</sup> Typ A, der die kinematischen Spuren des Stirnfräsens am Nutgrund abbildet und die Nutgrundtopographie bei 120.000 min<sup>-1</sup> Typ B. Dieser ist von Anhaftungen bzw. Folgen der Aufbauschneidenbildung geprägt. Bei 230.000 min<sup>-1</sup> liegt Typ C (undefinierte, regelmäßige Strukturen am Nutgrund) vor. Die verschiedenen Nutgrundtypen haben charakteristische Oberflächenmerkmale, die eine Auswirkung auf die Oberflächenrauheit und hierbei insbesondere den Sa-Wert haben. Die bei 30.000 min<sup>-1</sup> am Nutgrund sichtbaren kinematischen Spuren spiegeln sich in den Sa-Werten wider. Bei allen drei Kühlschmierstoffen kam es zu einer nahezu idealen Werkstofftrennung woraus die kinematischen Spuren am Nutgrund sowie Sa-Werte im Bereich des Werts der kinematischen Simulation resultieren. Die gleichmäßigste Nutgrundtopographie wurde mit dem Kühlschmierstoff PMU erzielt. Bei 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> deuten die Sa-

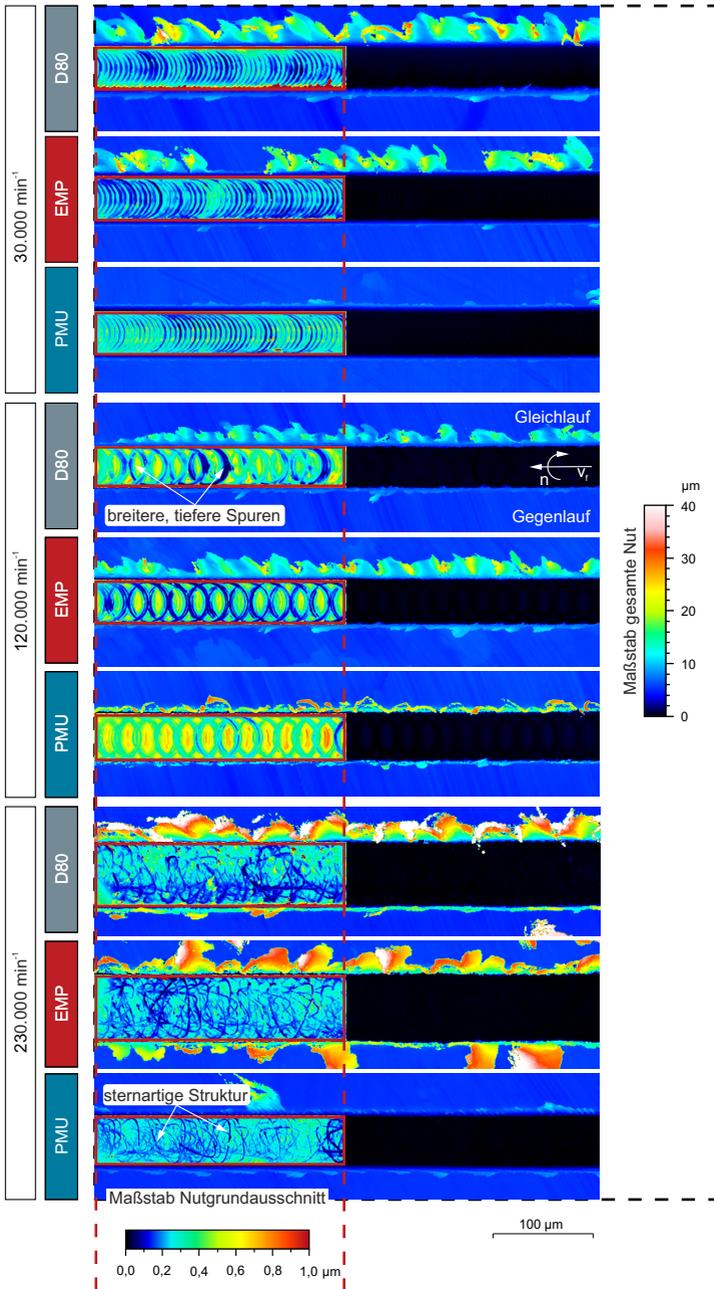


Abbildung 8-14: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung bei der Nassbearbeitung (Vorschubweg 12,5 mm) in Abhängigkeit der Drehzahl

Werte bei allen KSS bereits darauf hin, dass keine ideale Werkstofftrennung stattgefunden hat. Dies wird durch die erzeugten Nutgrundtopographien bestätigt. Die Nutgrundtopographie bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt, dass es zu Anhaftungen bzw. kleinen Aufbauschneiden am Werkzeug gekommen ist, die sich mehr oder weniger regelmäßig auf- und wieder abgebaut haben. Erkennbar ist dies an den breiteren, tieferen Spuren. Sie sind bei den Kühlschmierstoffen PMU und EMP regelmäßig ausgeprägt und beim Kühlschmierstoff D80 unregelmäßig. Die Unregelmäßigkeit und die dadurch teilweise weniger tiefen Riefen sind der Grund für den im Vergleich zu den beiden anderen Kühlschmierstoffen geringeren Sa-Wert. Generell liegen die Sa-Werte aufgrund der großen Höhendifferenzen der Topographie auf einem hohen Niveau. Die sternartige Nutgrundtopographie bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt, dass es bei allen drei Kühlschmierstoffen zu einer Aufbauschneidenbildung gekommen ist. Die Aufbauschneiden sind weniger stabil. Charakteristisch sind zudem die sehr ebenen Oberflächen. Sie sind der Grund für die geringen Sa-Werte. Eine weitere Auffälligkeit sind die deutlich vergrößerten Nutbreiten unter Verwendung der Kühlschmierstoffe EMP und D80. Die Ursache liegt darin, dass sich die Aufbauschneide nicht nur an der Schneidenecke und der Stirnschneide befindet, sondern auch an der Umfangsschneide, wodurch eine signifikante Vergrößerung des Werkzeugdurchmessers stattgefunden hat.

Einen weiteren Aufschluss über die Werkstofftrennung bietet die Gratbildung. Im Vergleich zur Nutgrundtopographie, bei der die Unterschiede vor allem in Abhängigkeit von der Drehzahl zu beobachten waren, ist bei den Graten ein signifikanter Einfluss des Kühlschmierstoffs erkennbar. Während bei den Kühlschmierstoffen EMP und D80 unabhängig von der Drehzahl vor allem die Gleichlaufseite von starker Gratbildung geprägt ist, sind die erzeugten Nuten unter Verwendung des Kühlschmierstoffs PMU nahezu gratfrei. Die größte Gratbildung bei PMU ist bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  aufgetreten, die aber im Vergleich zu den anderen Kühlschmierstoffen klein ist. Wie bereits an der Nutgrundtopographie und Nutbreite erkennbar, bestätigt die Gratbildung bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  die undefinierte Zerspanung durch starke Aufbauschneidenbildung bei den Kühlschmierstoffen EMP und D80, was darauf hindeuten könnte, dass durch den KSS PMU eine bessere Schmierung der Kontaktzone erreicht wurde. Eine genauere Analyse der Ausprägung von Aufbauschneiden und deren Folgen auf die Maßhaltigkeit der gefertigten Strukturen erfolgt durch die Analyse der Nuttiefen und -breiten.

#### Maßhaltigkeit

Abbildung 8-15 zeigt die Nuttiefen und Nutbreiten in Abhängigkeit von der Drehzahl und der eingesetzten Kühlschmierstoffe bei der Nassbearbeitung. Anhand der Nuttiefen und -breiten können sowohl Aufbauschneiden als auch Werkzeugverschleiß indirekt erkannt werden, da es durch abrasiven Verschleiß und Ausbrüche zu Nuttiefen und -breiten unterhalb des Toleranzbereichs und durch Aufbauschneiden zu Nuttiefen und -breiten oberhalb des Toleranzbereichs kommt.

Hinsichtlich der Nuttiefen sind bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  kaum Abweichungen vom Toleranzbereich zu verzeichnen. Die größte Abweichung mit einem Wert von  $6,0 \mu\text{m} \pm 0,6 \mu\text{m}$  wurde bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und dem Kühlschmierstoff PMU festgestellt. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  kam es im Vergleich zur Trockenbearbeitung generell zu einer Erhöhung der Nuttiefe, was auf eine Aufbauschneidenbildung bzw. auf geringe Anhaftungen an der Schneide hindeutet. Das wurde durch die REM-Aufnahmen sowie die Nutgrundtopographie ebenfalls gezeigt. Bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  sind durch den Einsatz von KSS im Vergleich zur Trockenbearbeitung ebenfalls größere Nuttiefen zu beobachten. Beim Einsatz der KSS EMP

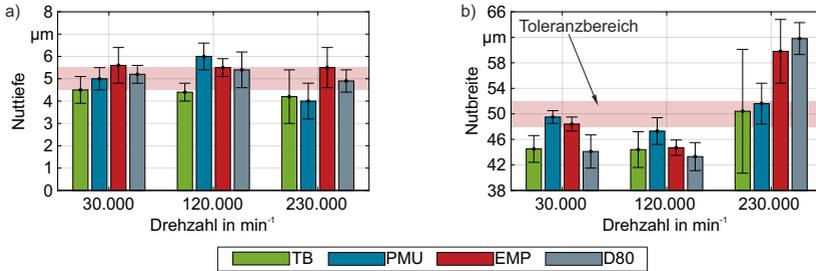


Abbildung 8-15: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Nuttiefe und -breite bei der Nassbearbeitung in Abhängigkeit der Drehzahl

und D80 lagen die Nuttiefen mit  $5,5 \mu\text{m} \pm 0,9 \mu\text{m}$  und  $4,9 \mu\text{m} \pm 0,5 \mu\text{m}$  im Toleranzbereich von  $4,5 \mu\text{m}$  bis  $5,5 \mu\text{m}$ . Die Verwendung des KSS PMU führte zu einer Verringerung der Nuttiefe um  $0,2 \mu\text{m}$  verglichen mit der Trockenbearbeitung, allerdings ist die Standardabweichung um ein Drittel geringer.

Bei der Nutbreite zeigt sich bei allen drei Drehzahlen ein signifikanter Einfluss der eingesetzten KSS. Analog zur Nuttiefe liegen die Nutbreiten bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  unter Verwendung der Kühlschmierstoffe PMU und EMP im Toleranzbereich zwischen  $48 \mu\text{m}$  und  $52 \mu\text{m}$ . Durch den Einsatz dieser Kühlschmierstoffe konnte darüber hinaus eine signifikante Reduzierung der Standardabweichung im Vergleich zu Trockenbearbeitung erreicht werden. Durch den Einsatz des Kühlschmierstoffs D80 sowie der Trockenbearbeitung wurden signifikant geringere Nutbreiten ( $44,1 \mu\text{m} \pm 2,6 \mu\text{m}$  bzw.  $44,5 \mu\text{m} \pm 2,1 \mu\text{m}$ ) erzielt, was auf Werkzeugverschleiß im Bereich der Umfangsschneide zurückzuführen ist (vgl. Abbildung 8-12). Verschleiß an der Umfangsschneide ist ebenfalls der Grund für die verringerten Nutbreiten bei einer Drehzahl von  $120.000 \text{ min}^{-1}$  bei der Trockenbearbeitung ( $44,4 \mu\text{m} \pm 2,8 \mu\text{m}$ ) und beim Einsatz der Kühlschmierstoffe EMP ( $44,7 \mu\text{m} \pm 1,2 \mu\text{m}$ ) und D80 ( $43,3 \mu\text{m} \pm 2,2 \mu\text{m}$ ). Durch den Einsatz der Kühlschmierstoffe konnte bei dieser Drehzahl der Werkzeugverschleiß zwar nicht verhindert bzw. verringert werden, jedoch kam es zu einer Verringerung der Standardabweichung durch den Kühlschmierstoff EMP. Durch den Kühlschmierstoff PMU konnte der Werkzeugverschleiß reduziert und Nutbreiten von  $47,3 \mu\text{m} \pm 2,1 \mu\text{m}$  erzielt werden. Der Einsatz des Kühlschmierstoffes PMU bei einer Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  führte zwar verglichen mit der Trockenbearbeitung zu einem etwas höheren Mittelwert der Nutbreite ( $51,6 \mu\text{m} \pm 3,2 \mu\text{m}$ ), jedoch konnte die Standardabweichung um den Faktor 3 reduziert werden. Durch den Einsatz der Kühlschmierstoffe EMP und D80 kam es aufgrund von Aufbauschneidenbildung an der Umfangsschneide zu einer signifikanten Erhöhung der Mittelwerte der Nutbreiten um 16 % bzw. 20 % im Vergleich zum Ergebnis des Kühlschmierstoffes PMU. Die Ergebnisse der Nuttiefen und -breiten zeigen, dass der Werkzeugverschleiß und die Neigung zur Aufbauschneidenbildung durch den Einsatz des Kühlschmierstoffes PMU reduziert werden konnte.

#### Prozesskräfte

Abbildung 8-16 zeigt die Prozesskräfte während der Zerspaltung in Abhängigkeit von der Drehzahl und der eingesetzten Kühlschmierstoffe. Hinsichtlich der Zerspankräfte können die Drehzahlen in zwei Gruppen eingeteilt werden: die erste Gruppe mit den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$

und 120.000 min<sup>-1</sup>, bei denen ein deutlicher Einfluss der Kühlschmierstoffe erkennbar ist, und im Unterschied dazu die Drehzahl 230.000 min<sup>-1</sup>, bei der der Einfluss der Kühlschmierstoffe gering ist.

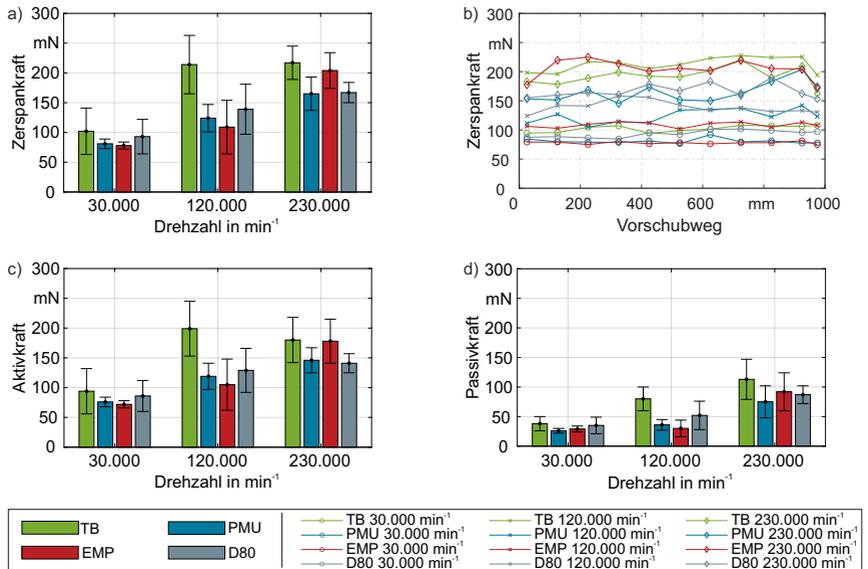


Abbildung 8-16: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Prozesskräfte bei der Nassbearbeitung in Abhängigkeit der Drehzahl

Bei den Drehzahlen 30.000 min<sup>-1</sup> und 120.000 min<sup>-1</sup> konnte die Zerspankraft durch den Einsatz der drei untersuchten Kühlschmierstoffe im Vergleich zur Trockenbearbeitung reduziert werden. Die geringsten Zerspankräfte bei der Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> wurden mit den Kühlschmierstoffen PMU und EMP erzielt. Aber auch durch den Kühlschmierstoff D80 konnte eine Verringerung der Zerspankräfte um 9 % erreicht werden. Ein ähnliches Verhalten kann bei der Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> beobachtet werden, wobei durch die höheren Temperaturen in der Kontaktzone und die daraus resultierende stärkere Neigung zu Anhaftungen und Aufbauschneidenbildung die Zerspankraft der Trockenbearbeitung deutlich über der bei 30.000 min<sup>-1</sup> liegt. Durch den Einsatz der Kühlschmierstoffe konnten die Mittelwerte der Zerspankraft bei der Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> im Vergleich zur Trockenbearbeitung zwischen 49 % (EMP) und 35 % (D80) reduziert werden. Bei der Standardabweichung wurde nur durch den Einsatz von PMU eine Verbesserung erreicht. Erkennbar ist dieses Verhalten neben den Zerspankräften auch an den Kraftanteilen der Aktivkraft und der Passivkraft. Wie bereits durch die vorherigen Betrachtungen gezeigt, kam es bei der Drehzahl 230.000 min<sup>-1</sup> zu einer unzureichenden Kühlschmierung, wodurch es zu einer starken Aufbauschneidenbildung gekommen ist. Dies wird durch die Zerspankräfte bestätigt, die bei 230.000 min<sup>-1</sup> durch den Einsatz der drei Kühlschmierstoffe bei Berücksichtigung der Streuung nicht signifikant reduziert werden konnten. Die größte Reduzierung der Mittelwerte der Zerspankräfte mit 23 % bzw. 24 % wurde durch die Kühlschmierstoffe D80 bzw. PMU erzielt. Die Standardabweichung konnte nur durch den KSS D80 um 39 % reduziert werden. Das

Auftreten von Aufbauschneiden ist auch im Zerspankraftverlauf über den Vorschubweg erkennbar: Die Zerspankraftverläufe bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  weisen einen konstanten Verlauf auf, wohingegen die Zerspankraftverläufe bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  durch Schwankungen gekennzeichnet sind.

### Ergebnisdiskussion

Die Erreichbarkeit der Kontaktzone durch den KSS wird maßgeblich durch die Drehzahl des Mikrofräasers beeinflusst. Damit KSS mit dem Mikrofräser in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück transportiert werden kann muss neben der Benetzungsfähigkeit des KSS das System des am Werkzeug anhaftenden KSS unter kinetischen Gesichtspunkten betrachtet werden. In diesem Zusammenhang spielt die Zentripetalkraft eine entscheidende Rolle. Bei unzureichender Haftkraft des KSS am Werkzeug, wird dieser aufgrund seiner Trägheit vom Werkzeug weggeschleudert. Die Zentripetalkraft  $F_{Zp}$  berechnet sich aus der Masse  $m$ , der Bahngeschwindigkeit  $v$  und dem Radius  $r$ :

$$F_{Zp} = m \frac{v^2}{r} \quad (\text{Gl. 8-1})$$

Dabei entspricht der Term

$$\frac{v^2}{r} = 4\pi^2 r n^2 \quad (\text{Gl. 8-2})$$

der Zentripetalbeschleunigung. Übertragen auf das Fräsen ist die Masse die Masse des KSS, die Bahngeschwindigkeit die Schnittgeschwindigkeit und der Radius der effektive Radius des Mikrofräasers. Im Unterschied zum konventionellen Fräsen sind die beim Mikrofräsen mit kleinen Werkzeugdurchmessern eingesetzten Schnittgeschwindigkeiten gering bzw. liegen am unteren Ende der bei der konventionellen Zerspanung eingesetzten Schnittgeschwindigkeiten. Die Schnittgeschwindigkeiten können aufgrund der Limitierung der Spindeldrehzahlen der bei der Mikrozerspanung eingesetzten Spindel nicht beliebig gewählt werden. Basierend auf den drei untersuchten Drehzahlen ( $30.000 \text{ min}^{-1}$ ,  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$ ), die den Schnittgeschwindigkeiten  $4,7 \text{ m/min}$ ,  $18,8 \text{ m/min}$  und  $36,1 \text{ m/min}$  entsprechen, ergeben sich Zentripetalbeschleunigungen von  $247 \text{ m/s}^2$ ,  $3.948 \text{ m/s}^2$  und  $14.503 \text{ m/s}^2$ . Diese entsprechen g-Kräften von  $25g$ ,  $402g$  und  $1.478g$ . Die g-Kräfte der Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  liegen somit in der Größenordnung von g-Kräften wie sie bei Zentrifugen eingesetzt werden. Dies hat zur Folge, dass auf den am Werkzeug haftenden Kühlschmierstoff hohe Zentrifugalkräfte wirken. Dadurch wird der Transport des Kühlschmierstoffs in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück erschwert.

Im Rahmen der Versuche wurden in diesem Zusammenhang die folgenden Beobachtungen gemacht. Bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  bildete sich bei allen drei KSS ein Kegel um das Werkzeug, sobald das Werkzeug mit dem Werkstück in Kontakt gekommen ist. Das gleiche Verhalten konnte bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  für die KSS PMU und EMP beobachtet werden. Der Kegel entsteht durch die Bildung von konkaven Menisken zwischen dem KSS und dem Werkzeug. Der KSS steigt am Werkzeug auf, wodurch es zu einer vollständigen Benetzung des Schneidteils des Werkzeugs kommt. Beim KSS D80 kam es bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  nicht zur Ausbildung des Kegels, sondern der KSS wurde zerstäubt, sobald dieser mit dem

Werkzeug in Kontakt gekommen ist. Das gleiche Verhalten ist bei diesem KSS bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  aufgetreten. Die Zerstäubung bei höheren Umfangsgeschwindigkeiten des Mikrofräasers ist wahrscheinlich auf die geringere Oberflächenspannung des KSS zurückzuführen (vgl. Abschnitt 7.2) und hat eine unzureichende Kühlschmierung zur Folge. Die Adhäsions- bzw. Kohäsionskräfte des KSS sind zu gering um die notwendigen Zentrifugalkräfte aufzubringen. Auch bei den KSS PMU und EMP konnte eine Veränderung hinsichtlich der Benetzung zwischen den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  bzw.  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  festgestellt werden. Im Unterschied zum Kegel, der sich bei den niedrigen Drehzahlen ausbildete, wurde bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  die Ausbildung eines Luftpolsters um das Werkzeug herum beobachtet, das die schlechten Ergebnisse bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  erklärt. Das Auftreten eines Luftpolsters bei hohen Umfangsgeschwindigkeiten wird in der Literatur vor allem beim Schleifen beschrieben, wenn hohe Schnittgeschwindigkeiten eingesetzt werden [Kloc18b]. Das Luftpolster sowie die großen Zentripetalbeschleunigungen verhindert, dass KSS zur Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück gelangt, woraus eine schlechtere Kühlschmierung resultiert.

In der konventionellen Zerspaltung stellt die Zentripetalbeschleunigung bzw. die auf den sich am Werkzeug befindenden KSS am Werkzeug wirkende g-Kraft im Vergleich zum Fräsen mit sehr kleinen Werkzeugen nahezu keine Rolle, da die g-Kräfte vergleichsweise gering sind. Betrachtet man den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit und des Werkzeugdurchmessers auf die Höhe der g-Kräfte (vgl. Abbildung 8-17) zeigt sich der nichtlineare Zusammenhang. Die g-Kräfte steigen mit der Verringerung des Werkzeugdurchmessers und der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit an. Die im Rahmen dieser Versuche eingesetzten Schnittgeschwindigkeiten sind verglichen mit den in der konventionellen Zerspaltung eingesetzten Schnittgeschwindigkeiten gering, dennoch werden im Vergleich sehr hohe g-Kräfte erreicht. Es zeigt sich also ein Größeneffekt: Aufgrund des geringen Werkzeugdurchmessers und der deswegen erforderlichen hohen Drehzahlen ergeben sich sehr hohe Zentripetalbeschleunigungen bzw. g-Kräfte. Die Eigenschaften der KSS, insbesondere die Adhäsionskräfte zwischen KSS und Mikrofräser und die Kohäsionskräfte innerhalb des KSS können jedoch nicht im gleichen Maße skaliert werden, was eine Herausforderung darstellt. Dies führt dazu, dass bei geringen Werkzeugdurchmessern und hohen Drehzahlen der Transport des KSS in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück über das Werkzeug nur eingeschränkt möglich ist.

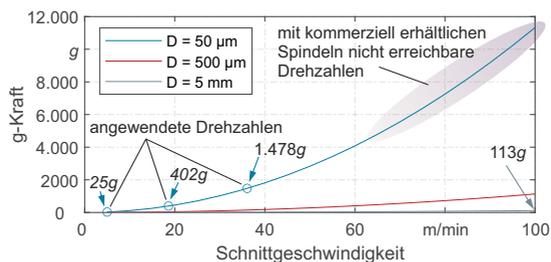


Abbildung 8-17: Auf den KSS am Werkzeug wirkende g-Kräfte in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Fräserdurchmessers

Eine weitere Ursache für den Abfall der Leistung der KSS mit steigender Drehzahl ist möglicherweise auf die KSS selbst zurückzuführen. Mit steigender Drehzahl kommt es zu einer höheren

Temperatur in der Kontaktzone, was zu einer Erwärmung des KSS im Bereich der Kontaktzone führt. Die Stoffeigenschaften der KSS verändern sich mit steigender Temperatur, beispielsweise sinken die Viskosität und die Oberflächenspannung. Weiterhin kann es zum Erreichen des Flammpunkts kommen, ab welchem sich der KSS anfängt zu verflüchtigen. Hinsichtlich der drei betrachteten KSS hat PMU, der KSS mit der höchsten Viskosität und dem höchsten Flammpunkt (vgl. Tabelle 4-3), die besten Ergebnisse geliefert, wobei die Unterschiede in den Prozess- und Prozessergebnisgrößen teilweise gering waren. Die Drehzahl hat einen weitaus größeren Einfluss auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Insgesamt wirkt sich der Einsatz von KSS unter der Strategie der Nassbearbeitung positiv auf das Mikrofräsen von cp-Titan aus.

### Zwischenfazit

Der Einsatz der Nassbearbeitung führte auch bei höheren Drehzahlen zu einem positiven Einfluss auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Der Werkzeugverschleiß konnte bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  im Vergleich zur Trockenbearbeitung signifikant reduziert werden. Alle Werkzeuge zeigten kaum Verschleiß oder größere Anhaftungen im Bereich der Schneidkante. Ebenfalls konnte unabhängig vom eingesetzten KSS die Oberflächenrauheit  $S_a$ , sowie die Streuung der Messwerte verringert werden. Zudem konnten nahezu alle KSS die Mittelwerte der Prozesskräfte im Vergleich zur Trockenbearbeitung reduzieren, wobei nur bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  eine signifikante Reduzierung der Mittelwerte der Prozesskräfte erreicht wurde. Bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  konnte die Streuung durch den Einsatz von KSS im Vergleich zur Trockenbearbeitung signifikant reduziert werden. Bei der Maßhaltigkeit zeigte sich hingegen ein zweigeteiltes Bild. Bei der Nuttiefe wurden keine signifikanten Verbesserungen durch den Einsatz von KSS festgestellt. Hingegen wurde die Maßhaltigkeit der Nutbreite durch den KSS PMU verbessert. Der Einsatz des KSS D80 führte bei allen Drehzahlen zu schlechteren Ergebnissen im Vergleich zur Trockenbearbeitung.

Die Ergebnisse zeigen, dass der Einsatz von KSS unter Nassbearbeitung die Neigung zur Aufbauschneidenbildung reduziert bzw. zu kleineren Aufbauschneiden führt und damit die Prozessstabilität verbessert, wobei die Wirkung mit steigender Drehzahl abnimmt. Bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  ist teilweise kaum ein Effekt erkennbar. Die schlechteren Ergebnisse mit steigender Drehzahl können vorrangig auf drei sich überlagernde Effekte zurückgeführt werden. Diese sind die mit der Drehzahl steigende Temperatur in der Kontaktzone, die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit und damit der Umfangsgeschwindigkeit des Werkzeugs und die Abnahme der Leistungsfähigkeit der KSS bei höheren Temperaturen bedingt durch die Stoffeigenschaften der KSS. Die Folgen sind eine schlechtere Erreichbarkeit der Kontaktzone durch den KSS und eine verminderte Leistungsfähigkeit des KSS in der Zerspanzone.

### **8.1.3 Minimalmengenschmierung**

Für die Untersuchung der Minimalmengenschmierung wurden die gleichen Randbedingungen wie für die Nassbearbeitung gewählt. Es wurden drei Kühlschmierstoffe bei drei Drehzahlen miteinander verglichen. Die Kühlschmierstoffe wurden mit dem in Abschnitt 4.5.2 beschriebenen Minimalmengenschmiersystem appliziert. Die Einstellparameter wurden auf Basis der Ergebnisse in Kapitel 5 gewählt. Tabelle 8-4 zeigt eine Übersicht der eingesetzten Parameter.

Tabelle 8-4: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der Minimalmengenschmierung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	KSS	Zufuhrrichtung	$\dot{V}$ ml/h	p bar	n min <sup>-1</sup>	$a_p$ μm	$f_z$ μm	l mm
MMS I	PMU I	180°	0,7	2	30.000 I	5	1	1000
TB (Referenz)	EMP I				120.000 I			
	D80				230.000			

### Werkzeugverschleiß

In Abbildung 8-18 ist der Werkzeugverschleiß bei der Minimalmengenschmierung in Abhängigkeit der drei Kühlschmierstoffe sowie der drei untersuchten Drehzahlen dargestellt. Je Kühlschmierstoff-Drehzahl Kombination ist exemplarisch ein Werkzeug nach einem Vorschubweg von 1000 mm gezeigt. Das Verschleißbild steht jeweils repräsentativ für die drei Versuchswiederholungen je Kühlschmierstoff-Drehzahl Kombination. Bei keinem der eingesetzten Werkzeuge kam es zum vorzeitigen Werkzeugbruch. Im Vergleich zu dem geringen Werkzeugverschleiß, der bei der Nassbearbeitung unter Verwendung der gleichen Kühlschmierstoffe und Prozessparameter aufgetreten ist (siehe Abschnitt 8.1.2), kam es bei der Minimalmengenschmierung zu einem größeren Werkzeugverschleiß bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup>. Bei der Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> ist der Verschleiß vergleichbar mit dem bei der Nassbearbeitung. Es kam zu geringen Anhaftungen im Bereich der Schneidenecke bzw. leichtem abrasivem Verschleiß. Bei 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> zeigte sich ein starker Verschleiß nahezu unabhängig von dem verwendeten Kühlschmierstoff bzw. der Drehzahl. Die Werkzeuge, bei denen der Kühlschmierstoff PMU und die Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> eingesetzt wurden, zeigen weniger Verschleiß. Es sind geringe Anhaftungen, leichter abrasiver Verschleiß und ein kleiner Ausbruch erkennbar. Im Vergleich dazu weisen die Werkzeuge der Kühlschmierstoffe EMP und D80 bei 120.000 min<sup>-1</sup> und alle Werkzeuge bei 230.000 min<sup>-1</sup> große Ausbrüche auf. Ein Grund hierfür könnten die höheren Temperaturen in der Kontaktzone bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> und die damit verbundene Aufbauschneidenbildung sein. Die Minimalmengenschmierung führt zu einer zusätzlichen Kühlwirkung, bedingt durch den Luftstrom. Dieser Effekt führt zu einer Steigerung der Festigkeit, wodurch ein kontinuierliches Auf- und Abbauen der Aufbauschneide verhindert wird. Dies hat zur Folge, dass die Aufbauschneide nicht mehr kontinuierlich aufgebaut und abgebaut wird, sondern mit einem Teil des Hartmetalls herausgerissen wird. Zusammenfassend zeigte sich bei einer Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> ein geringer Werkzeugverschleiß, der mit dem bei der Nassbearbeitung vergleichbar ist. Demgegenüber führten die Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> zu großen Ausbrüchen.

### Oberfläche

Abbildung 8-19 zeigt den Einfluss verschiedener Drehzahlen und Kühlschmierstoffe auf die Oberflächenrauheit bei der Minimalmengenschmierung. Zusätzlich ist die Trockenbearbeitung als Referenz dargestellt. Der Einsatz der Minimalmengenschmierung führt zu einer teilweise erheblichen Verschlechterung der Ra-Werte im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Dies ist vor allem bei den Drehzahlen 30.000 min<sup>-1</sup> und 120.000 min<sup>-1</sup> zu beobachten. Die Mittelwerte übersteigen den Wert der kinematischen Simulation von Ra = 35 nm signifikant. Bei 30.000 min<sup>-1</sup>

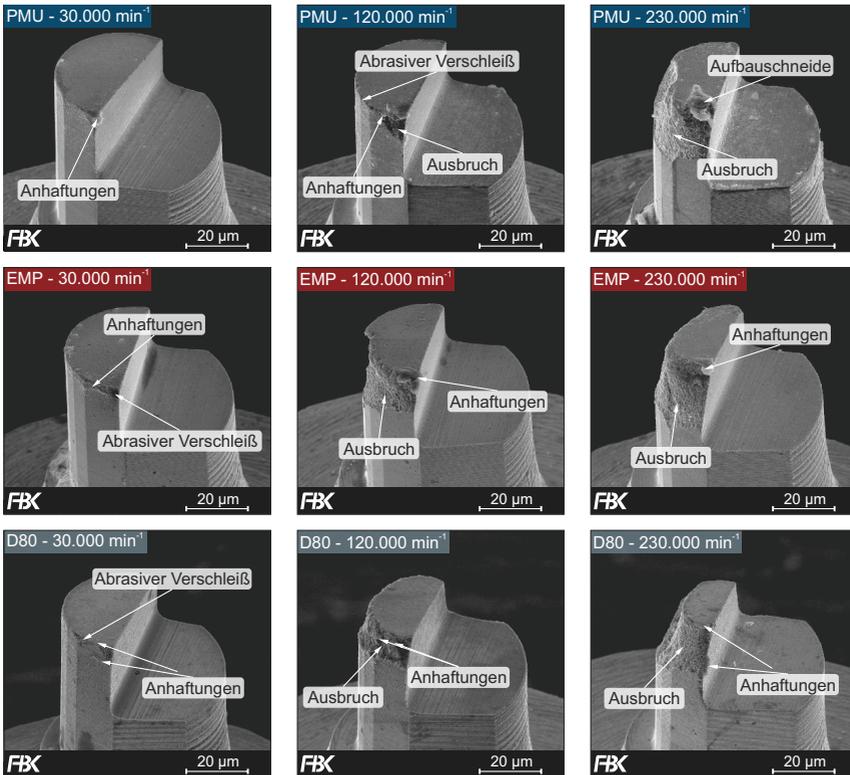


Abbildung 8-18: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf den Werkzeugverschleiß bei der Minimalmengenschmierung in Abhängigkeit der Drehzahl

kam es zu einer Erhöhung der Werte von  $R_a = 43 \text{ nm} \pm 6 \text{ nm}$  bei der Trockenbearbeitung, auf  $R_a = 98 \text{ nm} \pm 27 \text{ nm}$  (PMU),  $R_a = 99 \text{ nm} \pm 12 \text{ nm}$  (EMP) bzw.  $R_a = 78 \text{ nm} \pm 22 \text{ nm}$  (D80). Auch bei den Standardabweichungen kam es durch den Einsatz der Kühlschmierstoffe zu einer Verschlechterung. Ein ähnliches Bild zeigt sich bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$ , wobei die Mittelwerte bei dieser Drehzahl weniger stark angestiegen sind und der höchste Wert mit  $R_a = 83 \text{ nm} \pm 19 \text{ nm}$  beim Einsatz des Kühlschmierstoffs D80 erzielt wurde. Keiner der  $R_a$ -Werte bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  erreichte den Wert der kinematischen Simulation von  $R_a = 35 \text{ nm}$ . Dieser Wert wurde bei einer Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  unter Verwendung des Kühlschmierstoffs PMU mit  $R_a = 34 \text{ nm} \pm 10 \text{ nm}$  erreicht. Es wurde ebenfalls eine Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung ( $R_a = 38 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$ ) erzielt. Die Werte unter Anwendung der Kühlschmierstoffe EMP und D80 liegen mit  $R_a = 28 \text{ nm} \pm 8 \text{ nm}$  und  $R_a = 30 \text{ nm} \pm 9 \text{ nm}$  unterhalb des Werts der kinematischen Simulation. Die sehr hohen Werte bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  deuten möglicherweise auf die Ablagerung von Aufbauschneiden in der Mitte der Nut bzw. auf eine durch die Aufbauschneiden veränderte Schneidengeometrie hin.

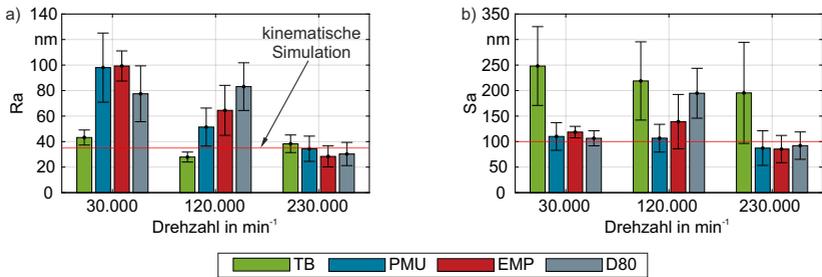


Abbildung 8-19: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Oberflächenrauheit bei der MMS in Abhängigkeit der Drehzahl

Der Sa-Wert zeigt im Vergleich zum Ra-Wert bei allen Drehzahlen eine Verbesserung durch den Kühlschmierstoffeinsatz im Vergleich zu der Trockenbearbeitung. Bei den Drehzahlen 30.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> wurden durch den Einsatz aller drei betrachteten Kühlschmierstoffe unter Verwendung der Minimalmengenschmierung Sa-Werte im Bereich des Werts der kinematischen Simulation erreicht. Dies entspricht einer Verringerung der Sa-Werte bei 30.000 min<sup>-1</sup> zwischen 52 % und 57 % und bei 230.000 min<sup>-1</sup> zwischen 53 % und 56 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Die Ergebnisse mit den geringsten Abweichungen zum Ergebnis der kinematischen Simulation wurden bei 30.000 min<sup>-1</sup> mit dem Kühlschmierstoff D80 mit 107 nm ± 15 nm und bei 230.000 min<sup>-1</sup> ebenfalls mit dem Kühlschmierstoff D80 mit 92 nm ± 27 nm erreicht. Bei der Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> hingegen sind große Unterschiede zwischen den drei untersuchten Kühlschmierstoffen zu erkennen. Unter Verwendung von PMU wurde mit 107 nm ± 27 nm ein Wert im Bereich des Werts der kinematischen Simulation erreicht und damit eine Reduzierung des Sa-Werts um 51 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Verglichen hierzu liegt der Wert bei Verwendung des Kühlschmierstoffs D80, der bei den anderen Drehzahlen Sa-Werte im Bereich des Werts der kinematischen Simulation erreicht hatte, mit 195 nm ± 49 nm nur geringfügig unter dem Wert der Trockenbearbeitung (219 nm ± 77 nm). Durch die Verwendung des Kühlschmierstoffs EMP wurde mit 139 nm ± 53 nm eine Reduzierung des Sa-Werts um 36 % erreicht.

Zur Bewertung der Leistungsfähigkeit der Kühlschmierstoffe bei der Minimalmengenschmierung wurde zusätzlich die Topographie am Nutgrund zu Beginn des Vorschubwegs betrachtet (siehe Abbildung 8-20). Bei einer Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> konnte bei allen drei Kühlschmierstoffen der Nutgrundtyp A (Abbildung der Kinematik am Nutgrund; vgl. Abbildung 4-20) erzielt werden, was bedeutet, dass unabhängig vom Kühlschmierstoff eine ausreichende Kühlschmierung vorlag. Dies zeigen auch die Sa-Werte. Die deutlich erhöhten Ra-Werte können durch Anhaftungen von Titan bzw. der Veränderung der Geometrie der Werkzeugschneide aufgrund von Anhaftungen am Werkzeug begründet werden. Bereits die Erhöhung der Drehzahl von 30.000 min<sup>-1</sup> auf 120.000 min<sup>-1</sup> führte bei der Minimalmengenschmierung unabhängig vom Kühlschmierstoff zu einer Verschlechterung der Nutgrundtopographie und damit der Leistungsfähigkeit der Kühlschmierung. Bereits am Anfang des Vorschubwegs ist die Struktur am Nutgrund geprägt durch das Auftreten von Aufbauschneiden. Mit Ausnahme eines Mikrofräasers unter der Verwendung des Kühlschmierstoffs PMU, bei dem der Nutgrundtyp B (Folge geringer Aufbauschneiden-

bildung) aufgetreten ist, kam es bei allen anderen Werkzeugen zu Nutgrundtopographien des Nutgrundtyps C.

Eine nicht-ideale Werkstofftrennung, beispielsweise aufgrund einer Aufbauschneidenbildung, hat ebenfalls einen negativen Einfluss auf die Gratbildung. Abbildung 8-20 zeigt die entstandenen Grate an den Nuträndern in Abhängigkeit von der Drehzahl und dem Kühlschmierstoff. Generell ist eine stärkere Gratbildung auf der Gleichlaufseite zu beobachten. Bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  ist die geringste Gratbildung unter Verwendung des Kühlschmierstoffs EMP aufgetreten. Ein ähnliches Bild zeigt sich bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$ , bei der ebenfalls durch den Kühlschmierstoff EMP eine geringe Gratbildung erreicht wurde. Bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  kam es zu deutlich mehr Gratbildung im Vergleich zu den anderen Drehzahlen. Bei dieser Drehzahl konnte ein direkter Zusammenhang zwischen der Nutgrundtopographie und damit der Aufbauschneidenbildung und der Menge an Grat gezeigt werden. Die Nutgrundtopographie, die beim Einsatz des Kühlschmierstoffs D80 erzeugt wurde, zeigt Spuren einer leichten Aufbauschneidenbildung am Nutgrund (Typ B). Zudem entstand wenig Grat. Die beiden anderen Kühlschmierstoffe führten zu Nutgrundtopographien, die Spuren starker Aufbauschneidenbildung (Typ C) aufwiesen. Ebenso ist an den Nuträndern viel Grat zu erkennen. Dies verdeutlicht wiederum die Relevanz der Reduzierung der Aufbauschneidenbildung, da diese sowohl einen negativen Einfluss auf die Oberflächenqualität als auch auf die Gratbildung aufweist.

### Maßhaltigkeit

Abbildung 8-21 zeigt die quantitative Auswertung der Nuttiefen und Nutbreiten in Abhängigkeit von der Drehzahl und der eingesetzten Kühlschmierstoffe bei der Minimalmengenschmierung, sowie als Referenz die Trockenbearbeitung. Die Nuttiefen zeigen, dass bei der Minimalmengenschmierung kaum eine Kühlschmierstoff-Drehzahl-Kombination Werte im Toleranzbereich zwischen  $4,5 \text{ }\mu\text{m}$  und  $5,5 \text{ }\mu\text{m}$  erreichen konnte. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung wurde bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  sogar teilweise eine deutliche Verschlechterung der Maßhaltigkeit festgestellt. Bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  konnte nur durch den Kühlschmierstoff PMU ein Wert von  $4,6 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,5 \text{ }\mu\text{m}$  erreicht werden. Die Werte, die unter Anwendung der Kühlschmierstoffe EMP und D80 ermittelt wurden, liegen mit  $3,4 \text{ }\mu\text{m} \pm 1,0 \text{ }\mu\text{m}$  und  $4,0 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,6 \text{ }\mu\text{m}$  deutlich unterhalb des Toleranzbereichs. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  reduzierten alle drei Kühlschmierstoffe die Nuttiefe, wobei Werte zwischen  $3,6 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,4 \text{ }\mu\text{m}$  (PMU) und  $3,2 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,4 \text{ }\mu\text{m}$  (D80) gemessen wurden. Bei der Trockenbearbeitung wurden Nuttiefen von  $4,4 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,4 \text{ }\mu\text{m}$  erzielt, die am unteren Ende des Toleranzbereichs liegen. Die Nuttiefen bei der Trockenbearbeitung sind bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  mit  $4,2 \text{ }\mu\text{m} \pm 1,2 \text{ }\mu\text{m}$  knapp unterhalb des Toleranzbereichs, was auf einen leichten Werkzeugverschleiß zurückzuführen ist. Durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen kam es zu einer weiteren Reduzierung der Nuttiefen. Die Mittelwerte der Kühlschmierstoffe PMU, EMP und D80 betragen  $4,0 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,6 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $3,4 \text{ }\mu\text{m} \pm 0,9 \text{ }\mu\text{m}$  und  $3,7 \text{ }\mu\text{m} \pm 1,1 \text{ }\mu\text{m}$ . Das beste Ergebnis unter Einsatz von KSS wurde durch den KSS PMU erzielt. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung konnte die Standardabweichung um die Hälfte reduziert werden. Die Nuttiefen unterhalb des Toleranzbereichs, die bei allen Drehzahlen beobachtet werden konnten, sind auf Werkzeugverschleiß zurückzuführen. Vor allem bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  sind starke Ausbrüche auf den REM-Aufnahmen nach der Zerspanung erkennbar (vgl. Abbildung 8-18).

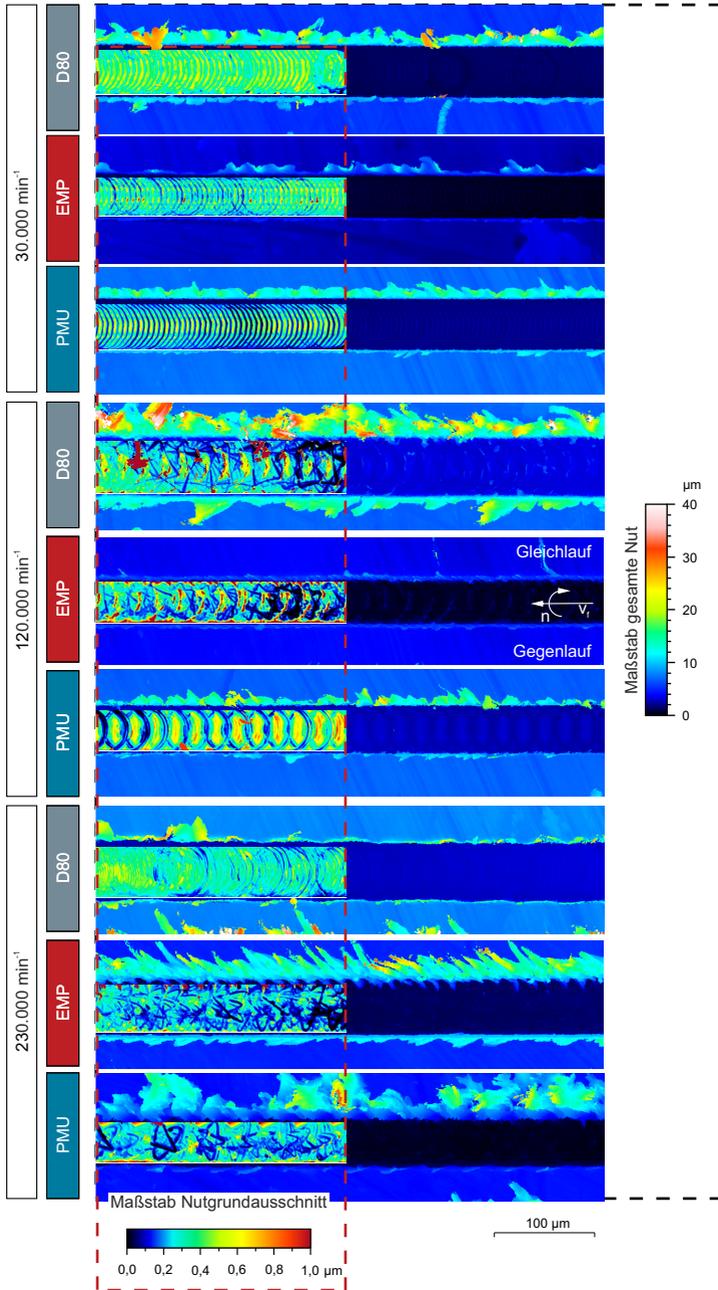


Abbildung 8-20: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung bei der MMS (Vorschubweg 12,5 mm) in Abhängigkeit der Drehzahl

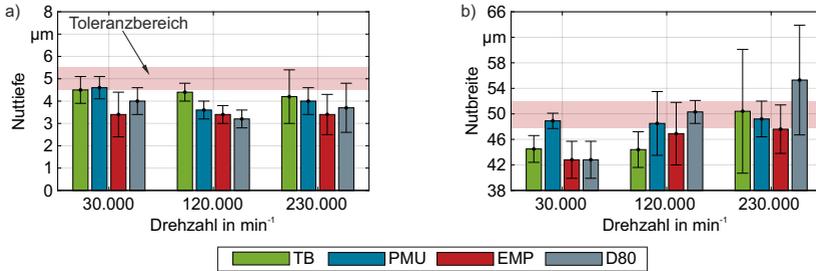


Abbildung 8-21: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Nuttiefe und -breite bei der MMS in Abhängigkeit der Drehzahl

Die Folgen von Ausbrüchen und starker Aufbauschneidenbildung sind ebenfalls in der Nutbreite (vgl. Abbildung 8-21 b) zu beobachten. Im Vergleich zur Nuttiefe erreichte die Anwendung des Kühlschmierstoffs PMU bei allen drei Drehzahlen bei der Minimalmengenschmierung Mittelwerte der Nutbreiten im Toleranzbereich und somit auch eine Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Bei der Drehzahl 120.000 min<sup>-1</sup> führte auch der Kühlschmierstoff EMP zu einer Verbesserung des Mittelwerts der Nutbreite im Vergleich zur Trockenbearbeitung, gleichzeitig trat jedoch eine sehr hohe Streuung der Nutbreiten auf. Mit dem Kühlschmierstoff D80 wurden bei 30.000 min<sup>-1</sup> Mittelwerte unterhalb des Toleranzbereichs mit  $42,8 \mu\text{m} \pm 2,9 \mu\text{m}$  und bei 230.000 min<sup>-1</sup> oberhalb des Toleranzbereichs erzielt. Unabhängig von der eingesetzten Drehzahl konnten lediglich beim Einsatz des KSS PMU Mittelwerte der Nutbreiten im Toleranzbereich erzielt werden.

### Prozesskräfte

Abbildung 8-22 zeigt die Prozesskräfte beim Einsatz der Minimalmengenschmierung in Abhängigkeit der eingesetzten Kühlschmierstoffe und der Drehzahlen. Als Referenz sind zusätzlich die Ergebnisse der Trockenbearbeitung dargestellt. Bei 30.000 min<sup>-1</sup> werden die Zerspankräfte unabhängig vom eingesetzten KSS im Vergleich zur Trockenbearbeitung durch den Einsatz der Minimalmengenschmierung deutlich reduziert. Hingegen liegen die Ergebnisse beim Einsatz der MMS bei 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> in der Größenordnung der Ergebnisse der Trockenbearbeitung. Die niedrigsten Zerspankräfte wurden unter Verwendung des KSS PMU erzielt. Im Vergleich zur Nassbearbeitung (vgl. Kapitel 8.1.2) sind die Zerspankräfte bei der MMS geringer, was möglicherweise auf die bessere Benetzung der Kontaktzone durch die MMS (mehr KSS erreicht durch den Druck die Kontaktzone) zurückzuführen ist. Allerdings sind die Standardabweichungen bei den KSS PMU und EMP bei der MMS höher, was eine ungleichmäßige Benetzung der Kontaktzone bei der MMS bedeuten kann, weil die Kontaktzone nur von einzelnen Aerosoltropfen erreicht wird. Der Vergleich der KSS untereinander zeigt unabhängig von der Drehzahl, dass der KSS D80 zu den höchsten Zerspankräften geführt hat. Bei 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> kam es sogar zu höheren Zerspankräften im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Die höheren Zerspankräfte lassen sich auf den größeren Werkzeugverschleiß im Vergleich zur Trockenbearbeitung zurückführen. Dieser konnte bereits an den REM-Aufnahmen (vgl. Abbildung 8-18) gezeigt werden. Der Verschleißfortschritt ist auch am Anstieg der Zerspankräfte über den Vorschubweg zu erkennen. Der Grund für den hohen Werk-

zeugverschleiß in Form von Ausbrüchen bei den Drehzahlen 120.000  $\text{min}^{-1}$  und 230.000  $\text{min}^{-1}$  und der Verwendung des KSS D80 ist wahrscheinlich die zu schnelle Abkühlung des am Werkzeug in Form einer Aufbauschneide anhaftenden Werkstoffs. Die schnelle Abkühlung führt zur Erstarrung der Aufbauschneide, wodurch diese nicht mehr abgleiten kann, sondern bei zu hoher Belastung ausbricht und dabei einen Teil des Schneidstoffs mitreißt.

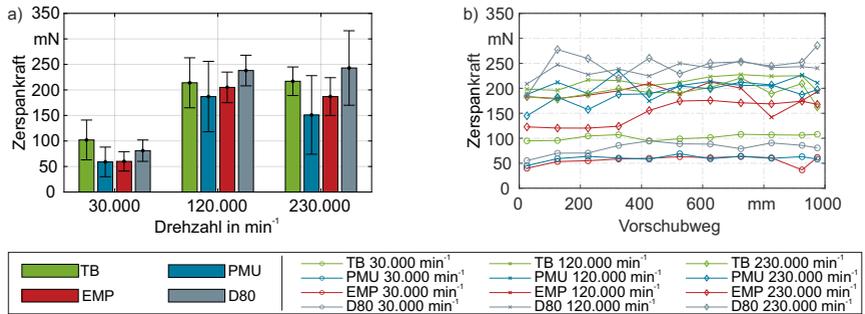


Abbildung 8-22: Einfluss verschiedener Kühlschmierstoffe auf die Zerspankräfte bei der Minimalmengenschmierung in Abhängigkeit der Drehzahl

### Ergebnisdiskussion

Im Vergleich zur Nassbearbeitung führt die Minimalmengenschmierung zu schlechteren Ergebnissen, insbesondere bei der Drehzahl 120.000  $\text{min}^{-1}$ . Zurückzuführen sind diese vorrangig auf den hohen Werkzeugverschleiß, dessen Ursache die KSS-Strategie haben muss, da die Untersuchungen im Vergleich zur Nassbearbeitung unter sonst gleichen Bedingungen durchgeführt wurden. Bei der MMS wird der KSS als Aerosol auf die Kontaktstelle zwischen Werkstück und Werkzeug gerichtet. Wie bereits bei der Nassbearbeitung beobachtet, hat die Drehzahl und damit möglicherweise die auf den am Werkzeug haftenden KSS wirkenden g-Kräfte einen entscheidenden Einfluss auf die Benetzung mit KSS (vgl. Abschnitt 8.1.2), da diese dafür verantwortlich ist, ob der KSS aufgrund der hohen Zentripetalbeschleunigungen noch vor dem Erreichen der Kontaktzone weggeschleudert wird. Im Unterschied zur Nassbearbeitung wird bei der MMS kein Überangebot an KSS realisiert, sondern es wird eine geringere Menge an KSS in Form eines Aerosols zugeführt. Die direkte Zuführung des KSS zur Kontaktstelle wird durch das Auftreffen einzelner Tropfen erschwert. Tropfen, die das Werkzeug bei den höheren Drehzahlen treffen, werden wahrscheinlich aufgrund der hohen Zentripetalbeschleunigung/g-Kräfte erst gar nicht weiter transportiert, sondern werden sofort weggeschleudert. Lediglich Tropfen, die direkt das Werkstück nahe der Trennzone treffen, haben eine reelle Chance zur Kühlschmierung der Kontaktzone beizutragen. Weiterhin negativ beeinflusst wird die Zerspannung bei der MMS durch die dauerhafte Kühlung durch die Luft des Aerosols. Aufgrund der nicht hinreichenden Schmierung der Kontaktzone bei den Drehzahlen 120.000  $\text{min}^{-1}$  und 230.000  $\text{min}^{-1}$  kommt es zur Bildung von Aufbauschneiden. Durch die Luftkühlung kommt es zur Reduzierung der Temperatur des anhaftenden Titans und dadurch zu dessen Verfestigung. Das führt dazu, dass sich die Aufbauschneide nicht mehr kontinuierlich auf- und abbauen kann, sondern bei zu hoher Belastung zusammen mit einem Teil des Hartmetalls abreißt. Durch den vergrößerten Schnei-

denradius und die raue Bruchfläche des Hartmetalls werden zusätzlich Anhaftungen begünstigt, wodurch sich der Effekt weiter verstärkt.

Die Unterschiede in den Ergebnissen der unterschiedlichen KSS sind möglicherweise mit den teils temperaturabhängigen Stoffeigenschaften zu erklären. Durch die geringere Menge an KSS kommt es bei der MMS im Vergleich zur Nassbearbeitung zu einer stärkeren Erwärmung des KSS in der Kontaktzone. Dies hat Auswirkungen auf die Einsatzfähigkeit der KSS, da sich die Eigenschaften der KSS teilweise mit der Temperatur verschlechtern. Beispielsweise sinken die Viskosität und die Oberflächenspannung mit steigender Temperatur. Der KSS PMU lieferte im Vergleich die besseren Ergebnisse, was darauf zurückgeführt werden könnte, dass dieser KSS die höchste Viskosität und auch einen hohen Flammpunkt besitzt (vgl. Tabelle 4-3).

#### Zwischenfazit

Die Ergebnisse des Einsatzes der MMS zeigen insbesondere beim Werkzeugverschleiß und den Zerspankräften ein zweigeteiltes Bild. Bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  kam es unter Anwendung der MMS unabhängig vom eingesetzten KSS zu einem geringen Werkzeugverschleiß und damit zu einer Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Auch die Zerspankräfte konnten für diese Drehzahl durch alle KSS reduziert werden. Hingegen ist bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  ein hoher Werkzeugverschleiß in Form von Ausbrüchen aufgetreten. Auch die Zerspankräfte konnten bei diesen Drehzahlen durch den Einsatz der MMS nicht signifikant reduziert werden. Durch den Einsatz der MMS kam es zudem zu unzureichenden Ergebnissen hinsichtlich der Maßhaltigkeit. Mit keinem der untersuchten KSS kam es zu einer signifikanten Verbesserung der Maßhaltigkeit der Nuttiefe, teilweise wurde eine Verschlechterung im Vergleich zur Trockenbearbeitung gemessen. Auch bei der Maßhaltigkeit der Nutbreite konnte nur durch den Einsatz des Kühlschmierstoffes PMU eine Verbesserung erreicht werden. Abweichungen in der Maßhaltigkeit resultieren vor allem aus dem großen Werkzeugverschleiß und der Aufbauschneidenbildung. Positiv hat sich der Einsatz der MMS auf die Oberflächenrauheit Sa bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  unabhängig vom KSS ausgewirkt. Bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  hingegen zeigten sich zwischen den KSS große Unterschiede in den erzeugten Oberflächenrauheiten.

#### **8.1.4 Indirekte Werkstückkühlung**

Bei der indirekten Werkstückkühlung wird der Einfluss der Werkstückkühlung mit der Trockenbearbeitung (Raumtemperatur:  $21 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) verglichen. Im Unterschied zu den Untersuchungen zur Nassbearbeitung und MMS wurde kein KSS eingesetzt, stattdessen erfolgte lediglich eine Kühlung des Werkstücks. Das verwendete System zur Kühlung basiert auf einem Peltierelement und ist in Abschnitt 4.5.3 beschrieben. Die für das Mikrofräsen verwendeten Parameter sind in Tabelle 8-5 aufgeführt. Zum Erreichen der Werkstücktemperaturen wurde das System mit einer Leistung von  $5,7 \text{ W}$  ( $2 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) und  $3 \text{ W}$  ( $10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) betrieben.

#### Werkzeugverschleiß

Abbildung 8-23 zeigt den Einfluss der Werkstücktemperatur und der Drehzahl auf den Werkzeugverschleiß. Je Temperatur-Drehzahl-Kombination ist exemplarisch ein Werkzeug nach einem Vorschubweg von  $1000 \text{ mm}$  gezeigt, das jeweils repräsentativ für die drei Versuchswiederholungen steht.

Tabelle 8-5: Prozessparameter zur Untersuchung des Einflusses der indirekten Werkstückkühlung auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen

Strategie	Temperatur <sup>1</sup>	n min <sup>-1</sup>	a <sub>p</sub> μm	f <sub>z</sub> μm	l mm
indirekte Werkstückkühlung   TB (Referenz)	10 °C   2 °C	30.000   120.000   230.000	5	1	1000

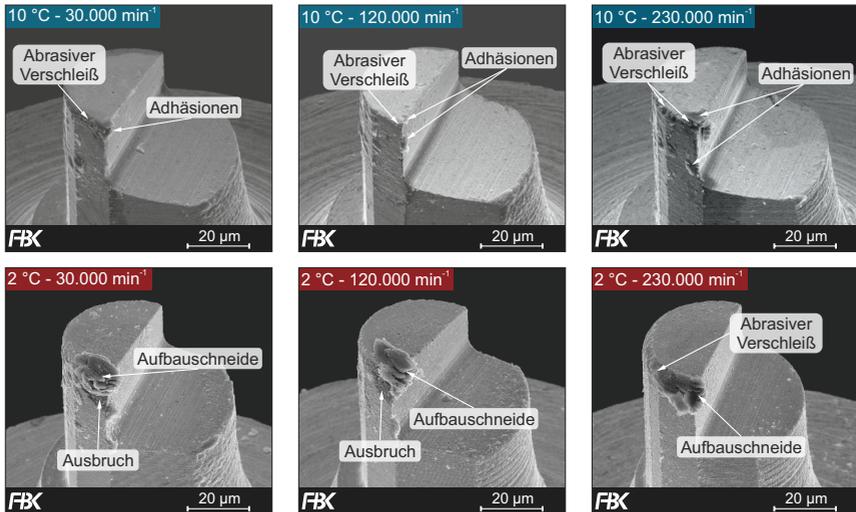
<sup>1</sup>Werkstückoberfläche

Abbildung 8-23: Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen auf den Werkzeugverschleiß bei der indirekten Werkstückkühlung in Abhängigkeit der Drehzahl

Alle Werkzeuge haben den Vorschubweg von 1000 mm ohne vorzeitigen Werkzeugbruch erreicht. Abbildung 8-23 veranschaulicht, dass es bei einer Werkstücktemperatur von 2 °C im Vergleich zu einer Werkstücktemperatur von 10 °C zu deutlich mehr Verschleiß gekommen ist. Die Ausprägung des Verschleißes zeigt sich unabhängig von der Drehzahl. Bei einer Werkstücktemperatur von 10 °C können bei allen drei Drehzahlen Adhäsionen, sowie abrasiver Verschleiß an der Umfangsschneide und im Bereich der Freifläche festgestellt werden. Im Unterschied zur Werkstücktemperatur von 10 °C kam es bei 2 °C zu Ausbrüchen im Bereich der Schneidenecke bzw. Umfangsschneide. Insbesondere die Werkzeuge angewendet bei den Drehzahlen 30.000 min<sup>-1</sup> und 120.000 min<sup>-1</sup> und der Werkstücktemperatur 2 °C sind gekennzeichnet von Ausbrüchen. Neben diesen befinden sich im Bereich der Schneidenecke Aufbauschneiden bzw. verdecken diesen Bereich des bei 230.000 min<sup>-1</sup> eingesetzten Werkzeugs vollständig, so dass ein Ausbruch nicht ausgeschlossen werden kann. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung konnte insbesondere die Aufbauschneidenbildung durch die Applikation der indirekten Werkstückkühlung bei einer Temperatur von 10 °C unabhängig von der eingesetzten Drehzahl signifikant reduziert werden. Im Gegensatz dazu wurde bei einer Werkstücktemperatur von 2 °C ein höherer Werkzeugver-

schleiß bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  im Vergleich zur Trockenbearbeitung beobachtet. Ein mit der Trockenbearbeitung vergleichbarer Werkzeugverschleiß konnte bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  festgestellt werden.

### Oberfläche

Abbildung 8-24 zeigt den Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen und Drehzahlen auf die Oberflächenrauheit  $R_a$  und  $S_a$  bei der indirekten Werkstückkühlung. Als Referenz ist zudem die Trockenbearbeitung (Raumtemperatur:  $21 \text{ }^\circ\text{C}$ ) dargestellt. Hinsichtlich des  $R_a$ -Werts zeigt sich sowohl ein drehzahl- als auch werkstücktemperaturabhängiges Verhalten. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung kam es durch die Reduzierung der Werkstücktemperatur auf  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  zu einer Erhöhung des  $R_a$ -Werts auf  $54 \text{ nm} \pm 13 \text{ nm}$  bzw.  $48 \text{ nm} \pm 23 \text{ nm}$ . Neben dem Mittelwert kam es zu einer Erhöhung der Standardabweichung. Im Unterschied dazu konnte der  $R_a$ -Wert durch die Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  auf  $34 \text{ nm} \pm 8 \text{ nm}$ , der fast dem Ergebnis der kinematischen Simulation von  $35 \text{ nm}$  entspricht, verringert werden.

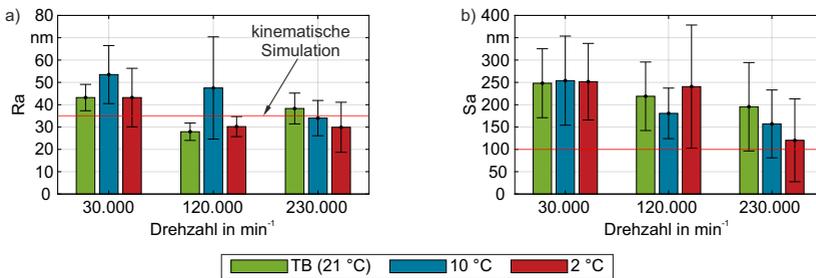


Abbildung 8-24: Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen auf die Oberflächenrauheit bei der indirekten Werkstückkühlung in Abhängigkeit der Drehzahl

Beim  $S_a$ -Wert lässt sich bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  kein Einfluss der Werkstücktemperatur und damit der indirekten Werkstückkühlung erkennen. Die  $S_a$ -Werte der drei Werkstücktemperaturen liegen mit ca.  $250 \text{ nm}$  um das 2,5-fache höher als das Ergebnis der kinematischen Simulation. Die Ergebnisse bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  liegen ebenfalls auf einem hohen Niveau. Durch die Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  konnte eine Verbesserung von 18 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung erreicht werden. Die Werkstücktemperatur  $2 \text{ }^\circ\text{C}$  führte zu schlechteren Ergebnissen mit einer um 80 % höheren Standardabweichung im Vergleich zur Trockenbearbeitung mit einer Werkstücktemperatur von  $21 \text{ }^\circ\text{C}$ . Bei der Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  wurde mit sinkender Werkstücktemperatur eine Verringerung der  $S_a$ -Werte beobachtet, was den positiven Effekt der Kühlwirkung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten zeigt.

Aufschluss über die Ursachen für die erfassten  $R_a$ - und  $S_a$ -Werte gibt die Analyse der Nutgrundtopographie (vgl. Abbildung 8-25). Bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt der Vergleich mit der Trockenbearbeitung (vgl. Abbildung 8-4), dass es bei der Werkstücktemperatur von  $2 \text{ }^\circ\text{C}$  zum Auftreten des gleichen Nutgrundtyps (Typ B) gekommen ist. Bei der Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  hingegen wurde Typ A erreicht, der die Kinematik des Stirnfräsens am Nutgrund zeigt. Erkennbar sind allerdings Rauheitsspitzen, die zu erhöhten  $R_a$ -Werten führen. Die gezeigten Nutgrundtopographien bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  der indirekten Werkstückkühlung sowie bei der Trockenbearbeitung

entsprechen Typ B, der die Folge von Anhaftungen bzw. leichter Aufbauschneidenbildung am Werkzeug ist. Die Betrachtung der Nutgrundtopographien bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  zeigt, dass es unabhängig von der Werkstücktemperatur zum Auftreten des Typs C sowie mit sinkender Temperatur zu einer homogeneren Oberfläche gekommen ist. Bei der Trockenbearbeitung (vgl. Abbildung 8-4) befinden sich vor allem im Bereich der Nutwände aber auch in der Nutmitte am Nutgrund viele Anhaftungen, die durch die indirekte Werkstückkühlung reduziert bzw. vermieden werden konnten, was zu einer Reduzierung des Ra- und Sa-Werts geführt hat.

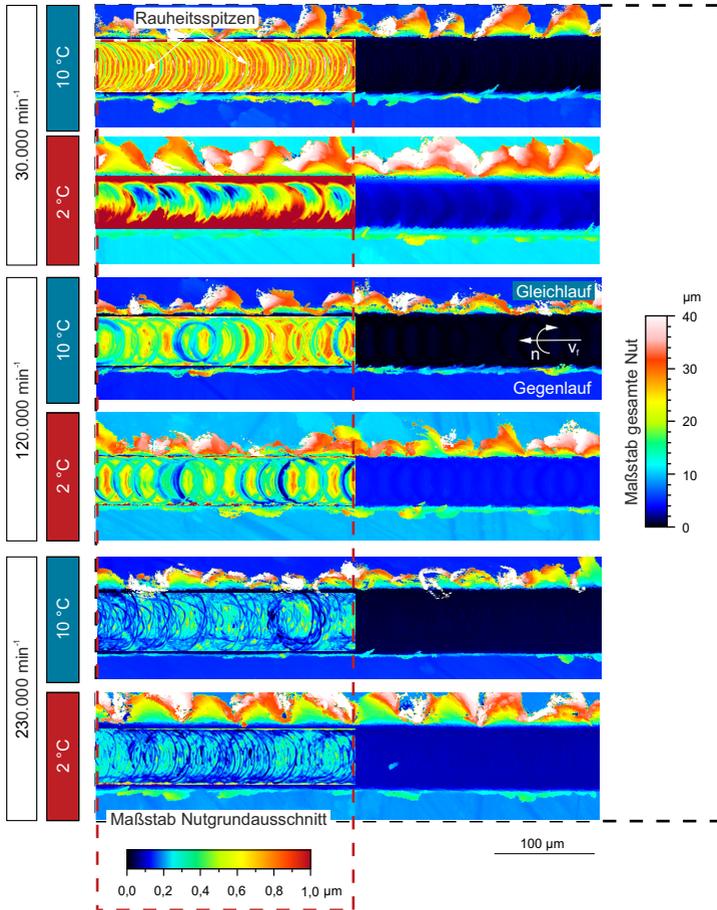


Abbildung 8-25: Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen auf die Nutgrundtopographie und die Gratbildung bei der indirekten Werkstückkühlung (Vorschubweg  $12,5 \text{ mm}$ ) in Abhängigkeit der Drehzahl

Sowohl bei der Trockenbearbeitung (vgl. Abbildung 8-4) als auch bei Applikation der indirekten Werkstückkühlung kam es zu einer starken Gratbildung unabhängig von der Werkstücktempe-

atur. Im Allgemeinen hat sich auf der Gleichlaufseite mehr Grat gebildet. Der Vergleich der Trockenbearbeitung mit der indirekten Werkstückkühlung zeigt geringe Verbesserungen unter dem Einsatz der indirekten Werkstückkühlung. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  konnte die Menge an Grat durch die indirekte Werkstückkühlung reduziert werden, bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  nur beim Einsatz der Werkstücktemperatur  $10^\circ\text{C}$ . Die Ergebnisse belegen, dass die Reduktion der Gratbildung durch eine indirekte Werkstückkühlung im Vergleich zur Trockenbearbeitung möglich ist. Jedoch zeigt der Vergleich mit den Ergebnissen der Nassbearbeitung und der Minimalmengenschmierung, dass für eine signifikante Reduzierung der Gratbildung der Einsatz von KSS erforderlich ist.

### Maßhaltigkeit

Abbildung 8-26 stellt den Einfluss der Werkstücktemperatur auf die Nuttiefe und -breite dar. Als Referenz dient die Trockenbearbeitung, die bei einer Raumtemperatur von  $21^\circ\text{C}$  durchgeführt wurde. Die Kühlung des Werkstücks auf eine Temperatur von  $10^\circ\text{C}$  zeigt im Vergleich zur Bearbeitung bei  $21^\circ\text{C}$  keinen signifikanten Einfluss auf die erzielte Nuttiefe. Die Mittelwerte liegen unabhängig von der Werkstücktemperatur und Drehzahl leicht unterhalb des Toleranzbereichs ( $4,5 \mu\text{m}$  und  $5,5 \mu\text{m}$ ). Hingegen führte die weitere Reduzierung der Werkstücktemperatur auf  $2^\circ\text{C}$  zu einer Verschlechterung der Ergebnisse bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$ . Bei  $30.000 \text{ min}^{-1}$  wurden Nuttiefen von  $6,6 \mu\text{m} \pm 1,7 \mu\text{m}$  erreicht. Die zu großen Nuttiefen sind wahrscheinlich bedingt durch die Bildung von Aufbauschneiden an der Stirnschneide, die größere Nuttiefen zu Folge haben. Neben dem zu hohen Mittelwert hat die Verwendung der Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  einen instabileren Prozess zur Folge. Dies ist an der fast dreimal höheren Standardabweichung erkennbar. Bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  liegt der Mittelwert der Nuttiefe zwar noch am oberen Ende des Toleranzbereichs, ist aber gekennzeichnet von einer hohen Standardabweichung. Die Maßhaltigkeit der Nuttiefe bei der Drehzahl von  $230.000 \text{ min}^{-1}$  konnte mit sinkender Temperatur leicht verbessert werden. Es wurde mit der Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  sowohl ein Mittelwert innerhalb des Toleranzbereichs erzielt als auch eine Reduktion der Standardabweichung.

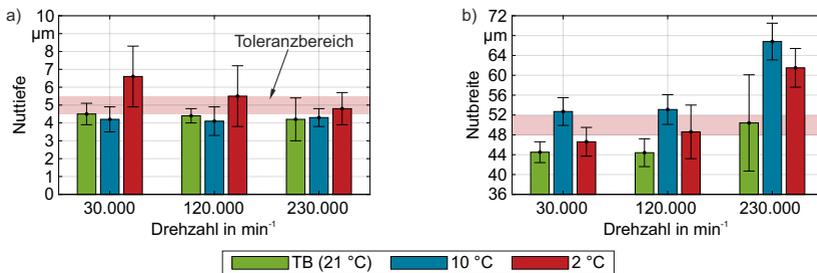


Abbildung 8-26: Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen auf die Nuttiefe und -breite bei der indirekten Werkstückkühlung in Abhängigkeit der Drehzahl

Der Einfluss der Werkstücktemperatur ist ebenfalls in den erzeugten Nutbreiten erkennbar. Es kam zu einer Erhöhung des Mittelwerts der Nutbreite um 20 % im Vergleich zur Trockenbearbeitung durch die Werkstückkühlung auf  $10^\circ\text{C}$  bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$ . Bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  kam es sogar zu einer Erhöhung um 34 % auf  $67 \mu\text{m}$ . Somit wurden durch die Werkstückkühlung auf  $10^\circ\text{C}$  bei allen Drehzahlen Nutbreiten außerhalb der

Toleranz erzeugt. Bei der Werkstückkühlung auf 2 °C lagen die Mittelwerte der Nutbreiten bei 120.000 min<sup>-1</sup> mit 48,6 µm ± 5,4 µm innerhalb der Toleranz und das Ergebnis von 30.000 min<sup>-1</sup> mit 46,6 µm ± 2,9 µm nur knapp unterhalb der Toleranz. Die hohe Standardabweichung bei 120.000 min<sup>-1</sup> deutet auf einen instabilen Prozess hin. Bei der Drehzahl 230.000 min<sup>-1</sup> wurde mit einer Werkstücktemperatur von 2 °C zwar ein besseres Ergebnis als mit einer Werkstücktemperatur von 10 °C erreicht, dieses liegt mit 61,5 µm ± 3,9 µm aber deutlich über der oberen Toleranzgrenze (52 µm).

Im Allgemeinen führte die indirekte Werkstückkühlung somit zu einer Verschlechterung der Maßhaltigkeit im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Es kam zu Maßabweichungen bei der Nuttiefe und -breite, die außerhalb des Toleranzbereichs liegen.

### Prozesskräfte

Abbildung 8-27 zeigt die Zerspan-, Aktiv- und Passivkräfte in Abhängigkeit von der Drehzahl und der Werkstücktemperatur. Die Ergebnisse der Zerspankräfte weisen auf eine Überlagerung der temperaturabhängigen Festigkeit des Werkstückwerkstoffs und der bei der Zerspannung in das Werkstück eingebrachten Temperatur hin. Die Festigkeit von cp-Titan steigt mit sinkender Werkstücktemperatur (siehe Abbildung 4-9 a). Neben einer geringeren Temperatur führt auch die Erhöhung der Verformungsgeschwindigkeit/Dehnrates zur Erhöhung der Festigkeit eines Werkstoffs [Gray97, Chic98] (siehe Abbildung 4-9 b). Demnach müsste es mit steigender Dehnrates, also mit steigender Schnittgeschwindigkeit, ebenfalls zu einer Erhöhung der Festigkeit und damit der Zerspankräfte kommen. Bei steigender Schnittgeschwindigkeit steigt neben der Dehnrates aber auch die Werkstofftemperatur in der Kontaktzone, wodurch es zu einer Überlagerung aus einer temperaturbedingt verringerten Festigkeit und einer erhöhten Festigkeit, aufgrund der höheren Dehnrates, kommt.

Bei 30.000 min<sup>-1</sup> steigt die Zerspankraft mit sinkender Temperatur um 323 % (2 °C) gegenüber den Zerspankräften bei der Trockenzerspannung. Eine derartige Erhöhung der Zerspankraft kann nicht nur mit dem Anstieg der Festigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur erklärt werden (siehe Abbildung 4-9). Die Erhöhung der Festigkeit aufgrund der geringeren Werkstücktemperatur hat wahrscheinlich dazu geführt, dass es bereits zu Beginn der Zerspannung zu signifikantem Werkzeugverschleiß in Form von ausgebrochenen Hartmetallkörnern oder eines Teilabbruchs des Werkzeugs gekommen ist (siehe Abbildung 8-23). Die verschleißbedingte geometrische Veränderung des Werkzeugs führte folglich in Verbindung mit der größeren Festigkeit des Werkstoffs zu den hohen Zerspankräften. Der un stetige Verlauf der Zerspankraft über den Vorschubweg (vgl. Abbildung 8-27 b) deutet zudem auf eine sich ständig ändernde Schneidengeometrie hin. Die Werkstücktemperatur von 10 °C führte zwar ebenfalls zu einer Erhöhung der Zerspankraft um 74 %, es kam aber zu einer geringeren Streuung der Werte. Die Kühlwirkung scheint bei dieser Drehzahl keinen positiven Effekt auf die Zerspankräfte zu haben.

Anders verhält es sich bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup>. Bereits bei Raumtemperatur sind die Zerspankräfte ca. doppelt so hoch wie bei 30.000 min<sup>-1</sup>. Durch den Einsatz der indirekten Werkstückkühlung, insbesondere der Werkstücktemperatur 10 °C, konnten die Zerspankräfte für beide Drehzahlen um ca. 56 % auf das Kraftniveau der Trockenbearbeitung bei 30.000 min<sup>-1</sup> reduziert werden. Die weitere Verringerung der Werkstücktemperatur führte wieder zu einer Erhöhung der Zerspankräfte auf ca. 150 mN, möglicherweise aufgrund des Werkzeugverschleißes. Die im Vergleich zur Werkstücktemperatur 10 °C bei 2 °C höheren Werte

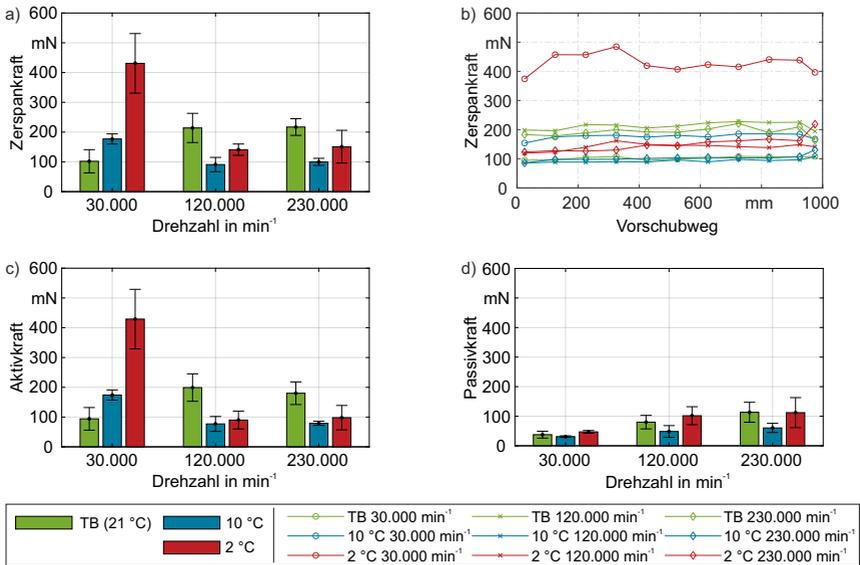


Abbildung 8-27: Einfluss verschiedener Werkstücktemperaturen auf die Prozesskräfte bei der indirekten Werkstückkühlung in Abhängigkeit der Drehzahl

der Zerspankräfte sind vorwiegend durch den höheren Werkzeugverschleiß aufgrund der höheren Festigkeit des cp-Titans zu erklären. Der höhere Werkzeugverschleiß spiegelt sich auch in den Passivkräften wider, die für alle Drehzahlen die höchsten Werte bei der Werkstücktemperatur 2 °C zeigen. Die Werkstücktemperatur 10 °C verringerte im Vergleich zur Trockenbearbeitung insbesondere bei 120.000  $\text{min}^{-1}$  und 230.000  $\text{min}^{-1}$  die Passivkräfte, was auf die Reduzierung von Ploughing zurückzuführen ist. Dies spiegelt das Ergebnis der Sa-Werte wider. Bei diesen Parameterkombinationen wurden Sa-Werte erreicht, die im Vergleich zur Trockenbearbeitung näher an den Werten der kinematischen Simulation liegen.

### Ergebnisdiskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass die Prozesskühlung im Vergleich zur Schmierung nur einen geringen positiven Effekt auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen hat. Teilweise ist es durch die indirekte Werkstückkühlung zu einer Verschlechterung gekommen, insbesondere bei einer Werkstücktemperatur von 2 °C. Der Grund für die schlechten Ergebnisse bei 2 °C ist die Verfestigung des Werkstoffs, die zu starkem Werkzeugverschleiß führte. Insbesondere bei einer Drehzahl von 30.000  $\text{min}^{-1}$  kam es infolge der höheren mechanischen Belastung zur Zwillingsbildung, was die Reduzierung der plastischen Verformbarkeit und damit den Werkzeugverschleiß zur Folge hat. Die Zwillingsbildung nimmt mit steigender Drehzahl aufgrund des höheren Wärmeeintrags ab, was an der geringeren Anzahl an Zwillingen erkennbar ist (siehe Abbildung 8-28).

Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass insbesondere zur Vermeidung bzw. Reduzierung der Gratbildung die Schmierung zwingend notwendig ist. Durch die Schmierung wird die Reibung und damit die Temperatur in der Kontaktzone reduziert. Dies führt dazu, dass der Werkstoff

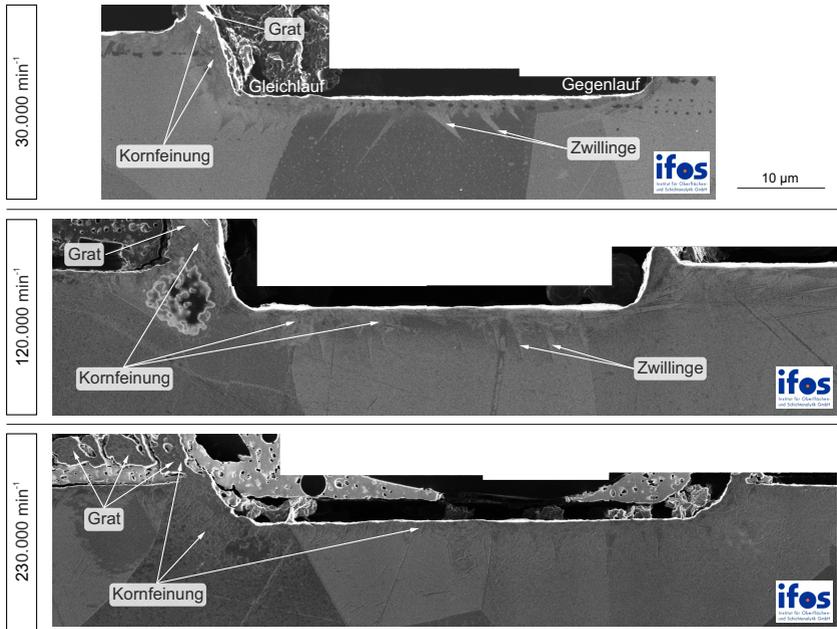


Abbildung 8-28: Darstellung der Zwillingbildung und Kornfeinung in Abhängigkeit der Drehzahl bei einer Werkstücktemperatur von 2 °C zusammengesetzt aus einzelnen FIB-Aufnahmen

während der Zerspanung in der Kontaktzone eine niedrigere Temperatur hat, wodurch er eine höhere Festigkeit und insbesondere eine geringere Bruchdehnung besitzt. Dadurch wird der Werkstoff als Span abgetrennt. Ist die Temperatur in der Kontaktzone zu hoch kommt es aufgrund der hohen Bruchdehnung zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs, welcher als Grat am Werkstück verbleibt. Abbildung 8-28 zeigt, dass es im Bereich des Grats infolge der starken plastischen Dehnung zur Kornfeinung, ähnlich einem Severe plastic deformation (SPD) - Prozess gekommen ist. Die Analyse des Nutgrundes in Abhängigkeit von der Drehzahl zeigt außerdem, dass mit steigender Drehzahl die plastische Verformung am Nutgrund zunimmt. Dies lässt darauf schließen, dass die Zerspanung bei höheren Drehzahlen infolge der Aufbauschneidenbildung durch Reib- und Quetschvorgänge geprägt ist und die Temperatur in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück durch die Prozesskühlung nicht reduziert wurde.

#### Zwischenfazit

Im Rahmen der Untersuchungen wurde der Einfluss der indirekten Werkstückkühlung ohne Schmierung auf das Mikrofräsen von cp-Titan betrachtet. Ein positiver Einfluss auf den Werkzeugverschleiß konnte durch die indirekte Werkstückkühlung verglichen mit der Trockenbearbeitung bei einer Werkstücktemperatur von 10 °C festgestellt werden. Außerdem zeigte sich bei der Drehzahl 30.000 min<sup>-1</sup> und der Werkstücktemperatur 10 °C und bei 230.000 min<sup>-1</sup> mit 2 °C und 10 °C eine weniger durch Aufbauschneiden und Anhaftungen am Werkzeug geprägte Nutgrundtopographie. Bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> konnten zudem

geringere Prozesskräfte erreicht werden. Demgegenüber steht der negative Einfluss der indirekten Werkstückkühlung auf das Mikrofräsen von cp-Titan. Durch die geringere Werkstücktemperatur erhöht sich die Festigkeit des cp-Titan, was insbesondere bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  wegen der geringeren Temperatur bei der Werkstofftrennung zu einem starken Anstieg der Prozesskräfte führt. Diese haben unter einer Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  zu Ausbrüchen am Werkzeug geführt. Die Gratbildung und die Oberflächenrauheit wurden im Vergleich zur Trockenbearbeitung bei Raumtemperatur durch die indirekte Werkstückkühlung kaum beeinflusst. Folglich konnte mit reiner Prozesskühlung ohne den Einsatz von KSS kein zufriedenstellendes Ergebnis hinsichtlich der Gratbildung und Oberflächenrauheit erzielt werden.

## 8.2 Handlungsempfehlungen zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen

Die Auswertung der Ergebnisse beim Einsatz verschiedener Kühlschmierstrategien hat gezeigt, dass es keine einheitliche Lösung für die Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan hinsichtlich Kühlschmierstrategie oder Kühlschmierstoff gibt. Im Rahmen der Untersuchungen hat sich zudem bestätigt, dass die Aufbauschneidenbildung bei höheren Drehzahlen eine der größten Herausforderungen beim Mikrofräsen von cp-Titan ist. Um zu bewerten, welche Kühlschmierstrategie, welcher KSS bzw. welche Kühltemperatur oder welche Drehzahl insgesamt zu den besten Ergebnissen führt und damit die Neigung zur Aufbauschneidenbildung reduzieren konnte, wird im Folgenden eine Gegenüberstellung durchgeführt. Hierzu wurden die quantitativen Ergebnisse als Boxplot-Diagramm dargestellt. Die Bewertung der nur qualitativ erfassbaren Prozessergebnisgrößen erfolgte, wie in Abschnitt 4.7 beschrieben, auf drei Stufen (Werkzeugverschleiß und Grat: wenig (1) / mittel (2) / viel (3) bzw. Nutgrundtopographie: gut (Typ A - 1) / mittel (Typ B - 2) / schlecht (Typ C - 3)). Aus dieser Bewertung wurden dann der Mittelwert und die Standardabweichung gebildet. Basierend auf der Gesamtbetrachtung kann eine Handlungsempfehlung zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen von cp-Titan gegeben werden.

### 8.2.1 Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien, Kühlschmierstoffe/Kühltemperaturen und Drehzahlen

Abbildung 8-29 zeigt den Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl. Der Werkzeugverschleiß sollte möglichst gering sein, um zum einen eine möglichst hohe Prozesseffizienz bzw. Wirtschaftlichkeit zu haben. Zum anderen führt Werkzeugverschleiß zu ungewollten Maßabweichungen an den gefertigten Strukturen, einer schlechten Oberflächenqualität und einer starken Gratbildung an den Rändern der Strukturen. Dies kann die Funktionsfähigkeit der Strukturen einschränken oder sogar dazu führen, dass sie nicht eingesetzt werden können. Der geringste Werkzeugverschleiß konnte mit der Kühlschmierstrategie der Nassbearbeitung (NB) erreicht werden. Durch den Einsatz der MMS oder der indirekten Werkstückkühlung (WK) konnte keine Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung erzielt werden. Der eingesetzte Kühlschmierstoff bzw. die Kühltemperatur hat einen weniger großen Einfluss. Dennoch erreichte der KSS PMU den geringsten Werkzeugverschleiß, dicht gefolgt von den KSS EMP und D80 und der Werkstücktemperatur  $10^\circ\text{C}$ . Eine Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  führte nicht zu einer Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Der Grund ist wahrscheinlich die erhöhte Festigkeit des

Werkstoffs bei tieferer Temperatur. Hinsichtlich der Drehzahl ist bei 30.000  $\text{min}^{-1}$  der geringste Werkzeugverschleiß aufgetreten. Bei den Drehzahlen 120.000  $\text{min}^{-1}$  und 230.000  $\text{min}^{-1}$  wurde ein nahezu gleich stark ausgeprägter Werkzeugverschleiß festgestellt.

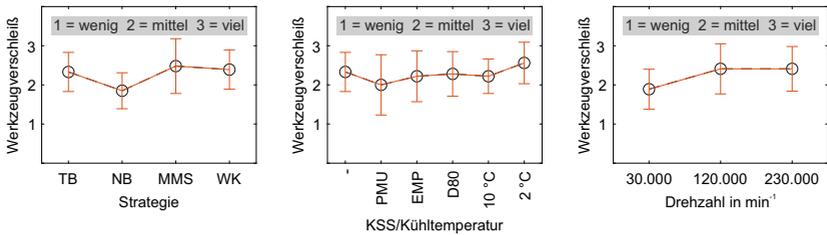


Abbildung 8-29: Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

In Abbildung 8-30 ist der Einfluss der Kühlschmierstrategie, des KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl auf die **Oberflächenrauheit** Sa dargestellt. Die Zielgröße des Sa-Werts ist eine Oberflächenrauheit, die dem Ergebnis der kinematischen Simulation von 100 nm [Auri17] entspricht. Durch die Applikation der Kühlschmierstrategien Nassbearbeitung und MMS konnte eine signifikante Verbesserung im Vergleich zur Trockenbearbeitung erreicht werden. Der Median der Oberflächenrauheit beim Einsatz beider Strategien liegt im Bereich des Ergebnisses der kinematischen Simulation. Zudem konnte die Streuung der Werte reduziert werden. Bei der MMS gab es mehr Ausreißer zu höheren Sa-Werten als bei der Nassbearbeitung. Durch die indirekte Werkstückkühlung konnte der Median zwar leicht reduziert werden, aber die Streuung der Messwerte ist höher als bei der Trockenbearbeitung. Der Vergleich der Kühl- bzw. Schmiermedien bestätigt, dass durch den Einsatz von KSS (Nassbearbeitung und MMS) die Oberflächenrauheit Sa signifikant reduziert werden kann. Die geringste Streuung wurde mit dem KSS EMP erzielt, wobei auch mit den KSS PMU und D80 sehr gute Ergebnisse erreicht worden sind. Der KSS D80 zeigt im Vergleich einige Ausreißer nach oben, was auf einen instabileren Prozess hindeutet. Die indirekte Werkstückkühlung mit 2 °C und 10 °C Werkstücktemperatur konnte zwar den Median im Vergleich zur Trockenbearbeitung reduzieren, aber keine nennenswerte Verbesserung zur Trockenbearbeitung erreichen. Im Unterschied zu den Strategien und den Kühl- bzw. Schmiermedien wurden bei keiner der betrachteten Drehzahlen über alle Pa-

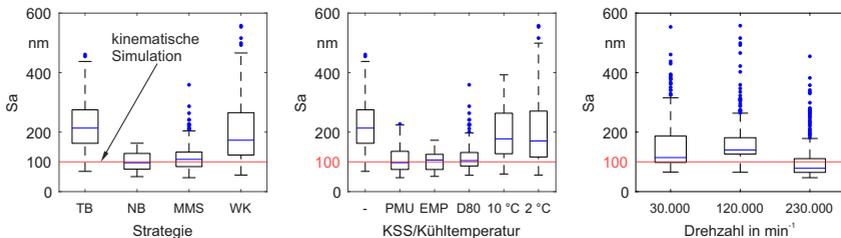


Abbildung 8-30: Oberflächenrauheit Sa in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

parameterkombinationen hinweg gute Ergebnisse erreicht. Der beste Medianwert konnte bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  erzielt werden. Für alle drei Drehzahlen zeigt sich eine rechtsschiefe Verteilung der Sa-Werte innerhalb des Interquartilsabstands. Die vorrangig unterhalb von  $100 \text{ nm}$  liegenden Sa-Werte bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$  sind auf die Aufbauschneidenbildung zurückzuführen, da diese zu verschmierten und damit homogeneren Oberflächen ohne die Abbildung der Kinematik des Stirnfräsens am Nutgrund führt (vgl. [Kier20]).

Die resultierende Oberflächenrauheit ist eng mit der durch das Mikrofräsen am Nutgrund entstandenen Topographie verknüpft. Bei idealer Zerspanung bildet sich am Nutgrund regelmäßig die Kinematik des Stirnfräsens ab. Treten jedoch Anhaftungen am Werkzeug oder Aufbauschneidenbildung auf, können diese durch die Analyse des Nutgrunds nachgewiesen werden. Anhaftungen und Aufbauschneiden haben eine Veränderung der Schneidengeometrie zur Folge, die sich am Nutgrund abbildet. Zudem kommt es zu Ablagerungen der Aufbauschneide auf der bearbeiteten Oberfläche. Abbildung 8-31 zeigt die **Nutgrundtopographie** in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl. Sowohl die Kühlschmierstrategie als auch die Art der Kühlung bzw. Schmierung haben nur einen geringen Einfluss auf die Nutgrundtopographie. Hinsichtlich der Kühlschmierstrategie liegt eine Tendenz zu Nutgrundtopographien, die der Abbildung der Kinematik des Stirnfräsens entsprechen, durch den Einsatz der Nassbearbeitung vor. Durch die indirekte Werkstückkühlung bei  $2 \text{ }^\circ\text{C}$  kam es zu einer geringfügigen Verschlechterung im Vergleich zur Trockenbearbeitung, durch den Einsatz der drei KSS bzw. der Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  zu einer leichten Verbesserung. Im Unterschied dazu ist der Einfluss der Drehzahl auf die Nutgrundtopographie signifikant: Das beste Ergebnis wurde bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  erreicht, das schlechteste bei  $230.000 \text{ min}^{-1}$ . Ursächlich für das drehzahlabhängige Verhalten ist die drehzahlabhängige Temperatur des Werkstoffs in der Kontaktzone. Je höher die Drehzahl, desto höher ist die Werkstofftemperatur. In Verbindung mit der geringen Wärmeleitfähigkeit des cp-Titans kommt es so zu lokal hohen Temperaturen, die eine steigende Neigung zur Aufbauschneidenbildung zur Folge haben.

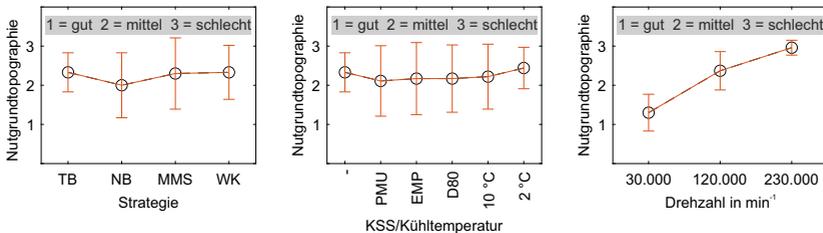


Abbildung 8-31: Nutgrundtopographie in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

Abbildung 8-32 zeigt den **Grat**, der nach der Zerspanung an den Nuten zurückgeblieben ist, in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl. Der Grat schränkt oftmals die Funktionsfähigkeit von Mikrobauteilen oder mikrostrukturierten Bauteilen ein und sollte daher nach Möglichkeit komplett vermieden oder möglichst gering gehalten werden. Bei der Trockenbearbeitung entstand unabhängig von der Drehzahl immer sehr viel Grat. Auch durch den Einsatz der indirekten Werkstückkühlung konnte die Gratbildung nicht reduziert werden. Hingegen zeigte sich durch den Einsatz von KSS ein

positiver Effekt. Die geringste Gratbildung wurde unter der Anwendung der Nassbearbeitung erreicht. Der Vergleich der drei untersuchten KSS zeigt, dass die KSS unterschiedlich gut für die Reduzierung der Gratbildung geeignet sind. Die mittlere Verbesserung der KSS PMU und EMP war mehr als doppelt so hoch im Vergleich zu dem KSS D80. Die Tatsache, dass die Gratbildung durch den Einsatz von KSS reduziert werden kann, jedoch nicht durch die Werkstückkühlung, zeigt, dass es zur Reduzierung der Gratbildung beim Mikrofräsen von cp-Titan wichtig ist, die Wärmeentstehung bereits durch die Reduzierung der Reibung mit Hilfe von Kühlschmierstoffen zu verringern. Es reicht nicht aus durch die Kühlung den Abtransport von Wärme zu fördern. Die Temperatur in der Kontaktzone verändert lokal die Werkstoffeigenschaften des cp-Titans. Bei geringerer Temperatur ist die Festigkeit zwar höher, aber gleichzeitig ist auch die Bruchdehnung niedriger (vgl. Abbildung 4-9 a). Dies führt dazu, dass der Spanbruch bereits bei geringerer plastischer Verformung eintritt. Das bedeutet im Umkehrschluss, dass bei sehr hohen Temperaturen in der Kontaktzone der Span auf der Gleichlaufseite nicht mehr vollständig vom Werkstück abgetrennt wird. Er wird nur noch plastisch verformt und bleibt als Grat am Werkstück zurück. Der Einfluss der Drehzahl auf die Gratbildung ist gering. Unter Verwendung der Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  kann nur eine geringe Verbesserung der Gratbildung im Vergleich zur Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  verzeichnet werden.

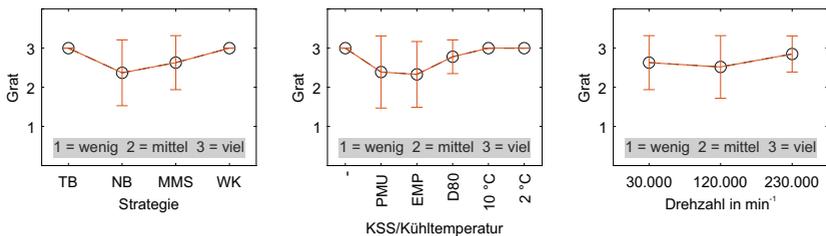


Abbildung 8-32: Gratbildung in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

Die Fertigung von Mikrobauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen erfordert, dass die Maße und Toleranzen, die vor der Fertigung festgelegt werden, eingehalten werden. Abweichungen schränken die Funktionalität stark ein. Aus Abbildung 8-33 wird ersichtlich, dass das Einhalten der Toleranzen beim Mikrofräsen von cp-Titan eine Herausforderung darstellt. Die **Maßhaltigkeit** setzt sich für die durchgeführten Untersuchungen aus der Nuttiefe und -breite zusammen. Abbildung 8-33 zeigt zudem, dass sich die Nuttiefe und -breite hinsichtlich der Abweichungen unterschiedlich verhalten, wodurch es zunächst erforderlich ist Nuttiefe und -breite einzeln zu betrachten. Bei der **Nuttiefe** wurden mit der Kühlschmierstrategie der Nassbearbeitung die meisten Ergebnisse innerhalb der Toleranz gefertigt. Der Median der Messwerte liegt mittig innerhalb des Toleranzfelds und der Interquartilsabstand ist gering. Durch den Einsatz der MMS kam es zu einer Verschlechterung der Maßhaltigkeit der Nuttiefen im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Die geringen Nuttiefen bei der MMS sind auf den hohen Werkzeugverschleiß zurückzuführen. Durch die indirekte Werkstückkühlung ist es im Vergleich zur Trockenbearbeitung zu einer größeren Spannweite der Messwerte gekommen. Insbesondere wurden Nuttiefen oberhalb der oberen Toleranzgrenze beobachtet, was eine signifikante Verschlechterung im Vergleich zur Trockenbearbeitung darstellt. Durch den Einsatz der drei KSS

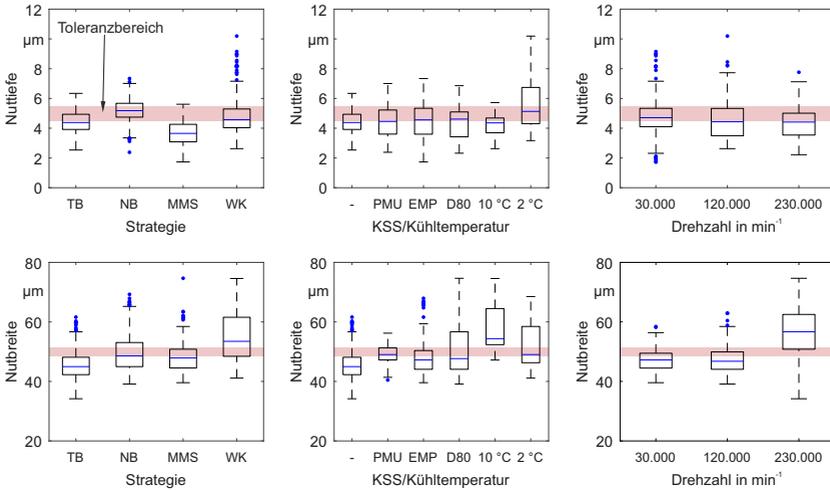


Abbildung 8-33: Nuttiefe und Nutbreite in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

ist die Streuung der Nuttiefen im Vergleich zur Trockenbearbeitung vergrößert worden. Der Grund für die große Streuung ist der signifikante Unterschied zwischen den Ergebnissen der Nassbearbeitung und der MMS, der in die Ergebnisse jedes einzelnen KSS einfließt. Unabhängig von der Kühlschmierstrategie liefern alle drei KSS ähnliche Ergebnisse mit einem Median im Bereich der unteren Toleranzgrenze ( $4,5 \mu\text{m}$ ). Hinsichtlich der Drehzahl konnte kein signifikanter Einfluss auf die Nuttiefe beobachtet werden. Bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  wurde der geringste Interquartilsabstand mit einem Median innerhalb der Toleranzen erreicht. Bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  konnte eine Tendenz zu niedrigeren Nuttiefen festgestellt werden, was auf den erhöhten Werkzeugverschleiß an der Stirnschneide bei diesen Drehzahlen zurückzuführen ist (vgl. Abbildung 8-29).

Die Trockenbearbeitung führte auch bei der **Nutbreite** zu größtenteils zu niedrigen Werten, was auf Werkzeugverschleiß an der Umfangsschneide zurückzuführen ist. Im Unterschied dazu konnte durch die Nassbearbeitung und die MMS ein Median der Nutbreiten im Bereich der unteren Toleranzgrenze und auch generell mehr Nutbreiten innerhalb der Toleranz erreicht werden. Das beste Ergebnis wurde durch den Einsatz der MMS erreicht, die eine etwas geringere Streuung im Vergleich zur Nassbearbeitung erzielte. Unter Anwendung der indirekten Werkstückkühlung wurden größtenteils Nutbreiten oberhalb des oberen Grenzwerts erreicht, die zudem eine große Spannweite aufweisen. Die Analyse der Kühl- bzw. Schmiermedien zeigt eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse durch den Einsatz des KSS PMU im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Durch den KSS EMP konnte ebenfalls eine Verbesserung erreicht werden, jedoch besteht eine Tendenz zu Nutbreiten unterhalb des Toleranzbereichs und zu einer größeren Spannweite der Nutbreiten. Der Einsatz des KSS D80 und der Werkstücktemperaturen  $2 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $10 \text{ }^\circ\text{C}$  führte zu einer großen Streuung der Nutbreiten, die weit oberhalb der oberen Toleranzgrenze liegen. Die Kombination aus viel zu hohen Nutbreiten und einer starken Streuung der Nutbreiten spricht

für die Bildung von großen Aufbauschneiden an der Umfangsschneide und damit für eine unzureichende Kühlschmierung. Insbesondere durch den Einsatz des KSS PMU konnten diese verringert werden, was auf eine gute Kühlschmierung des KSS hindeutet. Bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  wurde im Vergleich zu der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  eine Erhöhung der Nutbreiten und ihrer Streuung festgestellt. Dies ist auf die höhere Neigung zur Aufbauschneidenbildung zurückzuführen. Die Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  erzielten ähnliche Ergebnisse mit einem Median knapp unterhalb der unteren Toleranzgrenze.

Die im Prozess auftretenden Prozesskräfte sollten möglichst gering sein, da hohe Prozesskräfte zum einen den Werkzeugverschleiß erhöhen und zum anderen auf eine nicht ideale Zerspanung hindeuten können. Abbildung 8-34 zeigt die gemessenen **Zerspankräfte**. Das beste Ergebnis der Kühlschmierstrategien wurde bei der Nassbearbeitung erreicht. Der Median wurde bei gleich großem Interquartilsabstand im Vergleich zur Trockenbearbeitung um mehr als ein Drittel reduziert. Auch durch die indirekte Werkstückkühlung konnten die Zerspankräfte auf ein Niveau zwischen der Trockenbearbeitung und der Nassbearbeitung reduziert werden. Die Ausreißer mit hohen Zerspankräften stellen die Werte der Zerspanung mit einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und einer Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  (vgl. Abbildung 8-27) dar. Die Anwendung der MMS hatte zum Teil eine Erhöhung der Zerspankräfte zur Folge, was auf den hohen Werkzeugverschleiß zurückzuführen ist. Der Vergleich der Kühlschmierstoffe, der Werkstücktemperaturen und der Trockenbearbeitung zeigt, dass die geringsten Einzelwerte durch die Anwendung der drei KSS erreicht wurde. Die Schmierwirkung der KSS reduziert die Reibung und damit die Zerspankräfte. Die größten Reduzierungen des Medianwerts wurden durch den KSS PMU und die Werkstücktemperatur  $10^\circ\text{C}$  erreicht, wobei die Streuung bei PMU sowohl zu höheren als auch niedrigeren Zerspankräften größer war. Generell konnte durch alle Kühl- bzw. Schmiermedien der Medianwert reduziert werden. Allerdings führten beispielsweise der KSS D80 und die Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  auch zu höheren Zerspankräften verglichen mit dem Maximalwert bei der Trockenbearbeitung, was auf den höheren Werkzeugverschleiß in Form von Ausbrüchen zurückzuführen ist. Die Ausbrüche wiederum könnten die Folgen einer zu starken Verfestigung der Aufbauschneide durch eine zu schnelle Abkühlung sein. Die Drehzahl hat ebenfalls einen großen Einfluss auf die Zerspankräfte. Abgesehen von den Ausreißern, die bei einer Werkstücktemperatur von  $2^\circ\text{C}$  festgestellt wurden, wurden mit der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  die geringsten Zerspankräfte erreicht. Die Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  hatten höhere Zerspankräfte zur Folge, wobei der Median der Zerspankräfte bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  niedriger ist als der von  $230.000 \text{ min}^{-1}$ , bei ähnlicher Streuung der Zerspankräfte. Die Ursache

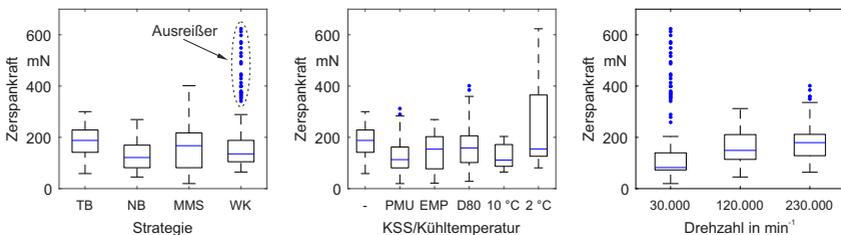


Abbildung 8-34: Zerspankraft in Abhängigkeit von der Kühlschmierstrategie, dem eingesetzten KSS bzw. der Kühltemperatur und der Drehzahl

für diesen Anstieg ist unter anderem der höhere Werkzeugverschleiß und die größere Neigung zur Aufbauschneidenbildung mit höherer Drehzahl.

### 8.2.2 Diskussion und Ableitung von Handlungsempfehlungen

Die gewonnenen Erkenntnisse zum Einsatz der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan legen eine Grundlage, auf deren Basis Handlungsempfehlungen abgeleitet werden können. Es hat sich gezeigt, dass die Prozess- und Prozessergebnisgrößen durch eine Kühlung bzw. Kühlschmierung sowohl positiv als auch negativ im Vergleich zur Referenz der Trockenbearbeitung beeinflusst werden können. Durch eine geeignete Kühlschmierung konnte die Neigung zur Aufbauschneidenbildung verringert werden, was zu einer Verbesserung der Prozess- und Prozessergebnisgrößen geführt hat. Hingegen führte beispielsweise eine starke Kühlung zu mehr Werkzeugverschleiß in Form von Ausbrüchen im Vergleich zur Trockenbearbeitung und damit zu einem schlechteren Prozessergebnis. Generell können für die drei Einflussfaktoren Kühlschmierstrategie, KSS bzw. Kühltemperatur und Drehzahl folgende Erkenntnisse aus den Ergebnissen abgeleitet werden:

Als größte Herausforderung wurde die starke Aufbauschneidenbildung infolge hoher Temperaturen in der Kontaktzone identifiziert. Die hohen Temperaturen haben zwei Ursachen: Zum einen steigen sie mit der Drehzahl an und zum anderen hat cp-Titan eine schlechte Wärmeleitfähigkeit. Hinzu kommt, dass das Volumen der Späne und die Querschnittsfläche der Schneidengeometrie klein sind, wodurch die Wärme nicht ausreichend abgeführt werden kann. Die Aufbauschneiden haben einen negativen Einfluss auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen und auch auf die Stabilität des Prozesses. Somit ist es notwendig die Aufbauschneidenbildung zu reduzieren oder zu vermeiden. Die Untersuchungen zur Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan zeigen, dass es durch die geeignete Wahl der Kühlschmierung möglich ist die Aufbauschneidenbildung zu reduzieren. Unabhängig von der eingesetzten Kühlschmierung eignet sich die Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  von den untersuchten Drehzahlen am besten für die Zerspanung von cp-Titan. Die Temperatur, die in der Kontaktzone entsteht, ist verglichen mit den anderen Drehzahlen gering, wodurch auch die Reduzierung der Temperatur durch Kühlschmierung erleichtert ist. Nachteilig ist jedoch das im Vergleich zu höheren Drehzahlen geringe Zeitspanvolumen, was eine schlechte Wirtschaftlichkeit bedeutet.

Aus dem Vergleich der untersuchten Kühlschmierstrategien wird ersichtlich, dass eine Reduzierung der Aufbauschneidenbildung nur durch den Einsatz von Kühlschmierstrategien mit Kühlschmierstoff möglich ist. Bei der indirekten Werkstückkühlung und der Trockenbearbeitung konnte die Aufbauschneidenbildung nicht reduziert werden, was sich insbesondere in der Maßhaltigkeit der gefertigten Strukturen und der Oberflächenqualität widerspiegelt hat. Durch die Schmierwirkung der KSS wurde die Temperatur in der Kontaktzone reduziert, was neben der Reduzierung der Aufbauschneidenbildung eine signifikante Reduzierung der Gratbildung bewirkte, da es bei geringerer plastischer Verformung zum Spanbruch kommt. Bei höheren Temperaturen in der Kontaktzone wird der Werkstoff hauptsächlich plastisch verformt und bleibt in Form von Grat am Werkstück zurück. Der Vergleich der Strategien mit KSS (NB und MMS) zeigt, dass die Schmierung der Kontaktzone effektiver durch die Nassbearbeitung realisiert werden kann. Bei der Nassbearbeitung wirkt sich die Ausbildung konkaver Menisken positiv auf die Benetzung aus, da der KSS auch bei rotierender Spindel über den Schneidteil hinaus am Werkzeug aufsteigt. Dieses Verhalten verschlechtert sich zwar mit steigender Drehzahl, führte

aber bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  zu einer guten Benetzung und folglich zu guten Ergebnissen. Die Verschlechterung der Ergebnisse mit steigender Drehzahl ist auf den Anstieg der Zentripetalbeschleunigungen bzw. auf die auf den am Werkzeug haftenden KSS einwirkenden g-Kräfte zurückzuführen, wodurch das Erreichen der Kontaktzone mit KSS erschwert wird. Bei der MMS wird deutlich weniger KSS eingesetzt als bei der Nassbearbeitung. Der KSS wird als Aerosol appliziert. Aufgrund der geringeren Menge an KSS wird die Ausbildung konkaver Menisken größtenteils unterbunden, wodurch wahrscheinlich nur der direkt auf das Werkzeug bzw. die Kontaktzone gerichteter KSS die Kontaktzone erreichen kann. Insbesondere bei der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  aber auch bei der Drehzahl  $120.000 \text{ min}^{-1}$  wird der Transport von KSS über das Werkzeug in die Kontaktzone aufgrund der hohen Zentripetalbeschleunigungen erschwert. Somit wird die Kontaktzone bei höheren Drehzahlen wahrscheinlich nur von KSS erreicht, der das Werkstück in der Nähe der Trennzone trifft. Folglich ist die Nassbearbeitung der MMS überlegen, weil diese positiv durch den Größeneffekt der Benetzung (Ausbildung von konkaven Menisken) profitiert. Zudem hat die zusätzliche Kühlwirkung des Aerosols einen negativen Einfluss auf den Prozess, weil es dadurch zu einer Abkühlung des am Mikrofräser anhaftenden cp-Titans kommt. Die daraus resultierende Verfestigung hat zur Folge, dass sich die Aufbauschneide nicht mehr kontinuierlich auf- und abbauen kann, sondern bei zu hoher Belastung mit einem Teil des Hartmetalls abreißt. Die Folge ist ein hoher Werkzeugverschleiß.

Im Unterschied zur Wahl der Drehzahl und der Kühlschmierstrategie hat der eingesetzte KSS einen kleineren Effekt auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Generell müssen Kühlschmierstoffe, die in der Mikrozerspanung eingesetzt werden, gute Benetzungseigenschaften aufweisen, damit die kleinen Strukturen benetzt werden können. Darüber hinaus haben die Ergebnisse unabhängig von der Kühlschmierstrategie gezeigt, dass KSS zwei Hauptmerkmale aufweisen sollten, damit diese beim Mikrofräsen bei höheren Drehzahlen als  $30.000 \text{ min}^{-1}$  einsetzbar sind. Zum einen muss der KSS auch bei höheren Temperaturen einsatzfähig sein. Durch die schlechte Wärmeleitfähigkeit des cp-Titans und das geringe Volumen der Späne und des Schneidteils muss die bei der Spanbildung entstehende Wärme hauptsächlich vom KSS aufgenommen werden, wodurch sich der KSS in der Zerspanzone lokal sehr stark erwärmen kann. Aufgrund dieser Erwärmung und dem temperaturbedingten Viskositätsabfall sinkt die Wahrscheinlichkeit einen Schmierfilm aufzubauen und somit generell auch die Leistungsfähigkeit des KSS. Die Versuche zeigen, dass der auf einem Esteröl basierte KSS PMU mit der höchsten Viskosität die besten Eigenschaften lieferte. Somit ist davon auszugehen, dass die niedrigviskosen KSS trotz ihres besseren Benetzungsverhaltens nicht vorteilhaft für das Mikrofräsen von cp-Titan sind. Zum anderen sollte der KSS hohe Kohäsionskräfte und hohe Adhäsionskräfte zwischen KSS und Werkstück sowie zwischen KSS und Werkzeug aufweisen. Hohe Adhäsionskräfte zwischen dem KSS und dem Werkstück sind wichtig, da diese einen direkten Einfluss auf die Menge an durch die Sperrluft der Spindel abgedrängten KSS haben. Hohe Adhäsionskräfte zwischen KSS und Werkzeug und hohe Kohäsionskräfte innerhalb des KSS hingegen sind notwendig, damit es bei höheren Drehzahlen trotz der hohen Zentripetalbeschleunigungen und damit -kräften zu einer ausreichenden Benetzung kommen kann und es beispielsweise nicht zur Zerstäubung des KSS kommt. Dies wurde bei dem KSS D80 bei  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  beobachtet und kann der Grund für die im Vergleich zu den anderen KSS schlechteren Ergebnisse sein. Der KSS D80 weist den geringsten Kontaktwinkel und damit die höchste Benetzung der drei KSS (D80, PMU und EMP) auf.

Zusammenfassend wurde das beste Prozessergebnis mit der Nassbearbeitung, dem KSS PMU und der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  erreicht. Mit dieser Kombination konnte die Aufbauschneidenbildung minimiert werden, was zu homogenen Oberflächen, Oberflächenrauheiten mit geringen Abweichungen zur kinematischen Rauheit, Nuttiefen und -breiten im Toleranzbereich und einer geringen Gratbildung geführt hat.

## **9 Zusammenfassung und Ausblick**

Das Mikrofräsen ist ein spanendes Mikrobearbeitungsverfahren, das zur Herstellung von Mikrobauteilen und mikrostrukturierten Oberflächen eingesetzt wird. Es zeichnet sich durch seine Flexibilität, die Vielzahl an bearbeitbaren Werkstoffen und seine Geometriefreiheit aus. Zudem führte die stetige Miniaturisierung dazu, dass auch immer kleinere Werkzeuge benötigt wurden. Durch die Herabskalierung der Werkzeuge traten eine Vielzahl von Größeneffekten auf, die einen negativen Einfluss auf den Prozess haben. Ein Größeneffekt, der sich direkt auf die Strukturqualität auswirkt, ist der geringe Wert des Verhältnisses von Spannungsdicke zu Schneidenradius. Dieser geringe Wert führt dazu, dass die Mindestspannungsdicke nicht immer eingehalten werden kann, was eine schlechte Oberflächenqualität, eine Zunahme des Grades und eine Erhöhung der spezifischen Kräfte zur Folge hat. Weiterhin wird die Oberflächenqualität negativ durch Werkzeugverschleiß und Aufbauschneidenbildung beeinflusst. Um dem entgegenzuwirken, die Effizienz des Mikrofräsens zu steigern und die Qualität mikrostrukturierter Oberflächen zu erhöhen, können Kühlschmierstoffe eingesetzt werden. Eine ganzheitliche Betrachtung des Einsatzes der Kühlschmierung beim Mikrofräsen wurde bislang aber noch nicht durchgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde deshalb der Einfluss der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan untersucht. Hierzu wurden zunächst Kühlschmiersysteme ausgewählt, entwickelt und charakterisiert, die für die Kühlschmierung von Mikrofräsern mit einem Durchmesser von 50 µm geeignet sind. Die Nassbearbeitung, die durch ein Überangebot an Kühlschmierstoff charakterisiert ist, wurde nicht wie meist in der konventionellen Zerspaltung üblich durch eine Düse realisiert. Zur vollständigen Benetzung der Oberfläche wurde der KSS mit einer Spritze über eine Kanüle zugeführt. Das Minimalmengenschmiersystem wurde selbst entwickelt, da es mit den am Markt erhältlichen Minimalmengenschmiersystemen nicht möglich ist Kühlschmierstoffvolumenströme von unter einem Milliliter pro Stunde zu realisieren. Solche geringen Mengen werden aber für das Mikrofräsen mit Durchmessern von 50 µm benötigt, da größere Volumenströme bei diesen Werkzeugen zu einer Überflutung der Kontaktzone führen. Das Sprühverhalten des Minimalmengenschmiersystems wurde hinsichtlich der Tropfenverteilung und -größe charakterisiert und optimiert. Betrachtet wurden die Einflussfaktoren Zufuhrdruck der Luft, Volumenstrom des Kühlschmierstoffs und Abstand zwischen Düsenausgang und dem Auftreffpunkt des Kühlschmierstoffs. Anhand dieser Charakterisierung zeigte sich bereits, dass große Abstände und hohe Zufuhrdrücke der Luft ungeeignet für den Einsatz einer Minimalmengenschmierung beim Mikrofräsen sind. Zur Realisierung der indirekten Werkstückkühlung wurde ein Kühlsystem entwickelt, bei dem zur Kühlung des Werkstücks ein Peltierelement eingesetzt wird. Das Werkstück befindet sich während der Zerspaltung direkt auf dem Peltierelement und wird über dieses indirekt gekühlt. Das Kühlsystem wurde im Hinblick auf die erreichbaren Werkstücktemperaturen und die Einflüsse der Umgebungsbedingungen (z. B. Einfluss der Sperrluft der Spindel) auf die Werkstückkühlung charakterisiert. Für die Zerspaltung wurden die Werkstücktemperaturen 2 °C und 10 °C gewählt, bei denen es nicht zur Bildung von Kondenswasser oder Eis auf dem Werkstück kommt.

Zur weiteren Auslegung der Minimalmengenschmierung wurden Versuche durchgeführt, um den Einfluss des Volumenstroms des KSS, der Zufuhrrichtung und des Zufuhrdrucks der Luft zu untersuchen. Die besten Ergebnisse wurden mit einem Volumenstrom von 0,7 ml/h erzielt. Der Verschleiß der Mikrofräser und insbesondere die Aufbauschneidenbildung konnten mit die-

sem Volumenstrom im Vergleich zur Trockenbearbeitung signifikant reduziert werden. Ebenso wurden Sa-Werte im Bereich des Ergebnisses der kinematischen Simulation (100 nm) erreicht. Insgesamt zeigten sich bei einem Volumenstrom von 0,7 ml/h konstante Zerspanbedingungen. Mit steigendem Volumenstrom kam es zu einer Verschlechterung der Ergebnisse. Auch die Zufuhrrichtung des Aerosols beeinflusst das Prozessergebnis. Unter der Zufuhrrichtung von 180°, bei der der Kühlschmierstoff in Vorschubrichtung appliziert wird, wurde die geringste Oberflächenrauheit und gleichmäßigste Oberfläche gefertigt. Bei anderen Richtungen kommt es zur Abschirmung der Nut durch die Grate und somit zu einer unzureichenden Kühlung. Zwischen dem Zufuhrdruck der Luft und den Prozessergebnissen konnte hingegen kein eindeutiger Zusammenhang festgestellt werden. Es wurde festgestellt, dass die Drehzahl einen größeren Einfluss hat als der Zufuhrdruck der Luft. Die besten Ergebnisse entstanden bei einem Zufuhrdruck von 2 bar.

Durch den Vergleich verschiedener Kühlschmierstoffe wurde die Bedeutung der Kühlschmierstoffeigenschaften für eine effiziente Kühlung beim Mikrofräsen verdeutlicht. Alle vier betrachteten Öle und die zwei Emulsionen hatten einen positiven Einfluss auf die Oberflächenrauheit. Insbesondere konnten Anhaftungen auf der erzeugten Oberfläche signifikant verringert werden. Der Kühlschmierstoffeinfluss zeigte sich bei der Betrachtung weiterer Prozess- und Prozessergebnisgrößen. Die Verwendung der beiden Emulsionen führte zum größten Werkzeugverschleiß, was in erster Linie auf die geringere Schmierwirkung im Vergleich zu den Ölen zurückzuführen ist. Der Werkzeugverschleiß hatte große Abweichungen in der Maßhaltigkeit der Nutbreite und Nuttiefe und hohe Prozesskräfte zur Folge. In einigen Fällen kam es sogar zu einer Verschlechterung der Ergebnisse im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Signifikant bessere Ergebnisse erzielte der Einsatz der Öle, deren Leistungsfähigkeit weiter untersucht wurde.

Ausgangspunkt der Untersuchungen zu den Kühlungstrategien beim Mikrofräsen war die aktuell überwiegend eingesetzte Trockenbearbeitung, bei der weder ein Kühlschmierstoff noch eine Kühlung eingesetzt wurde. Die Trockenzerspannung ist unabhängig von der eingesetzten Drehzahl geprägt durch Aufbauschneidenbildung, die zu Ablagerungen der Aufbauschneiden am Nutgrund und damit zu einer starken Beeinflussung der Oberflächenrauheit führt. Zum anderen haben Aufbauschneiden am Mikrofräser Abweichungen in der Maßhaltigkeit in Form von breiteren und tieferen Strukturen zur Folge. Eine weitere Folge ist ein instabiler Prozess mit einer großen Streuung der Messwerte. Die höhere Werkstofftemperatur in der Kontaktzone zwischen Mikrofräser und Werkstück bei steigender Schnittgeschwindigkeit verstärkt die Aufbauschneidenbildung noch weiter. Bei höheren Drehzahlen ist die Trockenbearbeitung aufgrund der Aufbauschneidenbildung daher nicht beherrschbar. Die Hauptursache für die Bildung von Aufbauschneiden ist die schlechte Wärmeleitfähigkeit von cp-Titan in Verbindung mit dem geringen Spanvolumen beim Mikrofräsen, über das die Wärme nur unzureichend abgeführt werden kann. Dies führt vor allem bei hohen Drehzahlen/Schnittgeschwindigkeiten zu lokal hohen Temperaturen.

Der Einsatz der Nassbearbeitung verbesserte bei allen Drehzahlen das Prozessergebnis. Im Vergleich zur Trockenbearbeitung konnte der Werkzeugverschleiß insbesondere bei den Drehzahlen 120.000 min<sup>-1</sup> und 230.000 min<sup>-1</sup> reduziert werden. Die Oberflächenrauheit und die Streuung der Messwerte wurden unabhängig vom eingesetzten KSS verbessert. Zudem führte die Applikation nahezu aller KSS zu geringeren Prozesskräften im Vergleich zur Trockenbearbeitung. Bei

der Drehzahl  $230.000 \text{ min}^{-1}$  wurde jedoch nur eine geringere Reduzierung der Prozesskräfte erreicht. Generell zeigte sich, dass die Leistungsfähigkeit der Kühlschmierstoffe mit steigender Drehzahl abnimmt, was primär auf die hohen Zentripetalbeschleunigungen bzw. -kräfte zurückzuführen ist, die auf den KSS am Werkzeug wirken. Dadurch wird die Kühlschmierstoffzufuhr in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück nahezu vollständig unterbunden. Die Gegenüberstellung der drei untersuchten KSS zeigte, dass durch die Applikation des KSS PMU die Oberflächenqualität erhöht und die Gratbildung verringert wurde. Es konnte jedoch kein signifikanter Einfluss des KSS auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen festgestellt werden. Der Einfluss der Drehzahl auf das Prozessergebnis ist wesentlich größer als der Einfluss der untersuchten KSS.

Der Drehzahleinfluss zeigte sich auch beim Einsatz der Minimalmengenschmierung. Bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  wurde unabhängig vom eingesetzten Kühlschmierstoff ein geringer Werkzeugverschleiß und damit eine Verbesserung gegenüber der Trockenbearbeitung festgestellt. Bei dieser Drehzahl konnte auch die Reduzierung der Prozesskräfte durch alle KSS beobachtet werden. Ein konträres Bild zeigte sich beim Einsatz der Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$ , bei denen ein hoher Werkzeugverschleiß in Form von Ausbrüchen aufgetreten ist und die Prozesskräfte nicht reduziert werden konnten. Der Einsatz der MMS hatte zudem eine unzureichende Maßhaltigkeit zur Folge. Mit keinem der untersuchten KSS konnte eine bessere Maßhaltigkeit der Nuttiefe gegenüber der Trockenbearbeitung erreicht werden. Auch bei der Nutbreite konnte nur teilweise eine Verbesserung erreicht werden. Die Abweichungen in der Maßhaltigkeit sind auf den hohen Werkzeugverschleiß und die Aufbauschneidenbildung zurückzuführen. Die Ursache für den hohen Werkzeugverschleiß bei der Minimalmengenschmierung liegt möglicherweise an der zusätzlichen Kühlung durch das Aerosol, das das Erstarren der Anhaftungen bzw. Aufbauschneiden fördert. Diese können nicht mehr kontinuierlich auf- und abgebaut, sondern werden vom Hartmetall abgerissen. Der vergrößerte Schneidenradius und die raue Bruchfläche des Hartmetalls begünstigen das Anhaften von Werkstoff, was den Effekt weiter verstärkt.

Der Einfluss der indirekten Werkstückkühlung auf das Prozessergebnis beim Mikrofräsen von cp-Titan wurde durch den Einsatz des auf einem Peltierelement basierenden Kühlsystems untersucht. Bei einer Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^{\circ}\text{C}$  wurde der Werkzeugverschleiß im Vergleich zur Trockenbearbeitung (Raumtemperatur:  $21 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) reduziert. Bei den Drehzahlen  $120.000 \text{ min}^{-1}$  und  $230.000 \text{ min}^{-1}$  konnte zudem eine Reduzierung der Prozesskräfte erreicht werden. Dem gegenüber stehen die Ergebnisse, die die negativen Einflüsse der Werkstückkühlung auf das Mikrofräsen von cp-Titan zeigen. Durch die geringere Werkstücktemperatur erhöht sich die Festigkeit des cp-Titan. Die Folge war insbesondere bei einer Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$  ein starker Anstieg der Prozesskräfte. Bei einer Werkstücktemperatur von  $2 \text{ }^{\circ}\text{C}$  kam es aufgrund der hohen Prozesskräfte zu Ausbrüchen an den Werkzeugen. Die Gratbildung und die Oberflächenrauheit wurden unabhängig von der Werkstücktemperatur durch die Werkstückkühlung im Vergleich zur Trockenbearbeitung kaum beeinflusst. Im Allgemeinen konnte durch die Werkstückkühlung keine signifikante Verbesserung gegenüber der Trockenbearbeitung festgestellt werden. Die Ergebnisse der Werkstücktemperatur von  $10 \text{ }^{\circ}\text{C}$  zeigen aber, dass sich die indirekte Werkstückkühlung bei höheren Drehzahlen positiv auf den Werkzeugverschleiß oder die Prozesskräfte auswirken kann.

Aus der direkten Gegenüberstellung der Kühlschmierstrategien, Kühlschmierstoffe/Kühltemperaturen und Drehzahlen lieferte die Kombination aus der Drehzahl von  $30.000 \text{ min}^{-1}$ , der Nassbearbeitung und des Kühlschmierstoffs PMU die besten Ergebnisse. Bei der Drehzahl  $30.000 \text{ min}^{-1}$  ist die Temperatur in der Kontaktzone verglichen mit den höheren Drehzahlen niedriger, wodurch die Neigung zur Aufbauschneidenbildung geringer ist. Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit des cp-Titans und des geringen Spanvolumens bzw. der kleinen Querschnittsfläche der Schneidengeometrie stellt die Wärmeabfuhr aus der Kontaktzone beim Mikrofräsen von cp-Titan eine Herausforderung dar.

Der Vergleich der Trockenbearbeitung, des Kühlschmierstoffeinsatzes und der Werkstückkühlung zeigte, dass zur Reduzierung der Oberflächenrauheit und der Gratbildung der Einsatz von Kühlschmierstoffen notwendig ist. Durch die Schmierwirkung wurde die Reibung und damit die Temperatur in der Kontaktzone reduziert. Höhere Drehzahlen stellten bei den Strategien mit KSS, der Nassbearbeitung und der MMS, jedoch eine Herausforderung dar, weil hohe Radialbeschleunigungen dazu führen, dass KSS, der in Kontakt mit dem Mikrofräser kommt, aufgrund seiner Trägheit weggeschleudert wird. Zusätzlich wird bei der MMS durch das auf das Werkzeug gerichtete Aerosol der überschüssige KSS vom Werkstück abgedrängt und hauptsächlich die auftreffenden Tropfen können zur Kühlschmierung beitragen. Im Vergleich lieferte die Nassbearbeitung bessere Ergebnisse. Durch das Überangebot an KSS kommt es bei den Drehzahlen  $30.000 \text{ min}^{-1}$  und  $120.000 \text{ min}^{-1}$  zur Benetzung des gesamten Schneidteils des Mikrofräasers mit KSS durch die Ausbildung konkaver Menisken. Im Unterschied zu den Kühlschmierstrategien und Drehzahlen hatte der KSS selbst einen geringen Einfluss auf das Prozessergebnis. Von den drei untersuchten Kühlschmierstoffen erzielte der esterölbasierte Kühlschmierstoff PMU die besten Ergebnisse, da er im Vergleich zu den Kühlschmierstoffen EMP und D80 Eigenschaften (z. B. höhere Viskosität, höherer Flammpunkt) aufweist, die eine längere Einsetzbarkeit des KSS bei höheren KSS-Temperaturen und höheren Zentripetalbeschleunigungen ermöglichen.

Die durchgeführten Arbeiten zeigen das große Potential der Kühlschmierung beim Mikrofräsen von cp-Titan. Dennoch ist eine weitere Verringerung der Neigung zur Aufbauschneidenbildung erforderlich, um die Prozessstabilität zu erhöhen. Ein Ansatzpunkt die Neigung zu Anhaftungen bzw. zur Aufbauschneidenbildung weiter zu verringern ist der gleichzeitige Einsatz von KSS und Werkzeugbeschichtungen. Durch Werkzeugbeschichtungen wird die Reibung weiter reduziert, Anhaftungen erschwert und der Wärmefluss aus der Kontaktzone in das Werkzeug verringert. Allerdings haben die meisten Werkzeugbeschichtungen hohe Schichtdicken (bis zu mehreren Mikrometern), die eine Vergrößerung des Schneidenradius bedingen. Es besteht Forschungsbedarf darüber, welche Kombination aus Beschichtung, KSS und KSS-Strategie sich positiv auf das Mikrofräsen auswirkt. Darüber hinaus muss ein automatisiertes, regelbares Nassbearbeitungssystem entwickelt werden, das in Desktopwerkzeugmaschinen integriert werden kann. Es muss zum einen die kontinuierliche Benetzung der Oberfläche mit KSS sicherstellen und zum anderen an die Gegebenheiten der Werkzeugmaschine angepasst sein, die oftmals keine Kapselung und nur eine begrenzte Möglichkeit zum Auffangen des überschüssigen KSS besitzt. Zudem hat sich gezeigt, dass der Kühlschmierstoff für den Einsatz bei der Mikrozerspannung geeignet sein muss. Aktuell sind keine speziell auf die Mikrozerspannung angepassten KSS verfügbar. Um die Effizienz der Mikrobearbeitung weiter zu steigern, sollte ein speziell auf die Mikrobearbeitung zugeschnittener KSS entwickelt werden. Des Weiteren ist die Übertragbarkeit der erzielten Ergebnisse auf andere Werkstoffe und andere Mikrobearbeitungsverfahren zu überprüfen.

## 10 Literaturverzeichnis

- [Adam01] D. P. Adams, M. J. Vasile, G. Benavides, A. N. Campbell: Micromilling of metal alloys with focused ion beam–fabricated tools. *Precision Engineering* 25/2 (2001): S. 107–113. 10.1016/S0141-6359(00)00064-7
- [Aero23] Aerotech: PlanarSL Two Axis, Mechanical Bearing, Ball-Screw Stage. <<https://www.aerotech.com/product/stages-actuators/planarsl-two-axis-mechanical-bearing-ball-screw-stage/>> - 07.09.2023
- [Afaz13] S. M. Afazov, D. Zdebski, S. M. Ratchev, J. Segal, S. Liu: Effects of micro-milling conditions on the cutting forces and process stability. *Journal of Materials Processing Technology* 213/5 (2013): S. 671–684. 10.1016/j.jmatprotec.2012.12.001
- [Albr60] P. Albrecht: New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *Journal of Engineering for Industry* 82/4 (1960): S. 348–357. 10.1115/1.3664242
- [Alha19] L. Alhadeff, M. Marshall, T. Slatter: The influence of tool coating on the length of the normal operating region (steady-state wear) for micro end mills. *Precision Engineering* 60 (2019): S. 306–319. 10.1016/j.precisioneng.2019.07.018
- [Ali06] M. Y. Ali, A. S. Ong: Fabricating micromilling tool using wire electrodischarge grinding and focused ion beam sputtering. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 31/5-6 (2006): S. 501–508. 10.1007/s00170-005-0220-9
- [Ali17] M. Y. Ali, W. N. Jailani, M. A. Rahman, M. H. Hasan, A. Banu: Effect of Minimum Quantity Lubrication on Surface Roughness in Tool-Based Micromilling. *IJUM Engineering Journal* 18/1 (2017): S. 147–154
- [Alti03] L. Altng, F. Kimura, H. N. Hansen, G. Bissacco: Micro Engineering. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 52/2 (2003): S. 635–657. 10.1016/S0007-8506(07)60208-X
- [Aram08] A. Aramcharoen, P. T. Mativenga, S. Yang, K. E. Cooke, D. G. Teer: Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48/14 (2008): S. 1578–1584. 10.1016/j.ijmachtools.2008.05.011
- [Arra20] P. A. Arrabiyeh, M. Heintz, S. Kieren-Ehnes, M. Bohley, B. Kirsch, J. C. Aurich: Submerged micro grinding: a metalworking fluid application study. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 107/9-10 (2020): S. 3807–3815. 10.1007/s00170-020-05240-x
- [Asla16a] K. Aslantaş, A. Çicek, İ. Uçun, M. Percin, H. E. Hopa: Performance Evaluation of a Hybrid Cooling–lubrication System in Micro-milling of Ti6Al4V Alloy. *Procedia CIRP* 46 - Proceedings of the 7th CIRP Conference on High Performance Cutting (2016): S. 492–495. 10.1016/j.procir.2016.04.037
- [Asla16b] K. Aslantaş, H. E. Hopa, M. Percin, İ. Uçun, A. Çicek: Cutting performance of nano-crystalline diamond (NCD) coating in micro-milling of Ti6Al4V alloy. *Precision Engineering* 45 (2016): S. 55–66. 10.1016/j.precisioneng.2016.01.009

- [Asla18] K. Aslantaş, A. Çiçek: The effects of cooling/lubrication techniques on cutting performance in micro-milling of Inconel 718 superalloy. *Procedia CIRP 77 - Proceedings of the 8th CIRP Conference on High Performance Cutting* (2018): S. 70–73. 10.1016/j.procir.2018.08.219
- [Auri09] J. C. Aurich, D. Dornfeld, P. J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz, S. Min: Burrs - Analysis, control and removal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 58/2* (2009): S. 519–542. 10.1016/j.cirp.2009.09.004
- [Auri12] J. C. Aurich, I. G. Reichenbach, G. M. Schüler: Manufacture and application of ultra-small micro end mills. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 61/1* (2012): S. 83–86. 10.1016/j.cirp.2012.03.012
- [Auri16] J. C. Aurich, F. Schneider, P. Mayer, B. Kirsch, H. Hasse: Oberflächenerzeugungs-Morphologie-Eigenschafts-Beziehungen. *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 111/4* (2016): S. 213–216. 10.3139/104.111502
- [Auri17] J. C. Aurich, M. Bohley, I. G. Reichenbach, B. Kirsch: Surface quality in micro milling: Influences of spindle and cutting parameters. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 66/1* (2017): S. 101–104. 10.1016/j.cirp.2017.04.029
- [Balá21] B. Z. Balázs, N. Geier, M. Takács, J. P. Davim: A review on micro-milling: recent advances and future trends. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 112/3-4* (2021): S. 655–684. 10.1007/s00170-020-06445-w
- [Band16] C. Bandapalli, K. K. Singh, B. M. Sutaria, D. V. Bhatt: Experimental investigation of machinability parameters in high-speed micro-end milling of titanium (grade-2). *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 85/9-12* (2016): S. 2139–2153. 10.1007/s00170-015-7443-1
- [Band18] C. Bandapalli, B. M. Sutaria, D. V. Prasad Bhatt, K. K. Singh: Tool Wear Analysis of Micro End Mills - Uncoated and PVD Coated TiAlN & AlTiN in High Speed Micro Milling of Titanium Alloy - Ti-0.3Mo-0.8Ni. *Procedia CIRP 77 - Proceedings of the 8th CIRP Conference on High Performance Cutting* (2018): S. 626–629. 10.1016/j.procir.2018.08.191
- [Barg18] H.-J. Bargel, G. Schulze: *Werkstoffkunde. 12. Auflage.* Springer-Verlag, (2018). 10.1007/978-3-662-48629-0
- [Bene17] E. Benedicto, D. Carou, E. M. Rubio: Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems Used in Machining Processes. *Procedia Engineering 184* (2017): S. 99–116. 10.1016/j.proeng.2017.04.075
- [BGI10] BGI/GUV-I 718: Minimalmengenschmierung in der spanenden Fertigung. Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung (DGUV), (2010).
- [Bier12] D. Biermann, M. Steiner: Analysis of Micro Burr Formation in Austenitic Stainless Steel X5CrNi18-10. *Procedia CIRP 3 - Proceedings of the 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems* (2012): S. 97–102. 10.1016/j.procir.2012.07.018
- [Bohl16] M. Bohley, I. G. Reichenbach, C. Müller, B. Kirsch, J. C. Aurich: Compact hydrodynamic spindle module for micromachining applications. *Proceedings of the 16th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2016)

- [Bohl18] M. Bohley, I. Reichenbach, S. Kieren-Ehse, L. Heberger, P. Arrabiyeh, R. Merz, L. Böhme, J. Hering, B. Kirsch, M. Kopnarski, E. Kerscher, G. von Freymann, J. C. Aurich: Coating of Ultra-Small Micro End Mills: Analysis of Performance and Suitability of Eight Different Hard-Coatings. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 2/2 (2018): S. 22. 10.3390/jmmp2020022
- [Bohl20] M. Bohley: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, (2020)
- [Böhm19] L. Böhme, A. Hebestreit, S. Kieren-Ehse, M. Bohley, B. Kirsch, J. C. Aurich, E. Kerscher: Präparation dünner Stege zur Bestimmung der kristallographischen Orientierung und deren Einfluss bei der Zerspanung von Reintitan auf der Mikroskala. In: Fortschritte in der Metallographie. Hrsg. von G. Petzow. Bd. 53. Sonderbände der Praktischen Metallographie zur 53. Metallographie - Tagung. (2019): S. 143–148
- [Böhm21] L. Böhme: Einflussfaktoren auf die Rissinitiierung, die Rissausbreitung und die Wechselfestigkeit von mikrostrukturierten Proben aus Reintitan. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern, (2021)
- [Brin13] E. Brinksmeier, O. Riemer, C. Brandao, A. Meier, F. Böhmermann: Potentiale der Mikrofertigung - Neue Wege der Bearbeitung und innovative Maschinenkonzepte. *Industrie Management* 29/2 (2013): S. 20–24
- [Brin15] E. Brinksmeier, D. Meyer, A. G. Huesmann-Cordes, C. Herrmann: Metalworking fluids—Mechanisms and performance. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64/2 (2015): S. 605–628. 10.1016/j.cirp.2015.05.003
- [Brin99] E. Brinksmeier, C. Heinzl, M. Wittmann: Friction, Cooling and Lubrication in Grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 48/2 (1999): S. 581–598. 10.1016/S0007-8506(07)63236-3
- [Brüc01] R. Brück, H.-D. Bauer: *Angewandte Mikrotechnik: LIGA - Laser - Feinwerktechnik*. Hanser, (2001)
- [Brud06] G. Brudek, J. P. Wulfsberg: Kühlschmierung beim Mikrofräsen: Einfluss der Kühlschmierverfahren und -stoffe auf die erzeugte Oberflächengüte beim Mikrofräsen. *wt Werkstattstechnik online* 96/1-2 (2006): S. 6–11
- [Brus16] S. Bruschi, G. Tristo, Z. Rysava, P. F. Bariani, D. Umbrello, L. de Chiffre: Environmentally clean micromilling of electron beam melted Ti6Al4V. *Journal of Cleaner Production* 133 (2016): S. 932–941. 10.1016/j.jclepro.2016.06.035
- [Burt14] G. Burton, C.-S. Goo, Y. Zhang, M. B. Jun: Use of vegetable oil in water emulsion achieved through ultrasonic atomization as cutting fluids in micro-milling. *Journal of Manufacturing Processes* 16/3 (2014): S. 405–413. 10.1016/j.jmapro.2014.04.005
- [Celi22] P. Celis, E. Vazquez, C. G. Soria-Hernández, D. Bargnani, C. A. Rodriguez, E. Ceretti, E. García-López: Evaluation of Ball End Micromilling for Ti6Al4V ELI Microneedles Using a Nanoadditive Under MQL Condition. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 9/5 (2022): S. 1231–1246. 10.1007/s40684-021-00383-y
- [Chae06] J. Chae, S. S. Park, T. Freiheit: Investigation of micro-cutting operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46/3-4 (2006): S. 313–332. 10.1016/j.ijmactools.2005.05.015

- [Chen13] K. Cheng, D. Huo: *Micro-cutting: Fundamentals and applications*. Microsystem and Nanotechnology. Wiley, (2013). 10.1002/9781118536605
- [Chen15] Q. Chen, G. A. Thouas: *Metallic implant biomaterials*. Materials Science and Engineering: R: Reports 87 (2015): S. 1–57. 10.1016/j.mser.2014.10.001
- [Cher06] G.-L. Chern: Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46/12-13 (2006): S. 1517–1525. 10.1016/j.ijmactools.2005.09.006
- [Cher07] G.-L. Chern, Y.-J. E. Wu, J.-C. Cheng, J.-C. Yao: Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM. *Precision Engineering* 31/2 (2007): S. 122–129. 10.1016/j.precisioneng.2006.04.001
- [Chet16] Chetan, B. C. Behera, S. Ghosh, P. V. Rao: Wear behavior of PVD TiN coated carbide inserts during machining of Nimonic 90 and Ti6Al4V superalloys under dry and MQL conditions. *Ceramics International* 42/13 (2016): S. 14873–14885. 10.1016/j.ceramint.2016.06.124
- [Chic98] D. R. Chichili, K. T. Ramesh, K. J. Hemker: The high-strain-rate response of alpha-titanium: experiments, deformation mechanisms and modeling. *Acta Materialia* 46/3 (1998): S. 1025–1043. 10.1016/S1359-6454(97)00287-5
- [Colp19] A. Colpani, A. Fiorentino, E. Ceretti, A. Attanasio: Tool wear analysis in micro-milling of titanium alloy. *Precision Engineering* 57 (2019): S. 83–94. 10.1016/j.precisioneng.2019.03.011
- [Dadg18] A. Dadgari, D. Huo, D. Swailes: Investigation on tool wear and tool life prediction in micro-milling of Ti-6Al-4V. *Nanotechnology and Precision Engineering* 1/4 (2018): S. 218–225. 10.1016/j.npe.2018.12.005
- [Dani22] M. Danish, K. Aslantas, A. Hascelik, S. Rubaiee, M. K. Gupta, M. B. Yildirim, A. Ahmed, A. B. Mahfouz: An experimental investigations on effects of cooling/lubrication conditions in micro milling of additively manufactured Inconel 718. *Tribology International* 173 (2022): S. 107620. 10.1016/j.triboint.2022.107620
- [Davo17] A. Davoudinejad, G. Tosello, M. Annoni: Influence of the worn tool affected by built-up edge (BUE) on micro end-milling process performance: A 3D finite element modeling investigation. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 18/10 (2017): S. 1321–1332. 10.1007/s12541-017-0157-6
- [Denk11] B. Denkena, H. K. Tönshoff: *Spanen: Grundlagen*. 3. Auflage. Springer-Verlag, (2011). 10.1007/978-3-642-19772-7
- [Denk17] B. Denkena, M. Wurz, T. Grove, A. Bouabid, E. Asadi: Mass production for micro end mills. *Proceedings of the 17th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2017): S. 245–246
- [DIN03] DIN 8589-3: *Fertigungsverfahren Spanen - Teil 3: Fräsen Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag, (2003). 10.31030/9500667
- [DIN11a] DIN 69090-1: *MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 1: Begriffe und Definitionen*. Beuth Verlag, (2011). 10.31030/1812924
- [DIN11b] DIN 69090-2: *MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 2: Maschine*. Beuth Verlag, (2011). 10.31030/1814429
- [DIN12a] DIN EN ISO 25178-2: *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen*. Beuth Verlag, (2012). 10.31030/1754208

- [DIN12b] DIN 17862: Stangen aus Titan und Titanlegierungen - Technische Lieferbedingungen. Beuth Verlag, (2012). 10.31030/1858882
- [DIN13] DIN 51385: Schmierstoffe – Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspaltung von Werkstoffen – Begriffe. Beuth Verlag, (2013). 10.31030/2067579
- [DIN20a] DIN EN ISO 643: Stahl - Mikrophotographische Bestimmung der erkennbaren Korngröße. Beuth Verlag, (2020). 10.31030/3141695
- [DIN20b] DIN EN ISO 13715: Technische Produktdokumentation - Kanten mit unbestimmter Gestalt - Angaben und Bemaßung. Beuth Verlag, (2020). 10.31030/3111255
- [DIN22a] DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, (2022). 10.31030/3217872
- [DIN22b] DIN EN ISO 21920-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit. Beuth Verlag, (2022). 10.31030/3294017
- [DIN23] DIN 17850: Titan - Chemische Zusammensetzung. Beuth Verlag, (2023). 10.31030/3480304
- [DIN82] DIN 6584: Begriffe der Zerspantechnik - Kräfte Energie Arbeit Leistungen. Beuth Verlag, (1982). 10.31030/1121179
- [DIN85] DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik - Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorgangs. Beuth Verlag, (1985). 10.31030/1121133
- [DIN89] ISO 8688-2: Lebensdauerprüfung von Fräswerkzeugen; Teil 2: Stirn-Umfangsfraßen. Beuth Verlag, (1989).
- [DIN90] DIN 17850: Titan - Chemische Zusammensetzung. Beuth Verlag, (1990). 10.31030/2362325
- [DIN92] DIN 17869: Werkstoffeigenschaften von Titan und Titanlegierungen. Beuth Verlag, (1992). 10.31030/2501742
- [DIN98] DIN EN ISO 4288: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit. Beuth Verlag, (1998).
- [Dorn06] D. Dornfeld, S. Min, Y. Takeuchi: Recent Advances in Mechanical Micromachining. CIRP Annals - Manufacturing Technology 55/2 (2006): S. 745–768. 10.1016/j.cirp.2006.10.006
- [Egas11] K. Egashira, S. Hosono, S. Takemoto, Y. Masao: Fabrication and cutting performance of cemented tungsten carbide micro-cutting tools. Precision Engineering 35/4 (2011): S. 547–553. 10.1016/j.precisioneng.2011.06.002
- [Elia08] C. N. Elias, J. H. C. Lima, R. Valiev, M. A. Meyers: Biomedical applications of titanium and its alloys. JOM 60/3 (2008): S. 46–49. 10.1007/s11837-008-0031-1
- [Fili07] S. Filiz, C. M. Conley, M. B. Wasserman, O. B. Ozdoganlar: An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. International Journal of Machine Tools and Manufacture 47/7-8 (2007): S. 1088–1100. 10.1016/j.ijmactools.2006.09.024
- [Flei04] J. Fleischer, T. Masuzawa, J. Schmidt, M. Knoll: New applications for micro-EDM. Journal of Materials Processing Technology 149/1-3 (2004): S. 246–249. 10.1016/j.jmatprotec.2004.02.012

- [Gao21] Q. Gao, G.-y. Guo, M. Cai: Wear mechanism and experimental study of a tool used for micro-milling single-crystal nickel-based superalloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 113/1-2 (2021): S. 117–129. 10.1007/s00170-020-06428-x
- [Gill76] L. K. Gillespie, P. T. Blotter: The Formation and Properties of Machining Burrs. *Journal of Engineering for Industry* 98/1 (1976): S. 66–74. 10.1115/1.3438875
- [Gols17] A. Golshan, B. Baharudin, H. Aoyama, M. Ariffin, M. Ismail, A. A. Ehsan: Ultra-precision Machining of Silicon Wafer by Micromilling Process. *Procedia Engineering* 184 (2017): S. 192–196. 10.1016/j.proeng.2017.04.085
- [Gong20] S. Gong, F. Meng, Y. Sun, Z. Su, L. Jin: Experimental study on fabricating ball micro end mill with spiral blades by low speed wire electrical discharge machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 108/7-8 (2020): S. 2541–2558. 10.1007/s00170-020-05446-z
- [Gray97] G. T. Gray: Influence of Strain Rate and Temperature on the Structure. Property Behavior of High-Purity Titanium. *Le Journal de Physique IV* 07/C3 (1997): S. C3-423-C3-428. 10.1051/jp4:1997373
- [Gube04] A. E. Guber, M. Hecke, D. Herrmann, A. Muslija, V. Saile, L. Eichhorn, T. Gietzelt, W. Hoffmann, P. C. Hauser, J. Tanyanyiwa, A. Gerlach, N. Gottschlich, G. Knebel: Microfluidic lab-on-a-chip systems based on polymers—fabrication and application. *Chemical Engineering Journal* 101/1-3 (2004): S. 447–453. 10.1016/j.cej.2004.01.016
- [Hajr18] M. Hajri, J. Pfaff, H. Büttner, M. Voegtlin, R. Kaufmann, K. Wegener: Fabrication of a ball end nose micro milling tool by tangential laser ablation. *Procedia CIRP* 77 - Proceedings of the 8th CIRP Conference on High Performance Cutting (2018): S. 654–657. 10.1016/j.procir.2018.08.184
- [Hash99] M. Hashimura, J. Hassamontr, D. A. Dornfeld: Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121/1 (1999): S. 13–19. 10.1115/1.2830566
- [Hass16] H. Hassanpour, M. H. Sadeghi, H. Rezaei, A. Rasti: Experimental Study of Cutting Force, Microhardness, Surface Roughness, and Burr Size on Micromilling of Ti6Al4V in Minimum Quantity Lubrication. *Materials and Manufacturing Processes* 31/13 (2016): S. 1654–1662. 10.1080/10426914.2015.1117629
- [Hipl00] F. Hipler, R. A. Fischer, S. Gil Girol, C. Wöll: Chemie gegen Reibung und Verschleiß: Untersuchung molekularer Wirkungsmechanismen von Schmierstoffadditiven. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 31/9 (2000): S. 872–877
- [Hors06] C. Horsch, V. Schulze, D. Löhe: Deburring and surface conditioning of micro milled structures by micro peening and ultrasonic wet peening. *Microsystem Technologies* 12/7 (2006): S. 691–696. 10.1007/s00542-006-0087-1
- [Jin09] C.-Z. Jin, I.-S. Kang, J.-H. Park, S.-H. Jang, J.-S. Kim: The characteristics of cutting forces in the micro-milling of AISI D2 steel. *Journal of Mechanical Science and Technology* 23/10 (2009): S. 2823–2829. 10.1007/s12206-009-0804-7

- [Jun08] M. B. G. Jun, S. S. Joshi, R. E. DeVor, S. G. Kapoor: An Experimental Evaluation of an Atomization-Based Cutting Fluid Application System for Micromachining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 130/3 (2008): S. 031118. 10.1115/1.2738961
- [Kaki08] Y. Kakinuma, N. Yasuda, T. Aoyama: Micromachining of Soft Polymer Material applying Cryogenic Cooling. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2/4 (2008): S. 560–569. 10.1299/jamdsm.2.560
- [Khal20] W. Khaliq, C. Zhang, M. Jamil, A. M. Khan: Tool wear, surface quality, and residual stresses analysis of micro-machined additive manufactured Ti–6Al–4V under dry and MQL conditions. *Tribology International* 151 (2020): S. 106408. 10.1016/j.triboint.2020.106408
- [Khan18] A. Khan, K. Maity: Influence of cutting speed and cooling method on the machinability of commercially pure titanium (CP-Ti) grade II. *Journal of Manufacturing Processes* 31 (2018): S. 650–661. 10.1016/j.jmapro.2017.12.021
- [Kier19] S. Kieren-Ehse, M. Bohley, B. Kirsch, J. C. Aurich: Influence of the metal working fluid quantity on process results when micro milling cp-titanium with 50  $\mu\text{m}$  diameter micro end mills. *Proceedings of the 19th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2019): S. 400–401
- [Kier20] S. Kieren-Ehse, M. Bohley, T. Mayer, B. Kirsch, J. C. Aurich: Effect of high spindle speeds on micro end milling of commercially pure titanium. *Proceedings of the 20th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2020): S. 63–66
- [Kier21] S. Kieren-Ehse, T. Mayer, B. Kirsch, J. C. Aurich: Atomic force microscope for in situ micro end mill characterization. Part I: Integration into a desktop sized machine tool. *Proceedings of the 21th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2021)
- [Kier23a] S. Kieren-Ehse, T. Mayer, B. Kirsch, J. C. Aurich: Indirect workpiece cooling system for micro milling based on a Peltier element. *Proceedings of the 23th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2023): S. 473–476
- [Kier23b] S. Kieren-Ehse, T. Mayer, B. Kirsch, J. C. Aurich: Influence of the parameters of a minimum quantity lubrication system on micro milling process results. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2023). 10.1007/s00170-023-11333-0
- [Kim17] J. S. Kim, J. W. Kim, S. W. Lee: Experimental characterization on micro-end milling of titanium alloy using nanofluid minimum quantity lubrication with chilly gas. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91/5-8 (2017): S. 2741–2749. 10.1007/s00170-016-9965-6
- [Kirs17] B. Kirsch, M. Bohley, P. A. Arrabiyeh, J. C. Aurich: Application of Ultra-Small Micro Grinding and Micro Milling Tools: Possibilities and Limitations. *Micromachines* 8/9 (2017). 10.3390/mi8090261
- [Kist21] Kistler Instrumente GmbH: Datenblatt MiniDyn Typ 9119AA1. <[https://kistler.cdn.celum.cloud/SAPCommerce\\_Download\\_original/003-060d.pdf](https://kistler.cdn.celum.cloud/SAPCommerce_Download_original/003-060d.pdf)> - 07.09.2023

- [Kisw14] G. Kiswanto, D. L. Zariatin, T. J. Ko: The effect of spindle speed, feed-rate and machining time to the surface roughness and burr formation of Aluminum Alloy 1100 in micro-milling operation. *Journal of Manufacturing Processes* 16/4 (2014): S. 435–450. 10.1016/j.jmapro.2014.05.003
- [Kloc18a] F. Klocke: *Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. 9. Auflage. Springer-Verlag, (2018). 10.1007/978-3-662-54207-1
- [Kloc18b] F. Klocke: *Fertigungsverfahren 2: Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide*. 6. Auflage. Springer-Verlag, (2018). 10.1007/978-3-662-58092-9
- [Kok17] U. Koklu, G. Basmaci: Evaluation of Tool Path Strategy and Cooling Condition Effects on the Cutting Force and Surface Quality in Micromilling Operations. *Metals* 7/10 (2017): S. 426. 10.3390/met7100426
- [Koma12] T. Komatsu, T. Yoshino, T. Matsumura, S. Torizuka: Effect of Crystal Grain Size in Stainless Steel on Cutting Process in Micromilling. *Procedia CIRP 1 - Proceedings of the 5th CIRP Conference on High Performance Cutting* (2012): S. 150–155. 10.1016/j.procir.2012.04.026
- [Konr21] Konrad Micro Drill GmbH: Hartmetallspezifikation Sorte KFM 39. <<https://www.konradmicrodrill.com/userdata/files/KFM%2039d.pdf>> - 07.09.2023
- [Kuma17] P. Kumar, M. Kumar, V. Bajpai, N. K. Singh: Recent advances in characterization, modeling and control of burr formation in micro-milling. *Manufacturing Letters* 13 (2017): S. 1–5. 10.1016/j.mfglet.2017.04.002
- [Lape14] L. Laperrière, G. Reinhart, Hrsg.: *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*. Springer-Verlag, (2014). 10.1007/978-3-642-20617-7
- [Lee00] R. A. Lee: Micro-technology for anti- counterfeiting. *Microelectronic Engineering* 53/1-4 (2000): S. 513–516. 10.1016/S0167-9317(00)00367-1
- [Li10] K.-M. Li, S.-Y. Chou: Experimental evaluation of minimum quantity lubrication in near micro-milling. *Journal of Materials Processing Technology* 210/15 (2010): S. 2163–2170. 10.1016/j.jmatprotec.2010.07.031
- [Li15] Q. Li, I. Lerma, J. Alvarado, I. Edinbarough, W. N. P. Hung: Characterization of Micromist for Effective Machining. *Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress 2A* (2015): S. 13–19. 10.1115/IMECE2015-53632
- [Li19] D. Li, B. Wang, Z. Qiao, X. Jiang: Ultraprecision machining of microlens arrays with integrated on-machine surface metrology. *Optics express* 27/1 (2019): S. 212–224. 10.1364/OE.27.000212
- [Liu18] Q. Liu, J. Cheng, Y. Xiao, H. Yang, M. Chen: Effect of milling modes on surface integrity of KDP crystal processed by micro ball-end milling. *Procedia CIRP 71 - Proceedings of the 4th CIRP Conference on Surface Integrity* (2018): S. 260–266. 10.1016/j.procir.2018.05.060
- [Lola54] T. N. Loladze, A. Feyerherd, H. Weber: *Spanbildung beim Schneiden von Metallen*. Verl. Technik, (1954)
- [Lópe06] L. N. López de Lacalle, C. Angulo, A. Lamikiz, J. A. Sánchez: Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology* 172/1 (2006): S. 11–15. 10.1016/j.jmatprotec.2005.08.014

- [Lütj07] G. Lütjering, J. C. Williams: Titanium. 2. Auflage. Springer-Verlag, (2007). 10.1007/978-3-540-73036-1
- [Mada15] N. Madanchi, D. Kurle, M. Winter, S. Thiede, C. Herrmann: Energy Efficient Process Chain: The Impact of Cutting Fluid Strategies. *Procedia CIRP 29 - Proceedings of the 22nd CIRP Conference on Life Cycle Engineering (2015)*: S. 360–365. 10.1016/j.procir.2015.02.056
- [Mala20] G. Malayath, A. M. Sidpara, S. Deb: Study of different materials response in micro milling using four edged micro end mill tools. *Journal of Manufacturing Processes 56 (2020)*: S. 169–179. 10.1016/j.jmapro.2020.04.079
- [Mand14] S. Mandal: Applicability of Tool Condition Monitoring Methods Used for Conventional Milling in Micromilling: A Comparative Review. *Journal of Industrial Engineering 2014 (2014)*: S. 1–8. 10.1155/2014/837390
- [Marc10] A. Marcon, S. Melkote, K. Kalaitzidou, D. DeBra: An experimental evaluation of graphite nanoplatelet based lubricant in micro-milling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 59/1 (2010)*: S. 141–144. 10.1016/j.cirp.2010.03.083
- [Masu00] T. Masuzawa: State of the Art of Micromachining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 49/2 (2000)*: S. 473–488. 10.1016/S0007-8506(07)63451-9
- [Maye20] T. Mayer, S. Kieren-Ehse, M. Heintz, B. Kirsch, J. C. Aurich: Manufacture of novel all-ceramic micro end mills. *Proceedings of the 20th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology (2020)*: S. 113–114
- [Mede18] F. Medeossi, M. Sorgato, S. Bruschi, E. Savio: Novel method for burrs quantitative evaluation in micro-milling. *Precision Engineering 54 (2018)*: S. 379–387. 10.1016/j.precisioneng.2018.07.007
- [Merc45] M. E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics 16/5 (1945)*: S. 267–275. 10.1063/1.1707586
- [Mian09] A. J. Mian, N. Driver, P. T. Mativenga: Micromachining of coarse-grained multi-phase material. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 223/4 (2009)*: S. 377–385. 10.1243/09544054JEM1185
- [Mian11] A. Mian, N. Driver, P. T. Mativenga: Identification of factors that dominate size effect in micro-machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture 51/5 (2011)*: S. 383–394. 10.1016/j.ijmactools.2011.01.004
- [Mira17] M. Miranda-Giraldo, D. A. Serje, J. A. Pacheco-Bolívar, J. L. Bris-Cabrera: Burr formation and control for polymers micro-milling: A case study with vortex tube cooling. *DYNA 84/203 (2017)*: S. 150–159. 10.15446/dyna.v84n203.66095
- [Mira18] M. Miranda, D. Serje, J. Pacheco, J. Bris: Tool edge radius wear and material removal rate performance charts for titanium micro-milling. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing 19/1 (2018)*: S. 79–84. 10.1007/s12541-018-0009-z
- [Mitt17] R. K. Mittal, S. S. Kulkarni, R. K. Singh: Effect of lubrication on machining response and dynamic instability in high-speed micromilling of Ti-6Al-4V. *Journal of Manufacturing Processes 28 (2017)*: S. 413–421. 10.1016/j.jmapro.2017.04.007

- [Moel13] E. Moeller: *Handbuch Konstruktionswerkstoffe: Auswahl, Eigenschaften, Anwendung*. 2. Auflage. Carl Hanser Verlag, (2013). 10.3139/9783446435902
- [Ohni07] O. Ohnishi, H. Onikura, S.-K. Min, M. Aziz, S. Tsuruoka: Characteristics of Grooving by Micro End Mills with Various Tool Shapes and Approach to Their Optimal Shape. *Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University* 67/4 (2007): S. 143–151
- [Olia14] S. N. B. Oliaei, C. Özdemir, Y. Karpaz: On-machine fabrication of PCD and WC micro end mills using micro electro discharge machining. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems* 7/4/5/6 (2014): S. 246. 10.1504/IJMMS.2014.067166
- [Olia16] S. N. B. Oliaei, Y. Karpaz: Influence of tool wear on machining forces and tool deflections during micro milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 84/9-12 (2016): S. 1963–1980. 10.1007/s00170-015-7744-4
- [Olia17] S. N. B. Oliaei, Y. Karpaz: Built-up edge effects on process outputs of titanium alloy micro milling. *Precision Engineering* 49 (2017): S. 305–315. 10.1016/j.precisioneng.2017.02.019
- [OToo20] L. O’Toole, C.-W. Kang, F.-Z. Fang: Precision micro-milling process: state of the art. *Advances in Manufacturing* (2020). 10.1007/s40436-020-00323-0
- [Pálm13] Z. Pálmái, G. Csernák: Effects of built-up edge-induced oscillations on chip formation during turning. *Journal of Sound and Vibration* 332/8 (2013): S. 2057–2069. 10.1016/j.jsv.2012.08.015
- [Pauc08] E. Paucksch, S. Holsten, M. Linß, F. Tikal: *Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. 12. Auflage. Vieweg + Teubner, (2008)
- [Pfaf17] J. Pfaff, M. Hajri, C. Häfner, K. Wegener: Laser manufacturing of carbide micro milling tools. *9th Lasers in Manufacturing Conference* (2017)
- [Pham14] M.-Q. Pham, H.-S. Yoon, V. Khare, S.-H. Ahn: Evaluation of ionic liquids as lubricants in micro milling – process capability and sustainability. *Journal of Cleaner Production* 76 (2014): S. 167–173. 10.1016/j.jclepro.2014.04.055
- [Piqu14] R. Piquard, A. D’Acunto, P. Laheurte, D. Dudzinski: Micro-end milling of NiTi biomedical alloys, burr formation and phase transformation. *Precision Engineering* 38/2 (2014): S. 356–364. 10.1016/j.precisioneng.2013.11.006
- [Qu18] D. Qu, P. Zhang, J. Xue, Y. Fan, Z. Chen, B. Wang: Experimental Study on the Effects of Coolants on Surface Quality and Mechanical Properties of Micromilled Thin-Walled Elgiloy. *Materials* 11/9 (2018). 10.3390/ma11091497
- [Ramo12] A. C. Ramos, H. Autenrieth, T. Strauß, M. Deuchert, J. Hoffmeister, V. Schulze: Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut. *Journal of Materials Processing Technology* 212/3 (2012): S. 594–600. 10.1016/j.jmatprotec.2011.07.007
- [Rede18] M. Redetzky: *Wirkmechanismen, Eigenschaften und Leistungsfähigkeit mikrobiell basierter Kühlschmierstoffe in der spanenden Fertigung*. Dissertation. Universität Bremen, (2018)
- [Reic13] I. G. Reichenbach, M. Bohley: Micromachining of CP-Titanium on a Desktop Machine - Study on Bottom Surface Quality in Micro End Milling. *Advanced Materials Research* 769 (2013): S. 53–60. 10.4028/www.scientific.net/AMR.769.53

- [Reic17] I. G. Reichenbach: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern, (2017)
- [Reic18] I. G. Reichenbach, M. Bohley, F. J. P. Sousa, J. C. Aurich: Micromachining of PMMA—manufacturing of burr-free structures with single-edge ultra-small micro end mills. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96/9-12 (2018): S. 3665–3677. 10.1007/s00170-018-1821-4
- [Reic19] I. G. Reichenbach, M. Bohley, F. J. Sousa, J. C. Aurich: Tool-life criteria and wear behavior of single-edge ultra-small micro end mills. *Precision Engineering* 55 (2019): S. 48–58. 10.1016/j.precisioneng.2018.08.006
- [Reza18] H. Rezaei, M. H. Sadeghi, E. Budak: Determination of minimum uncut chip thickness under various machining conditions during micro-milling of Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 95/5-8 (2018): S. 1617–1634. 10.1007/s00170-017-1329-3
- [Rösl19] J. Rösler, H. Harders, M. Bäker: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 6. Auflage. Springer-Verlag, (2019). 10.1007/978-3-658-26802-2
- [Rous22] A. Roushan, U. S. Rao, K. Patra, P. Sahoo: Performance evaluation of tool coatings and nanofluid MQL on the micro-machinability of Ti-6Al-4V. *Journal of Manufacturing Processes* 73 (2022): S. 595–610. 10.1016/j.jmapro.2021.11.030
- [Saha21] S. Saha, S. Deb, P. P. Bandyopadhyay: Progressive wear based tool failure analysis during dry and MQL assisted sustainable micro-milling. *International Journal of Mechanical Sciences* 212 (2021): S. 106844. 10.1016/j.ijmecsci.2021.106844
- [Saha22] S. Saha, S. Deb, P. P. Bandyopadhyay: Shadow zone in MQL application and its influence on lubricant deficiency and machinability during micro-milling. *International Journal of Mechanical Sciences* 220 (2022): S. 107181. 10.1016/j.ijmecsci.2022.107181
- [Sale05] A. A. Salem, S. R. Kalidindi, S. L. Semiatin: Strain hardening due to deformation twinning in  $\alpha$ -titanium: Constitutive relations and crystal-plasticity modeling. *Acta Materialia* 53/12 (2005): S. 3495–3502. 10.1016/j.actamat.2005.04.014
- [Sapt12] K. Saptaji, S. Subbiah, J. S. Dhupia: Effect of side edge angle and effective rake angle on top burrs in micro-milling. *Precision Engineering* 36/3 (2012): S. 444–450. 10.1016/j.precisioneng.2012.01.008
- [Scha07] W. Schatt, K.-P. Wieters, B. Kieback: *Pulvermetallurgie: Technologien und Werkstoffe*. 2. Auflage. VDI-Buch. Springer-Verlag, (2007). 10.1007/978-3-540-68112-0
- [Scha99] T. Schaller, L. Bohn, J. Mayer, K. Schubert: Microstructure grooves with a width of less than 50  $\mu\text{m}$  cut with ground hard metal micro end mills. *Precision Engineering* 23/4 (1999): S. 229–235. 10.1016/S0141-6359(99)00011-2
- [Serj20] D. Serje, J. Pacheco, E. Diez: Micromilling research: current trends and future prospects. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 111/7-8 (2020): S. 1889–1916. 10.1007/s00170-020-06205-w
- [Shak21] N. Shakoori, G. Fu, B. Le, J. Khaliq, L. Jiang, D. Huo, I. Shyha: An experimental investigation on tool wear behaviour of uncoated and coated micro-tools in micro-milling of graphene-reinforced polymer nanocomposites. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 113/7-8 (2021): S. 2003–2015. 10.1007/s00170-021-06715-1

- [Supe13] S. D. Supekar, B. A. Gozen, B. Bediz, O. B. Ozdoganlar, S. J. Skerlos: Feasibility of Supercritical Carbon Dioxide Based Metalworking Fluids in Micromilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 135/2 (2013): S. 024501. 10.1115/1.4023375
- [Ucun13] İ. Ucun, K. Aslantaş, F. Bedir: An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy. *Wear* 300/1-2 (2013): S. 8–19. 10.1016/j.wear.2013.01.103
- [Ucun15a] İ. Ucun, K. Aslantaş, F. Bedir: The effect of minimum quantity lubrication and cryogenic pre-cooling on cutting performance in the micro milling of Inconel 718. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 229/12 (2015): S. 2134–2143. 10.1177/0954405414546144
- [Ucun15b] İ. Ucun, K. Aslantaş, F. Bedir: The performance of DLC-coated and uncoated ultra-fine carbide tools in micromilling of Inconel 718. *Precision Engineering* 41 (2015): S. 135–144. 10.1016/j.precisioneng.2015.01.002
- [Uhlm05] E. Uhlmann, K. Schauer: Dynamic Load and Strain Analysis for the Optimization of Micro End Mills. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 54/1 (2005): S. 75–78. 10.1016/S0007-8506(07)60053-5
- [Vazq14] E. Vazquez, D. T. Kemmoku, P. Y. Noritomi, J. V. L. da Silva, J. Ciurana: Computer Fluid Dynamics Analysis for Efficient Cooling and Lubrication Conditions in Micromilling of Ti6Al4V Alloy. *Materials and Manufacturing Processes* 29/11-12 (2014): S. 1494–1501. 10.1080/10426914.2014.941864
- [Vazq15] E. Vazquez, J. Gomar, J. Ciurana, C. A. Rodríguez: Analyzing effects of cooling and lubrication conditions in micromilling of Ti6Al4V. *Journal of Cleaner Production* 87 (2015): S. 906–913. 10.1016/j.jclepro.2014.10.016
- [VDI20] VDI 3397 Blatt 1: Bearbeitungsmedien (BM) für die Umformung und Zerspänung - Kühlschmierstoffe, Umformschmierstoffe, Minimalmengenschmierstoffe, Multifunktionsöle. Beuth Verlag, (2020).
- [Vipi19] K. Vipindas, M. Jose: Wear behavior of TiAlN coated WC tool during micro end milling of Ti-6Al-4V and analysis of surface roughness. *Wear* 424–425 (2019): S. 165–182. 10.1016/j.wear.2019.02.018
- [Voll01] F. Vollertsen: Metal Forming: Microparts. In: *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Elsevier, (2001): S. 5424–5427. 10.1016/B0-08-043152-6/00945-1
- [Voll08] F. Vollertsen: Categories of size effects. *Production Engineering* 2/4 (2008): S. 377–383. 10.1007/s11740-008-0127-z
- [Voll09] F. Vollertsen, D. Biermann, H. N. Hansen, I. S. Jawahir, K. Kuzman: Size effects in manufacturing of metallic components. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 58/2 (2009): S. 566–587. 10.1016/j.cirp.2009.09.002
- [Wang16] Z. Wang, V. Kovvuri, A. Araujo, M. Bacci, W. Hung, S. Bukkapatnam: Built-up-edge effects on surface deterioration in micromilling processes. *Journal of Manufacturing Processes* 24 (2016): S. 321–327. 10.1016/j.jmapro.2016.03.016
- [Wang18a] Y. Wang, B. Zou, C. Huang, Z. Liu, P. Yao: The micro-cutting performance of cermet and coated WC micro-mills in machining of TC4 alloy micro-grooves. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 96 (2018): S. 1403–1414. 10.1007/s00170-018-1638-1

- [Wang18b] Y. Wang, B. Zou, Z. Wang, C. Huang, Z. Liu: Analyzing the performance of self-developed cermet micro end mills in machining of TC4 alloy micro-grooves. *Procedia CIRP 71 - Proceedings of the 4th CIRP Conference on Surface Integrity* (2018): S. 424–428. 10.1016/j.procir.2018.05.056
- [Wang19] Y. Wang, B. Zou, C. Huang: Tool wear mechanisms and micro-channels quality in micro-machining of Ti-6Al-4V alloy using the Ti(C7N3)-based cermet micro-mills. *Tribology International 134* (2019): S. 60–76. 10.1016/j.triboint.2019.01.030
- [Warn74] G. Warnecke: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Technischer Verlag Resch, (1974)
- [Wein04] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland, T. Wakabayashi: Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. *CIRP Annals - Manufacturing Technology 53/2* (2004): S. 511–537. 10.1016/S0007-8506(07)60027-4
- [Wiss09] D. L. Wissmiller, F. E. Pfefferkorn: Micro end mill tool temperature measurement and prediction. *Journal of Manufacturing Processes 11/1* (2009): S. 45–53. 10.1016/j.jmapro.2009.06.001
- [Wu20] X. Wu, L. Liu, M. Du, J. Shen, F. Jiang, Y. Li, Y. Lin: Experimental Study on the Minimum Undeformed Chip Thickness Based on Effective Rake Angle in Micro Milling. *Micromachines 11/10* (2020). 10.3390/mi11100924
- [Wulf04] J. P. Wulfsberg, G. Brudek, J. Lehmann: New micro diamond milling tools. *Proceedings of the 4th international conference of the european society for precision engineering and nanotechnology* (2004): S. 131–132
- [Xia19] Y. Xia, N. He, L. Li, G. Zhao, M. Wang, C. Wang: Study on fabrication of PCD micro-milling tool by picosecond pulsed laser. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 105/11* (2019): S. 4551–4557. 10.1007/s00170-019-03537-0
- [Xu96] G. Xu: Einfluß der Schneidkantenform auf die Oberflächenausbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall. Dissertation. Technische Hochschule Darmstadt, (1996)
- [Yan09] J. Yan, K. Uchida, N. Yoshihara, T. Kuriyagawa: Fabrication of micro end mills by wire EDM and some micro cutting tests. *Journal of Micromechanics and Microengineering 19/2* (2009): S. 025004. 10.1088/0960-1317/19/2/025004
- [Yild08] Y. Yildiz, M. Nalbant: A review of cryogenic cooling in machining processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture 48/9* (2008): S. 947–964. 10.1016/j.ijmachtools.2008.01.008
- [Zail20] Z. A. Zailani, P. T. Mativenga, G. Harrison: Chilled Air System and Size Effect in Micro-milling of Nickel–Titanium Shape Memory Alloys. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology 7/2* (2020): S. 283–297. 10.1007/s40684-019-00040-5
- [Zhan13a] Y. Zhang, M. B. Jun: Mixed jet of independently atomized water and oil sprays as cutting fluids in micro-milling. *Manufacturing Letters 1/1* (2013): S. 13–16. 10.1016/j.mfglet.2013.08.003
- [Zhan13b] Z. Zhang, H. Peng, J. Yan: Micro-cutting characteristics of EDM fabricated high-precision polycrystalline diamond tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture 65* (2013): S. 99–106. 10.1016/j.ijmachtools.2012.10.007

- [Zhan14a] Z. Zhan, L. Li, N. He, R. Bian, M. Zhao: Design and manufacturing of ultra-hard micro-milling tool. *Transactions of Tianjin University* 20/6 (2014): S. 415–421. 10.1007/s12209-014-2257-z
- [Zhan14b] Z. Zhan, L. Li, N. He, R. Shrestha: An experimental study on grinding parameters for manufacturing PCD micro-milling tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 73/9-12 (2014): S. 1799–1806. 10.1007/s00170-014-5969-2
- [Zhan14c] Y. Zhang, M. B. Jun: Feasibility of lignin as additive in metalworking fluids for micro-milling. *Journal of Manufacturing Processes* 16/4 (2014): S. 503–510. 10.1016/j.jmapro.2014.07.001
- [Zhen13] X. Zheng, Z. Liu, M. Chen, X. Wang: Experimental study on micro-milling of Ti6Al4V with minimum quantity lubrication. *International Journal of Nanomanufacturing* 9/5/6 (2013): S. 570. 10.1504/IJNM.2013.057600
- [Zibe16] M. Ziberov, M. B. d. Silva, M. Jackson, W. N. Hung: Effect of Cutting Fluid on Micromilling of Ti-6Al-4V Titanium Alloy. *Procedia Manufacturing* 5 (2016): S. 332–347. 10.1016/j.promfg.2016.08.029
- [Zwic74] U. Zwicker: *Titan und Titanlegierungen*. Springer-Verlag, (1974). 10.1007/978-3-642-80587-5

---

## Verzeichnis im Themenfeld betreuter studentischer Arbeiten

Quintus, Randy	Aktueller Stand zum Einsatz von Kühlschmierstoffen und Werkzeugbeschichtungen bei der Mikrofräsbearbeitung. Bachelorarbeit 2019.
Hoffmann, Johannes	Einflüsse der Minimalmengenschmierung auf die Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen. Studienarbeit 2020.
Willrich, Markus	Einfluss von Kühlschmierstoffeigenschaften auf die Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen. Bachelorarbeit 2021.
Baldus, Alexandra	Aktueller Stand zum Einsatz von Werkzeugbeschichtungen beim Mikrofräsen. Studienprojekt 2021.
Gayer, Jannik	Entwicklung einer mehrschneidigen Mikrofräsergeometrie. Studienarbeit 2021.
Schreiber, Jan Oliver	Einfluss einer indirekten Prozesskühlung auf die Prozessergebnisgrößen beim Mikrofräsen. Studienarbeit 2022.
Willrich, Markus	Prozessintermittierende Verschleißanalyse beim Mikrofräsen. Projektarbeit 2022.

# Lebenslauf

## Schule:

08/1996 - 07/2000      Grundschule Wehlen, Wehlen  
08/2000 - 07/2002      Freiherr-vom-Stein Realschule, Bernkastel-Kues  
08/2002 - 03/2009      Abitur, Nikolaus-von-Kues Gymnasium, Bernkastel-Kues  
Zeugnis der allgemeinen Hochschulreife vom 16.03.2009

## Berufsausbildung:

08/2009 - 01/2012      Industriemechanikerin, Dr. Oetker Tiefkühlprodukte KG,  
Fachrichtung: Maschinen- und Anlagenbau  
Prüfungszeugnis vom 23.01.2012

## Studium:

04/2012 - 07/2017      Maschinenbau und Verfahrenstechnik,  
TU Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik,  
Schwerpunkt: Konstruktionstechnik und Werkstofftechnik  
Diplomzeugnis vom 25.07.2017

## Berufstätigkeit:

01/2012 - 03/2012      Industriemechanikerin bei Dr. Oetker Tiefkühlprodukte KG, Wittlich  
12/2013 - 09/2014      Studentische Hilfskraft bei Lehrstuhl für Maschinenelemente und  
Getriebetechnik TU Kaiserslautern, Kaiserslautern  
seit 08/2017              Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Fertigungstechnik  
und Betriebsorganisation, RPTU Kaiserslautern-Landau

## Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

---

### bereits veröffentlicht wurden

- 01/09 Aurich, J.C.: Radio Frequency Identification (RFID) in der Fertigung – Handbuch zur Einführung in neue Anwendungsfelder.  
2009, ISBN 978-3-941438-08-8 € 30,-
- 02/09 Stürenburg, B.: Optimierung der Spanbildung und Minimierung des Späneeintrages in das Werkstück für das Bohren von Al-Legierungen.  
2009, ISBN 978-3-941438-13-2 € 30,-
- 03/09 Eyrisch, T.: Optimierung der Herstellung von Vollhartmetallwerkzeugen – Strategie zur Vermeidung von Oberflächenschädigungen.  
2009, ISBN 978-3-941438-12-5 € 30,-
- 04/09 von Killisch-Horn, G.: Erfahrungsbasierte Implementierung von APS-Systemen in der Einzel- und Kleinserienproduktion.  
2009, ISBN-978-3-941438-17-0 € 30,-
- 05/09 Naab, C.: Auslaufmanagement – Konzept zur Abwicklung des Serienauslaufs in der Produktion.  
2009, ISBN-978-3-941438-26-2 € 35,-
- 06/09 Herzenstiel, P.: Hochleistungsplanschleifen mit einer definiert gesetzten CBN-Schleifscheibe.  
2009, ISBN-978-3-941438-28-6 € 35,-
- 07/09 Aurich, J.C.: Lebenszyklusorientierte Konfiguration von Produkt-Service Systemen – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2009, ISBN-978-3-941438-27-9 € 30,-
- 01/10 Aurich, J.C.: Organisationsveranstaltung und Kompetenzaufbau bei der Gestaltung und Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-37-8 € 35,-
- 02/10 Aurich, J.C.: Gestaltung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-38-5 € 35,-
- 03/10 Aurich, J.C.: Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-39-2 € 35,-
- 04/10 Franke, V.: Einfluss der Werkzeugschneidkante auf die Bohrungsqualität bei der spanenden Bearbeitung langfaserverstärkter Kunststoffe.  
2010, ISBN-978-3-941438-53-8 € 35,-

- 05/10 Sudermann, H.: Gratbildung beim Schleifen – Experimentelle Analyse und Modellierung der Gratbildung sowie Ansätze zur Gratminimierung.  
2010, ISBN-978-3-941438-54-5 € 35,-
- 06/10 Shahzad, M.A.: Analysis of the Machinability of an Aluminum Matrix Composite Material.  
2010, ISBN-978-3-941438-56-9 € 35,-
- 07/10 Gómez Kempf, F.A.: Flexibilitätsorientierte Produktionssysteme – Modulare Gestaltung, Einführung und Nutzung.  
2010, ISBN-978-3-941438-58-3 € 35,-
- 01/11 Engmann, J.: Galvanisch gebundene Mikroschleifstifte – Entwicklung, Herstellung und Einsatz.  
2011, ISBN-978-3-941438-59-0 € 35,-
- 02/11 Leitz, L.: Beitrag zur Beherrschung der Gratbildung bei Bohrungsverschneidungen.  
2011, ISBN-978-3-941438-72-9 € 35,-
- 03/11 Siener, M.: Sicherung der Qualitätsfähigkeit von Produktionsprozessen.  
2011, ISBN-978-3-941438-79-8 € 35,-
- 04/11 Wolf, N.: Modell zur Unterstützung der Analyse von Ausfallursachen bei komplexen mechatronischen Systemen.  
2011, ISBN-978-3-941438-89-7 € 35,-
- 01/12 Faltin, M.: RFID-Einsatz in fertigungstechnischen Prozessketten – Identifikation und Beurteilung von Einsatzpotentialen.  
2012, ISBN-978-3-941438-97-2 € 35,-
- 01/13 Lauer, C.: Integriertes Modell zur Materialflusssimulation und zur Visualisierung in der Virtuellen Realität.  
2013, ISBN 978-3-943995-19-0 € 35,-
- 02/13 Aurich, J.C.: Qualitätsorientierte Instandhaltungsplanung und -steuerung in produktionstechnischen Prozessketten Handbuch für die Praxis.  
2013, ISBN 978-3-943995-21-3 € 35,-
- 03/13 Kirsch, B.: Wirkmechanismen der Kühlschmierstoff-Zufuhr beim Schleifen – Analyse externer und interner Kühlschmierstoff-Zufuhrmethoden.  
2013, ISBN 978-3-943995-25-1 € 35,-
- 04/13 Schweitzer, E.J.: Prozessorientiertes Dienstleistungsproduktionssystem.  
2013, ISBN 978-3-943995-30-2 € 35,-

- 05/13 Malak, R. C.: Methode zur softwarebasierten Planung technischer Änderungen in der Produktion.  
2013, ISBN 978-3-943995-34-3 € 35,-
- 06/13 Yang, X.: Sound Simulation and Visualization in virtual Manufacturing Systems.  
2013, ISBN 978-3-943995-39-8 € 35,-
- 07/13 Kranz, J.-N.: Konzept zur Vermeidung von Produkt-Piraterie Risiken – Ein Ansatz für die Ersatzteile der Investitionsgüterindustrie –  
2013, ISBN 978-3-943995-46-6 € 35,-
- 01/14 Mannweiler, C.: Konfiguration investiver Produkt-Service Systeme.  
2014, ISBN 978-3-943995-61-9 € 35,-
- 02/14 Aurich J. C. (Hrsg.): Produktivität und Qualität von Serviceprodukten – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2014, ISBN 978-3-943995-65-7 € 35,-
- 03/14 Waltemode S.: Qualitätsbewertung technischer Produkt-Service Systeme.  
2014, ISBN 978-3-943995-68-8 € 35,-
- 04/14 Bohr C. L.: Vermeidung struktureigener Produktpiraterie bei Ersatzteilen.  
2014, ISBN 978-3-943995-69-5 € 35,-
- 05/14 Olenburg A.: Tribologisches Prozessverhalten beim Bearbeiten von Feinsteinzeug-Fliesen.  
2014, ISBN 978-3-943995-76-3 € 35,-
- 01/15 Zimmermann M.: Drehen von Aluminium - Matrix - Verbundwerkstoffen – Analyse thermischer und mechanischer Einflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit bei der Trockenbearbeitung.  
2015, ISBN 978-3-943995-94-7 € 35,-
- 01/16 Adam M.: Konzept zum Umgang mit scheinbar zufälligen Fehlern an technischen Systemen – eine Systematik.  
2016, ISBN 978-3-95974-008-1 € 35,-
- 02/16 Walk M.: Integriertes Desktopmaschinensystem für die Herstellung und Anwendung ultrakleiner Mikroschleifwerkzeuge.  
2016, ISBN 978-3-95974-021-0 € 35,-
- 03/16 Carrella M.: Zerspanungsmechanismen beim Mikroschleifen von einkristallinem Silizium.  
2016, ISBN 978-3-95974-032-6 € 35,-
- 01/17 Reichenbach I. G.: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat.  
2017, ISBN 978-3-95974-042-5 € 35,-

- 02/17 Fallenstein F.: Kühlkanalaustrittsbedingungen bei VHM-Wendelbohrern  
- Analyse der Einflüsse von Kühlkanalaustrittsposition und  
KSS-Volumenstrom auf die Temperatur im Schneidkeil.  
2017, ISBN 978-3-95974-056-2 € 35,-
- 03/17 Winkes P.: Vorgehensmodell für den systematischen Einsatz  
der Virtuellen Realität zur Unterstützung des Montageplanungsprozesses.  
2017, ISBN 978-3-95974-057-9 € 35,-
- 04/17 Schneider F.: Analyse der Spanbildung und Oberflächenmorphologie  
beim Mikrospanen von Titanwerkstoffen  
2017, ISBN 978-3-95974-059-3 € 35,-
- 05/17 Mert G.: Kumulierter Energieaufwand technischer Produkt-Service Systeme  
2017, ISBN 978-3-95974-074-6 € 35,-
- 06/17 Weidig C.: Konzept zum prozessgetriebenen Anforderungsmanagement  
für die Entwicklung mobiler Fabrikplanungs-Apps  
2017, ISBN 978-3-95974-075-3 € 35,-
- 07/17 Cichos D.: Physikalische Modellierung technischer Änderungen  
in der Produktion  
2017, ISBN 978-3-95974-073-9 € 35,-
- 01/18 Effgen C.: Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen  
Schleifwerkzeugen – Konzeptionierung, Entwicklung und Bewertung  
am Beispiel von Vollhartmetallfräswerkzeugen  
2018, ISBN 978-3-95974-089-0 € 35,-
- 02/18 Kasakow G.: Entwicklung einer ereignisdiskreten Produktionssteuerung  
2018, ISBN 978-3-95974-090-6 € 35,-
- 03/18 Mayer P.: Verformungsinduzierte Martensitbildung beim kryogenen  
Drehen von metastabilem austenitischem Stahl  
2018, ISBN 978-3-95974-098-2 € 35,-
- 04/18 Herder C.: Konzept zur impliziten Identifikation und Planung  
von Technologien für die Produktion  
2018, ISBN 978-3-95974-101-9 € 35,-
- 01/19 Müller C.: Kompakte Luftlagerspindeln für die spanende Mikrobearbeitung  
auf Desktop-Werkzeugmaschinen  
2019, ISBN 978-3-95974-105-7 € 35,-
- 01/20 Meissner H. M.: Integrierte Arbeitsplanung und Produktionssteuerung  
cyber-physischer Produktionssysteme  
2020, ISBN 978-3-95974-125-5 € 35,-

- 02/20 Sinnwell C.: Methode zur Produktionssystemkonzipierung auf Basis früher Produktinformationen – Ein Beitrag zur Integration von Produktionssystemplanung und Produktentwicklung unter Einsatz des MBSE  
2020, ISBN 978-3-95974-127-9 € 35,-
- 03/20 Bohley M.: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan  
2020, ISBN 978-3-95974-130-9 € 35,-

### **Veröffentlichung erfolgt nur noch über KLUEDO**

- 01/21 Hotz H.: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle – Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen Einstellgrößen, Prozessgrößen und Oberflächenmorphologie  
2021
- 02/21 Arrabiyeh P. A.: Electroless Plated Micro Pencil Grinding Tools: Conception, Manufacturing, and Application  
2021
- 03/21 Yi L.: Eco-Design for Additive Manufacturing Using Energy Performance Quantification and Assessment  
2021
- 01/22 Kölsch P.: Agile Planung von Produkt-Service Systemen durch den Einsatz von Design Thinking  
2022
- 02/22 Klauer K.: Mikrofräsen flächenhafter Kalibriernormale auf Basis realer Bauteiloberflächen  
2022
- 03/22 Greco S.: Additiv-Subtraktive Prozesskette in der Mikrobearbeitung – Analyse der Einflüsse auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim selektiven Laserschmelzen und Mikrofräsen von Edelstahl 1.4404  
2022
- 04/22 Siedler C.: Entwicklung eines Transformationskonzepts zur Digitalisierung von Produktionssystemen in KMU  
2022
- 05/22 Kirsch B.: Spezialanwendungen von Schleifscheiben - Technologische Möglichkeiten und Anforderungen sowie deren Nachhaltigkeit  
2022
- 01/23 Basten S.: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung  
2023

- 02/23 Lange A.: Interaktion zwischen Prozess, Werkzeug, Spindel und Maschine bei der spanenden Mikrobearbeitung. Simulationsgestützte Untersuchung des Mikrofräsens und Mikroschleifens  
2023
- 03/23 Glatt M. F.: Untersuchung des Einsatzes eines Digitalen Zwillings zur Physiksimulation von Materialflüssen in Cyber-Physischen Produktionssystemen  
2023
- 01/24 Weber D.: Simulationsgestützte Vorhersage und Minimierung des eigenspannungsbedingten Verzugs beim Fräsen dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile  
2024
- 02/24 Klar M.: Automatisierte und simulationsbasierte Fabriklayoutplanung mittels Reinforcement Learning  
2024
- 03/24 Hartig J.: Einsatz elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten  
2024
- 04/24 Gutzeit K.: Tiefkalte Kühlstrategien bei der Fräsbearbeitung - Einfluss auf den Werkzeugverschleiß sowie die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim Fräsen von Ti-6Al-4V  
2024
- 01/25 Kieren-Ehse S.: Analyse zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen von cp-Titan  
2025

ISSN 0937-9061