RPTU | FBK
LEHRSTUHL FÜR FERTIGUNGSTECHNIK UND BETRIEBSORGANISATION

Tobias Mayer

Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge – Herstellung, Charakterisierung und Anwendung

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK
Band 01 | 2026
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, 2026
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

Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge - Herstellung, Charakterisierung und Anwendung

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Herrn

Dipl.-Ing. Tobias Mayer

aus Neunkirchen (Saar)

Tag der mündlichen Prüfung: 16.07.2026

Promotionskommission:	
Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Thomas Neumeyer
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich
2. Berichterstatter	Prof. Dr.-Ing. Eberhard Kerscher

Kaiserslautern 2026

D 386

Vorwort des Verfassers

„The secret of getting ahead is getting started.“
/ Mark Twain /

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

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Möglichkeit, meine Dissertation am FBK anzufertigen. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Eberhard Kerscher für die Übernahme der Berichterstattung, seine hilfreichen und konstruktiven Hinweise sowie das damit verbundene Engagement. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Neumeyer für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ein großer Dank gilt zudem allen Kolleginnen und Kollegen, die mich über meine langjährige Zeit am FBK als HiWi und als wissenschaftlicher Mitarbeiter begleitet haben. Ganz besonders bedanken möchte ich mich bei meinem ehemaligen Betreuer und späteren Kollegen Martin Bohley, der mich zusammen mit Patrick Mayer, Lukas Heberger und Christopher Müller am FBK und im Fitnessstudio zur Promotion motiviert hat. Zudem möchte ich mich bei meinen beiden Bürokollegen Felix Grossmann und Stephan Basten sowie meiner Kollegin aus der Mikrozerspanung Sonja Kieren-Ehses für die angenehme Zeit und den regen Austausch über die Jahre bedanken.

Bei meinen Studien- und Diplomarbeitern, sowie meinen langjährigen HiWis Alexander Schulz, Julius Meinlschmidt und Markus Willrich bedanke ich mich für ihre zuverlässige und außerordentliche Zusammenarbeit. Weiter danke ich dem Supportteam, das den gesamten FBK bei jeglichen technischen und organisatorischen Angelegenheiten stets tatkräftig unterstützt hat.

Abschließend ein großes Danke an meine Eltern, ohne deren Unterstützung diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre.

Neunkirchen, im Juli 2026

Tobias Mayer

Vorabveröffentlichungen

Teilergebnisse dieser Arbeit wurden bereits in den folgenden Publikationen veröffentlicht:

1. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, M. Heintz, B. Kirsch, J. C. Aurich: Manufacture of novel all–ceramic micro end mills. Proceedings of the 20th euspen International Conference (2020): S. 113–114

2. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Atomic force microscope for in situ micro end mill characterization - Part II: Development of an algorithm to characterize the cutting edge radius of micro end mills. Proceedings of the 21st euspen International Conference (2021): S. 493–496

3. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Herstellung und Anwendung vollkeramischer Mikroschaftfräser. ZWF - Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 117 (2022). 10.1515/zwf-2022-1090

4. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Dressing of grinding wheels for the manufacture of all-ceramic micro end mills. Proceedings of the 22nd euspen International Conference (2022): S. 479–482

5. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Micro milling of brass and commercially pure titanium with all-ceramic micro end mills made from four different ceramic tool substrates. Proceedings of the 22nd euspen International Conference (2022): S. 455–458

6. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Comparison of different 3Y-TZP substrates for the manufacture of all-ceramic micro end mills with respect to the cutting edge radius and the tool wear. Manufacturing Letters (2023): S. 44–46. 10.1016/j.mfglet.2023.09.001

7. T. Mayer, A. Lange, A. Schulz, B. Kirsch, J. C. Aurich: Development of an angular position detection method to accurately characterize high speed spindles without encoders. Proceedings of the 23rd euspen International Conference (2023): S. 215–219

8. J. C. Aurich, N. Altherr, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, T. Mayer: Creating Surface Morphologies by Micro Milling and Micro Grinding. Component Surfaces – Manufacturing-Morphology-Property Relationships (2024): S. 67–95. 10.1007/978-3-031-35575-2_4

9. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Micro milling of different workpiece materials with all-ceramic Y-TZP and cemented carbide micro end mills. Production Engineering (2024). 10.1007/s11740-024-01263-5

10. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, J. Meinlschmidt, B. Kirsch, J. C. Aurich: Mikrofräsen von PMMA mit vollkeramischen Werkzeugen. Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 119 (2024): S. 166–170. 10.1515/zwf-2024-1027

11. T. Mayer, S. Kieren-Ehses, M. Willrich, B. Kirsch, J. C. Aurich: Wear behavior of all-ceramic micro end mills in micro milling of PMMA. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2024). 10.1007/s00170-024-14210-6

Kurzfassung

Als spanendes Mikrobearbeitungsverfahren kommt das Mikrofräsen zum Herstellen funktionaler Mikrostrukturen in Kleinserien oder der Prototypenfertigung zum Einsatz. Beim Herabskalieren des Fräsprozesses in den Mikrobereich treten jedoch nichtlineare Skaleneffekte auf, welche zu vermehrten Werkzeugbrüchen und erhöhtem Werkzeugverschleiß führen. Als Schneidstoff für ultrakleine Mikrofräswerkzeuge wird daher fast ausschließlich Hartmetall verwendet. In der konventionellen Zerspanung konnte mit keramischen Werkzeugen der Verschleiß in anspruchsvollen Bearbeitungsszenarien deutlich reduziert werden. Für den Bereich der Mikrozerspanung, bei der das Vermeiden von Werkzeugbrüchen und die Reduktion von Werkzeugverschleiß für das Endergebnis und die Wirtschaftlichkeit des Prozesses entscheidend sind, existieren jedoch zum aktuellen Zeitpunkt keine Untersuchungen zu Keramik als Schneidstoff. In dieser Arbeit wird daher untersucht, inwiefern die positiven Aspekte keramischer Schneidstoffe Verbesserungen in der Mikrozerspanung ermöglichen. Dazu wird die Herstellbarkeit vollkeramischer Mikrofräser mittels Schleifen sowie die Eignung verschiedener Keramiksorten betrachtet. Weiter wird das Einsatzverhalten der hergestellten vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge charakterisiert und geeignete Prozessparameter zum Minimieren des Werkzeugverschleißes identifiziert. Zudem erfolgt ein Vergleich mit Hartmetallwerkzeugen, bei dem die Verschleißverläufe detailliert analysiert werden. Die Ergebnisse dieser Arbeit bestätigen das Potential keramischer Schneidstoffe in der Mikrofräsbearbeitung. Durch den Einsatz der vollkeramischen Werkzeuge beim Mikrofräsen von PMMA (Polymethylmethacrylat) kann eine Standwegerhöhung um Faktor drei erreicht und der Werkzeugverschleiß sowie die Beeinträchtigung der Strukturqualität deutlich reduziert werden. Dies ermöglicht eine wirtschaftlichere Mikrofräsbearbeitung großflächiger Strukturen in PMMA, was z. B. bei der Herstellung von optischen Elementen oder Lab-on-a-Chip Systemen genutzt werden kann.

Abstract

Micromilling is employed as a micromachining process to generate functional microstructures, e.g. in prototype production. However, during downscaling nonlinear relationships emerge, resulting in increased tool breakage and accelerated tool wear. For this reason, cemented carbide is the preferred tool substrate for ultra-small micro end mills. In conventional machining, ceramic cutting tools are able to notably reduce the tool wear in demanding machining scenarios. Yet, in micromachining, where tool breakages and high tool wear are common, there is currently no research being conducted into the use of ceramics as a cutting material. This thesis, therefore, aims to transfer the beneficial attributes of ceramic tool substrates from conventional milling to micro milling. As such, the manufacturability of all-ceramic micro end mills and the suitability of different ceramics is examined. Furthermore, the functionality of the manufactured all-ceramic micro end mills is evaluated, and appropriate process parameters for minimizing tool wear are identified. Also, the wear curves are subjected to detailed analysis. The findings of this work substantiate the potential of ceramic cutting materials in micro milling. The use of all-ceramic tools in micro milling of PMMA (polymethyl methacrylate) results in a threefold increase in tool life, and a significant reduction in tool wear and impairment of structural quality in comparison to cemented carbide tools. This enables more economical micro milling of large-area structures in PMMA, e.g. for the production of optical elements or lab-on-a-chip systems.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis **I**

Abkürzungen und Formelzeichen **III**

1 Einleitung **1**

2 Stand von Wissenschaft und Technik **2**
2.1 Mikrofräsen . . . 3
2.1.1 Verfahrenskinematik . . . 4
2.1.2 Spanbildung . . . 6
2.1.3 Zerspankräfte . . . 9
2.1.4 Gratbildung . . . 12
2.2 Mikrofräswerkzeuge . . . 14
2.2.1 Geometrie . . . 15
2.2.2 Herstellverfahren . . . 18
2.2.3 Schneidstoffe . . . 20
2.2.4 Werkzeugverschleiß . . . 22
2.3 Mikrofräsen von Polymethylmethacrylat (PMMA) . . . 26
2.4 Keramische Werkstoffe . . . 27
2.4.1 Einteilung und Herstellung technischer Keramiken . . . 27
2.4.2 Eigenschaften keramischer Werkstoffe . . . 30
2.4.3 Keramische Schneidstoffe . . . 31
2.4.4 Vollkeramische Fräswerkzeuge . . . 35
2.5 Fazit zum Stand von Wissenschaft und Technik . . . 36

3 Forschungsbedarf und Zielsetzung **38**
3.1 Motivation . . . 38
3.2 Zielsetzung . . . 38
3.3 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit . . . 39

4 Versuchs- und Messtechnik **41**
4.1 Mikrofräswerkzeuge . . . 41
4.1.1 Werkzeuggeometrie . . . 41
4.1.2 Schleifende Werkzeugherstellung . . . 42
4.2 Werkzeugmaschinen zum Mikrofräsen . . . 45
4.2.1 Hochpräzisions-Fräsmaschine . . . 45
4.2.2 Mikrofräszentrum . . . 46
4.3 Messtechnik und Auswertemethodik . . . 48
4.3.1 Bildgebende Verfahren . . . 48
4.3.2 Werkzeugcharakterisierung . . . 48
4.3.3 Oberflächentopographie . . . 50
4.3.4 Prozesskraftmessung . . . 52

5 Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge aus verschiedenen Keramiksorten **55**
5.1 Keramiksorten zur Werkzeugherstellung . . . 55
5.1.1 Anforderungen an keramische Schneidstoffe zum Mikrofräsen . . . 55
5.1.2 Auswahl und Spezifikation der Keramiksorten . . . 56

5.2 Werkzeugherstellung 58
5.2.1 Schleifprozess und Schleifscheibenverschleiß 58
5.2.2 Bewertung der Werkzeuge und Festlegen der Keramiksorte 59

6 Anpassen des Schleifprozesses an den keramischen Schneidstoff 63
6.1 Charakterisierung der Verschleißrate der Schleifscheiben 63
6.2 Integrierter Abrichtprozess zur Verschleißkompensation 65
6.2.1 Schleifaufbau mit integrierter Abrichteinheit 65
6.2.2 Abrichtversuche mit verschiedenen Abrichtwerkzeugen 67
6.2.3 Kontinuierliches Abrichten und Fazit 71

7 Einsatzverhalten vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge in PMMA 72
7.1 Chargeneinfluss von Y-TZP Keramiken verschiedener Hersteller 73
7.1.1 Werkzeugschärfe und -verschleiß 74
7.1.2 Nutgrundqualität und Prozesskräfte 79
7.1.3 Fazit 81
7.2 Prozessparametervariation und Einsatzverhalten 82
7.2.1 Parameterabhängiges Prozessverhalten und Werkzeugverschleiß 83
7.2.2 Nutgrund- und Strukturqualität 86
7.2.3 Fazit 89
7.3 Standzeitversuche und Schneidstoffvergleich 90
7.3.1 Mikrofräswerkzeuge aus Hartmetall 92
7.3.2 Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge 98
7.3.3 Fazit 109

8 Zusammenfassung und Ausblick 112

9 Quellenverzeichnis 115

Abkürzungen und Formelzeichen

Griechische Buchstaben

Δ r	Schneidenverschleiß in radialer Richtung
Δr_β	Schneidenradiusänderung
α	Freiwinkel
α_a	Freiwinkel Nebenschneide
α_r	Freiwinkel Hauptschneide
β	Keilwinkel
β_a	Keilwinkel Nebenschneide
β_{exp}	experimenteller Schneidenradius
β_r	Keilwinkel Hauptschneide
β_s	Reibungswinkel
χ_r	Einstellwinkel Hauptschneide
χ'_r	Einstellwinkel Nebenschneide
γ	Spanwinkel
γ_a	Spanwinkel Nebenschneide
γ_{eff}	effektiver Spanwinkel
γ_r	Spanwinkel Hauptschneide
λ	Verhältnis von Schneidenradius zu Spanungsdicke
λ_d	Drallwinkel
ν	Poissonzahl
Φ	Scherwinkel
ϕ	Drehwinkel
σ	Spannung
θ_m	Stagnationswinkel
ζ	Winkel des radialen Schneidenverschleißes

Lateinische Kleinbuchstaben

a_e	Schnitttiefe, radial
a_p	Schnitttiefe, axial
b	Spanungsbreite
c	Risslänge
cp	commercially pure
f	Vorschub
f_z	Vorschub pro Zahn
g_b	Gratbreite
g_d	Gratdicke
g_l	Gratlänge
g_w	Gratwurzelbreite
h	Spanungsdicke
h′	Spandicke
h_0	Grathöhe
h_{min}	Mindestspanungsdicke
k	Vorschubkonstante, werkstoffabhängig
k_c	spezifische Schnittkraft, werkstoffabhängig
l_c	Schneidenlänge
l_f	Länge der Spannut
l_t	Länge der Werkzeugfacetten
m	Weibull-Modull
m_c	Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft

n	Drehzahl
r_β	Schneidenradius
r_ϵ	Schneideckenradius
t_v	Verformungstiefe
v_c	Schnittgeschwindigkeit
v_f	Vorschubgeschwindigkeit

Lateinische Großbuchstaben

A	Stagnationspunkt
A_{α_r}	Freifläche Nebenschneide
A_{γ_r}	Spanfläche Hauptschneide
AFM	Rasterkraftmikroskop - atomic force microscope
ANOVA	Varianzanalyse - analysis of variance
D	effektiver Werkzeugdurchmesser
DAQ	Datenerfassungssystem
F	Zerspankraft
F_a	Aktivkraft
F_c	Schnittkraft
F_f	Vorschubkraft
F_p	Passivkraft
F_x	Prozesskraft in X-Richtung
F_y	Prozesskraft in Y-Richtung
F_z	Prozesskraft in Z-Richtung
FE	Finite Elemente
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FIB	Fokussierter Ionenstrahl - focused ion beam
FSZ	Vollstabilisiertes Zirkonoxid - fully stabilized zirconia
GPSN	Siliziumnitrid, gasdruckgesintert - gas pressure sintered silicon nitride
HIP	Heißisostatisch Gepresst - hot isostatically pressed
HIPSN	Isostatisch heißgepresstes Siliziumnitrid - hot isostatically pressed silicon nitride
HP	Heißpressen - hot pressed
HPSN	Heißgepresstes Siliziumnitrid - hot pressed silicon nitride
HSS	Schnellarbeitsstahl
K	Kolkverhältnis
K_γ	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Spanwinkel
K_f	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Werkzeugform
K_{v_c}	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Schnittgeschwindigkeit
K_{WS}	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Werkzeugverschleiß
K_{WV}	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Schneidstoff
$K_{WV_{er}}$	Korrekturwert Kienzle Gleichung, Fertigungsprozess
K_{IC}	Bruchzähigkeit
K_I	Spannungsintensitätsfaktor
KM	Kolkmittenabstand
KSS	Kühlschmierstoff
KT	Kolktiefe
L_f	Vorschubweg

LIGA	Lithographie, Galvanik, Abformung
MEMS	micro electric mechanical system
MKD	monokristalliner Diamant
MQL	Minimalschmierung - minimum quantity lubrication
NC	numerical control
PKD	polykristalliner Diamant
PMMA	Polymethylmethacrylat
PSZ	Partiell stabilisiertes Zirkonoxid - partially stabilizied zirconia
R	effektiver Werkzeugradius
Ra	Mittlere profilhafte Rauheit
REM	Rasterelektronenmikroskop
RMS	Quadratischer Mittelwert - root mean square
S_α	Schneidenversatz in Richtung der Freifläche
S_γ	Schneidenversatz in Richtung der Spanfläche
Sa	Mittlere flächenhafte Rauheit
SEV_{ax}	Axialer Schneideckenverschleiß
SEV_r	Radialer Schneideckenverschleiß
SSN	Gesintertes Siliziumnitrid - sintered silicon nitride
Ti2	cp-Titan grade 2
TZP	Metastabiles Zirkonoxid in tetragonaler Phase - tetragonal zirconia polycrystal
UP	Ultrapräzision
VB	Verschleißmarkenbreite
WEDG	wire electric discharge grinding
Y-TZP	Yttriumoxid stabilisiertes TZP - yttria stabilized TZP
ZTA	Zirkonverstärktes Aluminiumoxid - zirconia toughened alumina

1 Einleitung

Die Nachfrage nach immer leistungsfähigeren Produkten führt zur steten Miniaturisierung und Komplexitätssteigerung von Komponenten und Systemen, die erst durch Weiterentwicklungen der Fertigungsverfahren erzeugt werden können. In der Halbleiterindustrie zum Beispiel haben die Fortschritte in den letzten Jahrzehnten exponentiell potentere Produkte mit omnipräsenter Anwendung ermöglicht. Von den dort erlangten Erkenntnissen profitierten auch die Mikrobearbeitungsverfahren, die z. B. zur Herstellung von Komponenten in der Medizin (Implantate, Analytik), Optik (miniaturisierte Kameralinsen, Mikrolinsen-Arrays) oder Biotechnik (Mikroreaktoren, Mikroanalysesysteme / Lab-on-a-chip) eingesetzt werden. Als spanendes Mikrobearbeitungsverfahren findet das Mikrofräsen vor allem zur Herstellung funktionaler Mikrostrukturen in Kleinserien oder zur Prototypenfertigung Einsatz, da damit kurze Prozessketten und Fertigungszeiten realisiert werden können. Gleichzeitig ist die erreichbare Geometriekomplexität hoch und es kann eine breite Palette an Werkstoffen mit hoher Strukturqualität bearbeitet werden. Beim Herabskalieren des Fräsprozesses in den Mikrobereich treten durch die kleinen Werkzeugdurchmesser nichtlineare Skaleneffekte auf, die die Werkzeugsteifigkeit und die Werkzeugschärfe in Relation zur Spanungsdicke negativ beeinflussen. Dies führt zu vermehrten Werkzeugbrüchen und erhöhtem Werkzeugverschleiß, weshalb Anpassungen an den Werkzeugmaschinen, der Prozessführung und insbesondere den Werkzeugen erforderlich sind. Zur Reduktion des Werkzeugverschleißes wurden in der Vergangenheit die Werkzeuggeometrien angepasst, ultradünne Werkzeugbeschichtungen für Mikrofräswerkzeuge untersucht sowie Möglichkeiten zur Kühlschmierung beim Mikrofräsen erforscht. Als Schneidstoff für ultrakleine Mikrofräser mit Durchmessern $\leq$50 µm wird aufgrund des hohen Belastungskollektivs und der feinkörnigen Mikrostruktur fast ausschließlich Ultrafeinstkornhartmetall verwendet. In der konventionellen Zerspanung konnte mit keramischen Wendeschneidplatten und vollkeramischen Schaftfräsern der Werkzeugverschleiß gegenüber beschichteten Hartmetallwerkzeugen in anspruchsvollen Bearbeitungsszenarien deutlich reduziert werden. In der Mikrozerspanung finden keramische Schneidstoffe trotz ihrer positiven Eigenschaften jedoch bislang keine Verwendung.

In dieser Arbeit wird daher untersucht, inwiefern durch den Einsatz keramischer Schneidstoffe auch in der Mikrozerspanung positive Effekte auf den Werkzeugverschleiß und die Prozessergebnisse erzielt werden können. Zunächst wird dazu ein Anforderungsprofil für keramische Schneidstoffe erstellt, anhand dessen Keramiksorten ausgesucht und erste Mikrofräswerkzeuge geschliffen werden. Über die Werkzeugqualität wird eine zur Herstellung vollkeramischer Mikrofräser geeignete Keramiksorte identifiziert und der Werkzeugschleifprozess darauf angepasst. In fortführenden Mikrofräsversuchen werden Keramiken gleicher Spezifikation von verschiedenen Herstellern in Bezug auf die erreichbare Werkzeugqualität verglichen sowie Parameterstudien zur Anwendung der Mikrofräswerkzeuge in PMMA (Polymethylmethacrylat) durchgeführt. Zuletzt werden Verschleißkurven der Keramikwerkzeuge in Standzeitversuchen mit prozessintermittierenden Verschleißmessungen aufgezeichnet und mit Referenzwerkzeugen aus Hartmetall verglichen. Abschließend erfolgt eine Bewertung der vollkeramischen Mikrofräser und der erzielten Verbesserungen beim Mikrofräsen von PMMA.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

Mikro- und Nanobearbeitungsprozesse wurden historisch insbesondere durch die Nachfrage und Verbreitung von MEMS (Micro Electric Mechanical System) Produkten, vor allem im Halbleiterbereich, weiterentwickelt. Beispiele sind die Chip- und Waferproduktion sowie Sensor- und Hochfrequenzanwendungen [Chen13]. Die vor allem in der Halbleiterindustrie eingesetzten Prozesse sind meist auf die Massenproduktion identischer Komponenten ohne Geometrievariationen ausgelegt und basieren auf der Kombination verschiedener Dünnschicht- und Lithographieverfahren sowie Ätzprozessen. Durch die spezifische Ausrichtung auf Halbleiterbauteile sind diese Verfahren jedoch meist nur in großen Stückzahlen rentabel, auf 2.5D Geometrien limitiert und auf Siliziummaterialien ausgelegt. Mikrobearbeitungsverfahren wie das Mikrofräsen erreichen zwar nicht die Genauigkeit und Strukturgrößen der MEMS-basierten Verfahren, können jedoch komplexere Geometrien in einer Vielzahl von Materialien erzeugen [Chae06]. Sie grenzen sich von den Verfahren der Ultrapräzisionszerspanung (UP-Zerspanung) durch die erreichbare Struktur- bzw. Bauteilgröße ab, auch wenn diesbezüglich keine festgelegten bzw. genormten Einteilungskriterien existieren [Lehm08]. Eine allgemeine Einordnung der Verfahren über die Bauteilgröße und -genauigkeit kann Abbildung 2-1 entnommen werden. Die Mikrobearbeitungsverfahren schließen durch die Möglichkeit zur Erzeugung kleiner Bauteile mit hoher Genauigkeit und kleiner Strukturen die Lücke zwischen den MEMS-Verfahren und den UP-Verfahren.

Das in dieser Arbeit betrachtete Mikrofräsen fällt unter die spanenden Mikrobearbeitungsverfahren. Dieser Begriff bezieht sich auf Verfahren, bei denen der Materialabtrag durch geometrisch bestimmte und unbestimmte Schneiden erfolgt [Pilj14]. Dabei liegt keine definierte Abgrenzung der Werkzeug- oder Strukturgrößen vor, ab denen ein Verfahren zu den Mikrobearbeitungsverfahren zählt. Ein allgemein anerkanntes Kriterium jedoch stellt eine Bauteilgröße kleiner 500 µm dar [Thep14, Alti03, Masu00]. Zu den spanenden Mikrobearbeitungsverfahren zählen die aus der konventionellen Zerspanung bekannten Verfahren mit bestimmter Schneide: Das Fräsen, das Bohren und das Drehen sowie als Verfahren mit unbestimmter Schneide das Schleifen [Schm06].

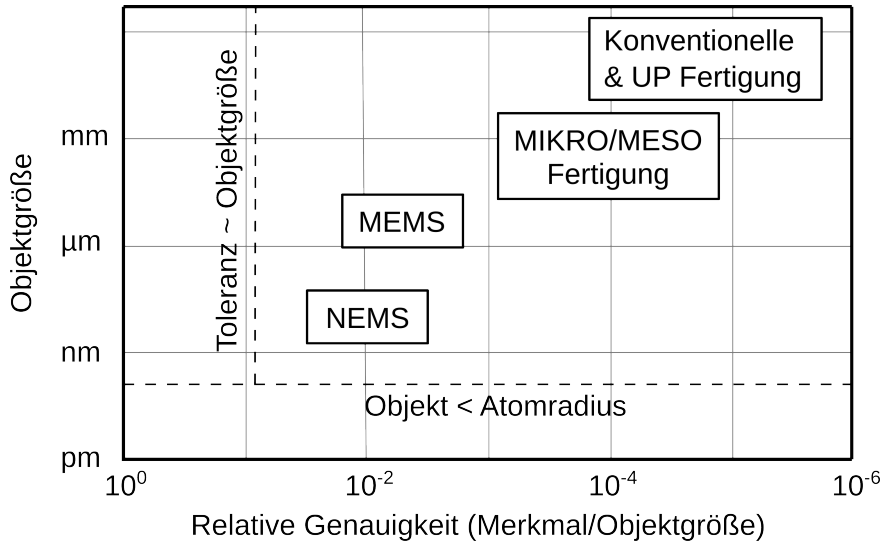


Abbildung 2-1: Darstellung der Größenbereiche und Präzision von Nano- und Mikrobearbeitungsverfahren, nach [Chen13].

Die grundsätzlichen Prozesskinematiken sind dabei identisch zu denen der konventionellen Zerspanung. Der Herunterskalierung der Verfahren stehen jedoch die Genauigkeitsanforderungen an die Werkzeugmaschinen und die sogenannten Größeneffekte gegenüber [Thep14]. So müssen die Positioniergenauigkeit der Verfahrachsen sowie die Auflösung der eingesetzten Wegmesssysteme sehr hoch sein. Weiter müssen die Werkzeugspindeln sehr hohe Drehzahlen bereitstellen, um bei den geringen Werkzeugdurchmessern entsprechende Schnittgeschwindigkeiten zu erreichen [Chen13]. Die von *Vollertsen et. al* formulierte Definition von Größeneffekten bestimmt diese als Abweichungen charakteristischer proportionaler Kenngrößen eines Prozesses, die aufgrund der Skalierung von geometrischen Parametern auftreten [Voll08]. Die beiden dominantesten Größeneffekte sind dabei das Verhältnis von Schneidenradius zu Spanungsdicke, das in der Mikrozerspanung überproportional ansteigt, sowie der Übergang vom isotropen zum anisotropen Werkstückverhalten, da innerhalb einzelner Körner des Werkstoffs zerspant wird [Dorn06]. Diese führen zu Änderungen der Spanbildung und der Prozesskräfte, die entsprechende Anforderungen an die Prozessauslegung und die Werkzeuge stellen. Insbesondere im Hinblick auf die stetige Weiterentwicklung in Richtung kleinerer Bauteilstrukturen und höherer Genauigkeit, die *Taniguchi* bereits 1983 vorhergesagt hat [Tani83], siehe Abbildung 2-2, ist die Berücksichtigung der Besonderheiten der Mikrobearbeitung notwendig. Daher werden im Folgenden das Mikrofräsen und die dazu eingesetzten Werkzeuge beschrieben.

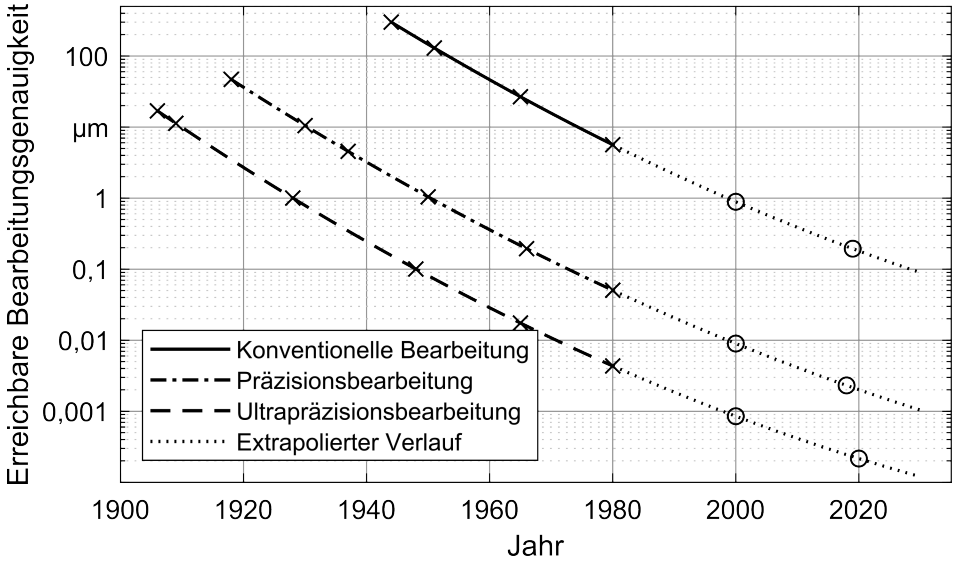


Abbildung 2-2: Mit Werkzeugmaschinen aus der konventionellen, Präzisions- und Ultrapräzisionbearbeitung erreichbare Genauigkeiten, nach [Tani83].

2.1 Mikrofräsen

Das Mikrofräsen bietet im Vergleich zu Abformprozessen und optischen Verfahren Vorteile im Hinblick auf die Flexibilität im Umfeld kleiner Losgrößen und der Prototypenfertigung, den vergleichsweise geringen Investitionskosten und dem hohen Zeitspanvolumen. Weiter sind die erzeugbaren Geometrien sowie zerspanbaren Werkstoffe in Abhängigkeit der eingesetzten Werkzeuge und der Werkzeugmaschine nur wenig eingeschränkt [Hess03]. Die verwendeten Werkzeuge sind fast ausschließlich Schaftfräser, die aus Hartmetall bzw. aus einem Hartmetallgrundkörper und aufgesetzten Schneiden aus Diamant hergestellt werden. Hinsichtlich der

Geometrie ist eine reine Herunterskalierung konventioneller Werkzeuge nicht zielführend, da der Kerndurchmesser bzw. die Steifigkeit der Werkzeuge zu gering wird bzw. die Herstellbarkeit der Werkzeuge nicht gewährleistet ist [Scha06]. Die verwendeten Werkzeugmaschinen und die Genauigkeit des Spindel-Werkzeug-Systems haben weiter einen direkten Einfluss auf die Präzision der Mikrostrukturen [Brin08] und die Oberflächengüten [Frie96]. Aufgrund der geringen Durchmesser der Mikrofräswerkzeuge werden zum Erreichen entsprechender Schnittgeschwindigkeiten Spindeln mit sehr hohen Drehfrequenzen benötigt, wobei gleichzeitig die Rundlaufabweichungen und die Spanngenauigkeit sehr hoch sein muss um Werkzeugbrüche bzw. frühzeitigen Verschleiß zu vermeiden [Müll19, Jack07].

2.1.1 Verfahrenskinematik

Das Mikrofräsen ist ein aus dem allgemeinen Fräsen herunterskaliertes Verfahren, weshalb hinsichtlich der grundsätzlichen Prozesskinematik keine Unterschiede bestehen. Das Mikrofräsen ist nach DIN 8580 dementsprechend ein spanabhebendes Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide [DIN03b], das nach DIN 8589-3 wie folgt einzustufen ist: „Spanen mit kreisförmiger, einem meist mehrzahnigen Werkzeug zugeordneter Schnittbewegung und mit senkrecht oder auch schräg zur Drehachse des Werkzeuges verlaufender Vorschubbewegung zur Erzeugung beliebiger Werkstückoberflächen“ [DIN03a]. Die Schnittbewegung wird über das rotierende Werkzeug erzeugt und die Vorschubbewegung über den Maschinentisch bzw. das Werkzeug [Diet20]. Der unterbrochene Schnitt ist dabei ein Hauptmerkmal des Fräsprozesses [Pauc08]. Nach DIN 8589-3 werden die Fräsverfahren in Abhängigkeit des Werkzeugprofils bzw. dessen Form sowie der daraus resultierenden Kinematik und der erzeugten Oberfläche in die folgenden Verfahren eingeteilt: Planfräsen, Rundfräsen, Schraubfräsen, Wälzfräsen, Profilfräsen und Formfräsen. Je nachdem ob die Haupt- oder Nebenschneiden des Werkzeugs die entstehende Oberfläche erzeugen, wird weiter zwischen dem Umfangs- und dem Stirnfräsen unterschieden, siehe auch Abbildung 2-3. Wird die Werkstückoberfläche gleichzeitig durch Haupt- und Nebenschneiden erzeugt, liegt das Stirn-Umfangsfräsen vor [DIN03a], das beim Mikrofräsen der meistgenutzte Anwendungsfall ist (z. B. bei der Erzeugung mikrofluidischer Kanäle als Vollnuten) [Reic17].

Beim Stirn-Umfangsfräsen entstehen an der durch die Stirnschneide erzeugten Oberfläche durch die Überlagerung der linearen Vorschubbewegung v_f und der rotatorischen Werkzeugbewegung n charakteristische Zykloidspuren im Abstand des Zahnvorschubs f_z im Nutgrund. An der durch die Umfangsschneide erzeugten Oberfläche ergeben sich dagegen wellenförmige Strukturen [Pauc08], Abbildung 2-4 zeigt die beiden entstehenden Oberflächenformen. In Abhängigkeit

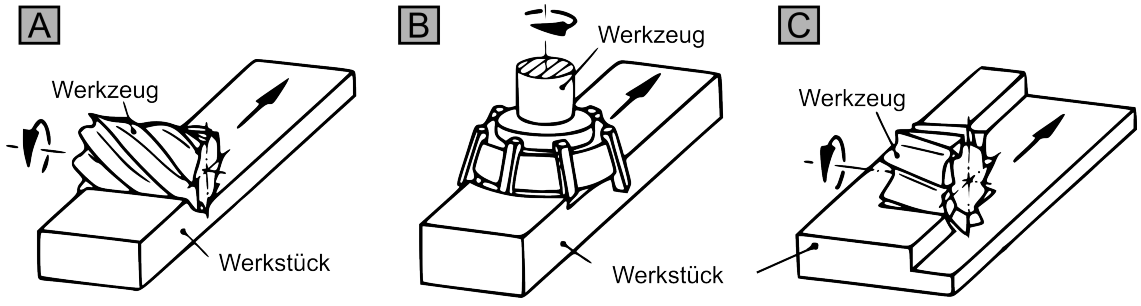


Abbildung 2-3: Grundarten des Fräsens, nach [DIN03a]: A) Umfangsfräsen, B) Stirnfräsen, C) Stirn-Umfangsfräsen.

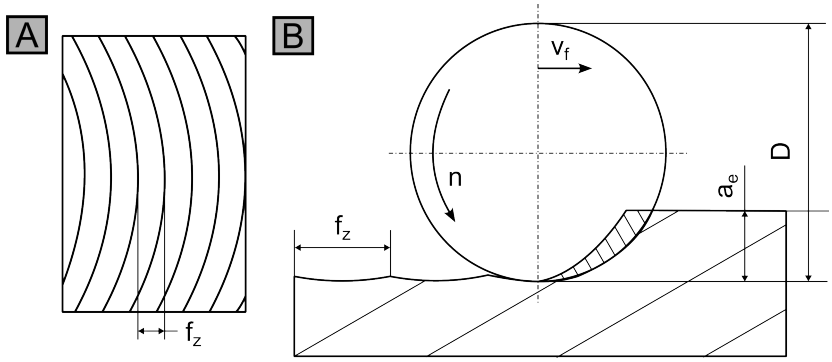


Abbildung 2-4: Zykloidische Fräsriefen der Oberfläche beim Stirnfräsen in der Draufsicht (A) und Wellenstruktur der Oberfläche beim Umfangsfräsen (B), nach [Pauc08].

des Spindelsturzes können sich im Nutgrund zudem Kreuzspuren ergeben (nicht dargestellt), die durch den Rückschnitt mit nur geringer Spanungsdicke zu schlechteren Oberflächengüten bzw. erhöhtem Verschleiß führen [Hohe12]. Je nach Lage des Arbeitseingriffs a_e zur Drehrichtung des Werkzeuges und der Richtung der Vorschubbewegung liegen verschiedene Eingriffsbedingungen vor. Stehen der Vektor der Schnittbewegung v_c beim Materialaustritt und der Vektor der Vorschubbewegung (des bewegten Werkzeugs) in entgegengesetzte Richtung, liegt Gleichlauffräsen vor, während beim Gegenlauffräsen der Vektor der Schnittbewegung beim Eintritt in die gleiche Richtung zeigt wie der Vorschubvektor, vgl. auch Abbildung 2-5. Beim Gleichlauffräsen tritt die Schneide mit voller Spanungsdicke in das Werkstück ein und verringert sich mit weiter drehendem Werkzeug. Die Mindestspanungsdicke wird daher erst nahe des Austritts der Schneide aus dem Material, von einer größeren Spanungsdicke her kommend, unterschritten. Beim Gegenlauffräsen hingegen startet der Schnitt mit einer Spanungsdicke von null, weshalb eine Spanabnahme erst bei Überschreiten der Mindestspanungsdicke erfolgt. Daher treten meist Quetschprozesse zu Beginn der Spanbildung auf, woraus schlechtere Oberflächengüten resultieren [Kloc18a]. Aufgrund des schlagartigen Anstiegs der Schnittkraft F_C beim Eindringen der Schneide in den Werkstoff sind beim Gleichlauffräsen besonders starre Lager, Führungen und Spindeln zur Aufnahme der Kräfte und zum Vermeiden von Ratterschwingungen erforderlich [Pauc08]. Beim Stirn-Umfangsfräsen, wie mit Mikroschaftfräsern oft üblich, liegen sowohl Gleich- als auch Gegenlauf innerhalb einer Nut vor.

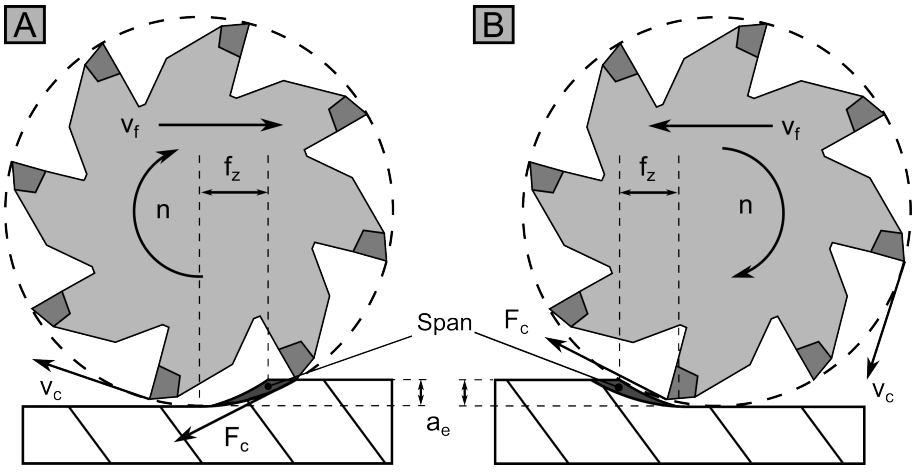


Abbildung 2-5: Gleich- (A) und Gegenlauffräsen (B) im Vergleich, nach [Kloc18a].

2.1.2 Spanbildung

Um den Spanbildungsprozess zu verstehen, existieren für die konventionelle Zerspanung bereits seit Jahrzehnten Modelle, die die Wechselwirkungen von Werkzeug und Werkstück in der Kontakzone beschreiben. *Merchant* entwickelte das Scherebenenmodell [Merc45a], das vielfach erweitert und von *Warnecke* zum Scherzonenmodell weiterentwickelt wurde [Warn74]. Dieses unterteilt den Bereich, in dem die Werkzeugschneide in den Werkstoff eintritt, in fünf verschiedene Zonen, siehe Abbildung 2-6. Die größte plastische Verformung findet dabei in der primären Scherzone (1) um die Scherebene herum statt, während der Span in den sekundären Scherzonen (2 und 4) durch Reibung stark verformt wird. In der Trennzone (3) wird der Span vom Werkstück abgetrennt, nachdem er unter hohen Drücken verformt wurde. Die Reibung an der Spanfläche sowie der Freifläche ist sehr hoch und für einen großen Anteil der notwendigen Umformarbeit verantwortlich. Plastische und elastische Verformungen treten innerhalb der Verformungsvorlaufzone (5) auf und beeinflussen unter anderem die Randzoneneigenschaften des späteren Bauteils [Denk11]. [Warn74]

Das Spanbildungsmodell nach Warnecke hat jedoch nur Gültigkeit, wenn eine ideal scharfe Schneide und konstante Spanungsdicken vorliegen. Beim Mikrofräsen mit sehr geringen Spanungsdicken ist dies jedoch durch das Auftreten von Größeneffekten nicht gegeben [Voll09]. Das Modell kann den Prozess nicht adäquat abbilden, da die Schneide bei Mikrofräswerkzeugen nicht mehr als ideal scharf betrachtet werden kann [Dhan07]. Im Gegensatz zur konventionellen Zerspanung befindet sich daher die Spanungsdicke im selben Größenbereich wie der Schneidenradius, wodurch das Verhältnis von Schneidenradius zu Spanungsdicke $\lambda = r_\beta/h$ stark ansteigt. Aufgrund von Limitierungen im Herstellprozess der Werkzeuge kann der Schneidenradius jedoch nicht weiter verrringert werden [Kirs17], wodurch sich der in Abbildung 2-7 schematisch gezeigte Unterschied zwischen der konventionellen Zerspanung und der Mikrozerspanung ergibt. In Abbildung 2-7 B ist zu erkennen, dass die Spanbildung nur oberhalb der als Mindestspanungsdicke h_{min} bezeichneten Spanungsdicke erfolgt. h_{min} wird durch die Höhe des Stagnationspunktes A auf dem Schneidenradius bestimmt, unterhalb dessen der Werkstoff

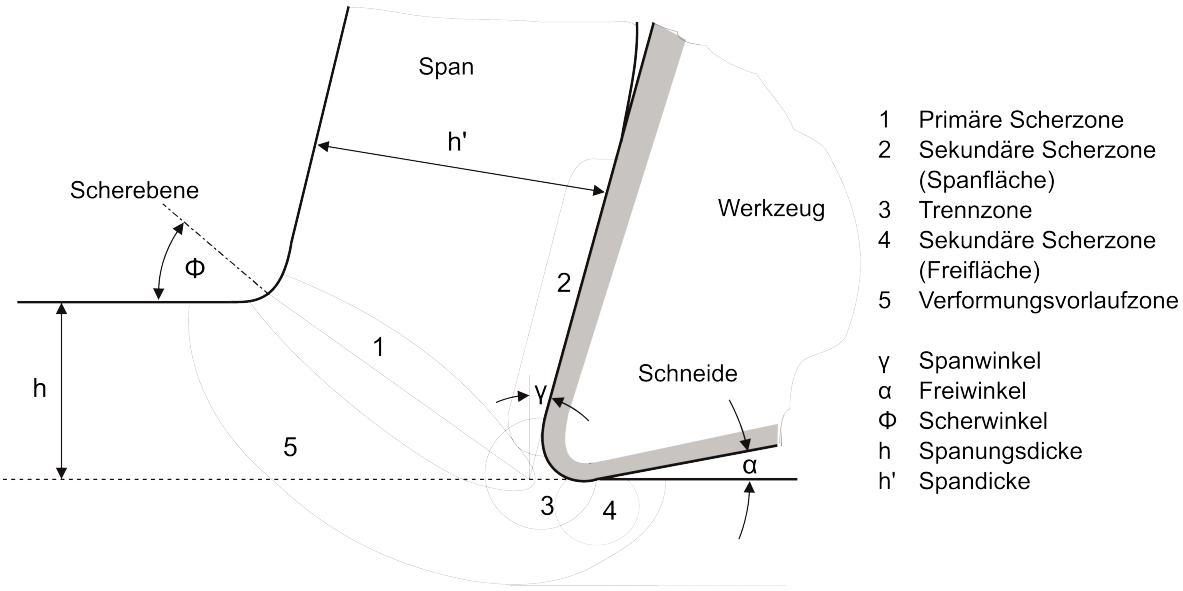


Abbildung 2-6: Spanbildungsmodell mit Scherzonen, nach [Warn74].

unter der Schneide hindurchgedrückt wird [Male12]. Dabei wird kein Material entfernt, sondern es handelt sich um eine elastisch-plastische Deformation, die als Pflügen bezeichnet wird und zuerst von *Albrecht* beschrieben wurde. Bei der konventionellen Zerspanung wird aufgrund des geringen Verhältnisses λ nur ein sehr geringer Anteil des entfernten Werkstoffs gepflügt, der Hauptteil wird entsprechend des beschriebenen Spanbildungsmodells abgetrennt [Albr60]. Durch das bei der Mikrozerspanung höhere Verhältnis λ steigt der Anteil von gepflügtem Material in Abhängigkeit der Prozessparameter stark an. Bei großen λ (ab ca. 1) kommt es weiter zu einem veränderten Spanwinkel: Der Bereich der Materialtrennung verschiebt sich wie in Abbildung 2-7 B dargestellt, wodurch der effektive Spanwinkel γ_{eff} am Stagnationspunkt A deutlich geringer als der eigentliche Spanwinkel des Werkzeugs γ ist. Der effektive Spanwinkel wird so mitunter stark negativ und die spezifischen Schnittkräfte steigen in Folge stark an [Ikaw91].

Ein Spanbildungsmodell mit Berücksichtigung der Pflügevorgänge im Bereich kleiner Spanungsdicken wurde von *Xu* für das Hochgeschwindigkeitsfräsen aufgestellt [Xu96], das zum Teil auf das Mikrofräsen übertragen werden kann [Brud07]. Das Modell unterteilt die Bearbeitung in vier Phasen abhängig von der Spanungsdicke, Abbildung 2-8 zeigt die Unterteilung anhand der Werkzeugbahn. In Phase 1 ($h > h_{min}$) wird der Werkstoff in der Scherzone verformt und am Trennpunkt als Span abgeschert. Eine Aufbauschneide kann u. U. entstehen, die in den darauffolgenden Phasen 2 oder 3 bzw. beim nächsten Schneideneintritt kollabiert. In Phase 2 ($h \approx h_{min}$) wirken große Druck- und Reibungskräfte in der Eingriffszone, wodurch der Werkstoff vor der Schneide in Richtung des Vorschubvektors geschoben und unter der Schneide teils in die bearbeitete Oberfläche eingepresst wird. In Phase 3 ($h < h_{min}$) wird die Mindestspanungsdicke unterschritten und der Werkstoff plastisch nach vorne gepflügt sowie unter der Schneide elastisch verformt. Phase 4 erfolgt nur im Gleichlauf, wobei sich die aktuelle und die letzte Bahn der Werkzeugschneide überlappen. Der verformte Werkstoff wird auf die bearbeitete Oberfläche des letzten Schnitts gequetscht, wodurch in großem Maße die Qualität der erzeugten Oberfläche beeinflusst wird. Beim Gegenlauffräsen beginnt der Vorgang des Schneideneingriffes aufgrund der umgekehrten Schnittrichtung bei Phase 4, und der im letzten Schnitt an die Schneide angeklebte Werkstoff wird auf die bereits erzeugte Oberfläche gepresst. In Phase 3 entstehen nur elastische Verformungen und die Schneide dringt in Phase 2 in den Werkstoff ein. [Xu96]

Die Mindestspanungsdicke ist hauptsächlich vom Schneidenradius des Werkzeugs abhängig, wird aber auch von der Materialpaarung, den Prozessparametern und äußeren Einflussfaktoren wie z. B. Kühlschmierstoffen beeinflusst [Stei15]. Zur gezielten Auswahl der Prozessparameter beim Mikrofräsen ist die Kenntnis von h_{min} unerlässlich, weshalb zahlreiche Ansätze zu deren

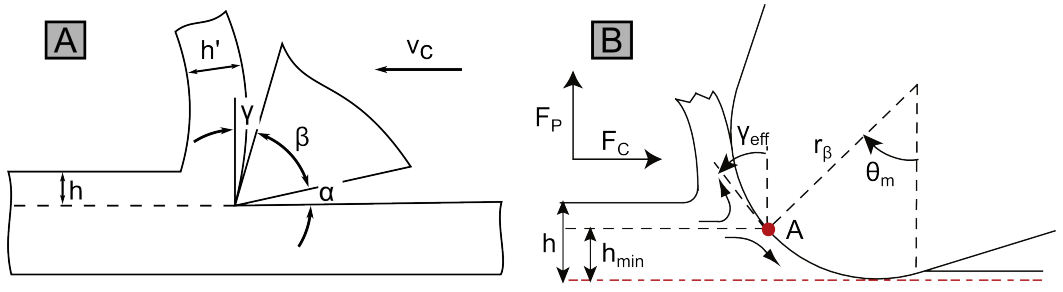


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung der Schneidkante bei der konventionellen Zerspanung (A) und der Mikrozerspanung (B), nach [Kahn08] und [Male12].

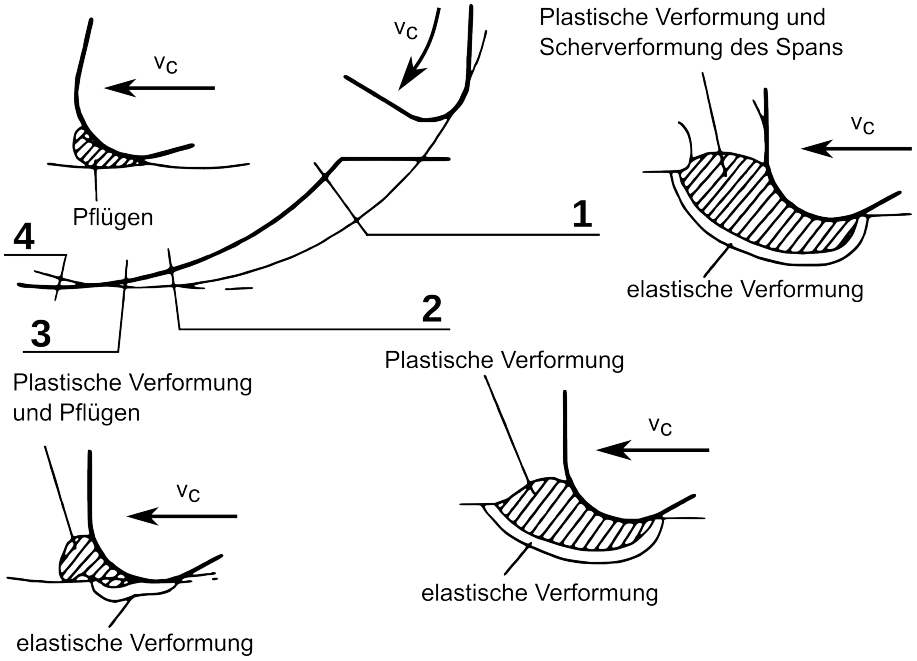


Abbildung 2-8: Spanbildung beim Fräsen unter Berücksichtigung des Pflügens bei geringer Spanungsdicke, nach [Xu96].

Bestimmung verfolgt wurden [Male12]. Darunter finden sich Finite Elemente Methoden [Wojc19, Lai08], analytische und experimentelle Ansätze [Kang13, Liu06, Yuan96, Kita78] sowie Multiskalen- [Lohk12] und molekulardynamische Simulationen [Shim93]. Dabei liegen die berechneten Werte von h_{min} zumeist im Bereich von 20 % – 30 % des Schneidenradius. *Malekian et al.* bestimmten den Stagnationswinkel θ_m über den Ansatz der kleinsten notwendigen Energie sowie einer unendlich großen Scherspannung und fanden θ_m identisch zum Reibungswinkel β_s [Male12]. Dieser ergibt sich für ideal scharfe Werkzeuge mit dem Spanwinkel γ und der Schnitt- und Passivkraft F_c und F_p zu

$$\beta_s = \gamma + tan^{-1}\frac{F_c}{F_p},$$

und kann somit aus Zerspanversuchen mit hinreichend geringem Verhältnis λ abgeleitet werden [Jin12]. Damit kann der Stagnationswinkel θ_m approximiert und über die kinematischen Beziehungen in Abbildung 2-7 B die Mindestspanungsdicke berechnet werden:

$$h_{min} = r_\beta(1 - cos(\theta_m)).$$

Über diesen Ansatz lässt sich die Mindestspanungsdicke für konkrete Zerspanaufgaben vergleichsweise einfach bestimmen, wobei die von *Malekian et al.* berechneten Werte ebenfalls in dem o. g. Wertebereich lagen [Male12].

Die Mindestspanungsdicke ist beim Fräsen besonders relevant, da diese sich abhängig von der Winkelposition der sich im Eingriff befindenden Schneide verändert. Die Spanungsdicke ist beim Gleichlauffräsen beim Schneidenaustritt und beim Gegenlauffräsen beim Schneideneintritt gleich null, wodurch die Mindestspanungsdicke beim Fräsen an mindestens einem Punkt der Werkzeugumdrehung unterschritten wird. Beim Vollnutfräsen führt dies dazu, dass die Mindestspanungsdicke h_{min} an beiden Rändern nicht erreicht wird und dort bzw. noch über diesen

Bereich hinaus Pflügen auftritt. *Reichenbach* berechnete über kinematische Herleitungen und den Drehwinkel ϕ die Bogenlänge des Bereichs, indem h_{min} überschritten wird. In Abhängigkeit von h_{min} und f_z berechnete er so, wie hoch der prozentuale Anteil ist, auf dem eine Spanbildung erfolgt (unter Annahme eines scharfen Übergangs zwischen Pflügen und Spanabnahme bei h_{min}). Abbildung 2-9 zeigt den geometrischen Einfluss der Mindestspanungsdicke auf die Fräskinematik (A), die Winkelabhängigkeit der tatsächlichen Spanungsdicke (B) und den prozentualen

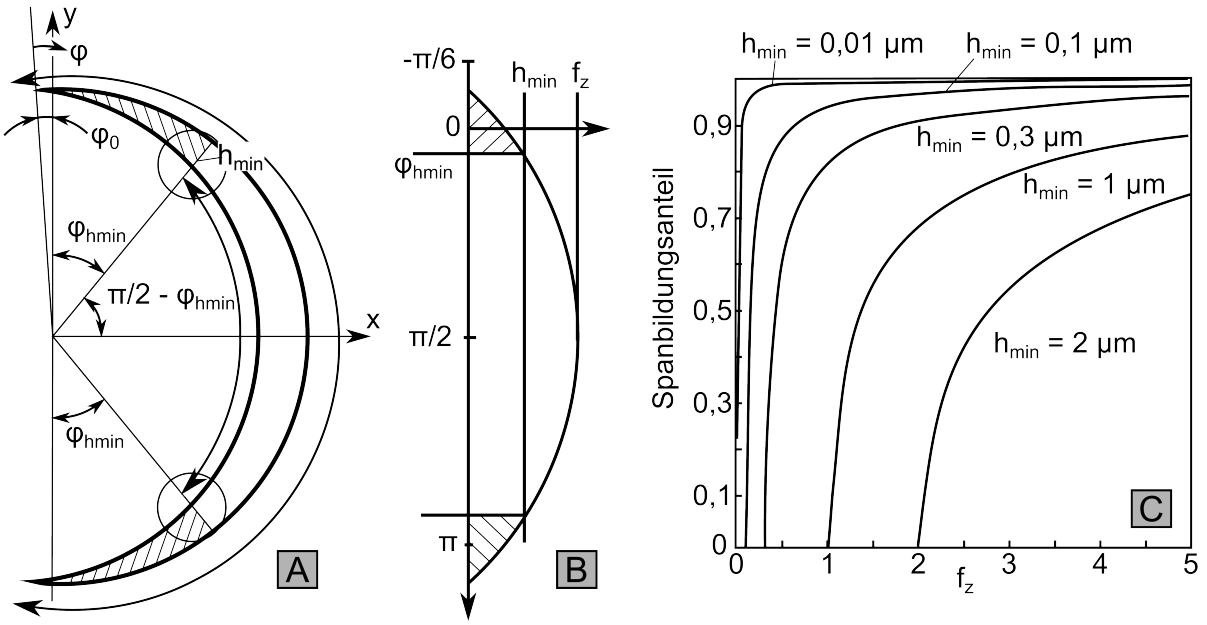


Abbildung 2-9: Einfluss der Mindestspanungsdicke auf die Spanbildung einer Werkzeugumdrehung beim Vollnutfräsen, nach [Reic17]: A) Kinematik, B) Spanungsdicke, C) Spanbildungsanteil ohne Pflügen.

Spanbildungsanteil ohne Pflügeprozesse in Abhängigkeit von h_{min} und dem Vorschub pro Zahn (C). Für die Darstellung in Abbildung 2-9 C wurde angenommen, dass die Mindestspanungsdicke gleich dem Schneidenradius ist. So ist zu erkennen, dass bei $h_{min} = 0{,}3$ µm bereits bei $f_z > 1$ µm mehr als 85 % des Schneidenwegs ohne Pflügen zurückgelegt werden. Durch die Bahnform am Nutrand und den Verlauf der Cosinusfunktion (siehe Abbildung 2-9 A und B) entspricht dies mehr als 85 % der Nutbreite. Dabei bleibt jedoch unberücksichtigt, dass der Übergang zwischen Spanabnahme und Pflügen fließend ist, und auch bei Erreichen von h_{min} ein Großteil des Materials noch unter der Schneidkante hindurchgedrückt wird. Die Kennlinien für die Spanbildung sollten somit als absolut untere Grenzen betrachtet werden. [Reic17]

2.1.3 Zerspankräfte

Analog zur konventionellen Zerspanung werden auch in der Mikrozerspanung die während der Zerspanung entstehenden Kräfte als Prozessgrößen zur Bewertung und Auslegung verwendet [Kahn08]. Die Zerspankraft F kann mit dem statischen Kräftekreis nach *Merchant* in ihre Einzelkomponenten zerlegt werden [Merc45b], siehe Abbildung 2-10. Die Aktivkraft F_a ergibt sich daraus durch Vektoraddition der Schnittkraft F_c und der Vorschubkraft F_f zu

$$F_a = \sqrt{F_c^2 + F_f^2},$$

und die Gesamtheit der Zerpankraft F aus den vektoriellen Komponenten von Aktiv- und Passivkraft in der Arbeitsebene des Werkzeugs zu

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2}.$$

Zerspankraftmodelle können im Wesentlichen in solche mit empirischem und analytischem Ansatz aufgeteilt werden [Arra13]. Die meisten Modelle basieren auf der Annahme eines Orthogonalschnitts mit scharfer Schneide ($h \gg r_\beta$) und konstanter Spanungsdicke h [Scha06]. Die empirische Schnittkraftberechnung erfolgt dabei meist über die Proportionalität zur Spanungsbreite bzw. Spanungsdicke. Den Grundstein dafür legte *Taylor* bereits 1907 mit seinem Potenzansatz

$$F_c = k_c a_p f^k,$$

mit der spezifischen Schnittkraft des Werkstoffs k_c, den Einstellgrößen Schnitttiefe a_p und Vorschub f, und der werkstoffabhängigen Konstante k [Tayl07].

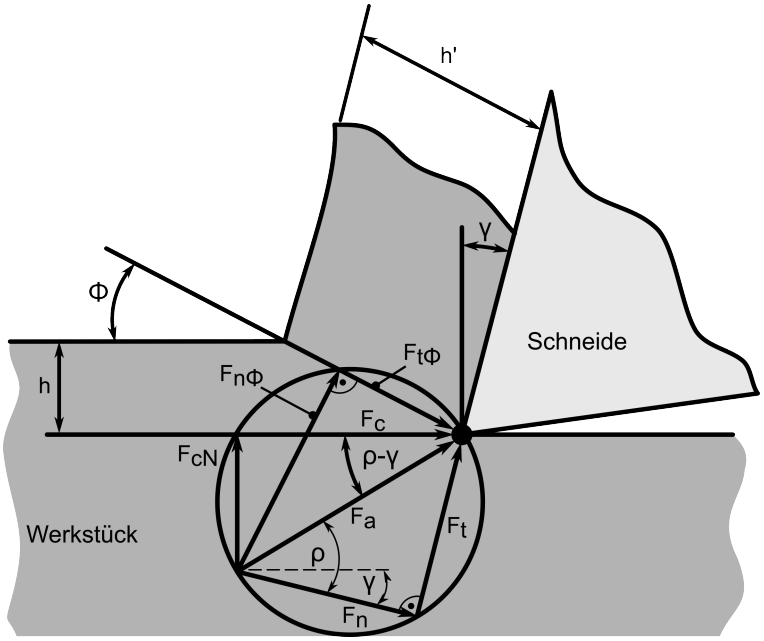


Abbildung 2-10: Zerspankraftzerlegung im statischen Kräftekreis, nach [Scha06, Merc45a].

Kienzle entwickelte daraus einen der bekanntesten empirischen Ansätze zur Berechnung der Schnittkraft, der auf den Spanungsgrößen b und h an der Schneide beruht. In seinen Arbeiten stellte er fest, dass die Spanungsbreite b einen linearen Einfluss auf die Zerspankraft hat, während die Spanungsdicke h potenziell eingeht. So ergibt sich für die Schnittkraft die als Kienzle-Gleichung bekannte Formel [Kien52]

$$F_c = k_{c1,1} b h^{1-m_c}.$$

Die spezifische Schnittkraft $k_{c1,1}$ stellt hierbei die zum Abtragen eines Spans mit h = b = 1 mm notwendige Schnittkraft dar. Der Exponent (1-m_c) mit dem Anstiegswert m_c gibt dabei die Steigung der sich ergebenden Gerade an, die beim Auftragen von F_c/b über h im doppelloga-

rithmischen System entsteht. Sowohl $k_{c1,1}$ als auch m_c sind werkstoffabhängige Größen, die in Zerspanversuchen ermittelt oder in entsprechenden Nachschlagwerken (z. B. [Köni82]) zu finden sind.

Da die Werte von m_c und $k_{c1,1}$ nicht über den gesamten Bereich der Spanungsdicke konstant sind, erfolgte eine Einteilung in Dekaden. Der in der Literatur berechnete Wert für $k_{c1,1}$ deckt Spanungsdicken von 0,1 mm – 1 mm ab. Für den in der Mikrozerspanung relevanten Bereich von 1 µm – 10 µm sind die Werte $k_{c0.01,0.01}$ bzw. $m_{c0.01,0.01}$ so gut wie nicht bekannt [Kots08]. Um die Vorhersagegenauigkeit der Formel bei verschiedenen Werkzeugen, Prozessen (z. B. bei unterbrochenem Schnitt beim Fräsen) und Prozessparametern zu erhöhen stehen verschiedene Korrekturfaktoren zur Verfügung, siehe Tabelle 2-1. Der Einfluss des Verhältnisses von Schneidenradius zu Spanungsdicke r_β/h wird jedoch bisher nicht als Korrekturfaktor verwendet. *Kotschenreuther* untersuchte daher den Einfluss des Schneidenradius bei Spanungsdicken von 1 µm – 100 µm und fand wiederum einen linearen Zusammenhang zwischen steigenden spezifischen Schnittkräften bei wachsendem Verhältnis r_β/h im doppellogarithmischen System. Daraus entwickelte er eine angepasste Form der Kienzle Gleichung, die neben r_β auch den, in den Experimenten zur Bestimmung der Konstanten verwendeten, Schneidenradius β_{exp} beinhaltet:

$$F_c = k_{c1,x} b h^{1-m_{c1,x}} (r_\beta / r_{\beta_{exp}})^{m_{c1,x}}$$

Das x im Index referenziert dabei die jeweilige Dekade der Spanungsdicke der spezifischen Schnittkraft und des Anstiegswerts. Über die Berücksichtigung des experimentellen Schneidenradius bei der Bestimmung von k_c und m_c wird eine Abkopplung von der vorherigen Dekadeneinteilung erreicht. So können mit bekanntem Schneidenradius ermittelte Werte, vor allem die im Spanungsdickenbereichen von 0,1 mm – 1 mm verfügbaren, auch bei geringen Spanungsdicken und anderen Schneidenradien verwendet werden. [Kots08]

Die analytischen Modelle zur Zerspankraftberechnung legen dagegen meist ein physikalisches oder mechanisches Modell zugrunde. Verwendet werden oft die Modellvorstellungen des Scherzonen- oder Scherebenenmodells, z. B. bei der Berechnung nach *Merchant*. Die Annahme einer scharfen Schneide ist jedoch nur für die konventionelle Zerspanung mit $r_\beta/h \ll 1$ gültig [Kahn08]. Modellanpassungen auf die geringen Spanungsdicken der Mikrozerspanung berücksichtigen daher vielfach den Einfluss der Schneidenverrundung, die aus der Kinematik resultierende tatsächliche Spanungsdicke sowie Abweichungen von der idealen Schneidenbahn aufgrund von Rundlaufabweichungen [Rodr13].

Tabelle 2-1: Gängige Korrekturwerte für die Kienzle Gleichung.

Kürzel	Korrektur für
K_γ	Spanwinkel (effektiv)
K_{v_c}	Schnittgeschwindigkeit
K_f	Werkzeugform
K_{WV}	Schneidstoff
$K_{WV_{er}}$	Fertigungsprozess
K_{WS}	Werkzeugverschleiß

Ein Beispiel sind Modifikationen des Zerspankraftmodells nach *Tlusty und McNeil* [Tlus75], das auf geometrischen Überlegungen beruht: Durch Berücksichtigung der tatsächlichen kinematischen Bahn der Werkzeugschneide in Abhängigkeit der Prozessparameter und Werkzeuggeometrie konnten *Bao und Tansel* die Schnittkräfte beim Mikrofräsen mit einem Fehler kleiner 10 % berechnen [Bao00]. *Kang et al.* nutzten ebenfalls das Modell von *Tlusty und McNeil*. Sie verwendeten jedoch Anpassungen für den tatsächlichen Schneidenradius des Mikrofräswerkzeugs und berücksichtigten die Kontaktfläche zwischen Span und Freifläche am Werkzeug. So erreichten Sie auch bei deutlich kleineren Werkzeugdurchmessern und Vorschüben pro Zahn ($D = 200\,\mu m$ und $f_z = 2\,\mu m$) als *Bao und Tansel* gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten [Kang13]. Ebenfalls Berücksichtigung findet der Schneidenradius bei den Modellanpassungen von *Bissacco et al.*, die das „vereinheitlichte" Zerspankraftmodell nach *Armarego* (unified mechanics of cutting approach) [Arma98] als Ausgangspunkt nutzen. Weiter wird die Mindestspanungsdicke und deren Einfluss auf die Spanbildung berücksichtigt sowie die tatsächliche Werkzeugbahn inklusive der Rundlaufabweichung. Damit deckten Sie die wichtigsten Einflussfaktoren der Spanbildung gegenüber der konventionellen Zerspanung ab und erreichten eine gute Übereinstimmung zu den experimentellen Daten [Biss08].

Zhang et al. gehen noch einen Schritt weiter und berechnen die tatsächliche Werkzeugbahn aus der Rundlaufabweichung sowie der Werkzeugdeformation aufgrund der wirkenden Zerspankräfte. Entsprechend berechnet das Modell die Kräfte iterativ, wobei weiter die Ein- und Austrittswinkel an der Schneide bei zwei aufeinanderfolgenden Bahnen zur Kalkulation der tatsächlichen Spanungsdicke berücksichtigt werden. Unter Berücksichtigung der Spanungsdicke, dem Schneidenradius und einer über die Materialeigenschaften abgeschätzten Mindestspanungsdicke des Werkstoffs wird die Spanbildung in die drei Kategorien elastische, elastisch-plastische und plastische Deformation eingeordnet. Die Berechnung der Kräfte erfolgt in Abhängigkeit des Spanbildungsvorgangs und als Integral über die an der Spanbildung beteiligte Fläche der Werkzeugschneide. So konnten nicht nur die absoluten Kräfte, sondern auch der Kraftverlauf über die Werkzeugumdrehung mit Abweichungen von 5 % – 10 % im RMS (root mean square) Wert bestimmt werden. Die im Prozess beobachteten Schwingungen wurden dabei nicht berücksichtigt und werden von *Zhang et al.* als Ursache für die Abweichungen vermutet. [Zhan16]

2.1.4 Gratbildung

Die Gratbildung ist beim Mikrofräsen ein wichtiger Einflussfaktor auf die Bauteilqualität, da die Nachbearbeitung von Mikrostrukturen zur Gratentfernung nur bedingt möglich ist [Cama12]. Die Definition eines Grates ist nach DIN ISO 13715 ein Übergang an einer Außenkante, der eine „außerhalb der ideal-geometrischen Form einer Werkstück-Innenkante liegende Abweichung" darstellt. Die Kante wird durch zwei an der Restgeometrie des Bauteils angelegten Tangenten bestimmt. Dabei existieren keine Grenzwerte, für welche die Struktur bzw. Kante als gratfrei bezeichnet wird. Stattdessen ist bei Bauteilen eine entsprechende Toleranz anzugeben [DIN20], siehe Abbildung 2-11 A zur Verdeutlichung. Zur Beurteilung der Gratbildung können verschiedene Messgrößen im Querschnitt herangezogen werden [Schä75], vergleiche Abbildung 2-11 B. Das Anfertigen eines Querschliffs ist bei mikrogefrästen Strukturen im Allgemeinen jedoch nicht oder nur sehr schwierig möglich, weshalb die Beurteilung der Gratbildung oft anhand von Mikroskopaufnahmen oder gemessenen 3D-Topographien erfolgt [Reic18].

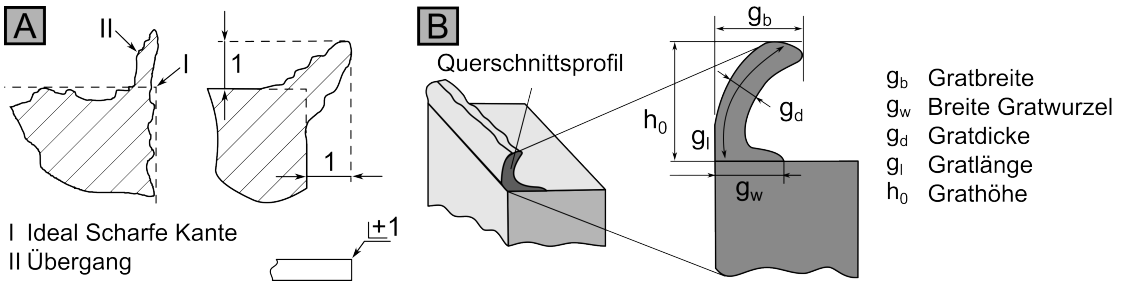


Abbildung 2-11: Darstellung eines Grats (Übergang) und Größenbemaßung (A), nach [DIN20], und Messgrößen zur Gratbeurteilung im Querschnitt (B), nach [Schä75].

Die Gratbildung kann in Abhängigkeit des Entstehungsmechanismus nach *Gillespie und Blotter* in drei grundlegende Typen eingeteilt werden. Diese sind der Poissongrat, der Überrrollgrat und der Rissgrat. Der Poissongrat (benannt nach der Querkontraktions- oder Poissonzahl ν) entsteht durch eine laterale plastische Deformation des Materials, vergleiche Abbildung 2-12 A. Der Werkstoff wird an der Seite des eindringenden Werkzeugs oder in der entgegengesetzten Schnittrichtung verdrängt. Haupteinflussfaktoren sind dabei der Schneidenradius sowie der vorherrschende Druckzustand im Bereich der Freifläche. Der relative Schneidenradius ist in der Mikrozerspanung größer als in der konventionellen Zerspanung. Eine im Prozess auftretende Aufbauschneidenbildung kann den effektiven Schneidenradius dabei noch weiter vergrößern. Aufgrund des großen Verhältnisses λ von Schneidenradius zu Spanungsdicke tritt in der Mikrozerspanung wie in Abschnitt 2.1.2 beschrieben zudem vermehrt Pflügen auf, was zu erhöhter Reibung und Druckverhältnissen an der Freifläche und somit verstärkter Gratbildung führt. Der Überrollgrat, siehe Abbildung 2-12 B, beschreibt im Grunde einen Span, der nicht abgeschert sondern „weggedrückt“ wird. Er entsteht beim Austritt der Werkzeugschneide über einer freien Werkstückkante. Hier ist die benötigte Energie zur plastischen Verformung geringer als die zur Werkstofftrennung nötige, umgekehrt zur regulären Spanbildung. Die Abmaße des Überrollgrats hängen beim Fräsen von der axialen und radialen Zustellung ab, die der Grathöhe und -länge entsprechen. Im Gegensatz dazu entsteht der Rissgrat (Abbildung 2-12 C), wenn der Werkstoff nicht abgeschert, sondern abgerissen bzw. abgezogen wird. Dies ist z. B. beim Umfangsfräsen der Fall, wenn die Schneide nicht über die komplette Werkstückbreite reicht. Das Werkstückmaterial an den Seiten des Spans wird bis zum Überschreiten der Streckgrenze gedehnt, wodurch es abreißt und der Grat entsteht. [Sude10, Gill76]

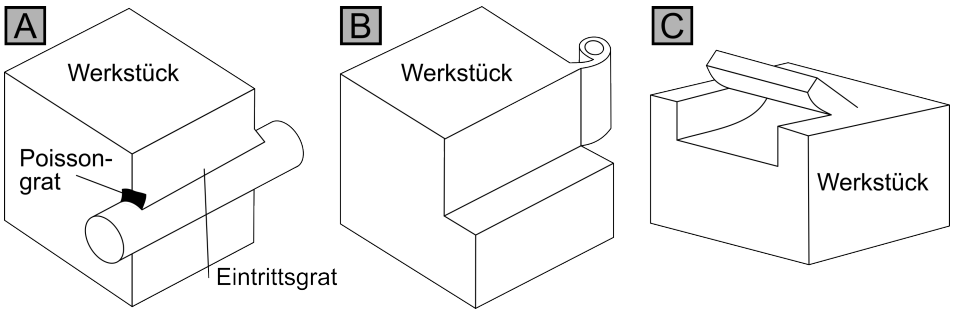


Abbildung 2-12: Schematische Entstehungsmechanismen der Gratbildung, nach [Gill76]: A) Poissongrat, B) Überrollgrat, C) Rissgrat.

Reichenbach entwickelte eine auf die geometrischen Verhältnisse beim Mikrofräsen angepasste Betrachtung der Gratbildung [Reic17]. Dafür wurden die beiden hauptsächlich auftretenden Eingriffsbedingungen (Stirn-Umfangs- und Vollnutfräsen) betrachtet sowie nach *Hashimura et al.* in Bezug auf den Entstehungsort eingeteilt [Hash99]. Diese Einteilung wurde weiter mit der Klassifizierung nach *Nakayama und Arai* kombiniert, die eine Unterteilung in die Ursache der Gratbildung sowie deren Richtung vornimmt [Naka87]. Berücksichtigt werden dadurch Eintritts-, Austritts- und Seitengrate, die an der Spanbildung verwendete Schneide (Stirn- bzw. Umfangsschneide) sowie Gleich- und Gegenlauf als Richtungsparameter. Abbildung 2-13 zeigt schematisch die Einteilung der Grate anhand einer gefrästen Nut mit entsprechender Nummerierung. Poissongrate entstehen aufgrund lateraler Deformation am Eintritt auf der Gegenlauf- (1) und am Austritt auf der Gleichlaufseite (2). Im Verhältnis zu den anderen Gratbildungsarten

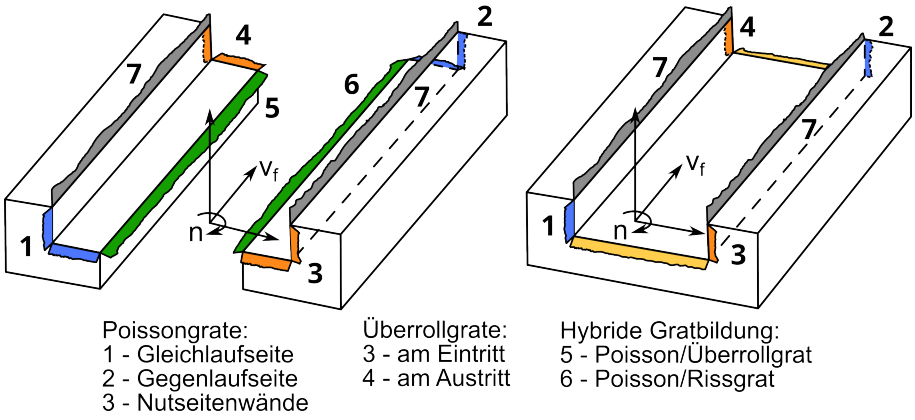


Abbildung 2-13: Grateinteilung beim Stirn-Umfangsfräsen nach dem Entstehungsort und den Eingriffsbedingungen, nach [Reic17].

fallen diese Grate klein aus, weshalb sie meist vernachlässigt werden. Entsprechend der Richtung des Schnittvektors relativ zum Werkstück treten beim Vollnutfräsen am Eintritt hauptsächlich laterale Deformationen und am Austritt ein Wegreißen des Werkstoffs auf, was sich auf den Nutgrund auswirkt [Reic18]. Stärkere Gratbildung erfolgt an der jeweils anderen Gleich- bzw. Gegenlaufseite am Ein- (3) und Austritt (4), wobei die dort entstehenden Grate als Überrollgrate einzuordnen sind. Das Material weicht an der Werkstückkante dem Werkzeug aus [Ko91]. Beim Stirn-Umfangsfräsen kommt es an den Seitenkanten des Werkstücks, die mit der Stirnschneide bearbeitet werden, zu hybriden Poisson/Überroll- (5) bzw. Poisson/Rissgraten (6) auf der Gegenlauf- und der Gleichlaufseite [Reic17]. Die Seitengrate (7) an den Umfangsschneiden des Werkzeugs bilden sowohl beim Stirn-Umfangsfräsen als auch beim Vollnutfräsen Poissongrate aus [Gill76]. Diese sind insbesondere für die Oberflächenqualität von Mikrostrukturen relevant [Piqu14] und können z. B. durch den Einsatz konischer Werkzeuge reduziert werden [Sapt12]. [Reic18, Reic17]

2.2 Mikrofräswerkzeuge

Aufgrund der in Abschnitt 2.1.2 beschriebenen Größeneffekte sind die beim Mikrofräsen eingesetzten Werkzeuge hohen Belastungen ausgesetzt. Einerseits sinken die mechanischen Widerstandsmomente der Werkzeuge gegen Biegung und Torsion überproportional stark mit dem Durchmesser [Bend20], andererseits steigen die spezifischen Schnittkräfte [Lucc91]. Durch

den unterbrochenen Schnitt beim Fräsen sind die Werkzeuge zusätzlich einer hohen dynamischen Wechsellast ausgesetzt, die durch die Zerspanung innerhalb einzelner Werkstoffkörner und der mit deren Orientierung wechselnden Festigkeit weiter verstärkt wird [Chae06]. Zum Erreichen von qualitativ hochwertigen Mikrostrukturen sind daher folgende Anforderungen an die Werkzeuge zu stellen:

- Scharfe Schneiden mit möglichst geringem Schneidenradius und geringer Schartigkeit. So wird die Mindestspanungsdicke reduziert und der Pflügeanteil im Prozess verringert, wodurch die Belastung der Schneide sinkt [Lai08]. Weiter werden geringere Zustellungen bzw. Vorschübe pro Zahn ohne Unterschreiten von h_{min} ermöglicht, was wiederum geringere Prozesskräfte zur Folge hat.

- Eine nicht linear herabskalierte Werkzeuggeometrie, die den hohen spezifischen Schnittkräften einen möglichst großen Werkzeugquerschnitt gegenüberstellt [Fang03]. Weiter muss die Geometrie im Hinblick auf lokale Spannungsspitzen und Resonanzfrequenzen modifiziert werden, um Werkzeugbrüche und unerwünschte Vibrationen zu vermeiden [Uhlm05]. Dabei ist eine einfache Werkzeuggeometrie erforderlich, da die Präzision der Werkzeugmaschinen neben kinematischen Restriktionen oftmals nicht zur Herstellung komplexer Geometrien mit komplizierten Freischliffen ausreicht [Egas11].

- Wirtschaftliche Herstellbarkeit der Werkzeuge: Geometrien, die z. B. nur über FIB (focussed ion beam) Verfahren hergestellt werden können, sind aufgrund der nur geringen Abtragsraten nicht wirtschaftlich zu fertigen [Bore04].

- Angepasste Schneidstoffauswahl: Der Schneidstoff muss eine feinkörnige Gefügestruktur aufweisen, um scharfe Schneiden realisieren zu können [Kirs17]. Zudem muss er zäh genug sein, um den Prozesskräften ohne Werkzeugversagen standzuhalten [Heis14], und dennoch verschleißbeständig genug, um Mikrostrukturen mit gleichbleibender Qualität herstellen zu können [Yan09].

2.2.1 Geometrie

Um die vorangehend genannten Anforderungen an die Geometrie der Werkzeuge zu erfüllen, wurden in der Literatur verschiedene Ansätze verfolgt und geometrische Anpassungen der Werkzeuge vorgenommen. Für zweischneidige Mikrofräswerkzeuge mit Wendelnut entwickelten *Uhlmann et al.* eine neuartige Werkzeugform, bei der die mechanischen Spannungsspitzen im kritischen Bereich (Auslauf der Wendelnut im Übergang zum Konus) vermieden werden. Da die Schneiden im oberen Bereich des Werkzeugs effektiv nicht an der Zerspanung beteiligt sind, wurde der Schneidteil des Fräsers reduziert. Dadurch kann der Schaft kerbfrei ausgeführt und der Auslauf der Wendelnut in einen Bereich mit geringerer Belastung verschoben werden. Der geringste Querschnitt ist somit zylindrisch und ohne Kerbe ausgeführt, und die Reibkräfte im Bereich der Nutseitenwände wurden deutlich reduziert [Scha06, Uhlm05].

Abbildung 2-14 zeigt die Unterschiede zwischen der entwickelten und der ursprünglichen Werkzeuggeometrie im Hinblick auf das am kleinsten Querschnitt anliegende Biegemoment. Durch die kürzer ausgeführten Schneiden ist das am kleinsten Querschnitt anliegende Biegemoment deutlich reduziert, und der nach oben breitere Querschnitt kann die Kräfte besser aufnehmen.

Mit den modifizierten Mikrofräswerkzeugen erreichten *Uhlmann et al.* eine Standzeiterhöhung von etwa 30 % sowie eine Verbesserung der Prozesssicherheit gegenüber Mikrofräswerkzeugen mit herkömmlicher, aus der konventionellen Zerspanung herabskalierter Geometrie. Die möglichen Aspektverhältnisse sind unverändert und der Herstellaufwand der Mikrofräswerkzeuge ist aufgrund der kürzeren Wendelnut geringer. Weiter konnten durch die höhere Stabilität auch gehärtete Stähle bis zu einer Härte von 54 HRC – 58 HRC bearbeitet werden [Uhlm06]. [Scha06]

Zweischneidige Werkzeuggeometrien, wie in Abbildung 2-14 gezeigt, sind bei sehr kleinen Mikrofräsern nur schwierig anzuwenden bzw. herzustellen. Einerseits führt mit sinkenden Werkzeugdurchmessern der Wendelschliff zu extrem kleinen Kerndurchmessern, die wiederum zu geringen Steifigkeiten der Werkzeuge und häufigem Werkzeugversagen führen [Fang03]. Andererseits werden zur Herstellung sehr kleiner Werkzeuge extrem hohe Genauigkeiten der Werkzeugmaschinen gefordert, die mit Werkzeugmaschinen mit der notwendigen Anzahl an Freiheitsgraden zur Herstellung zweischneidiger Werkzeuge mit Wendelschliff oftmals nicht erreicht werden [Bäck11, Scha99]. Zudem sind z. B. bei der schleifenden Herstellung extrem dünne Schleifscheiben notwendig, um alle Punkte der Werkzeuggeometrie erreichen zu können [Egas11]. Daher werden ultrakleine Mikrofräswerkzeuge mit Durchmessern kleiner 50 µm üblicherweise einschneidig [Zhan14, Yan09, Flei08b, Fang03] bzw. mit stark vereinfachten mehrschneidigen Geometrien ausgeführt [Ali06, Adam01, Frie97].

Abbildung 2-15 zeigt beispielhaft vier verschiedene Geometrien von Mikrofräswerkzeugen, wie sie typischerweise eingesetzt werden. Diesen ist gemeinsam, dass der Kerndurchmesser der Werkzeuge möglichst groß und die Komplexität möglichst niedrig gehalten ist. Der D-förmige Querschnitt des Werkzeugs in Abbildung 2-15 B hat sich dabei in Finite Elemente (FE) Simulationen als vorteilhaft im Hinblick auf die mechanischen Belastungen gezeigt [Reic14, Fang03] und

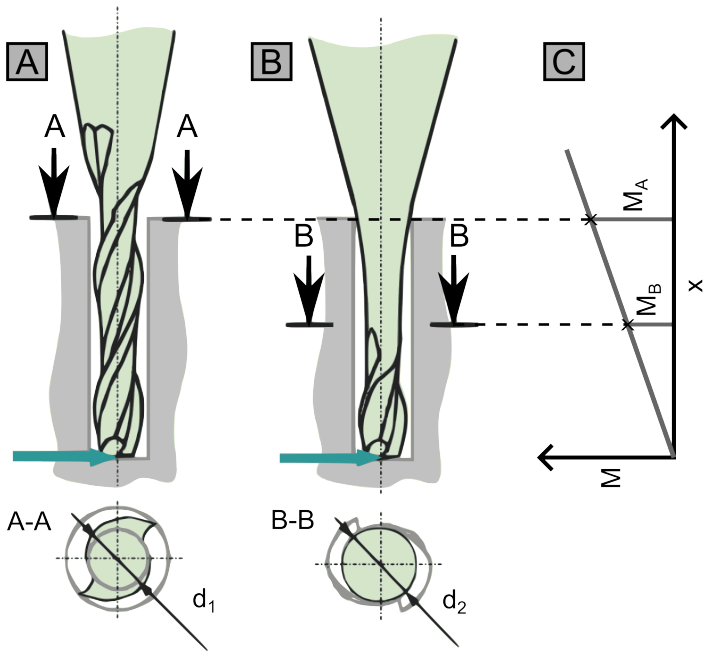


Abbildung 2-14: Geometrie zweischneidiger Mikrofräser, nach [Uhlm06]: A) Herunterskaliert, B) Angepasst, C) Biegemoment am kleinsten Querschnitt.

wird aufgrund der guten Herstellbarkeit mit verschiedenen Verfahren [Pfaf17, Auri12, Yan09] vielfach eingesetzt. Anpassungen der Werkzeuge an die jeweilige Zerspanaufgabe, wie beim Kugelkopfwerkzeug in Abbildung 2-15 C, sind zumeist einfach möglich [Hajr18]. Der Querschnitt im Kern des Werkzeughalses kann für mehr Steifigkeit weiter erhöht werden, z. B. durch eine helixförmige Ausgestaltung des Schafts wie in Abbildung 2-15 D [Bohl20].

Aufgrund der Vorteile der D-Form wurde diese in vielen Forschungsarbeiten eingesetzt. *Egashira et al.* konnten Werkzeuge bis zu einem minimalen Durchmesser von 3 µm erfolgreich herstellen und einsetzen. Sie erreichten jedoch nur einen Vorschubweg von wenigen Mikrometern in Messing bei sehr geringer Drehzahl [Egas11]. *Aurich et al.* setzten Werkzeuge mit einem minimalen Durchmesser von 6 µm bei Drehzahlen bis 80 000 min^{-1} in Reintitan ein. Aufgrund der geringen Anzahl an WC-Körnern des Hartmetalls die die Werkzeugschneide bilden, limitierten diese den geringsten Werkzeugdurchmesser der in der Untersuchung in einem stabilen Prozess resultierte auf ca. 12,5 µm [Auri22].

In Abhängigkeit der Zerspanaufgabe werden verschiedene Bauarten der Werkzeuge eingesetzt, siehe Abbildung 2-16. Mikrofräswerkzeuge mit gerader Haupt- und Nebenschneide werden im Allgemeinen zur Herstellung von Nuten, Taschen oder ebenen Oberflächen verwendet. Durch das Anschrägen der Hauptschneide entsteht ein kegelartiges Profil, mit welchem z. B. Formschrägen oder konische Strukturen bzw. Rillen erzeugt werden können. Mikrotorusfräser werden durch Modifikation der spitzen Schneidenecke mit einem Radius hergestellt, wodurch im Vergleich zu Kugelkopfwerkzeugen viele Freiformflächen mit höherem Zeitspanvolumen erzeugt werden können [Fisc00]. Zum Erzeugen komplexer Freiformflächen kommen jedoch Mikrokugelkopfwerkzeuge zum Einsatz, die aufgrund der Eingriffsbedingungen einen doppelkommaförmigen Span mit variierender Spanungsdicke bilden und dadurch im Hinblick auf den Werkzeugverschleiß schlechter sind [Hieu07]. Zum Herstellen von Hinterschneidungen, wie z. B. Schwalbenschwanzführungen, werden Mikroprofilfräser eingesetzt [Fili08].

Die tatsächliche Geometrie der Werkzeuge muss auf den spezifischen Anwendungsfall angepasst werden. Neben der Bauart der Mikrofräswerkzeuge ist dies vor allem der effektive Durchmesser D der Mikroschaftwerkzeuge, der die kleinste herstellbare Strukturbreite vorgibt und die Steifigkeit des Mikrofräswerkzeugs maßgeblich beeinflusst. Weiter bestimmt das Aspektverhältnis die maximale Strukturtiefe und die Länge der Spanfläche die maximale axiale Zustellung. Bei größeren Aspektverhältnissen nehmen die Wahrscheinlichkeit für Werkzeugbrüche und

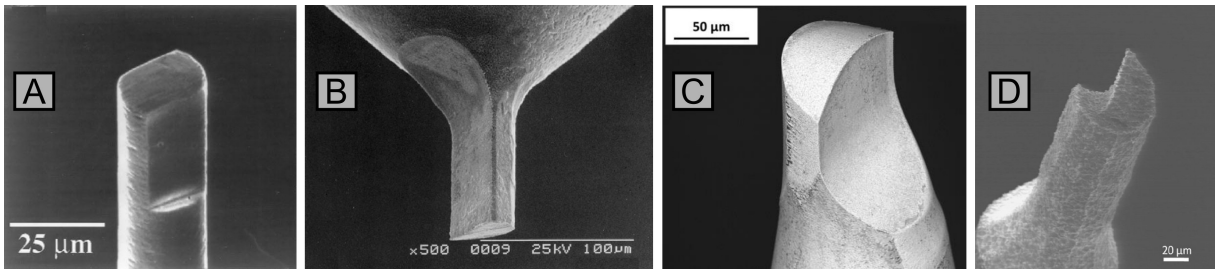


Abbildung 2-15: Geometrien ultrakleiner Mikrofräswerkzeuge: A) Zweischneider mit rechteckigem Grundprofil, nach [Adam01], B) D-Form, nach [Yan09], C) D-Form mit Kugelkopf, nach [Pfaf17], D) Helixform, nach [Flei08a].

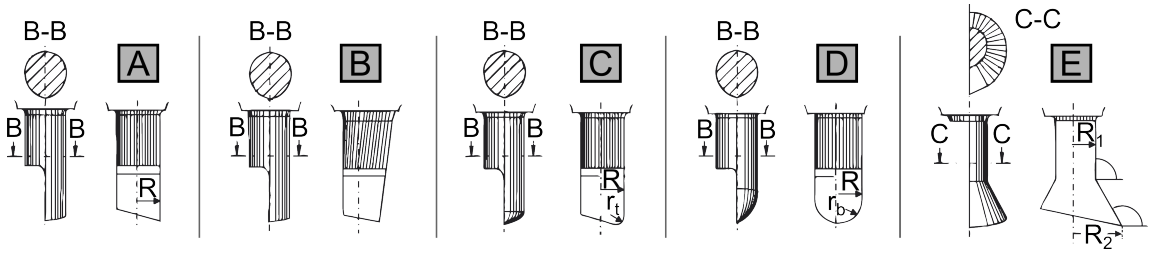


Abbildung 2-16: Geometrien einschneidiger Mikroschaftfräser, nach [Auri14]: A) Schaftfräser, B) Kegelförmiger Schaftfräser, C) Torusfräser, D) Kugelkopffräser, E) Profilfräser.

Strukturabweichungen durch Abdrängen der Mikrofräswerkzeuge zu [Schm06], da die Widerstandsmomente gegen Biegung und Torsion mit dem Durchmesser in der dritten Potenz fallen [Bend20]. Werkstoffmaterialien mit hohen mechanischen Kennwerten limitieren zudem den minimalen Durchmesser und das maximale Aspektverhältnis durch die höhere Wahrscheinlichkeit von Werkzeugbrüchen. Neigt der Werkstoff zu Aufbauschneiden oder Pflügen sind größere Freiwinkel vorteilhaft. Dadurch wird die Kontaktfläche zwischen Werkzeug, Werkstück und gepflügtem Material bzw. der zusammenbrechenden Aufbauschneide verringert, wodurch der Freiflächenverschleiß verringert wird. Zur weiteren Anpassung an die Zerspanaufgabe kann ein Helixwinkel verwendet werden, z. B. um die Gratbildung zu reduzieren [Reic19].

Die Auslegung der Werkzeuggeometrie erfolgt in Abhängigkeit des Prozesses sowie der Genauigkeit der verwendeten Spindelsysteme und der Werkzeugmaschinen bei der Anwendung. Weiter muss der Herstellprozess der Werkzeuge dazu geeignet sein die Werkzeuggeometrie mit hoher Genauigkeit und Präzision herzustellen. Entsprechend werden nachfolgend geeignete Herstellverfahren für Mikrofräswerkzeuge aufgezeigt.

2.2.2 Herstellverfahren

Zur Herstellung von Mikrofräswerkzeugen wurden in der Literatur verschiedenste Verfahren eingesetzt, die auf verschiedenen physikalischen Wirkprinzipien und Prozessführungen basieren: Focused Ion Beam (FIB) Verfahren, Laserablation, Mikrofunkenerosion und Schleifen.

Das FIB-Verfahren wurde vor allem in der früheren Literatur zum Herstellen von Mikrofräswerkzeugen eingesetzt. Aufgrund der sehr kleinen Fokuspunkte und Abtragsraten im Nanometerbereich können hochgenaue 2.5 D Strukturen erzeugt werden, wobei die Prozesszeit bereits bei kleinen Strukturen sehr hoch ist [Yan19]. *Friedrich und Vasile* stellten mittels FIB Mikrofräswerkzeuge mit 22 µm Durchmesser her. Aufgrund der Gaußverteilung des Elektronenstrahls konnten scharfe Schneiden jedoch nur indirekt erzeugt werden, vergleiche Abbildung 2-17 A, und die erzeugbaren Werkzeuggeometrien stark einschränkt [Frie96]. Durch diese Einschränkungen der Werkzeuggeometrie, die hohe Fertigungszeit von mehreren Stunden [Adam01] und die kostenintensive Anlagenausstattung ist der FIB Prozess daher unwirtschaftlich zum Herstellen von Mikrofräswerkzeugen. Mittels Laserablation sind deutlich höhere Abtragsraten erzielbar, jedoch liegt die minimale Größe der Laserspots im Mikrometerbereich [Yan19]. Weiter kann das Oberflächengefüge durch die Prozesswärme beeinflusst werden [Heyl01]. Daher findet das

Verfahren nur in seltenen Fällen für größere Mikrofräswerkzeuge Anwendung; *Ogawa et al.* nutzten die Laserablation zum Herstellen von Mikrokugelfräsern aus binderlosem PKD mit 1 mm Durchmesser [Ogaw16].

Bei der Mikrofunkenerosion erfolgt der Materialabtrag über Entladungen zwischen der Werkzeugelektrode und dem leitenden Werkstück durch Anlegen einer gepulsten Spannung. Der Prozess findet in einem Dielektrikum zur Potentialtrennung und dem Abtransport der Späne statt [Kloc07]. Um eine höhere Flexibilität der herstellbaren Geometrien zu erreichen, kann anstelle einer Elektrode mit vordefinierter Geometrie ein kontinuierlich durchlaufender Draht verwendet werden, siehe Abbildung 2-17 B. Beim diesem als WEDG (wire electric discharge grinding) bezeichneten Prozess tritt kein Elektrodenverschleiß auf und es können, aufgrund des sehr kleinen Kontaktpunkts, komplexe Strukturen erzeugt werden [Yan09]. Durch den kraftlosen Materialabtrag können sehr geringe Werkzeugdurchmesser erzeugt werden. So stellten *Egashira et al.* Mikrofräser mit einem minimalen Durchmesser von 3 µm mittels WEDG her, wobei die Werkzeuge nur mit Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten nahe Null ($v_c = 0{,}028$ m/min, $v_f = 3$ µm/s) in Messing angewandt wurden [Egas11]. Nachteile des WEDG Prozesses sind neben der Limitierung auf leitende Werkstoffe die hohe Schneidenschartigkeit und die unebenen Span- und Freiflächen aufgrund der Entladekrater. Die erreichbare Werkzeugqualität liegt im selben Größenbereich wie bei Schleifprozessen, wobei die Materialabtragsraten geringer sind [Schm05].

Das Schleifen als Herstellverfahren für Mikrofräswerkzeuge wird aufgrund der hohen Fertigungsgeschwindigkeit, der vergleichsweise einfachen Prozessführung und der geringen Investitionskosten [Schm06] vielfach industriell [Adva22, NSTo22] und in der Forschung [Zhan14, Ohmo07] eingesetzt. Die Problematik erhöhter Bruchgefahr beim Schleifen von Mikrofräswerkzeugen, bedingt durch die Prozesskräfte, [Trit07] kann durch Schleifscheiben mit entsprechend kleiner Korngröße sowie einer angepassten Prozessführung umgangen werden. Insbesondere Schwingungen des Werkzeugrohlings sowie der Schleifscheiben müssen dabei durch Einsatz hochgenauer Werkzeugspannsysteme und Spindellagerungen unterbunden werden [Schm06]. Im Gegensatz zum WEDG Verfahren können sehr gute Oberflächenqualitäten von Span- und Freiflächen erzeugt [Ohmo07] sowie eine geringe Schneidenschartigkeit erzielt werden [Gao17]. Analog zur konventionellen Werkzeugherstellung können durch Verwenden hochfeiner Schleifscheiben

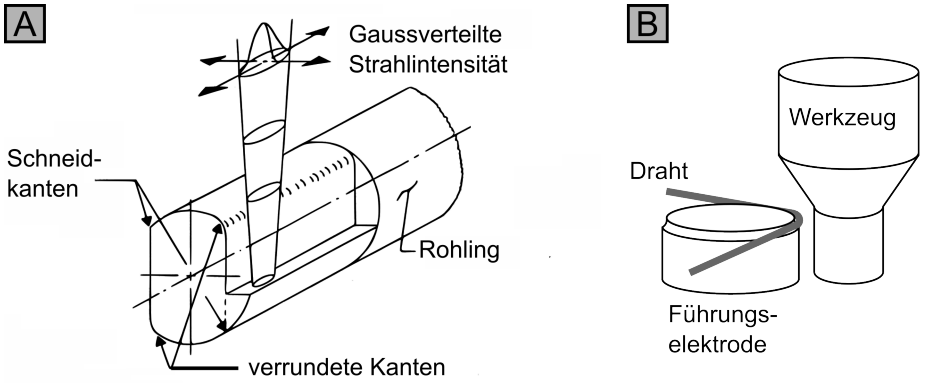


Abbildung 2-17: Strahlführung beim FIB Verfahren zum Erzeugen scharfer Schneiden (A), nach [Frie96], und Schemadarstellung des WEDG Prozesses (B), nach [Yan09].

komplexe Geometrien erzeugt [Auri08] und alle schleifend zu bearbeitenden Werkstoffe unabhängig ihrer elektrischen Leitfähigkeit bearbeitet werden [Kloc18b]. Werkzeuge aus Hartmetall mit Schneidenradien im Bereich von 100 nm wurden bereits hergestellt und vermessen [Kier21]. Die minimal erreichbare Schneidenschärfe hängt dabei im Wesentlichen von der Korngröße des Schneidstoffs ab [Kirs17].

Zum Schleifen von Mikrofräswerkzeugen kommen hauptsächlich auf den Anwendungsfall optimierte Schleifmaschinen zum Einsatz. Zum Vermeiden von Schwingungen werden Maschinengestelle aus Granit, passive Schwingungsisolierungen oder hydrostatische Achsaufbauten verwendet. Thermisch bedingte Fertigungsabweichungen werden in der Regel durch die Aufstellung in temperaturstabilen Umgebungen kompensiert [Schm06]. Ähnlich wie die zur Anwendung der Mikrofräser genutzten Werkzeugmaschinen erfolgt der Aufbau der Schleifmaschinen häufig in Desktop Bauweise [Bohl20, Auri12], bzw. auf mit Schleifsystemen adaptierten UP-Maschinen [Bohl18]. Zum Herstellen der in Abschnitt 2.2.1 beschriebenen D-Form werden nur zwei lineare und eine rotatorische Verfahrachse zum Positionieren der Schleifscheiben und des Werkzeugrohlings benötigt, was die zur Herstellung notwendige Komplexität der Schleifmaschine reduziert [Schm06].

Als Schleifscheiben eignen sich z. B. die in der Halbleiterindustrie zum Trennen von Wafern verwendeten Dicing Blades. Diese sind zum Teil nur 10 µm dick, in sehr feinen Diamantkörnungen erhältlich und in Ausführungen mit Aluminiumflansch für geringe Rundlaufabweichungen verfügbar [Disc23]. Als Spindelmotoren bzw. Lagerungen können verschiedene Konzepte verwendet werden, vorausgesetzt sie erfüllen die hohen Anforderungen an den Rundlauf und die Drehzahl der Schleifscheiben. Dies ist insbesondere beim Schleifen der Werkzeugkonturen von Bedeutung, weshalb z. B. luftgelagerte Spindeln eingesetzt werden [Schm06]. Eine weitere Möglichkeit bietet sich über die Verwendung hydrodynamisch gelagerter bürstenloser Motoren, wie sie in Festplatten verbaut sind. Diese Systeme vereinen Motor und Lagerung in einem extrem kompakten Paket und bieten zudem sehr geringe Rundlaufabweichungen. Aufgrund der geringen Masse der aufgeflanschten Schleifscheiben und der niedrigen Zustellung im Schleifprozess sind die geringen Antriebsleistungen der Motoren ausreichend [Bohl16].

2.2.3 Schneidstoffe

Neben der Geometrie der Werkzeuge und deren Herstellung haben die mechanischen und strukturellen Eigenschaften des gewählten Schneidstoffs starken Einfluss auf die Einsatztauglichkeit der Mikrofräser. Ein idealer Schneidstoff ist gleichzeitig zäh und hart, während in der Realität ein Gegensatz zwischen Zähigkeit und Härte besteht. Abbildung 2-18 zeigt dies beispielhaft anhand verschiedener konventioneller Schneidstoffe. Die Schneidstoffe ordnen sich annähernd auf einer Geraden an, sodass ein Zugewinn an Härte durch einen Verlust an Zähigkeit erreicht wird. Den „idealen Schneidstoff“, wie er in Abbildung 2-18 angedeutet ist, gibt es in dieser Form nicht [Kloc18a].

Die Härte beschreibt im Allgemeinen die Verschleißfestigkeit des Schneidstoffs, wobei plötzliche Lastwechsel mechanischer oder thermischer Natur im Zerspanprozess oftmals eine höhere Zähigkeit erfordern [Grot07]. Die zyklischen Wechsellasten durch den unterbrochenen Schnitt

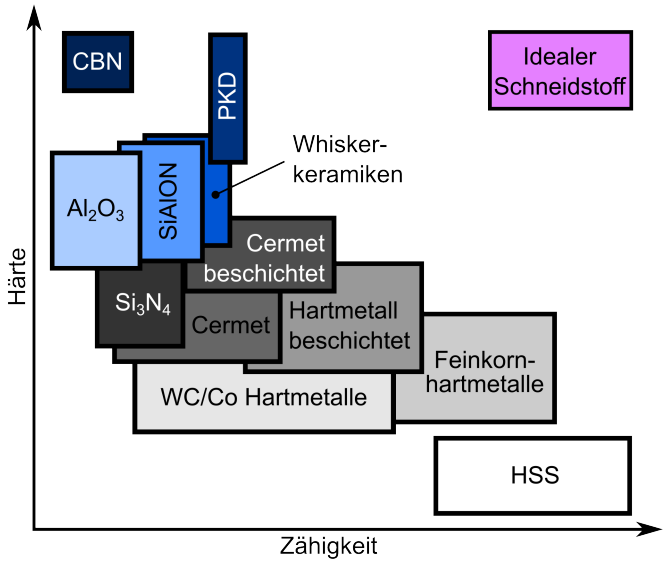


Abbildung 2-18: Schematische Einteilung verschiedener Schneidstoffe in Bezug auf Härte und Zähigkeit, nach [Kloc18a].

beim Fräsen stellen daher eine Herausforderung beim Einsatz von harten Schneidstoffen ohne ausreichende Zähigkeit dar. Die auftretenden spezifischen Stoßbelastungen werden beim Mikrofräsen durch das Herabskalieren der Werkzeugdurchmesser weiter verstärkt, da die Widerstandsmomente gegen Torsions- und Biegebelastung nichtlinear abfallen [Zdeb12]. Von den mechanischen Eigenschaften her unterlegene Schneidstoffe wie Schnellarbeitsstahl (HSS) werden daher gemeinhin nicht verwendet [Ali06]. Die gängigen in der Mikrozerspanung eingesetzten Schneidstoffe sind Diamant und Hartmetall [Stei15], während Schneidkeramiken in der Mikrozerspanung aktuell nicht zum Einsatz kommen.

Diamant als Schneidstoff bietet geringe Reibwerte, hohe Wärmeleitung und aufrund seiner extremen Härte hohe Verschleißwiderstände. Grundsätzlich wird zwischen monokristallinem und polykristallinem Diamant (MKD bzw. PKD) unterschieden. MKD Werkzeuge können aufgrund der anisotropen Eigenschaften des MKD mit Schneiden von nahezu atomarer Schärfe hergestellt werden [Denk11]. Schneidenradien im zweistelligen Nanometerbereich ermöglichen sehr hohe Oberflächengüten, da sehr geringe Spanungsdicken ohne Auftreten von Pflügevorgängen realisiert werden können [Gläb04]. Der kleinste Durchmesser von MKD Mikrofräsern liegt im Bereich von 60 µm – 200 µm [Xia21]. Der größte Nachteil von Diamant ist die Affinität des Kohlenstoffs zu Eisen, der bei der Bearbeitung von Stahlwerkstoffen in diese diffundiert und zu starkem Werkzeugverschleiß führt. Somit werden Diamantwerkzeuge hauptsächlich zur Zerspanung von Nichteisenwerkstoffen eingesetzt [Diet20].

Hartmetalle besitzen die höchsten Zähigkeiten im Feld der harten Schneidstoffe, wie in Abbildung 2-18 zu sehen. Sie sind pulvermetallurgisch hergestellte Werkstoffe und bestehen aus Hartstoffpartikeln, die in eine weichere Bindephase eingebettet sind. Die Hartstoffpartikel sind meist Wolfram- oder Titancarbide, die in einer Cobaltmatrix verankert sind. Durch die Verwendung verschiedener Zusammensetzungen und Inhaltsstoffe lassen sich die Eigenschaften der Hartmetalle auf vielfältige Anwendungszwecke hin anpassen [Kloc18a]. Die hohe Biegesteifigkeit ist vor allem für Mikrofräswerkzeuge mit kleinem Durchmesser von Vorteil, da die

zyklische Schlagbelastung besser toleriert und die Gefahr von Werkzeugbrüchen reduziert wird. Durch einen nur geringen Bindephaseanteil kann weiter der erhöhten Reibung an der Spanfläche und möglichem Auswaschen der Bindephase besser begegnet werden [Scha06]. Über die Ausgangspulver des Sinterprozesses lassen sich die Eigenschaften weiter verbessern, indem z. B. die Korngröße verringert wird. Eine geringere Korngröße hat aufgrund der Hall Petch Beziehung einen positiven Einfluss auf die Härte und die Biegefestigkeit [Sail01]. Zum Herstellen von Mikrofräswerkzeugen werden daher üblicherweise Ultrafeinstkornvarianten mit Korngrößen kleiner 0,5 µm verwendet. Dies ermöglicht zudem die Herstellung sehr geringer Schneidenradien [Stei15]. Je kleiner die Korngröße, umso geringer der kleinste erzeugbare Schneidenradius. Zudem wird durch kleinere Körner die Schartigkeit der Schneide verbessert, da einzelne Ausbrüche die Rauheit nicht stark erhöhen [Auri16].

Im Vergleich zu Hartmetallen stehen die keramischen Schneidstoffe am anderen Ende des Spektrums in Abbildung 2-18. Sie besitzen selbst bei höheren Temperaturen eine extrem hohe Härte, wodurch eine sehr hohe Verschleißfestigkeit erreicht wird [Tell07]. Nachteil der meisten Keramiken ist die geringe Zähigkeit und das daraus resultierende Sprödbruchverhalten, das bei Werkzeugen zu einem stochastischem Werkzeugversagen führen kann. Daher werden als Schneidkeramiken meist Keramiksorten verwendet, die wie Siliziumnitrid bereits eine vergleichsweise hohe Bruchzähigkeit aufweisen oder mit Hartstoffpartikeln verstärkt werden können [Kloc18a]. In der konventionellen Zerspanung werden Schneidkeramiken vor allem mit sehr hohen Schnittgeschwindigkeiten beim Bearbeiten von Gusswerkstoffen (z. B. EN-GJV-400) oder von Nickelbasislegierungen (z. B. Inconel 718) mit Wendeschneidplatten verwendet [Diet20]. Vollkeramische Fräswerkzeuge werden auch in der konventionellen Zerspanung industriell nur von wenigen Anbietern hergestellt [BSQT23]. Forschungsseitig existieren vereinzelte Untersuchungen zu vollkeramischen Fräswerkzeugen, wobei die kleinsten erreichten Durchmesser bei mehreren Millimetern liegen [Fink19, Çeli17, Wang16, Bäck11]. Zur Herstellung bzw. Anwendung keramischer Mikrofräswerkzeuge existieren zum aktuellen Zeitpunkt noch keine Untersuchungen. Eine detaillierte Betrachtung keramischer Werkstoffe, deren Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten als Schneidkeramiken findet sich in Abschnitt 2.4.

2.2.4 Werkzeugverschleiß

Unter Verschleiß versteht man den „fortschreitenden Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers (Grundkörper), hervorgerufen durch tribologische Beanspruchungen, d. h. Kontakt- und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers“ [Czic20]. Wie in Abschnitt 2.2 beschrieben wirkt auf die Mikrofräswerkzeuge ein komplexes Lastkollektiv. Die Werkzeugschneiden sind hohen Druckspannungen sowie Relativgeschwindigkeiten im Tribokontakt mit dem Werkstoff ausgesetzt, die im Verlauf der Zerspanung zum Verschleiß ebendieser Bereiche führen [Kloc18a]. Die hauptsächlich für den Verschleiß verantwortlichen Mechanismen sind wie in Abbildung 2-19 dargestellt Adhäsion, Abrasion, Tribochemische Reaktion und Oberflächenzerrüttung [Gahr92]:

- Bei der Adhäsion kommt es zur Ausbildung sog. Grenzflächen-Haftverbindungen. Es entstehen in der Kontaktzone auf atomarer Ebene Bindungen zwischen Werkstoff und Werkzeug [Gahr87]. Dies wird dadurch begünstigt, dass an den Oberflächen des Schneidkeils

und des getrennten Werkstoffs stets hochreine Oberflächen ohne passivierende Schichten vorliegen [Neis94]. Die mit dem Werkzeug verschweißten Teilchen werden durch die Gleitbewegung verformt und schlussendlich herausgerissen, was zu Materialverlust führt [Kloc18a]. Es kann zwischen Kaltverschweißungen am Schneidkeil (z. B. bei der Aufbauschneidenbildung) und dem direkten Verschweißen von Schneidstoffteilchen mit der Spanunterseite unterschieden werden [Denk11].

- Abrasion tritt durch eine Gleitbewegung zwischen den Wirkpartnern auf, bei der Rauheitsspitzen des Gegenkörpers oder andere Partikel als Zwischenstoff in die Oberfläche des Werkzeugs bzw. Schneidstoffs eindringen [Habi80]. Dabei entstehen Mikrospäne oder Riefen, wobei in die Abrasionsformen Furchungs-, Spül-, Mahl-, Kerb- und Strahlverschleiß unterschieden wird [Czic20]. Der Prozess wird durch die hohen Temperaturen in der Spanbildungszone unterstützt, die zu einer Entfestigung des Schneidstoffs führen können [Denk11].

- Tribochemische Reaktionen sind vor allem Diffusions- und Oxidationsvorgänge im Bereich der äußeren Grenzschicht des Werkzeugs, bedingt durch die hohen Temperaturen und Drücke in der Kontaktzone [Neis94]. Die gebildeten Reaktionsprodukte sind dabei von der Materialpaarung abhängig und können den Verschleiß erhöhen, aber auch verringern. In Abhängigkeit der Härte und chemischen Zusammensetzung der Schichten kann z. B. eine Schutzwirkung vor abrasivem oder adhäsivem Verschleiß entstehen [Czic20].

- Oberflächenzerrütung wird durch dynamische Wechsellasten erzeugt, wie sie bei der Zerspanung mit unterbrochenem Schnitt vorliegen. Die mechanischen und thermischen Wechsellasten führen zu Änderungen im Gefüge sowie Ermüdungsvorgängen und Rissbildung [Habi80].

Je nach Werkstoff-Schneidstoff Paarung, den Prozessparametern, der Werkzeuggeometrie und den verwendeten Hilfsstoffen treten verschiedene Verschleißmechanismen einzeln bzw. in Kombination auf, die zu verschiedenen Verschleißformen am Werkzeug führen. Dabei konzentriert sich der Verschleiß im Allgemeinen auf die Bereiche der Span- und Freiflächen [Denk11]. Nach ISO 8688-1 sind die Hauptverschleißformen Freiflächenverschleiß, Kolk- bzw. Spanflächenverschleiß, Schneidenausbrüche bzw. -abplatzungen sowie Rissbildung. Diese führen bei Erreichen im Vorfeld definierter, maximal zulässiger Verschleißkenngrößen zum Standzeitende des Werkzeugs, um einen katastrophalen Werkzeugverschleiß im Prozess zu vermeiden [ISO89a]. Abbildung 2-20 zeigt die gängigsten Verschleißformen am Beispiel eines Schaftfräsers nach ISO 8688-2. Der Freiflächenverschleiß (Abbildung 2-20 A) ist eine der am häufigsten auftretenden Verschleißformen und tritt meist reibungsbedingt, sowohl an der Haupt- als auch an

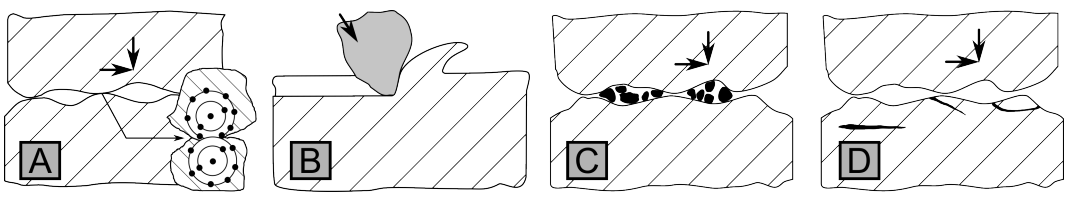


Abbildung 2-19: Verschleißmechanismen, nach [Kloc18a, Gahr92]: A) Adhäsion, B) Abrasion, C) Tribochemische Reaktion und D) Oberflächenzerrüttung.

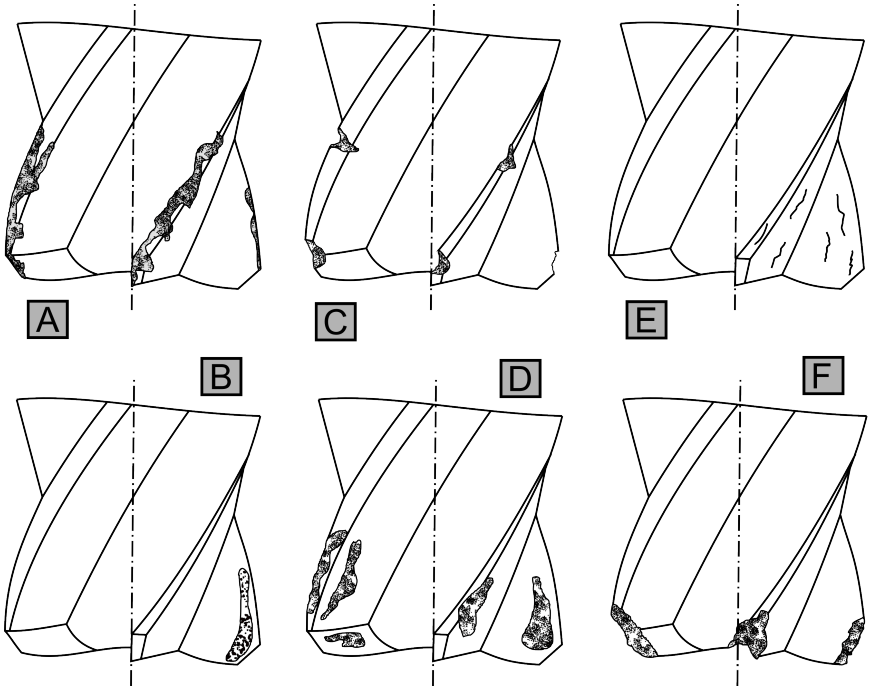


Abbildung 2-20: Verschleißformen am Fräswerkzeug, nach [ISO89b]: A) Freiflächenverschleiß, B) Kolkverschleiß, C) Ausbrüche, D) Abplatzungen, E) Rissbildung und F) Katastrophenverschleiß.

der Nebenschneide, auf [Pauc08]. Er äußert sich in Form einer sichtbaren Verschleißmarke in Schnittrichtung mit der Verschleißmarkenbreite VB, die als Mittelwert entlang der Schneide bestimmt werden kann. VB wird häufig als Standzeitkriterium für Werkzeuge herangezogen [Kloc18a].

Ebenfalls häufig tritt der Kolkverschleiß (Abbildung 2-20 B) auf, ein zur Schneidkante paralleler Abtrag des Schneidstoffs auf der Spanfläche. Die entstehende Muldenform lässt sich mit der Kolktiefe KT und dem Kolkmittenabstand KM (Abstand des Muldenmittelpunkts von der Schneidkante) beschreiben. Das Kolkverhältnis K = KT/KM beschreibt die Schwächung der Schneidkante durch die Kolklippe und wird ebenfalls oft als Verschleißgröße herangezogen [Denk11]. Die weiteren Verschleißformen sind Ausbrüche an der Schneidkante (Abbildung 2-20 C), Abplatzungen auf Span- oder Freifläche (Abbildung 2-20 D) und Rissbildung (Abbildung 2-20 E). Alle Verschleißformen können gleichmäßig oder lokal unterschiedlich stark ausgeprägt auftreten. Zum Katastrophenverschleiß (Abbildung 2-20 F) kommt es meist, wenn mehrere Verschleißformen gleichzeitig auftreten und die Schneide sehr schnell verschleißen lassen [ISO89b].

Beim Mikrofräsen sind die genannten Verschleißkenngrößen jedoch oft nicht geeignet um den Werkzeugverschleiß zu beschreiben [Male09]. Ein Problem ist zudem die messtechnische Erfassung der Verschleißgrößen bei Werkzeugen der Mikro- oder auch der Ultrapräzisionszerspanung, da die zu messenden Größen im Submikrometer- bis Mikrometerbereich liegen. Das Vermessen der Werkzeuggeometrie im Rasterelektronenmikroskop (REM) ist aufgrund der nötigen präzisen Ausrichtung der Schneidkante zum Elektronenstrahl sehr aufwändig und ermöglicht keine profilhafte Messung, sondern nur eine Abschätzung entlang der betrachteten Schneide.

Zum Erstellen detaillierter Profile entlang der Schneiden sind Interferometer oder Rasterkraftmikroskope erforderlich, da es optischen Instrumenten aufgrund des Rayleigh Kriteriums an Auflösung mangelt [Evan15]. Oftmals erfolgt daher nur eine qualitative Bewertung anhand von REM-Aufnahmen [Sant18]. Weitere Möglichkeiten sind die Verwendung indirekter Messgrößen, wie der Rauheit oder der Strukturbreite beim Vollnutfräsen, wobei keine Charakterisierung des Verschleißprofils erfolgen kann [Alha19]. Insbesondere zur Erstellung von Verschleißkurven ist es jedoch notwendig, den Verschleiß anhand definierter Messgrößen quantifizieren zu können, ohne dabei das Werkzeug auszuspannen [ISO89a].

Eine vergleichsweise einfache und robuste Methode stellt die Vermessung der Schneide mittels eines Rasterkraftmikroskops (AFM - atomic force microscope) dar. Aufgrund des mechanischen Prinzips ist die Auflösung nicht durch die Wellenlänge des Lichts, Beugungserscheinungen oder die Wechselwirkung der Messoberfläche mit Elektronen limitiert [Nano23]. Durch die extrem hohe Auflösung lassen sich somit auch Schneiden von Mikrofräswerkzeugen mit einer ausreichenden Datendichte vermessen. Aus der gemessen 3D Topographie lassen sich somit Querschnitte generieren, die entsprechend bekannter Verschleißkenngrößen ausgewertet werden können [Kier21].

Zum Charakterisieren der Schneide basierend auf Profilschnitten gibt es verschiedene Methoden, die aus der konventionellen Zerspanung übernommen werden können. Die einfachste ergibt sich, wie in Abbildung 2-21 A dargestellt, durch das Einpassen einer Kreisbahn in den verschlissenen Schneidenbereich, woraus der Schneidenradius als Parameter bestimmt werden kann [Wyen12]. Dabei werden jedoch keine asymmetrischen Verschleißformen beschrieben, sodass dieser Parameter nur bei symmetrischem Verschleißbild verwendet werden kann. Bei asymmetrischem Verschleiß können die verschlissenen Bereiche der Span- und Freifläche mit S_γ und S_α wie in Abbildung 2-21 B beschrieben werden. Zusätzlich lässt sich der Abstand zum idealen Schneidenprofil und dessen Winkelversatz über Δr und ζ beschreiben [Denk05]. [Denk14]

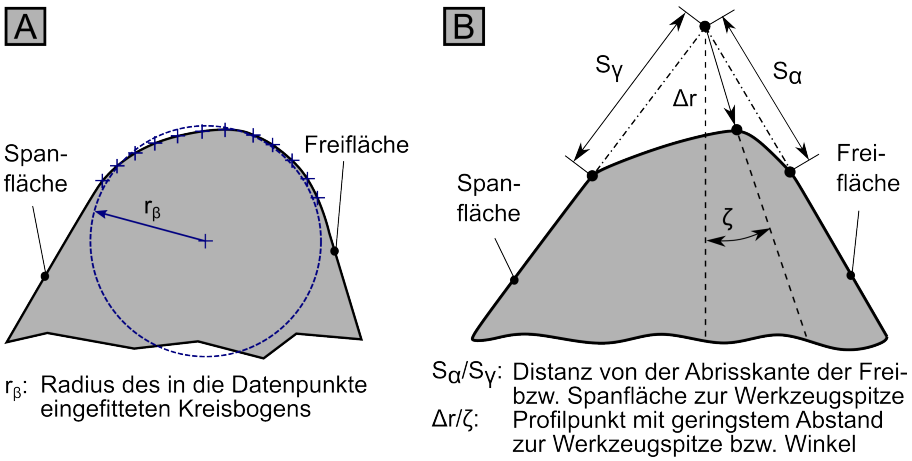


Abbildung 2-21: Schneidencharakterisierung über Radiusberechnung (A), nach [Wyen12], und asymmetrische Parametrisierung (B), nach [Denk05].

2.3 Mikrofräsen von Polymethylmethacrylat (PMMA)

Polymethylmethacrylat ist ein amorpher thermoplastischer Kunststoff, der vielfach zur Herstellung optischer Komponenten wie Mikrolinsen [Thor24, Kirc12, McCa10] oder für mikrofluidische Lab-on-a-chip Systeme [Jáur10, Beck02] in der Medizin oder Diagnostik [thin24] eingesetzt wird. Bei optischen Anwendungen werden dabei hohe Anforderungen an die Oberflächengüte gestellt, die über große Bereiche eingehalten werden müssen. Entsprechend werden scharfe Mikrofräswerkzeuge mit geringem Verschleiß und hohen Standwegen benötigt. Die Funktion mikrofluidischer Strukturen ergibt sich über die geometrische Gestaltung der Kanäle, deren Breite oftmals im Bereich von 10 µm – 50 µm liegt. Geometrische Abweichungen der Kanalform aufgrund von Werkzeugverschleiß müssen daher vermieden werden. Mikrofräser aus Hartmetall zeigen bei der Bearbeitung von PMMA deutlichen Verschleiß an der Hauptschneide sowie der Hauptfreifläche, trotz der geringen mechanischen Festigkeit von PMMA. Dabei treten u. a. Änderungen der Nutbreite und -tiefe von bis zu 10 µm auf [Reic17]. Der größte Verschleiß (Verschleißmarkenbreite und Schneidenversatz) tritt dabei bereits in den ersten 1000 mm Vorschubweg auf [Kier23]. *Reichenbach* führte dies auf das Auswaschen der Cobaltphase im Bereich der Schneide zurück, wodurch die Wolframcarbidkörner ausbrechen, beim Abgleiten als Schleifmittel fungieren und weiteren abrasiven Verschleiß hervor rufen [Reic17].

Das typische Verschleißbild beim Mikrofräsen von PMMA mit Hartmetallwerkzeugen ist keilförmiger Verschleiß an der Schneidenecke, wie er in Abbildung 2-22 beispielhaft dargestellt ist. Die Hauptfreifläche des Mikrofräsers wurde zum Teil abgetragen. Die Verschleißmarkenbreite steigt zur Schneidenecke hin, wodurch sich der typische „Verschleißkeil“ ergibt. Durch das fehlende Werkzeugvolumen verschiebt sich die Hauptschneide zur Werkzeugmitte hin. Die Kombination dieser beiden Effekte führt dazu, dass sich die Schneidengeometrie mit einem Keilwinkel größer 90° und negativem Freiwinkel maßgeblich verändert. Dies führt zu dauerhaftem Kontakt der Freifläche mit der erzeugten Oberfläche und resultiert dadurch in hoher Reibung und starkem Werkzeugverschleiß. Gleichzeitig steigt der Anteil gepflügten Werkstoffs durch den größeren Schneidenradius, wodurch der Verschleiß weiter verstärkt wird. Dadurch ist die Herstellung größerer Strukturen mit gleichbleibender Qualität, wie z. B. bei Mikrofluidiken aus PMMA, mit Hartmetallwerkzeugen zum Teil nicht möglich. [Reic17]

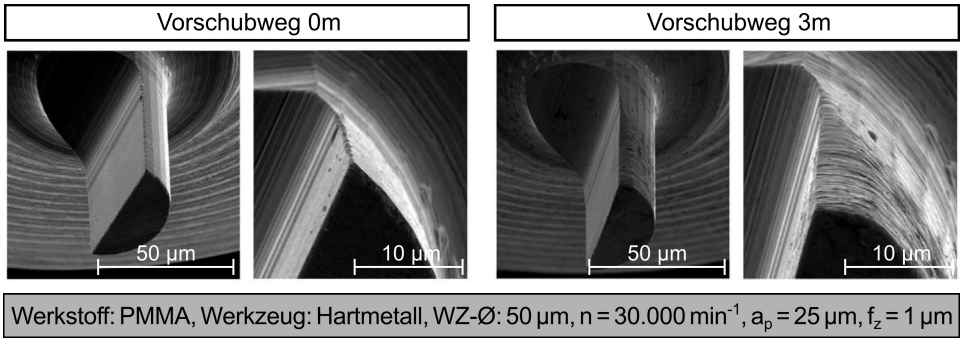


Abbildung 2-22: Werkzeugverschleiß eines Mikrofräsers in PMMA, nach [Reic19].

Auch Mikrofräswerkzeuge mit größeren Durchmessern von 0,5 mm – 1 mm erleiden beim Bearbeiten von PMMA starken Verschleiß, welcher meist durch Adhäsion von Werkstoff und Ausbrechen der Schneide hervorgerufen wird [Jaha20]. Beschichtete Werkzeuge können den

Verschleiß zwar verringern [Jaha20], führen jedoch zu stärkerer Gratbildung und verringerter Oberflächenqualität aufgrund der höheren Schneidenradien [Aden20]. Beim Fräsen optischer Oberflächen kann dem Verschleiß und der reduzierten Oberflächenqualität durch Verwenden von Diamantwerkzeugen begegnet werden [Kork17]. Dadurch können sehr geringe Oberflächenrauheiten erreicht [Jiao14], jedoch aufgrund der größeren Werkzeugdurchmesser keine Mikrostrukturen erzeugt werden.

2.4 Keramische Werkstoffe

Keramische Werkstoffe sind anorganische, nichtmetallische Werkstoffe, zu denen neben den in technischen Bereichen eingesetzten Keramiksorten auch Glas und anorganische Bindemittel wie Zement oder Gips gehören. Im Folgenden werden technische Keramiken (keramische Produkte in technischen Anwendungen) bzw. Hochleistungskeramiken betrachtet, zu denen die als Schneidstoff genutzten Keramiken zählen [Verb03].

2.4.1 Einteilung und Herstellung technischer Keramiken

Technische Keramiken sind eine Untergruppe der Feinkeramik, zu der auch Geschirr-, Zier- und Sanitärkeramik sowie keramische Bauelemente (z. B. Steine oder Rohre) und Fliesen gehören [ISO01]. Der Begriff technischer Keramik wird für Keramiken verwendet, die für technische Anwendungen entwickelt wurden bzw. überwiegend für diese eingesetzt werden. Wie in Abbildung 2-23 gezeigt, können diese je nach ihrem Anwendungszweck weiter in traditionelle technische Keramiken sowie Hochleistungskeramiken unterteilt werden. Hochleistungskeramiken werden weiter in Keramiken, deren Eigenschaften bestimmte Funktionen erfüllen (Funktionskeramik) und solche mit hohen mechanischen Kennwerten (Strukturkeramik) unterschieden. Betrachtet man die verschiedenen Keramiksorten nach ihrer Bindungschemie, so gliedern sich diese in die Gruppen der Silikatkeramik, Oxidkeramik und Nichtoxidkeramik [Tell07]. Silikatkeramiken bestehen hauptsächlich aus Ton oder Feldspat und werden oft als Isolatoren oder Katalysatoren eingesetzt. Aufgrund der niedrigen Anforderungen an die Reinheit der Ausgangsstoffe und den Sinterprozess sind diese vergleichsweise kostengünstig [Verb03]. Oxidkeramiken sind Metalloxide mit hohen Reinheitsgraden, einheitlichen Gefügen und hohen mechanischen Kennwerten. Nichtoxidische Keramiken hingegen basieren auf Verbindungen mit Silizium, Bor, Kohlenstoff und Stickstoff. Diese zeichnen sich im Vergleich zu Oxidkeramiken vor allem durch ihre hohen möglichen Einsatztemperaturen aus, was jedoch auch höhere Sintertemperaturen

<table>
<tr><th colspan="3">Technische Keramik</th></tr>
<tr><td rowspan="2">Traditionell</td><td colspan="2">Hochleistungskeramik</td></tr>
<tr><td>Funktionskeramik</td><td>Strukturkeramik</td></tr>
<tr><td>Chemieporzellan</td><td>Biokeramik</td><td rowspan="4">Werkstoffe mit hohen mechanischen Kennwerten (Festigkeit, Zähigkeit, Bruchfestigkeit etc.)</td></tr>
<tr><td>Feuerfestwerkstoffe</td><td>Elektrokeramik</td></tr>
<tr><td>Isolatoren</td><td>Chemokeramik</td></tr>
<tr><td>Zündkerzen</td><td>Sensorkeramik</td></tr>
</table>

Abbildung 2-23: Einteilung technischer Keramiken, nach [Tell07].

erfordert und somit hohe Anforderungen an die Sintertechnik stellt [Hüls14]. Für den Einsatzzweck als Schneidstoff sind vor allem die Oxid- und Nichtoxidkeramiken der Strukturkeramik geeignet.

Zur Bezeichnung dieser Keramikwerkstoffe definiert die ISO 15165 ein einheitliches Klassifizierungsystem zur Codierung von Keramiksorten. Dieses umfasst Feinkeramiken in verschiedenen Formen (Ausgangsstoffe, Bauteile, etc.), gilt jedoch nicht für elementare Stoffe (z. B. Kohlenstoff, Silizium), Haushaltskeramiken (z. B. Geschirr- oder Sanitärkeramik) oder Feuerfestwerkstoffe. Zum Klassifizieren der chemischen Zusammensetzung, Materialeigenschaften, Herstellung sowie Anwendung von Keramiken stehen die folgenden vier Klassenbuchstaben zur Verfügung, die als Präfix für das jeweilige Eigenschaftsfeld mit definierter Kodierung stehen:

- A = Anwendung
- C = chemische Eigenschaften
- P = Herstell- bzw. Verarbeitungsmethode
- D = Eigenschaften

Um möglichst viele Keramiken und Anwendungsbereiche abzudecken stehen zahlreiche Unterklassen pro Buchstabe zur Einteilung zur Verfügung. Abbildung 2-24 zeigt am Beispiel einer Aluminiumoxidkeramik die Spezifizierung der chemischen Zusammensetzung im Langformat. Entsprechend der weiteren Schemata der ISO 15165 können ebenso die Herstellung bzw. die Verarbeitung der Keramik von den Ausgangsstoffen bis zur Endbearbeitung nach dem Sintern detailliert beschrieben werden. [ISO01]

Die Herstellung keramischer Werkstoffe ist hauptverantwortlich für die späteren Eigenschaften der Werkstoffe. Die Prozesskette ist komplex und umfasst mehrere Einzelschritte um von den Rohstoffen zum gesinterten Bauteil zu gelangen. Der Prozess lässt sich dabei grob in die folgenden fünf Phasen aufteilen:

- Masseaufbereitung: Die Ausgangspulver werden gemahlen, filtriert und miteinander vermischt. Hierbei kommen zahlreiche Additive und Lösungsmittel zum Einsatz, um die Fließfähigkeit zu erhöhen oder das Sinterverhalten zu beeinflussen [Weiß18]. Abhängig von der weiteren Verarbeitung wird die Masse als Schlicker oder als Granulat bereitgestellt [Verb03].

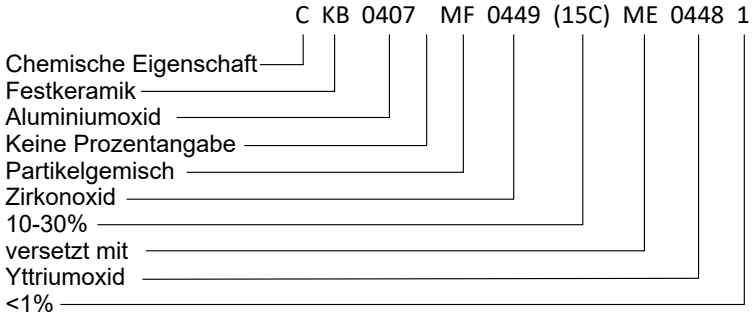


Abbildung 2-24: Klassifizierung einer Aluminiumoxidkeramik mit 15 Massen% yttriumstabilisierter Zirkonoxidkeramik mit geringem Yttriumanteil, nach [ISO01].

- Formen: Die im vorigen Schritt hergestellte Ausgangsmasse wird über Press- (mit Granulaten) oder Gießverfahren (Masse als Schlicker) zum Grünling geformt. Dieser wird zum Teil weiter bearbeitet um die Zielgeometrie des Bauteils anzunähern, was in diesem Zustand noch einfach möglich ist [Hüls14]. Dabei muss die Schwindung in den Trocknungsprozessen und beim Sintern berücksichtigt werden [Tell07].
- Sintervorbereitung: Der Grünling wird vor dem Sintern getrocknet, wobei je nach Formprozess mehr oder weniger Feuchtigkeit entfernt werden muss. Weiter werden organische Additive aus den vorangegangenen Schritten ausgebrannt. Mitunter schließt sich ein Verglühen zur Weißbearbeitung an, da bei komplexeren Bauteilen zur Bearbeitung die höhere Festigkeit gegenüber dem Grünling erforderlich sein kann [Verb03].
- Sintern: Das Sintern ist der Prozessschritt mit dem größten Einfluss auf die Eigenschaften der resultierenden Keramik. Erst durch die hohen Temperaturen werden die einzelnen Partikel zu einem keramischen Werkstoff [Heim10]. Um sehr dichte Keramikmaterialien zu erhalten wird zusätzlich mit Druckbeaufschlagung gearbeitet, z. B. beim Heißpressen (HP) oder dem Heißisostatischen Pressen (HIP). „Gehippte“ Bauteile erreichen zumeist die höchsten mechanischen Kennwerte.
- Nachbearbeitung: Aufgrund der nach dem Sintern stark gestiegenen Festigkeit und Härte, sowie dem in der Regel sprödhartem Materialverhalten, kommt zur Endbearbeitung hauptsächlich das Schleifen mit hochharten Abrasivstoffen (meist Diamant) zum Einsatz. Da die Kosten sehr hoch sind, sind innerhalb der Sintertoleranzen von $1\,\% - 2\,\%$ möglichst geringe Aufmaße durch entsprechende Formung bei der Grün- und Weißbearbeitung vorzuhalten. [Jaha99]

Ähnlich zur Prozessführung bei hochlegierten und thermobehandelten Stählen hat die Prozessführung auch bei keramischen Werkstoffen einen großen Einfluss auf die Eigenschaften der Werkstoffe bzw. Bauteile. Für das Mikrogefüge sind insbesondere die Reinheit und Korngröße bzw. Korngrößenverteilung der Ausgangspulver und deren Zusätze in der Aufbereitung sowie die Art und Prozessführung des Sinterns verantwortlich [Hüls14]. Ähnlich zur Hall Petch Beziehung bei metallischen Werkstoffen kann bei technischen Keramiken die Zähigkeit maßgeblich durch das Reduzieren der Korngröße erhöht werden, siehe Abbildung 2-25 am Beispiel von Aluminiumoxid (Al_2O_3) [Weiß18].

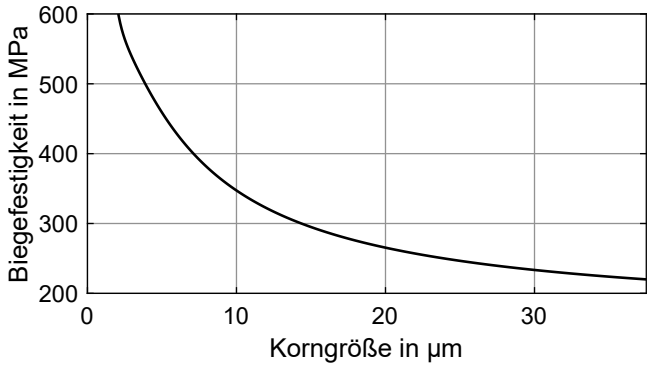


Abbildung 2-25: Zusammenhang zwischen Korngröße und Biegefestigkeit einer Aluminiumoxidkeramik, nach [Weiß18].

2.4.2 Eigenschaften keramischer Werkstoffe

Die mechanischen, thermischen und chemischen Eigenschaften keramischer Werkstoffe unterscheiden sich aufgrund der ionischen und/oder kovalenten Bindung in Keramiken erheblich von den Eigenschaften metallischer Werkstoffe. So fehlt die Möglichkeit zum Ausbilden von Versetzungsbewegungen, um bei einer über die elastischen Verformung hinausgehenden Belastung duktil zu reagieren. Stattdessen kommt es in den meisten Fällen (ausgenommen im Hochtemperaturbereich, in dem mitunter viskoses Verhalten vorliegt) zum Sprödbruch, ausgelöst durch Rissbildung. Das Versagen erfolgt beim Erreichen einer kritischen Länge eines belasteten Risses. Dies wird beschrieben durch den kritischen Spannungsintensitätsfaktor K_{IC}, oft auch als Bruchzähigkeit bezeichnet. Überschreitet der anliegende Spannungsintensitätsfaktor

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi c},$$

mit der aufgebrachten Spannung σ und der Risslänge c den kritischen Wert K_{IC}, kommt es zum Bruch des Bauteils. K_{IC} kann experimentell bestimmt werden, z. B. über die auftretenden Risslängen bei Biegeversuchen oder anhand von Indentereindrücken bei der Vickers-Härteprüfung. [Wach09]

Entsprechend der Formel für K_I lässt sich der kritische Spannungsintensitätsfaktor über zwei Herangehensweisen erhöhen: Die Verringerung der möglichen auftretenden Risslängen und die Reduktion der Spannungen im Werkstoff. Die Risslänge kann z. B. durch das Verstärken der Keramik mit Hartstoffpartikeln oder -fasern reduziert werden, da die Risse vor Erreichen der kritischen Länge abgelenkt werden. Spannungsreduzierungen im Werkstoff werden hauptsächlich durch Phasenumwandlungen erreicht, wodurch eine lokale Volumenänderung zum Ausgleich der anliegenden Spannung erfolgt. Dieser Effekt wird vor allem bei teilstabilisierten Zirkonoxidkeramiken genutzt, weshalb diese deutlich zäher sind als andere Oxidkeramiken. [Waci15]

Die Rissbildung ist ebenfalls der Grund, warum die praktischen Festigkeitskennwerte bei Keramiken deutlich unterhalb den theoretischen liegen. Durch Porositäten, lokale Gefügeausbildungen, Oberflächenschädigungen und bereits im Sinterprozess entstandene Risse werden diese stark herabgesetzt [Tell07]. Daher entwickelte *Weibull* eine Verteilung zum Beschreiben der Streuung der Festigkeitswerte von Keramikwerkstoffen. Der Weibull-Modul m beschreibt darin die Steigung der Geraden, auf der die Festigkeiten im logarithmischen System liegen, und ist ein Maß für die Streubreite der Festigkeit [Verb03]. Abbildung 2-26 zeigt beispielhaft eine solche Weibull Verteilung. Bei keramischen Werkstoffen liegt m üblicherweise zwischen 5 und 20. [Tell07]

Weiter sind die Härte und die Temperaturwechselbeständigkeit (oft auch als Thermoschockbeständigkeit bezeichnet) entscheidend für die Einsatztauglichkeit verschiedener Keramiksorten [Weiß18]. Die Härte keramischer Werkstoffe ist aufgrund ihrer Atomstruktur im Vergleich zu metallischen Werkstoffen sehr hoch. Sie hängt bei Raumtemperatur von der Porosität und der Kristallstruktur des Werkstoffs sowie der Korngröße ab. Analog zur Biegefestigkeit hat eine geringe Korngröße einen positiven Einfluss, da mehr Korngrenzen vorhanden sind, an denen sich Verfestigungen bilden können [Tell07].

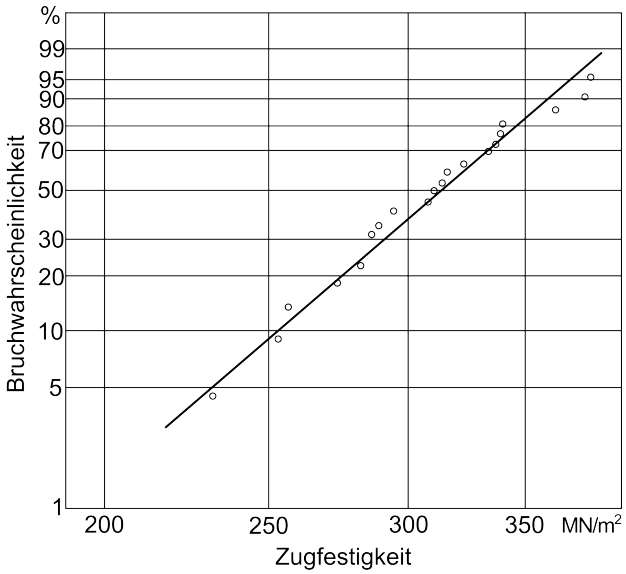


Abbildung 2-26: Zugfestigkeit von SiC nach der Weibull Statistik, $m = 8{,}5$ [Tell07].

Insbesondere beim Einsatz als Schneidstoff zum Fräsen ist die mechanische und thermische Schockbeständigkeit aufgrund der zyklischen Wechsellast von hoher Bedeutung. Trotz der hohen Härte führen vor allem wiederholte Schlagbelastungen zu einem Sprödbruch, der nur durch eine entsprechende Zähigkeit (höherer K_{IC}) unterbunden werden kann [Kloc18a]. Die meisten Oxidkeramiken tolerieren nur Temperaturwechsel von ca. 200 °C – 300 °C, wobei bereits unter der ermittelten Temperaturwechselbeständigkeit Festigkeitsabfälle zu beobachten sind [Tell07]. Zur Reduzierung der thermischen Wechsellasten sollte daher, sowohl beim Schruppen als auch beim Schlichten, auf Kühlschmierstoffe verzichtet werden (ausgenommen Minimalmengenschmierung). [Heis14]

2.4.3 Keramische Schneidstoffe

In der konventionellen Zerspanung werden hauptsächlich Oxid- und Nichtoxidkeramiken auf Basis von Aluminiumoxid und Siliziumnitrid eingesetzt, die nachfolgend näher betrachtet werden:

- Oxidische Schneidkeramiken:
  - Mischkeramik: Al_2O_3 + ZrO_2
  - Partikel/Whiskerverstärkt: Al_2O_3 + TiC/TiCN + SiC-Whisker
- Nichtoxidische Schneidkeramiken
  - reines (β-) Si_3N_4
  - Partikel/Whiskerverstärkt: β-Si_3N_4 + TiC/TiCN + SiC-Whisker
  - Beschichtetes Si_3N_4: TiN, TiC, TiCN, Al_2O_3
  - reines (α / β) SiAlON

Verwendet werden diese aufgrund ihrer hohen Warmhärte und chemischen Beständigkeit insbesondere zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung sowie zur Bearbeitung gehärteter Stähle und Nickelbasislegierungen. Für die erfolgreiche Anwendung und Verbreitung der Schneidkeramiken ist insbesondere deren Zähigkeit entscheidend, da diese die Wahrscheinlichkeit stochastischer Werkzeugbrüche stark beeinflusst. Dies wird durch das Beimischen von Zirkonoxid, feinkörnigen Hartstoffen oder Whiskern (nadelartige Kristalle oder Fasern mit hoher Zugfestigkeit, meist SiC) erreicht. Da scharfe Schneiden insbesondere bei Werkzeugen aus Keramik zu Kantenausbrüchen führen, sind die Schneiden meist präpariert. Die Korngröße der Keramiken bzw. der beigemischten Hartstoffe ist somit in der konventionellen Bearbeitung unerheblich. Weiter müssen die Schnittparameter bei Verwendung von Schneidkeramiken auf den jeweiligen Bearbeitungsfall angepasst werden, da ungünstige Parameter meist unmittelbar zum Werkzeugbruch führen. [Kloc18a]

Aluminiumoxid

Reine Aluminiumoxidkeramik wurde aufgrund ihrer extrem hohen Härte und Druckzähigkeit als eine der ersten Keramiksorten als Schneidstoff verwendet. Aufgrund der geringen Bruchzähigkeit wird reines Al_2O_3 jedoch nur noch selten eingesetzt [Kola86]. Die heutzutage eingesetzten Keramiken haben Beimischungen von Zirkonoxid, um über dessen Umwandlungsverstärkung eine höhere Zähigkeit zu erreichen. Diese ZTA (zirconia toughened alumina) genannten Keramiken sind wesentlich zäher und weniger sprödbruchanfällig [Clau85]. Weitere Verbesserungen der Zähigkeit können über die Beimischung von Hartstoffen (TiC, TiCN) erreicht werden. Diese führen aufgrund des geringeren Kornwachstums in der Sinterphase zudem zu einem feinkörnigen Gefüge und einer hohen Kantenfestigkeit [Schn99a]. Anstelle der Partikelverstärkung wird bei Al_2O_3 aufgrund der hohen erreichbaren Festigkeitssteigerungen oft mit Whiskerverstärkung gearbeitet. Whisker sind in der Lage Risse abzulenken oder zu überbrücken, verringern dadurch die Bruchanfälligkeit und verteilen die anliegende Spannung gleichmäßiger im Material. Zudem erhöhen sie die Thermoschockbeständigkeit erheblich, was den Einsatz von KSS ermöglicht und die Schneiden verschleißfester macht [Sorn95]. Tabelle 2-2 zeigt beispielhaft die Auswirkung verschiedener Al_2O_3 Zusammensetzungen und Verstärkungen auf die mechanischen Kennwerte.

Tabelle 2-2: Festigkeitseigenschaften verschiedener Al_2O_3 Keramiken, nach [Kloc18a].

	Reines Al_2O_3	ZTA(15%)	ZTA (15%) + Whisker (20%)	Al_2O_3 + Ti(C,N) (30%)
Härte HV	1800	1750	1900	1930
K_{IC} in $MPam^{0.5}$	4,3	5,1	8,0	4,5
Biegefestigkeit in MPa	340	800	900	620

Siliziumnitrid

Im Vergleich zu Aluminiumoxid besitzen die Siliziumnitride ein höhere Zähigkeit, Warmhärte und Thermoschockbeständigkeit, die in einer deutlich verringerten Sprödbruchgefahr beim Einsatz als Schneidstoff resultieren. Im Gegensatz zu den Oxidkeramiken besteht bei Siliziumnitrid zudem die Möglichkeit zur Beschichtung, wodurch die Verschleißfestigkeit weiter gesteigert

werden kann [Schn99b]. Die Eigenschaften sind dabei hauptsächlich das Resultat der Mikrostruktur, da die (β-) Si_3N_4 Körner nadelförmig wachsen und sich mechanisch ineinander verhaken [Kloc18a]. Um dichtgesintertes Siliziumnitrid mit hoher mechanischer Festigkeit zu erhalten ist im Allgemeinen eine Druckbeaufschlagung während des Sinterprozesses nötig. Beispielhafte Varianten von Siliziumnitrid sind [Tell07]:

- gasdruckgesintert: GPSN (gas pressure sintered silicion nitride), bis 10 MPa
- heißisostatisch gepresst: HIPSN (hot isostatically pressed silicion nitride), bis 200 MPa
- heißgepresst: HPSN (hot pressed silicon nitride), uniaxialer mechanischer Druck bis 200 MPa

Aufgrund der hohen Prozesskosten der HP- bzw. HIP-Keramiken und der Notwendigkeit sehr feiner und hochreiner Ausgangspulver ist Si_3N_4 deutlich teurer im Vergleich zu Al_2O_3 [Heim10]. Durch das Verwenden geeigneter Additive kann Si_3N_4 auch bei geringeren Drücken dichtgesintert (SSN - sintered silicon nitride) werden. Diese Keramiken liegen aufgrund der ähnlichen Additivierung sehr nahe der Klasse der Sialone: Sialone werden durch Anreichern von Si_3N_4 mit Al_2O_3, AlN und SiO_2 hergestellt, wodurch es zur Ausbildung einer Flüssigphase im Sinterprozess kommt. Durch die Substitution der Atome in der (β-) Si_3N_4 Matrix wird nur wenig Glasübergangsphase an den Korngrenzen gebildet. Die mechanischen Eigenschaften der Sialone sind ähnlich wie die der druckgesinterten Keramiken. Die erhöhte Geometriefreiheit und niedrigeren Prozesskosten machen diese zudem deutlich kostengünstiger in der Anwendung [Miao95]. Ähnlich zu Si_3N_4 liegt auch SiAlON in α und β Konfigurationen vor. Über die Anteile der α und β Phasen kann das Eigenschaftsprofil angepasst werden: Ein höherer Anteil von α-SiAlON führt zu einer höheren Härte, während mehr β-SiAlON zu einer besseren Bruchzähigkeit führt [Ried10]. Zur Herstellung von Schneidwerkzeugen können die Phasen zudem gradiert werden: Ein höherer α-Anteil an der Oberfläche zur Verbesserung der Verschleißeigenschaften, mit einem nach innen ansteigenden β-Anteil zur besseren Zähigkeit [Cera23a]. [Miao95]

Zirkonoxid

Zirkonoxid (ZrO_2) besitzt im Vergleich zu anderen Keramiken eine außerordentlich hohe Bruchzähigkeit sowie Zug- und Biegefestigkeit, jedoch auch eine geringe Härte. Daher wird es für Zerspanwerkzeuge meist nicht als Schneidstoff verwendet, sondern als Zusatzstoff wie z. B. bei ZTA [Kloc18a]. Dabei liegt ZrO_2 je nach Temperatur in unterschiedlichen Kristallstrukturen vor, siehe auch Abbildung 2-27. Die monokline und tetragonale Phase sind technisch von großer Bedeutung: Es kommt bei der Änderung der Kristallstruktur von tetragonal zu monoklin zu einer Volumenzunahme, die die Umwandlungsverstärkung von Zirkonoxid ermöglicht und dessen Zähigkeit stark erhöht [Arno19]. Um die Volumenzunahme beim Sintern zu unterbinden, die zu

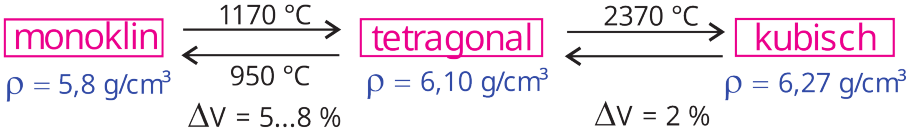


Abbildung 2-27: Temperaturabhängige Gitterstrukturen von Zirkonoxid, nach [Arno19]

Spannungen und Rissen während des Abkühlvorgangs führen würde, wird Zirkonoxid mit Fremdoxiden stabilisiert. Die Stabilisierung verhindert die thermisch induzierte Phasenumwandlung, sodass die tetragonale Phase auch bei Raumtemperatur stabil ist. Die meistverwendeten Stabilisatoren sind Magnesiumoxid und Yttriumoxid (Y_2O_3). Abhängig von der erzielten Stabilisierung entstehen verschiedene Zirkonoxidsorten [Verb03]:

- vollstabilisiertes Zirkonoxid (FSZ - fully stabilized zirconia): Vollständig kubische Kristallstruktur, geringe technische Anwendung

- teilstabilisiertes Zirkonoxid (PSZ - partially stabilizied zirconia): Kubische Phase mit tetragonalen Ausscheidungen, meist mit Magnesiumoxid als Stabilisator und hohen Korngrößen (30 µm – 100 µm)

- polykristallines, tetragonales Zirkonoxid (TZP - tetragonal zirconia polycrystal): Metastabile tetragonale Phase, meist mit Y_2O_3 als Stabilisator (Y-TZP), sehr feinkörniges Gefüge (Korngrößen < 1 µm)

Die tetragonalen Strukturen in PSZ und TZP können bei entsprechender mechanischer Belastung spannungsinduziert in die monokline Struktur umklappen. Diese bei Raumtemperatur irreversible martensitische Gefügeumwandlung, die als Umwandlungsverstärkung bezeichnet wird, führt aufgrund der Volumenzunahme zur Hemmung des Risswachstums [Tell07]. Dabei bildet sich eine „Umwandlungszone“ um den Riss herum aus, wie in Abbildung 2-28 dargestellt. Die durch den Riss ausgelösten inneren Spannungen führen zu einer mechanischen Aktivierung der Phasentransformation und der daraus resultierenden Volumenerhöhung [Evan80]. Diese bildet Druckspannungen um den Riss herum aus, die das Risswachstum verlangsamen oder sogar stoppen und den Riss von äußeren Spannungen abschirmen. Durch den martensitischen Charakter der Umwandlung erfolgt das Umklappen der Phasen sofort, wodurch Energie an der Rissspitze abgebaut wird [Wach09].

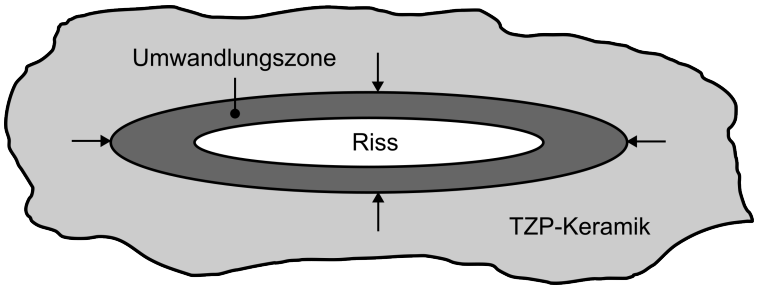


Abbildung 2-28: Schemadarstellung eines von einer Umwandlungszone umgebenen Risses in einer TZP Keramik, nach [Tell07].

Die Umwandlungsverstärkung führt zu einer höheren Bruchfestigkeit der Keramiken, wodurch die Ausfallwahrscheinlichkeit von Bauteilen reduziert wird [Arno19]. Aufgrund dieser Eigenschaften und der Biokompatibilität von Y-TZP wird dieses auch im medizinischen Bereich, z. B. für Gelenkprothesen oder als Zahnersatz, verwendet. Weitere Anwendungen sind thermische Barrieren in Turbinen [Heim10]. Ein häufig verwendeter Stabilisatorgehalt von 3 mol %

Y_2O_3 führt zu einer geringen Korngröße der gesinterten Keramik (ca. 0,5 µm) und einer guten Eigenschaftskombination von Biegefestigkeit und Bruchzähigkeit [Ćori17]. Tabelle 2-3 zeigt die aus der Umwandlungsverstärkung resultierenden Festigkeitseigenschaften stabilisierter Zirkonoxidsorten im Vergleich. [Tell07]

Tabelle 2-3: Festigkeitseigenschaften stabilisierter Zirkonoxidsorten, nach [Arno19].

	FSZ	PSZ	TZP
Zusammensetzung	ZrO_2 / Y_2O_3 (90 % / 10 %)	ZrO_2 / MgO (96,5 % / 3,5 %)	ZrO_2 / Y_2O_3 (95 % / 5 %)
Korngröße in µm	10	20 – 50	0,4
Härte HV	1200	1200	1300
K_{IC} in $MPam^{0.5}$	/	7 – 9	10
Biegefestigkeit in MPa	250	500	800 – 1600

2.4.4 Vollkeramische Fräswerkzeuge

Bei den in der konventionellen Zerspanung eingesetzten keramischen Werkzeugen handelt es sich fast immer um Wendeschneidplatten. Diese sind in einer Vielzahl von Ausführungen für die verschiedensten Anwendungen erhältlich [Cera24, Sand24, Siam24]. Vollkeramische Fräswerkzeuge sind auch in der konventionellen Zerspanung ein Nischenprodukt. Die Anzahl an Veröffentlichungen zu diesem Thema ist gering und die betrachteten Werkzeugdurchmesser sind deutlich größer 1 mm. So entwickelten *Uhlmann und Hübert* z.B. vollkeramische Schaftfräser aus whiskerverstärktem Aluminiumoxid und Siliziumnitrid, wobei sich die Arbeiten vor allem auf den Einfluss des Schleifprozesses auf die Werkzeugqualität konzentrierten. In kinematischen Simulationen und Schleifuntersuchungen stellten sie fest, dass das Schleifen der Spannut entscheidend für die Kantenstabilität und -schärfe ist. Beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Inconel 718 konnten sie Schnittgeschwindigkeiten von bis zu 600 m/min erreichen und die Abtragsrate gegenüber beschichteten Hartmetallwerkzeugen prozesssicher steigern. [Uhlm11].

Ähnliche Ergebnisse erreichten *Finkeldei et al.* mit Siliziumnitrid-Keramikfräsern bei der Bearbeitung von Inconel 718. Sie erzielten Steigerungen der Prozessleistung um mehr als 500 %, wodurch sie die Ergebnisse von *Uhlmann und Hübert* bestätigten [Fink19]. Steigerungen der Schnittgeschwindigkeit wurden beim Fräsen von Inconel 718 ebenfalls von *Çelik et al.* mit keramischen Schaftfräsern aus α/β-SiAlON mit und ohne TiN-Beschichtung erzielt. Dabei stellten sie fest, dass der Hauptverschleißmechanismus Adhäsion bei den TiN-beschichteten SiAlON Werkzeugen stärker ausgeprägt ist, und zeigten dass dies auf eine unterschiedliche Zusammensetzung der Diffusionszone an der Schneidenecke zurückzuführen ist [Çeli17]. Auch beim Zerspanen gehärteter Stähle zeigten keramische Fräswerkzeuge Vorteile. *Wang und Liu* stellten keramische Schaftfräser aus Siliziumnitrid, zwei handelsüblichen Aluminiumoxid-Keramiken und einem Cermet auf Ti(C,N)-Basis her und setzten sie zum Fräsen von gehärtetem AISI H13 Werkzeugstahl (1.2344, 60 HRC – 62 HRC) ein. Dabei zeigten die Siliziumnitrid- und die Cermet-Schaftfräser einen geringeren Werkzeugverschleiß, geringere Schnittkräfte und eine bessere Oberflächenqualität im Vergleich zu beschichteten Hartmetallwerkzeugen [Wang16].

Wie in den o. g. Arbeiten dargelegt, eignen sich vollkeramische Fräswerkzeuge insbesondere für mit Hartmetallwerkzeugen schwierig zu zerspanende Werkstoffe wie z. B. Inconel 718. Industriell relevant sind dabei vor allem die extrem hohen möglichen Schnittgeschwindigkeiten sowie der insgesamt geringere Werkzeugverschleiß, die die Produktivität und Wirtschaftlichkeit der Fertigungsprozesse im Vergleich zur Verwendung von Hartmetallwerkzeugen enorm steigern können. Entsprechend sind vollkeramische Fräser aktuell auch kommerziell verfügbar: Viele Werkzeughersteller bieten zumindest ein vollkeramisches Fräswerkzeug in verschiedenen Durchmessern an, sowohl auf Keramik spezialisierte Hersteller [Gree24, BSQT23, Cera23b], als auch Anbieter mit Kerngeschäft im Bereich Hartmetall [ISCA24, Kenn24]. Die angebotenen Werkzeugdurchmesser liegen jedoch deutlich über 1 mm. Zum aktuellen Zeitpunkt sind vollkeramische Mikrofräswerkzeuge nicht erforscht bzw. verfügbar.

2.5 Fazit zum Stand von Wissenschaft und Technik

Die Mikrobearbeitungsverfahren können als komplementäre Prozesse zu den MEMS-basierten Fertigungsprozessen sowie den UP-Bearbeitungsverfahren angesehen werden, da sie die Herstellung kleiner Bauteile mit hoher Genauigkeit und kleinen Strukturen ermöglichen. Das Mikrofräsen als spanendes Mikrobearbeitungsverfahren stellt eine Herabskalierung des konventionellen Fräsens dar und unterscheidet sich hinsichtlich der grundsätzlichen Prozesskinematik nicht. Die aus der Skalierung resultierenden Größeneffekte führen jedoch zu Prozesscharakteristiken, die sich vom konventionellen Fräsen stark unterscheiden und zum Vermeiden von z. B. frühzeitigem Werkzeugversagen und schlechter Strukturqualität berücksichtigt werden müssen. Neben den Genauigkeitsanforderungen an die Werkzeugmaschinen sind daher insbesondere Anpassungen der Werkzeuge und der Prozessparameter notwendig um den Mikrofräsprozess erfolgreich anzuwenden.

Die beim Mikrofräsen hauptsächlich eingesetzten Mikroschaftfräser können aufgrund der notwendigen Anpassungen nicht direkt aus der konventionellen Zerspanung herabskaliert werden. Anwendung finden stattdessen angepasste Werkzeuggeometrien mit möglichst großen Werkzeugquerschnitten und reduzierter Geometriekomplexität zur Verbesserung der Fertigungstoleranzen. Ultrakleine Mikrofräser ($D \leq 50\,\mu m$) sind zumeist einschneidig mit D-förmigem Querschnitt ausgeführt. Als Schneidstoff kommt dabei fast ausschließlich Hartmetall zum Einsatz, da Schnellarbeitsstähle den hohen Belastungen nicht standhalten und Diamant bei sehr kleinen Durchmessern nicht herstellbar ist. In der konventionellen Zerspanung werden keramische Schneidstoffe bereits seit einiger Zeit erfolgreich eingesetzt. Diese zeigen vor allem beim Bearbeiten schwer zu zerspanender Werkstoffe wie Nickelbasislegierungen und der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung deutliche Verschleißvorteile und bessere Zeitspanvolumina als Hartmetallwerkzeuge. Verwendung finden insbesondere Aluminiumoxid- und Siliziumnitrid-Mischkeramiken mit Partikelverstärkung, die weniger anfällig für stochastischen Werkzeugverschleiß sind. Der überwiegende Anteil keramischer Werkzeuge in der konventionellen Zerspanung findet in Form von Wendeschneidplatten Anwendung. Beim Fräsen können Wendeschneidplatten jedoch erst ab Werkzeugdurchmessern von ca. 12 mm verwendet werden, wodurch viele Bearbeitungsschritte nicht mit keramischen Schneidstoffen durchgeführt werden können. Vollkeramische Fräswerkzeuge hingegen ermöglichen das Potential keramischer Schneidstoffe auch bei Fräsoperationen

mit kleineren Werkzeugdurchmessern auszuschöpfen. Vollkeramikfräser finden in der Industrie noch keine breite Anwendung, jedoch zeigt die steigende kommerzielle Verfügbarkeit der Werkzeuge, dass immer mehr Anwender das Potential vollkeramischer Fräser ausnutzen.

Für den Bereich der Mikrozerspanung, bei der das Vermeiden von Werkzeugbrüchen und die Reduktion von Werkzeugverschleiß für das Endergebnis und die Wirtschaftlichkeit des Prozesses entscheidend sind, existieren zum aktuellen Zeitpunkt jedoch weder Untersuchungen zu Keramiken als Schneidstoff noch sind keramische Mikrofräswerkzeuge erhältlich. Entsprechend ist unbekannt, ob in der Mikrofräsbearbeitung Potential zu Prozessverbesserungen durch den Einsatz keramischer Schneidstoffe besteht. Dabei sind Keramiksorten mit geringen Korngrößen und ausreichend hohen Bruchzähigkeiten verfügbar, um die Herstellung von Mikrofräswerkzeugen mit scharfen Schneiden und hohem Verschleißwiderstand zu ermöglichen.

3 Forschungsbedarf und Zielsetzung

3.1 Motivation

Das Mikrofräsen ist ein herunterskalierter konventioneller Fräsprozess, dessen Werkzeugdurchmesser meist unter einem Millimeter liegen. Durch das Herabskalieren der verschiedenen geometrischen Abmessungen treten Abweichungen charakteristischer Proportionen auf, die als Größeneffekte bezeichnet werden. Der dominante Größeneffekt beim Mikrofräsen ist das Verhältnis von Spanungsdicke zu Schneidenradius: Niedrige Verhältnisse führen zu starkem Pflügen und hohen spezifischen Schnittkräften, die in hohem Werkzeugverschleiß und geringer Oberflächenqualität resultieren. Um dem Belastungskollektiv standzuhalten und Werkzeugverschleiß entgegen zu wirken sind Schneidstoffe mit hoher Zähigkeit und Härte notwendig, weshalb Mikrofräswerkzeuge oftmals aus Hartmetall hergestellt werden. In der konventionellen Zerspanung sind keramische Schneidstoffe Stand der Technik und bei der Hart- und Hochgeschwindigkeitszerspanung beschichteten Hartmetallen in Bezug auf Standvermögen und Zeitspanvolumen deutlich überlegen. Auch vollkeramische Schaftfräser werden in der konventionellen Zerspanung erfolgreich eingesetzt und kommerziell angeboten. Die Werkzeugdurchmesser liegen jedoch deutlich über dem Größenbereich des Mikrofräsens, für das keine Untersuchungen zum Einsatz keramischer Schneidstoffe vorhanden sind. Insbesondere für ultrakleine Fräswerkzeuge mit Durchmessern unter 100 µm, für die Werkzeugverschleiß den limitierenden Faktor bei der Mikrobearbeitung darstellt, wären die in der konventionellen Zerspanung beobachteten Verschleißvorteile keramischer Schneidstoffe jedoch von großem Interesse.

3.2 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist die Herstellung neuartiger, ultrakleiner vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge, mit denen die Vorteile keramischer Schneidstoffe beim Mikrofräsen genutzt und dadurch der Werkzeugverschleiß reduziert werden kann. Die durch die hohe Verschleißfestigkeit keramischer Werkzeuge gesteigerten Standzeiten sind insbesondere beim Mikrofräsen interessant, bei dem hoher Verschleiß und frühzeitiger Werkzeugbruch häufiger auftreten als in der konventionellen Fräsbearbeitung. Durch den reduzierten Verschleiß und den Einsatz gesteigerter Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten mit vollkeramischen Mikrofräswerkzeugen werden zudem Verbesserungen der Produktivität und der Oberflächenqualität erwartet. Das übergeordnete Ziel der Arbeit lässt sich in folgende Teilziele untergliedern:

- Identifikation geeigneter Keramiksorten zur Werkzeugherstellung
- Verständnis des Herstellprozesses vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge
- Reduzierung des Werkzeugverschleißes für vollkeramische Mikrofräser durch Kenntnis geeigneter Prozessparameter
- Bestimmung der Standzeit vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge
- Quantifizierung der Prozessverbesserungen beim Mikrofräsen mit Keramikwerkzeugen

3.3 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Die Vorgehensweise der Arbeit wurde aus der Zielsetzung zur Herstellung und Anwendung vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge abgeleitet. Der Aufbau der Arbeit ist graphisch in Abbildung 3-1 dargestellt. In Kapitel 4 werden die Geometrie der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge, die zu deren Herstellung eingesetzten Werkzeugmaschinen und Schleifsysteme sowie der Ablauf des Schleifprozesses beschrieben. Des Weiteren werden die Durchführung der Mikrofräsversuche, die dabei verwendeten Desktop-Werkzeugmaschinen und die eingesetzte Messtechnik und Auswertemethodik zur Bewertung der Versuchsergebnisse vorgestellt.

In Kapitel 5 wird die Herstellbarkeit vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge betrachtet. Es wird ein Anforderungsprofil für Mikrofräswerkzeuge aus Keramik erstellt und damit geeignete Keramiksorten zur Werkzeugherstellung ausgesucht. Aus diesen Keramiksorten werden anschließend Mikrofräswerkzeuge hergestellt. Diese werden anhand der erreichbaren Werkzeugqualität bewertet und die geeignetste Sorte zur Werkzeugherstellung festgelegt. Darauf aufbauend erfolgen in Kapitel 6 Anpassungen des Werkzeugschleifprozesses an den keramischen Schneidstoff. Zur Reduktion des hohen Schleifscheibenverschleißes wird eine modifizierte Werkzeugschleifeinheit mit integrierter Abrichtvorrichtung aufgebaut und verschiedene Abrichtwerkzeuge in Schleifversuchen betrachtet. Mit den Ergebnissen wird abschließend ein Abrichtprozess zum Realisieren eines stabilen Werkzeugschleifprozesses eingerichtet.

Die mit dem angepassten Schleifprozess hergestellten vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge werden in Kapitel 7 für Mikrofräsversuche in PMMA eingesetzt. Werkzeuge aus Y-TZP Keramiken gleicher Spezifikation von unterschiedlichen Herstellern werden in Abschnitt 7.1 auf ihre erreichbare Schneidenschärfe und die Einsatzeigenschaften bei veränderten Mikrofräsparametern hin betrachtet. Anschließend wird in weiterführenden Mikrofräsversuchen mit deutlich erhöhten Vorschub- und Schnittgeschwindigkeiten in Abschnitt 7.2 das Verschleißverhalten der Werkzeuge mit den schärfsten Werkzeugschneiden untersucht. Zuletzt werden auf Basis der vorangegangenen Ergebnisse Standzeitversuche in Abschnitt 7.3 durchgeführt und Verschleißkurven der Werkzeuge mittels prozessintermittierender Verschleißmessungen erstellt. Über die Verschleißkurven werden die Standzeit und Leistungsfähigkeit (Oberflächenqualität, Maßabweichungen) der vollkeramischen Mikrofräser bestimmt und Referenzwerkzeugen aus Hartmetall gegenübergestellt.

Die Arbeit schließt in Kapitel 8 mit der Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse sowie Handlungsempfehlungen zum Einsatz vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge in PMMA. Weiter wird auf Basis der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse ein Ausblick zu möglichen weiterführenden Untersuchungen zur Herstellung und zum Einsatz vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge formuliert.

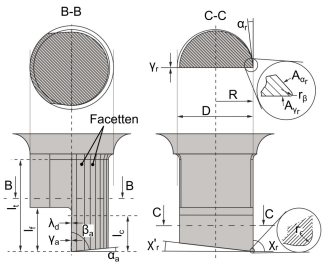
Kapitel 1: Einleitung

Kapitel 2: Stand von Wissenschaft und Technik

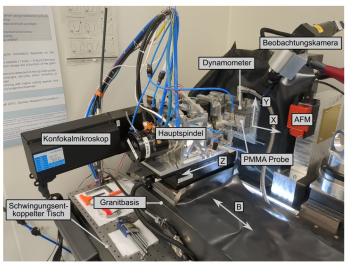
Kapitel 3: Forschungsbedarf und Zielsetzung

Kapitel 4: Versuchs- und Messtechnik

4.1 Mikrofräswerkzeuge



4.2 Werkzeugmaschinen



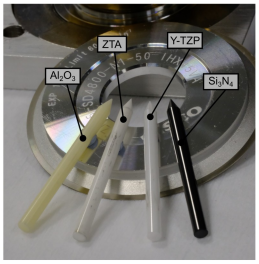
4.3 Messtechnik



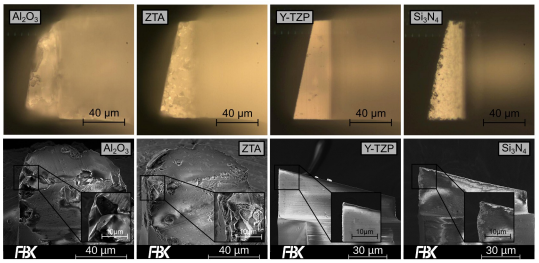
Kapitel 5: Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge aus verschiedenen Keramiksorten

5.1 Keramiksorten

Kriterium	Wert
Korngröße	< 1 µm
Bruchzähigkeit K_{IC}	> 4 MPam$^{0.5}$

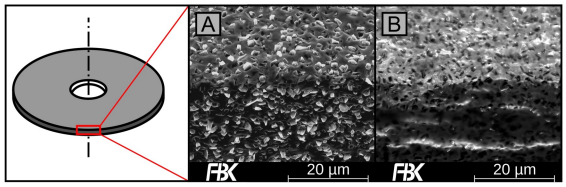


5.2 Werkzeugschleifen und Keramikauswahl

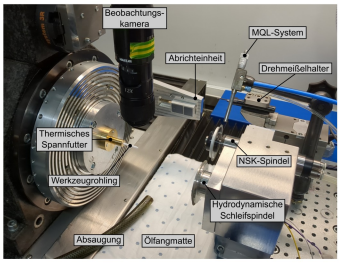


Kapitel 6: Anpassen des Schleifprozesses an den keramischen Schneidstoff

6.1 Schleifscheibenverschleiß

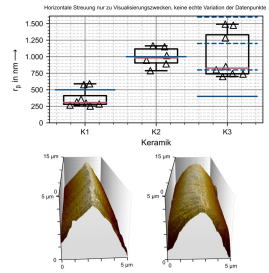


6.2 Angepasste Schleifeinheit

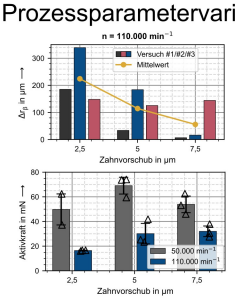


Kapitel 7: Einsatzverhalten vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge in PMMA

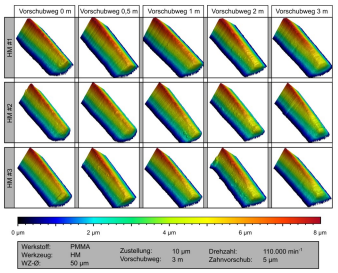
7.1 Chargeneinfluss Lieferanten



7.2 Prozessparametervariation



7.3 Standzeitversuche



Kapitel 8: Zusammenfassung und Ausblick

Kapitel 9: Literaturverzeichnis

Abbildung 3-1: Aufbau der Arbeit.

4 Versuchs- und Messtechnik

In diesem Kapitel werden die in dieser Arbeit verwendeten Maschinen zur Herstellung und Anwendung der vollkeramischen Mikrofräser beschrieben. Weiter werden die Werkzeuggeometrie, der Schleifprozess der Mikrofräswerkzeuge und die Durchführung der Mikrofräsversuche dargestellt sowie die eingesetzten Messsysteme und die Auswertung der damit gewonnenen Daten erläutert.

4.1 Mikrofräswerkzeuge

Für die Herstellung der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge wurden die Werkzeuggeometrie und die schleifende Werkzeugherstellung von Hartmetallwerkzeugen nach *Aurich, Bohley, Reichenbach und Schmidt* als Ausgangsbasis verwendet [Bohl20, Reic17, Auri12, Schm06]. Im Folgenden wird zuerst auf die Geometrie eingegangen, bevor im Anschluss der Werkzeugschleifprozess beschrieben wird.

4.1.1 Werkzeuggeometrie

Die Mikrofräswerkzeuge basieren auf der D-förmigen Werkzeuggeometrie, die in Abbildung 4-1 dargestellt ist. Tabelle 4-1 listet die beim Herstellen der Mikrofräswerkzeuge verwendeten Parameterwerte auf. Die Sollgeometrie wird in linearer Interpolation durch rechteckige Flächen angenähert, die optisch als „Facetten“ zu erkennen sind. Diese werden über lineare Vorschubbewegungen erzeugt, sodass zum Herstellen der Werkzeuge lediglich zwei lineare und eine rotatorische Achse benötigt werden. Dies ermöglicht die Herstellung der Werkzeuge auf in ihrer Komplexität reduzierten Werkzeugmaschinen. Mit den Facetten wird der Freischliff am Werkzeugrücken erzeugt, welcher ausgehend von der Umfangsschneide bis zur gegenüberliegenden Seite der Spanfläche hin zunimmt. Dies reduziert, in Verbindung mit einem ausreichend großen Einstellwinkel der Nebenschneide, den Kontakt des Werkzeugs mit dem Werkstoff außerhalb der

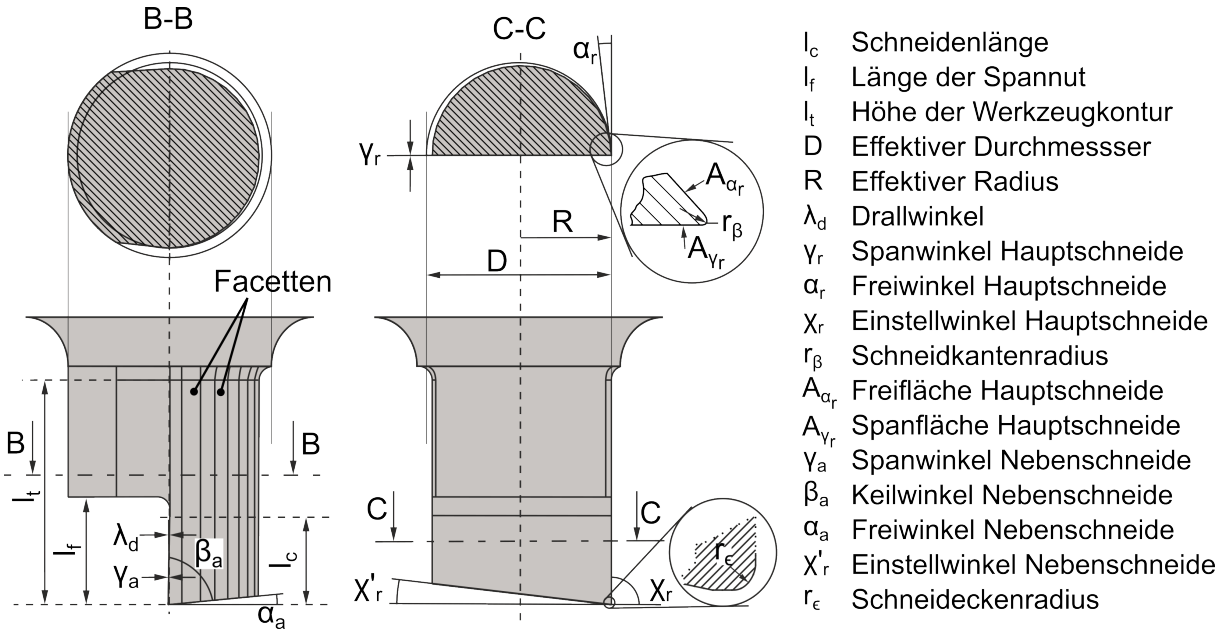


Abbildung 4-1: Geometrie der Mikroschaftwerkzeuge, nach [Bohl20, Auri14].

Tabelle 4-1: Geometrieparameter der hergestellten Mikrofräser.

Geometrieparameter	Wert
effektiver Durchmesser D	50 µm / 100 µm
Schneidenlänge l_c	40 µm
Drallwinkel λ_d	0°
Spanwinkel Hauptschneide γ_r	0°
Spanwinkel Nebenschneide γ_a	0°
Freiwinkel Hauptschneide α_r	20°
Freiwinkel Nebenschneide α_a	0°
Einstellwinkel Hauptschneide χ_r	0°
Einstellwinkel Nebenschneide χ'_r	12°

Hauptschneide [Reic17] und somit die Wahrscheinlichkeit eines Werkzeugbruchs [Schm06]. Die mit 0° ausgeführten Spanwinkel von Haupt- und Nebenschneide führen zu stabileren Schneiden mit hohem Materialanteil [Auri12].

Für die Steifigkeit der Mikrofräswerkzeuge ist neben dem Durchmesser auch der Absolutwert des Freischliffs verantwortlich, da dieser den resultierenden Querschnitt des Werkzeuges direkt beeinflusst. Der Freischliff wird in Abhängigkeit des im Prozess anzuwendenden Vorschubs pro Zahn festgelegt. Um einen Kontakt der Freifläche bzw. der Rückseite des Mikrofräswerkzeugs mit dem Werkstück zu verhindern, wird der Freischliff zusätzlich um die Rundlaufabweichung des Spindel-Werkzeug-Systems erweitert. Entscheidend ist die maximale Rundlaufabweichung der Maschinenspindel inklusive des Einspannfehlers, da nur so sichergestellt werden kann, dass der äußerste Punkt des Werkzeuges auf dem Zykloidpfad der Umfangsschneide liegt. Die Rundlaufabweichungen des Spindel-Werkzeug-Systems sind wiederum von der im Prozess verwendeten Drehzahl abhängig, weshalb eine dynamische Charakterisierung des Systems im kompletten Drehzahlband für die Spezifizierung der Werkzeuggeometrie notwendig ist. [Bohl20]

4.1.2 Schleifende Werkzeugherstellung

Die Herstellung der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge erfolgte auf einer MTC 250 Ultrapräzisionsdrehmaschine der Firma LT Ultra, siehe Abbildung 4-2. Die Maschine befindet sich in einem temperaturregulierten Raum (21 °C) und besteht aus massivem Naturgranit, der auf ein Stahlgestell mit aktiver Niveauregulierung und zusätzlicher Schwingungsdämpfung aufgesetzt ist. Die beiden hydrostatischen Linearachsen sind in den Granit eingelassen und das Gehäuse der aerostatischen Hauptspindel besteht ebenfalls aus Granit mit integrierten Kühlkanälen. Durch die hydrostatischen Achsen wird eine sehr hohe Steifigkeit (600 N/µm) erreicht. Gleichzeitig sind diese durch eine hohe Geradheit der Achsen im gesamten Verfahrbereich (< 0,15 µm) und eine Subnanometer-Auflösung der Glasmaßstäbe (< 0,009 nm) charakterisiert. Die luftgelagerte Hauptspindel erreicht sehr gute Rundlaufgenauigkeit (Abweichungen < 0,05 µm) und kann ebenfalls im Achsbetrieb verwendet werden (Auflösung < 0,5″).

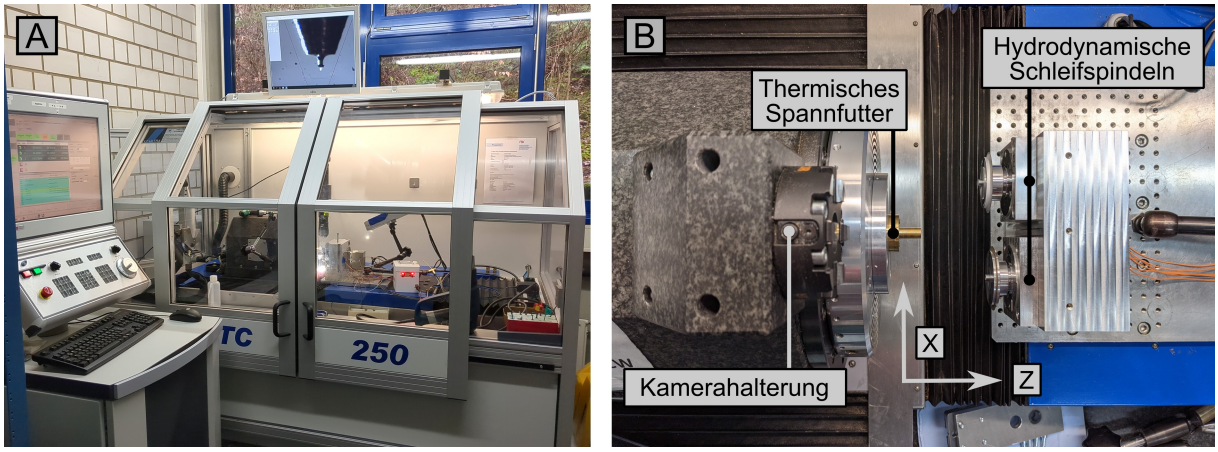


Abbildung 4-2: Ultrapräzisionsdrehmaschine LT Ultra MTC 250 (A), mit Schleifsetup zur Herstellung der Mikrofräswerkzeuge (B).

Zur Werkzeugherstellung wurde ein angepasster Schleifaufbau in die Maschine integriert, siehe Abbildung 4-2 B. Der Aufbau dieser Schleifeinheit ist analog zu der am Lehrstuhl für Hartmetallwerkzeuge eingesetzten Einheit [Bohl18]. Sie besteht aus zwei hydrodynamisch gelagerten Brushless-Spindelmotoren, die über elektronische Drehzahlregler angesteuert werden. Die Spindelmotoren treiben mit Drehzahlen von $10\,000\,\mathrm{min}^{-1} - 20\,000\,\mathrm{min}^{-1}$ Diamantschleifscheiben an. Zum Schruppen und Schlichten kamen je eine keramikgebundene (#800, VT07-SD800-VC100-100) und eine nickelgebundene (#4000, ZH05-SD4000-N1-110-FJ) Schleifscheibe der Fa. DISCO Corporation zum Einsatz, die vom Hersteller für keramische Werkstoffe freigegeben sind. Die „grobe“ #800 Schleifscheibe wird zum Schruppen mit hohen Abtragsraten verwendet, während die „feine“ #4000 Schleifscheibe zum Erzeugen und Schlichten der detaillierten Werkzeuggeometrie verwendet wird. Die feine Schleifscheibe verfügt zudem über eine hochpräzise Aluminiumnabe, die die Rundlaufabweichungen reduziert und das Schleifen der Mikrowerkzeuge ermöglicht. Die Werkzeugrohlinge wurden in thermischen Spannfuttern auf der Maschinenspindel eingespannt, wodurch geringe Rundlaufabweichungen erreicht werden. Der Innendurchmesser der Messingspannfutter ist ca. 2 µm kleiner als der Schaftdurchmesser der Werkzeugrohlinge, sodass die Werkzeugrohlinge mit der thermischen Aufweitung des Spannfutters eingespannt werden können.

Zum Schleifen wurden die Werkzeugrohlinge mit der in Abbildung 4-3 dargestellten Geometrie im Schrumpffutter auf der Hauptspindel der Drehmaschine (siehe Abbildung 4-2 B) eingespannt. Die Positionierung des Rohlings in Z-Richtung erfolgte beim Einspannen im Schrumpffutter über das auf die Spindel gerichtete, digitale Kameramikroskop (Navitar 12x Zoom mit 2x Aufschraublinse). Da die Z-Position keinen Einfluss auf die Werkzeuggeometrie hat und nur zur Determination des Startpunkts beim Abkappen des Kegels dient, ist die optische Positioniergenauigkeit im Bereich von 5 µm – 10 µm ausreichend. Mit steigendem Schaftdurchmesser

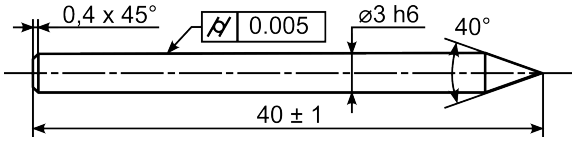


Abbildung 4-3: Geometrie der Werkzeugrohlinge.

der Werkzeugrohlinge (die h6 Spezifikation erlaubt bis zu 6 µm Durchmesservariation) wurde das Schrumpffutter schrittweise weiter ausgedreht, um alle Werkzeugrohlinge einspannen zu können. Das Schleifen der Keramikwerkzeuge erfolgte mit dem am Lehrstuhl entwickelten Schleifprozess für Mikroschaftfräser [Bohl20, Auri12]. Abbildung 4-4 veranschaulicht die einzelnen Schleifschritte im Schleifprogramm. Beim Vorschleifen wird die Grundgeometrie für das Mikrofräswerkzeug mit der groben Schleifscheibe erzeugt. Dazu wird der Kegel des Werkzeugrohlings abgekappt (1), wofür die zuvor optisch bestimmte Z-Position verwendet wird. Anschließend wird der Grundzylinder mit einem Aufmaß von 2,5 µm erzeugt (2). Nachdem der größte Materialabtrag erfolgt ist, wird beim Feinschleifen mit der feinen Schleifscheibe die finale Werkzeuggeometrie hergestellt. Dieser Prozess ist entscheidend für die Oberflächenrauheit der Werkzeugflächen sowie die Schneidenschärfe und -schartigkeit, weshalb eine besonders geringe Rundlaufabweichung der feinen Schleifscheibe und eine geringe Korngröße des Schleifbelags erforderlich sind. Beim Feinschleifen wird zuerst die Schräge für den Einstellwinkel der Nebenschneide χ'_r abgetrennt (3). Danach wird die radiale Werkzeuggeometrie (effektiver Werkzeugdurchmesser D, Freiwinkel der Hauptschneide α_r, radialer Freischliff) durch axiales Verfahren der Schleifscheibe mit entsprechender Zustellung und radialer Positionierung des Werkzeugrohlings geschliffen (4). Die erzeugten „Facetten“ nähern die errechnete Idealgeometrie in linearer Interpolation an. Im letzten Schritt wird das Werkzeug halbiert und die Spanfläche $A_{\gamma r}$ mit voreingestellter Spannutlänge l_f erzeugt (5). [Auri12]

Der NC-Code des beschriebenen Werkzeugschleifvorgangs wurde unter Anpassung des am Lehrstuhl vorhandenen Schleifprogramms [Bohl20] generiert. Die Schleifscheibenpositionen in X- und Z-Richtung wurden vor der Herstellung eingemessen. Dazu wurden Zylinder mit ø 100 µm geschliffen und die Abweichung zwischen Soll- und Istdurchmesser im Koordinatensystem der Werkzeugmaschine angepasst. Anhand von geschliffenen Testwerkzeugen wurden die Programmparameter justiert, sodass Werkzeugdurchmesser, Freischliff und Halbierung korrekt erzeugt wurden. Aufgrund des bei den Keramiken höheren Schleifscheibenverschleißes (siehe Kapitel 6) wurde das Einmessen und Justieren mit Hartmetallrohlingen durchgeführt. Das Vermessen der Werkzeuge bzw. der Zylinder erfolgte an einem Lichtmikroskop mit 500x Vergrößerung, was

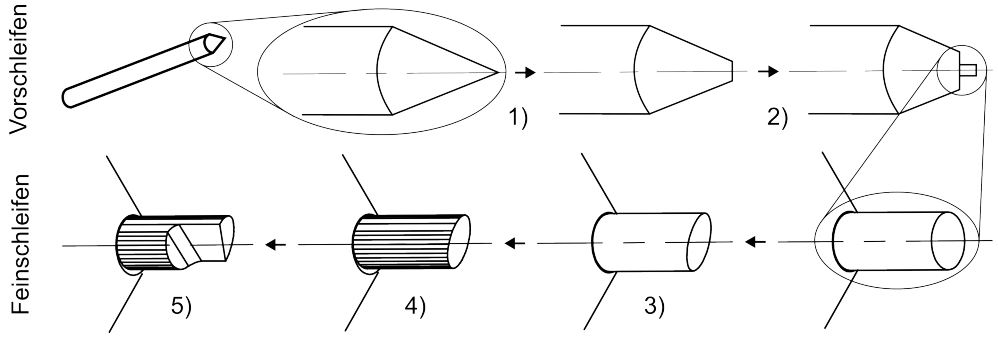


Abbildung 4-4: Schematische Darstellung der einzelnen Programmschritte beim Werkzeugschleifen, nach [Auri12]: 1) Abkappen des Kegels, 2) Erzeugen des Grundzylinders, 3) Schräge für χ'_r, 4) radiale Werkzeuggeometrie durch Facettierung, 5) Schleifen der Spanfläche.

eine einfache und schnelle Möglichkeit zur Vermessung darstellte. Auch nach dem Einstellen des Schleifprozesses erfolgte eine 100 % - Kontrolle der hergestellten Mikrofräser, um ein Driften der Parameter bzw. Schleifscheibenverschleiß während der Herstellung kompensieren zu können.

4.2 Werkzeugmaschinen zum Mikrofräsen

Die vollkeramischen Mikrofräser wurden auf zwei verschiedenen Werkzeugmaschinen eingesetzt, der Hochpräzisions-Fräsmaschine und dem Mikrofräszentrum. Bei beiden Maschinen handelt es sich um Desktopbearbeitungsmaschinen, die in Reinraumumgebung (ISO Klasse 7, 21 °C) aufgestellt sind. Zudem fungiert das Mikrofräszentrum als Messmaschine mit einem integrierten Konfokalmikroskop und einem Rasterkraftmikroskop.

4.2.1 Hochpräzisions-Fräsmaschine

Die Hochpräzisions-Fräsmaschine „Dover“ ist eine vierachsige Vertikalbearbeitungsmaschine, dargestellt in Abbildung 4-5. Die Maschine verfügt über drei Verfahrachsen und eine Drehachse zum Einstellen des Spindelsturzes. Zur Schwingungsisolierung und -dämpfung verfügt sie über eine massive Basis aus Granit, die zusätzlich auf passiven Pneumatikdämpfern aufliegt. Die X- und Y-Achsen unter dem Maschinentisch sind gestapelt angeordnet und aerostatisch gelagert, während die Z-Achse kreuzrollengelagert ist. Die drei Verfahrachsen besitzen einen Verfahrweg von je 100 mm und werden über präzisionsgeschliffene Trapezspindeln mit Schrittmotoren angetrieben. Die Ansteuerung erfolgt über Aerotech Nstep Module in der Aerotech A3200 Software. Über die diskreten Einzelschritte wird eine kleinste Verfahrbewegung von 20 nm erreicht. Die

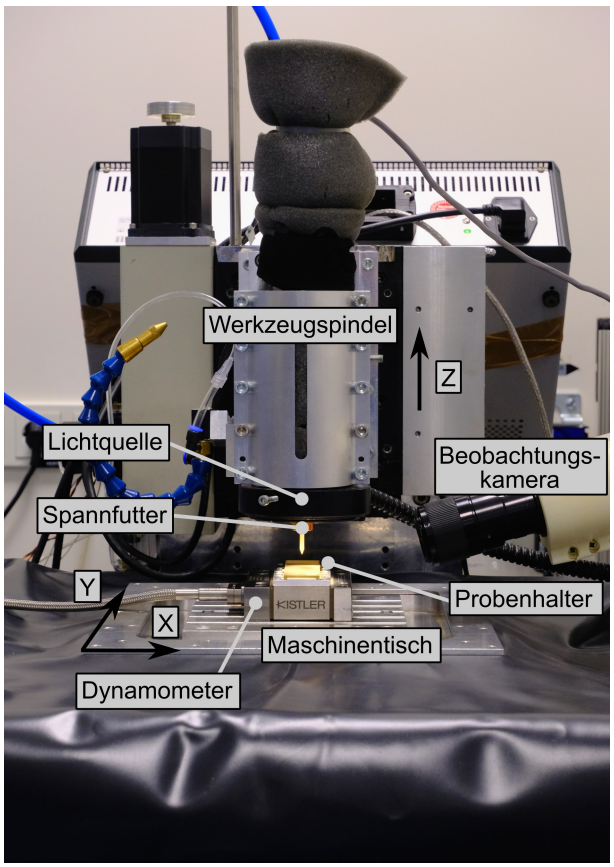


Abbildung 4-5: Hochpräzisions-Fräsmaschine „Dover“.

Maschinenspindel ist eine luftgelagerte Westwind L3578 Hochgeschwindigkeitsspindel, die über einen Frequenzumrichter bis zu einer maximalen Drehzahl von 50 000 min^{-1} angesteuert wird. Das Spannfutter verfügt über Einstellschrauben, die ein Ausrichten der eingespannten Werkzeuge ermöglichen, wodurch die fundamentale Rundlaufabweichung reduziert werden kann. Die Spindel ist auf einer Harmonic Drive Servoachse montiert, die eine Verkippung der Spindel um bis zu 30° bei einer Auflösung kleiner 2″ ermöglicht. Da der Spindelsturz in dieser Arbeit nicht betrachtet wurde, blieb die Sturzachse nach der Referenzfahrt auf 0° fixiert. Das Ausrichten und die Prozessbeobachtung erfolgten über ein digitales Kameramikroskop Navitar 12x Zoom mit 2 MP Auflösung. Da beim Mikrofräsen der Maschinentisch die Verfahrbewegung ausübt und das Werkzeug nicht verfährt, kann mit der Beobachtungskamera der gesamte Fräsprozess überwacht werden.

Zum Durchführen der Mikrofräsexperimente wurde die zu zerspanende Probe auf einem dünnen Probenhalter aus Aluminium mittels Sekundenkleber befestigt. Dies ermöglicht ein kraftloses Spannen der Probe, eine gute Übertragung der Prozesskräfte und ein einfaches, beschädigungsfreies Ablösen der Probe mit Lösungsmittel im Ultraschallbad. Der Probenhalter wurde auf das auf dem Maschinentisch montierte Dynamometer verschraubt und die Probe vor dem Mikrofräsen plangefräst. Zum Ermitteln der Position der Probenoberfläche im Maschinenkoordinatensystem wurde diese optisch angekratzt, wobei die Abweichung beim Finden des Nullpunkts typischerweise $\pm 0{,}5\,\mu\mathrm{m}$ beträgt. Bei Werkstoffen mit optischer Transparenz sind die Abweichungen zum Teil größer, da selbst bei Verwendung von Farblack zur Identifikation der Oberfläche der Ankratzvorgang nur schwer beobachtbar ist. Nach dem Ankratzen erfolgte der Versuchsablauf über ein NC-Programm, das den programmierten Vorschubweg entsprechend der Fräsparameter auf der Probe abfährt. Dabei wurde vor dem Versuchsstart das Erreichen eines thermischen Gleichgewichtszustands der Maschinenspindel abgewartet, um thermisch bedingte Änderungen der axialen Zustellung auszuschließen.

4.2.2 Mikrofräszentrum

Das Mikrofräszentrum (MFZ) besitzt im Gegensatz zur Hochpräzisions-Fräsmaschine in Abschnitt 4.2.1 einen vertikal ausgerichteten Bearbeitungstisch. Abbildung 4-6 zeigt das Mikrofräszentrum, wobei zur Visualisierung zusätzlich das Konfokal- und das Rasterkraftmikroskop verbaut sind. Die Maschine baut analog zur Vertikalbearbeitungsmaschine „Dover“ auf einer Granitbasis auf, wobei der X-Y-Tisch über ein vertikales Granitbett befestigt ist. Das Mikrofräszentrum wurde modular konstruiert, weshalb die Hauptspindeleinheit auf einer Präzisionslinearachse mit großem Verfahrbereich (B-Achse) montiert ist. Über diese kann die Spindel vor verschiedenen Bearbeitungs- bzw. Messmodulen positioniert werden. Zur Verfügung stehen ein Schleifmodul links neben dem Maschinentisch (in Abbildung 4-6 verdeckt), der Maschinentisch zur Mikrofräsbearbeitung sowie eine universelle Bearbeitungseinheit mit verschiedenen Achssystemen (nicht dargestellt). In dieser Arbeit wurde das Mikrofräszentrum lediglich zur Mikrofräsbearbeitung und als Messmaschine verwendet.

Der Maschinentisch ist auf den kreuzweise gestapelten X-Y-Achsen mit jeweils 110 mm Verfahrweg montiert. Die verwendete Aerotech ANT130-XY-110-Plus Achseinheit erreicht eine Positioniergenauigkeit von $\pm 0{,}375\,\mu\mathrm{m}$ und ist in Y-Richtung zur Kompensation der Gewichtskraft mit einstellbaren Pneumatikzylindern ausgestattet. Die Z-Achse besteht ebenfalls aus einer

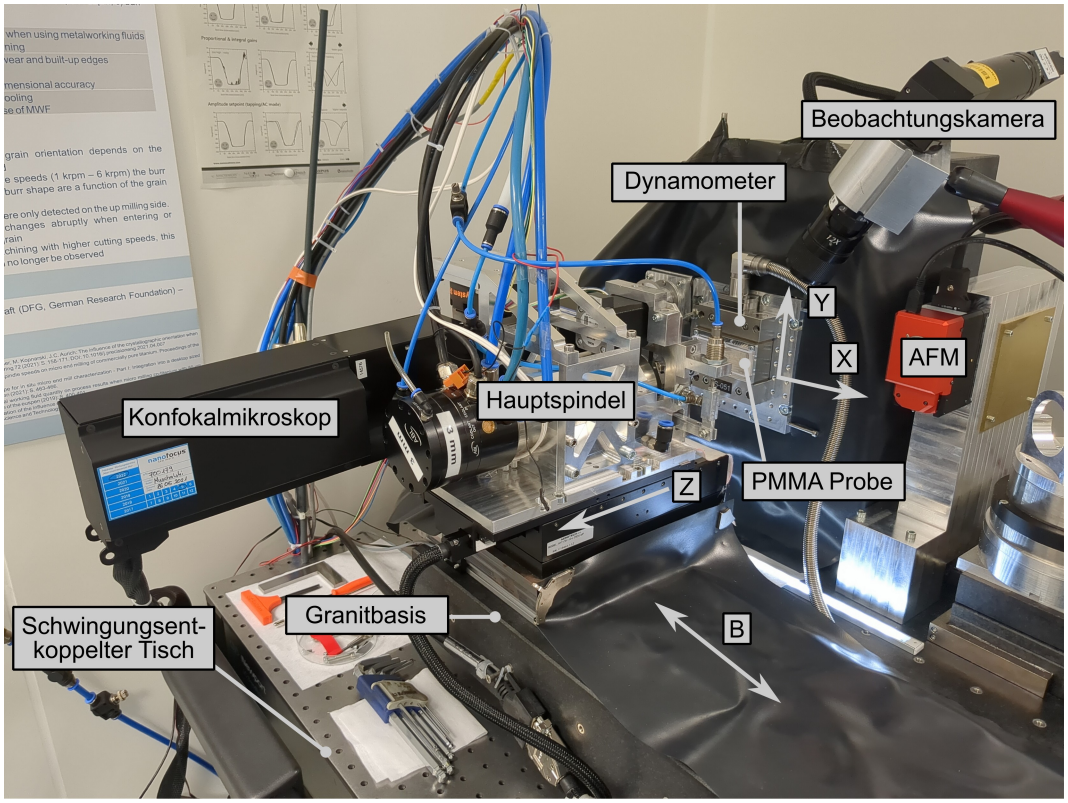


Abbildung 4-6: Mikrofräszentrum mit montiertem Konfokal- und Rasterkraftmikroskop.

ANT130-110L-Plus Linearachse (Auflösung 1 nm, Positioniergenauigkeit $\pm 0{,}25\,\mu m$). Die Achsen werden über Aerotech Ndrive bzw. Nstep Controller geregelt und in der Aerotech A3200 CNC Software verfahren. Die auf der Z-Achse im Spindelstock eingebaute Maschinenspindel stellt Drehzahlen bis $125\,000\,min^{-1}$ zur Verfügung und ist aufgrund der maximalen Leistungsaufnahme von 600 W über ein externes Kühlgerät temperiert. Die Werkzeugeinspannung erfolgt bei der Air Bearings Ltd MM125 Spindel über ein pneumatisch aktuiertes Automatikspannfutter. Die maximale Rundlaufabweichung der Spindel beträgt im kompletten Drehzahlband weniger als 2 µm (exkl. des fundamentalen Fehlers). Die Spindel kann ebenfalls im Achsmodus betrieben werden, wozu sich an der Spannzange ein Riementrieb befindet, der über Pneumatikzylinder auf das Spannfutter aufgelegt werden kann. Im gespannten Zustand fungiert die Spindelnase als Abtriebsrad, das über einen Schrittmotor angetrieben wird. So ist eine Winkelpositionierung der Werkzeuge im Spannfutter möglich, was beim Vermessen der Werkzeuge mit dem Rasterkraftmikroskop genutzt wird. Zur Prozessbeobachtung kommt analog zur „Dover“ ein digitales Kameramikroskop zum Einsatz, das über einen am Granit befestigten, verstellbaren Hebelarm ausgerichtet wird.

Das Mikrofräszentrum kann über die Integration von Messgeräten ebenfalls als Messmaschine genutzt werden. Die direkte Integration der Messinstrumente bietet dabei den Vorteil, dass die Werkzeuge vor, während und nach der Zerspanung ohne Ausspannvorgang charakterisiert werden können. Die Topographie der mikrogefrästen Struktur kann ebenfalls direkt auf der Maschine gemessen werden, ohne die Probe zu demontieren. Die beiden integrierten Messgeräte, das Rasterkraftmikroskop und das Konfokalmikroskop, werden lediglich zur Messung montiert und sind bei der Zerspanung nicht in der Maschine angebracht. Zum Charakterisieren der Werkzeuge ist

das Rasterkraftmikroskop rechts neben dem Maschinentisch montiert. Der Ein- und Ausbau des Rasterkraftmikroskops erfolgt über eine Schnellmontageplatte mit Schwalbenschwanzführung. Die Montageplatte bringt die Messspitze exakt auf die Höhe der Spindelachse, sodass das in der Spindel gespannte Werkzeug über die B- und Z-Achse unter dem Rasterkraftmikroskop positioniert werden kann. Die Ausrichtung der Schneide erfolgt über Positionieren des Spannfutters im Achsmodus. Das Konfokalmikroskop wird wie in Abbildung 4-6 zu sehen links neben der Spindel über ein Nullpunktspannsystem an einem seitlichen Halter befestigt. Das Palettiersystem (GFM 3R Macro Standard) ermöglicht eine wiederholgenaue Positionierung des Mikroskops auf $\pm 2\,\mu m$, sodass auch Wiederholmessungen mit dazwischenliegender Bearbeitung möglich sind.

4.3 Messtechnik und Auswertemethodik

Im Folgenden werden die in dieser Arbeit verwendete Messtechnik und die entsprechenden Auswertemethoden zum Bestimmen der Prozess- und Prozessergebnisgrößen vorgestellt.

4.3.1 Bildgebende Verfahren

Das Rasterelektronenmikroskop (REM) FEI Quanta 600 FEG wurde für Aufnahmen der Mikrofräswerkzeuge und der mikrogefrästen Strukturen genutzt. Vor dem Einbringen der Proben wurden diese zweistufig in einem Ultraschallbad mit Isopropanol gereinigt. Aufgrund des nichtleitenden keramischen Werkstoffs wurden die Mikrofräser vor den Aufnahmen mit einer dünnen Goldschicht gesputtert, um Aufladungseffekte im REM zu vermeiden und eine bessere Bildqualität zu erreichen. Die Beschleunigungsspannung wurde auf 5 keV – 10 keV limitiert und eine akkumulierte Bildaufnahme mit geringer Verweilzeit von 0,3 ms – 1 ms verwendet, wodurch Aufladeeffekte weiter reduziert werden. Die Hartmetallwerkzeuge wurden nicht gesputtert und die Aufnahmen bei 20 keV und 10 ms Verweilzeit ohne Bildakkumulation getätigt. Von den Werkzeugen wurden Aufnahmen jeweils vor und nach den Versuchen angefertigt, sodass eine Gegenüberstellung zur optischen Bewertung des Verschleißes möglich war. Zur Bewertung des relevanten Bereiches der Schneide wurde die Umfangsschneide der Werkzeuge nach oben ausgerichtet, sodass auch die Schneidenecke bzw. Nebenfreifläche auf den Aufnahmen zu erkennen ist (siehe beispielsweise Abbildung 4-7 A).

4.3.2 Werkzeugcharakterisierung

Zum Charakterisieren der Schneidentopographie von Mikrofräswerkzeugen sind sehr hohe laterale Auflösungen erforderlich, die von optischen Instrumenten nicht erreicht werden können. Daher wurde zum Vermessen der Werkzeuge und zur quantitativen Verschleißbewertung das Rasterkraftmikroskop (AFM) Nanosurf NaniteAFM eingesetzt, das wie in Abschnitt 4.2.2 beschrieben im Mikrofräszentrum integriert ist. Das Messprinzip eines AFM basiert auf einem in Schwingung versetzten Biegebalken (Cantilever), dessen Spitze einen Radius im Nanometerbereich besitzt. Über eine hochpräzise X-Y-Scanachse wird die Probenoberfläche mit Schrittabständen bis in den Nanometerbereich abgerastert, ähnlich der Bildaufnahme im REM. Die Auslenkung des Biegebalkens aufgrund der Probentopographie bzw. die Amplitudenänderung der Resonanzschwingung wird über einen Laserstrahl und einen Photodetektor gemessen und so die Oberflächentopographie als Punktwolke aufgenommen.

Zum Vermessen der Schneidentopographie werden die Werkzeuge in der Hauptspindel des Mikrofräszentrums eingespannt und über den Riementrieb fixiert. Die Positionierung der Hauptschneide erfolgt so, dass diese nach oben zeigt und Span- und Freifläche symmetrisch ausgerichtet sind. Um Späne und Partikel von den Werkzeugen zu entfernen, wurden diese jeweils mit Isopropanol abgespült und mit Reinigungsknete gesäubert. Die Sperrluft der Spindel wurde mittels rückstandsfrei ablösbarer Knetstreifen abgedichtet, da diese starkes Rauschen in der Amplitudenantwort des Cantilevers hervorruft. Abbildung 4-7 A zeigt den Messbereich des AFM anhand einer REM Aufnahme eines Werkzeugs sowie die mit dem AFM gemessene 3D-Topographie in der beschriebenen Ausrichtung. Die Schneide wurde in einem Bereich von $10 \times 55\,\mu m^2$ (Breite x Länge) mit 256 Querschnittslinien vermessen, bei einer Auflösung von 512 Punkten pro Linie. Dadurch wird die gesamte Schneidkante von der Schneidenecke bis zum Schleifanschliff charakterisiert. Durch das Aufnehmen des Schleifanschliffs im hinteren Bereich der Schneidkante ist ein Referenzpunkt vorhanden, an dem auch bei Verschleiß der Werkzeuge die Aufnahmen wiederholbar ausgerichtet werden können.

Um den Schneidenradius der Werkzeuge zu bestimmen kam ein selbst programmiertes, vollautomatisiertes Auswerteskript zum Einsatz. Dieses glättet die einzelnen gemessenen Querschnitte und fittet anhand der Ablösepunkte des Profils von den Werkzeugflanken ein Kreisprofil in den Bereich der Schneidkante. Dies ist in Abbildung 4-7 B beispielhaft dargestellt. Zur Berechnung des Gesamtradius des Werkzeuges werden alle gemessenen Querschnittsprofile im Bereich der Zustellung der Versuchsreihe ausgewertet und gemittelt. Die Mittelwertbildung erfolgt gewichtet unter Verwendung der reziproken Standardabweichung der Least-Squares Kreisfits als Hebelwerte. Die automatisierte Auswertung hat den Vorteil, dass jeder einzelne gemessene Querschnitt ausgewertet wird und die generierten Messwerte reproduzierbar sind. Im Gegensatz zur manuellen Auswertung an definierten Messstellen haben lokale Unterschiede im Schneidenradius, z. B. durch vereinzelte Kornausbrüche, keine große Auswirkung auf den berechneten Mittelwert.

Abbildung 4-8 A zeigt die Einzelauswertungen entlang der Schneidkante, wobei die lokalen Unterschiede im Schneidenradius aufgrund der Schartigkeit deutlich zu erkennen sind. Die Güte des errechneten Mittelwerts lässt sich anhand der 3D-Darstellung in Abbildung 4-8 B erkennen. Der Zylinder auf der Achse der berechneten Kreismittelpunkte und dem mittleren Schneiden-

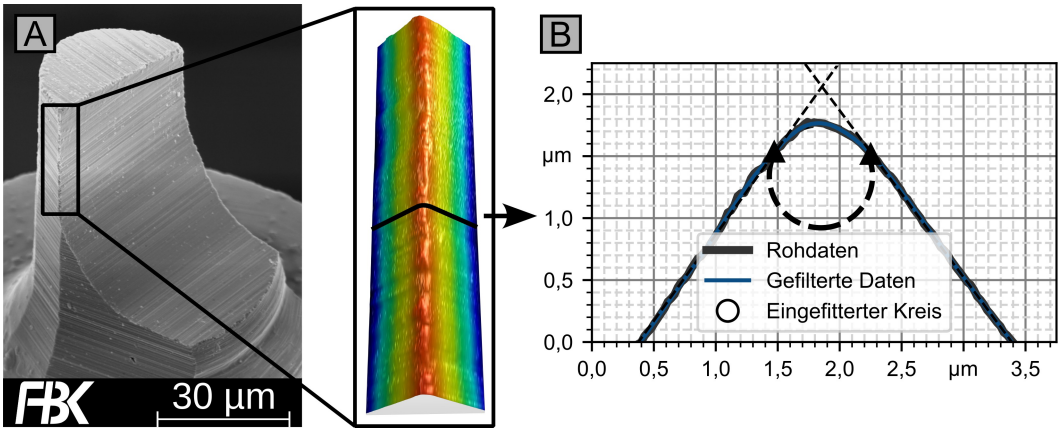


Abbildung 4-7: Werkzeugausrichtung und Messbereich der AFM Topographiemessungen (A) und per Algorithmus ausgewerteter Schneidenradius (B), nach [Maye21].

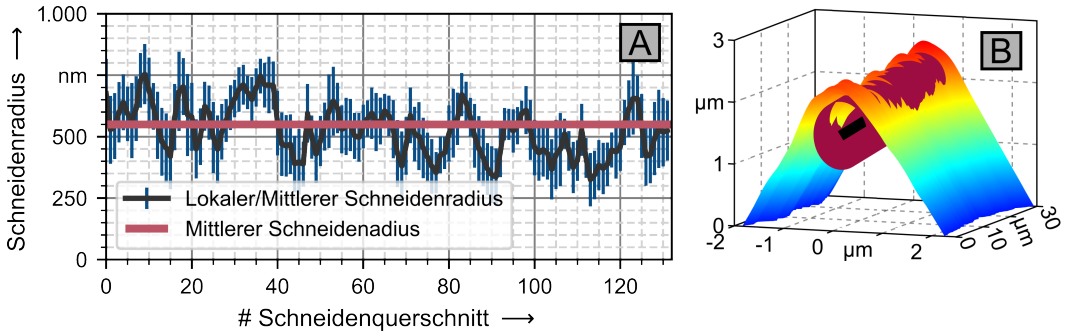


Abbildung 4-8: Automatisiert berechnete Schneidenradien mit Standardabweichungen (A) und 3D-Darstellung der Schneide mit Zylinder des berechneten Schneidenradius (B), nach [Maye21].

radius passt sich sehr gut in die Schneidkante ein. Dies liegt vor allem an der gewichteten Mittelwertbildung, bei der Schneidenradien mit hoher Standardabweichung einen geringeren Einfluss auf den Gesamtradius haben.

Neben dem Schneidenradius wurden über die Topographie der Schneide weitere Verschleißparameter bestimmt. Das Berechnen dieser Parameter erfolgte in der Software MountainsSPIP 8 von Digital Surf. Zur Beschreibung des Verschleißes an der Schneidenecke im Übergang von der Haupt- zur Nebenschneide (bei vernachlässigbarem Verschleiß an Span- und Freifläche) wurden die in Abbildung 4-9 A gezeigten Messgrößen des Schneideneckenverschleißes SEV_{ax} und SEV_r in axialer und radialer Ausrichtung eingeführt. Diese wurden entsprechend des Querschnittsprofils entlang der Schneide, dargestellt in Abbildung 4-9 B, ausgemessen. Die beiden Parameter beschreiben, analog zu S_γ und S_α der asymmetrischen Parametrisierung in Abbildung 2-21 B, den Schneideneckenverschleiß in axiale und radiale Richtung im Vergleich zur idealen Werkzeuggeometrie.

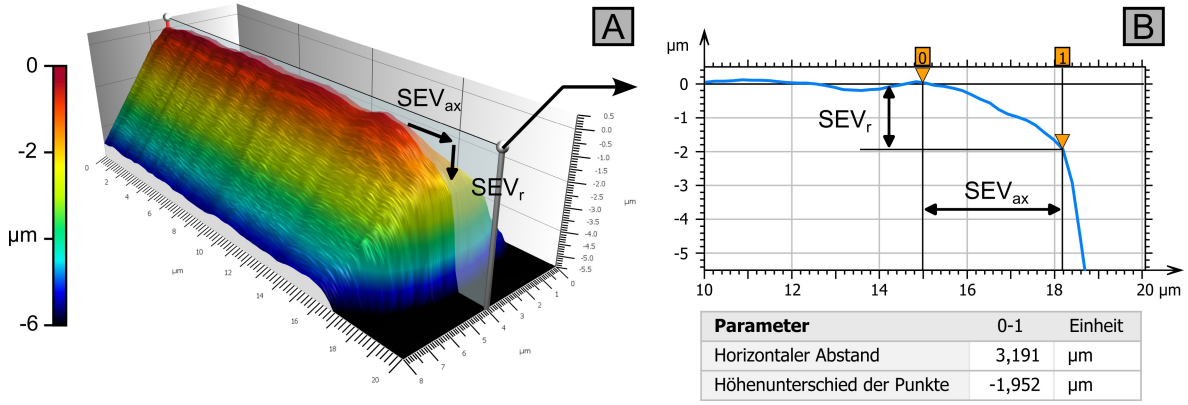


Abbildung 4-9: Schneideneckenverschleiß (SEV) in axialer und radialer Richtung (A) und Vermessen der SEV Werte im Profilschnitt des Schneidenrückens (B).

4.3.3 Oberflächentopographie

Die Oberflächentopographien der mikrogefrästen Nuten wurden mit dem Konfokalmikroskop µsurf OEM des Herstellers NanoFocus AG erfasst, das wie in Abschnitt 4.2.2 beschrieben in das Mikrofräszentrum integriert ist. Zur Messung wurden die Proben auf dem Maschinentisch fixiert

und das Konfokalmikroskop über die B-Achse positioniert. Die Aufnahmen wurden mit einem 60x Objektiv durchgeführt (Numerische Apertur 0,9, Messfeld von $270 \times 270\,\mu m^2$). Mit diesem Objektiv ergibt sich eine maximale laterale Auflösung von 0,5 µm. Um eine ausreichend große Fläche für die Rauheitsauswertung sicherzustellen, wurden jeweils zwei Messfelder in Richtung der Nuten aufgenommen und durch Stitching eine Fläche von $525 \times 270\,\mu m^2$ vermessen. Die Auswertung der Messdaten erfolgte in der Software MountainsMap 7 von Digital Surf. Die gemessenen Oberflächen wurden jeweils über die plangefräste Oberfläche als Referenzebene ausgerichtet und die profilhaften und flächigen Rauheitskenngrößen Ra und Sa berechnet.

Die profilhafte Rauheit Ra („Arithmetischer Mittelwert der Höhe“) nach DIN EN ISO 4287 wurde in der Nutmitte bestimmt. Dazu wurde ein Profilschnitt von 400 µm in Vorschubrichtung aus der Nuttopographie extrahiert, was der kleinsten genormten Messlänge entspricht [DIN10]. Die Separation des Primärprofils in Rauhigkeits- und Welligkeitsprofil erfolgte über einen Gaußfilter nach DIN EN ISO 16610-21 [DIN13]. Die kleinste genormte Grenzwellenlänge entspricht 80 µm, was bei den auszuwertenden Oberflächen aufgrund der deutlich kleineren Wellenlängenkomponenten zu keiner Profiltrennung führt. Daher wurden die Werte der in der DIN EN ISO 4288 empfohlenen Wahl der Grenzwellenlänge extrapoliert [DIN98]. Die periodischen Rauheitsprofile beim Mikrofräsen mit einschneidigen Werkzeugen weisen eine mittlere Rillenbreite identisch zum Vorschub pro Zahn auf. λ_c wurde daher in Abhängigkeit der Parameter der jeweiligen Versuchsreihe eingestellt: Für Zahnvorschübe $< 4\,\mu m$ wurde eine Grenzwellenlänge von 8 µm verwendet, für Zahnvorschübe $> 4\,\mu m$ eine Grenzwellenlänge von 25 µm.

Die mittlere flächenhafte Rauheit Sa („mittlere arithmetische Höhe der skalenbegrenzten Oberfläche“) nach DIN EN ISO 25178-2 [DIN23] wurde in einem Bereich von 400 µm Länge und 90 % der Nutbreite bestimmt. Dies verhindert, dass in die Nut hineinragender Grat oder nicht ganz senkrechte Nutseitenwände die Messwerte beeinflussen. Abbildung 4-10 zeigt den für Sa ausgewerteten Bereich in der Mikroskopaufnahme einer Konfokalmikroskopmessung (A), die 3D-Darstellung des Nutgrunds (B) und die berechneten Rauheitswerte (C). Das in Abbildung 4-10 A gezeigte Mikroskopbild kann zudem anstelle von REM-Aufnahmen zur qualitativen Beurteilung des Nutgrunds herangezogen werden.

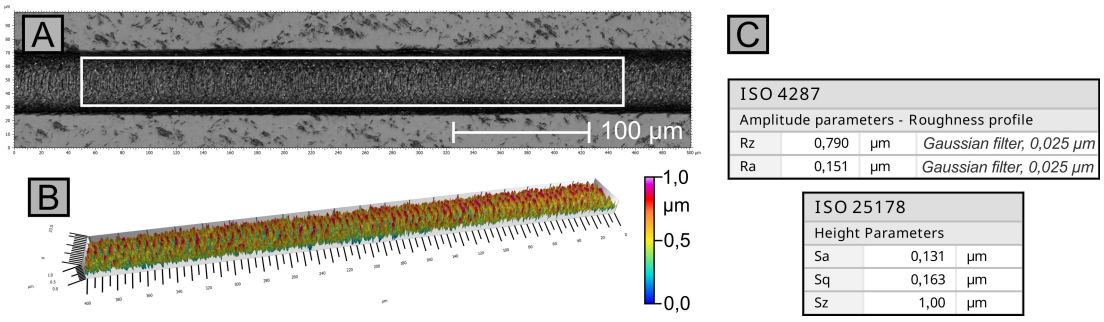


Abbildung 4-10: Mikroskopbild der Konfokalmikroskopaufnahme einer mikrogefrästen Oberfläche mit eingezeichnetem Bereich zur Sa Berechnung (A), 3D-Darstellung der für Sa bewerteten Oberfläche (B) und berechnete Rauheitswerte (C).

Anhand der topographischen Höheninformationen wurden zudem qualitative Bewertungen der Nutgründe vorgenommen. Die Nutgründe wurden anhand der Erkennbarkeit der kinematischen Frässpuren im Nutgrund und dem Auftreten von Anhaftungen oder irregulärer Strukturen in Kategorien eingeteilt. Da sich die in den Versuchsreihen aufgetretenen Nutgründe zum Teil stark unterschieden, wurden die Kategorien abhängig der jeweiligen Versuchsergebnisse festgelegt. Die Einteilung in die Kategorien und entsprechende Beispielnutgründe sind daher bei den jeweiligen Ergebnisdiskussionen aufgeführt.

Zur Analyse verschleißbedingter Abweichungen von der Nutgeometrie wurde der Querschnitt der mikrogefrästen Nuten betrachtet. Dabei wurden die Nutbreite und -tiefe untersucht. Die Vermessung erfolgte wie in Abbildung 4-11 dargestellt. Die Nuttiefe wurde von der mittleren Höhe des Profils im Nutgrund zur plangefrästen Probenoberfläche gemessen, und die Nutbreite zwischen den Nutflanken der beiden untersten, äußeren Punkte im Nutgrund. Der Verlauf von Nutbreite und -tiefe über dem Vorschub ermöglicht eine indirekte Bewertung des Werkzeugverschleißes. Zudem können die Auswirkungen verschiedener Verschleißformen am Werkzeug auf die Geometrie des Nutgrundes bewertet werden.

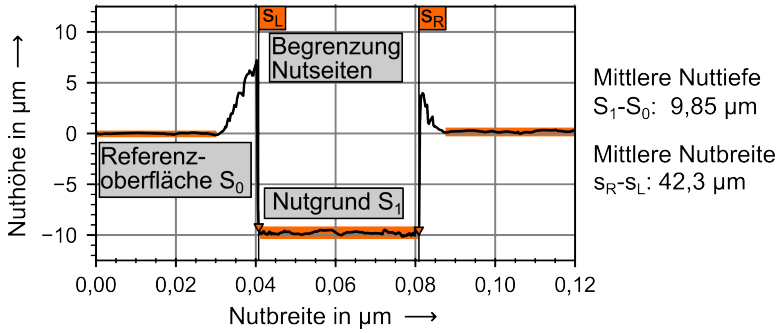


Abbildung 4-11: Vermessen der Nutbreite und -tiefe anhand des Nutquerschnitts.

4.3.4 Prozesskraftmessung

Zum Aufzeichnen der Prozesskräfte in den Mikrofräsversuchen kamen Mehrkomponentendynamometer (Abbildung 4-12 A) zum Einsatz. Die Typenbezeichnungen der verwendeten Komponenten an der Mikrofräsmaschine Dover und am Mikrofräszentrum sind in Abbildung 4-12 B aufgelistet. Die Dynamometer befanden sich zwischen dem Maschinentisch und dem Probenhalter, wobei die Kräfte in X-, Y- und Z-Richtung der Maschinenkoordinaten aufgezeichnet wurden. Die über piezoelektrische Kraftaufnehmer in der Kraftmessplattform erfassten Kräfte wurden über entsprechende Ladungsverstärker in analoge Spannungssignale umgewandelt, die mit Datenerfassungssystemen (DAQ) digitalisiert und auf dem Messcomputer gespeichert wurden. Die beiden verwendeten Dynamometer verfügen über Ansprechschwellen < 2 mN und Eigenfrequenzen $> 3{,}5$ kHz (Typ 9256C1) und > 6 kHz (Typ 9119AA1). Durch das geringe Gewicht und die niedrige Höhe der Proben und Probenhalter sowie der direkten Befestigung auf dem Dynamometer kann davon ausgegangen werden, dass der Messaufbau die Eigenfrequenzen nicht signifikant verändert. Mit den maximalen Spindelfrequenzen von $\approx 0{,}85$ kHz (Dover) und $\approx 2{,}1$ kHz (Mikrofräszentrum) liegen die höchsten Anregungsfrequenzen zudem deutlich unter-

A



B

Messkomponente	Dover	Mikrofräszentrum
Dynamometer	Kistler 9256C1	Kistler 9119AA1
Ladungsverstärker	Kistler 5015A	Kistler 5011
DAQ	NI USB-6210	NI cDAQ 9205

Abbildung 4-12: Mehrkomponentendynamometer zur Prozesskraftmessung (A) und Messkomponenten der Kraftmessaufbauten (B).

halb der Eigenfrequenzen der Dynamometer. Die Verstärkung am Ladungsverstärker wurde für einen resultierenden Messbereich von 5 N eingestellt und die Analogsignale mit einer Abtastrate pro Kanal von 12 kHz in der Software National Instruments Signal Express aufgezeichnet.

Die Weiterverarbeitung und Filterung der aufgezeichneten Signale erfolgte in National Instruments DIAdem. Abbildung 4-13 A zeigt die Rohsignale vor dem Filtern, die vor allem in X- und Y-Richtung Drifts und Verzerrungen durch die Achsbeschleunigung aufweisen. Zudem befinden sich die auftretenden Kräfte in der gleichen Größenordnung wie das Grundrauschen und die Störgrößen des Wechselstromnetzes. Wie in der FFT (Fast-Fourier-Transformation) Analyse des Kraftsignals in Abbildung 4-13 B zu sehen, befindet sich der Großteil der Störgrößen < 200 Hz. Zum Entfernen dieser Störgrößen wurden die Rohsignale bandpassgefiltert, wobei ein Besselfilter achter Ordnung mit den Grenzfrequenzen 250 Hz und 3,5 kHz bzw. 6 kHz (Eigenfrequenzen der Dynamometer) verwendet wurde. Bei einer Spindelfrequenz von 585 Hz (35 000 min^{-1}) hat das Kraftsignal genug Abstand zur unteren Grenzfrequenz um unverändert durchgelassen zu werden. Der Hauptanteil des Kraftsignals befindet sich im Bereich der Spindelfrequenz und der ersten Oberschwingung, sodass die obere Grenzfrequenz des Bandpasses das Kraftsignal nicht signifikant verändert. Die zuvor genannte Abtastrate des Messsystems von 12 kHz wurde entsprechend des Nyquist-Shannon-Abtasttheorems als das Doppelte der größten oberen Grenzfrequenz von 6 kHz gewählt.

Abbildung 4-14 A zeigt die Prozesskräfte nach Anwenden des Bandpassfilters, mit deutlich geringerem Grundrauschen und entfernten Drifts bzw. Verzerrungen. Aus F_x und F_y, die Vorschub- und Vorschubnormalkraft entsprechen, wurde die resultierende Aktivkraft F_a über Vektoraddition der beiden Kanäle berechnet. Die Passivkraft F_p entspricht der Kraft in Z-Richtung. Die

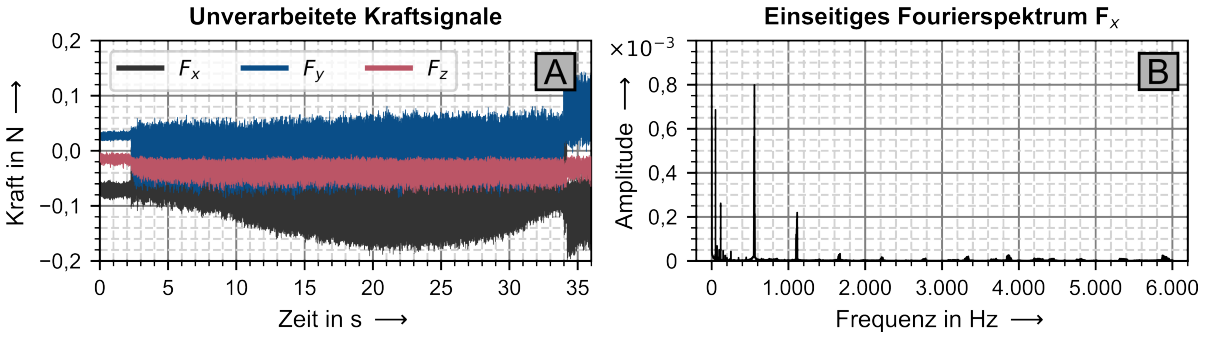


Abbildung 4-13: Rohsignale der Prozesskräfte einer Nut in X-, Y- und Z-Richtung (A) und FFT-Analyse der ungefilterten Prozesskraft in X-Richtung (B).

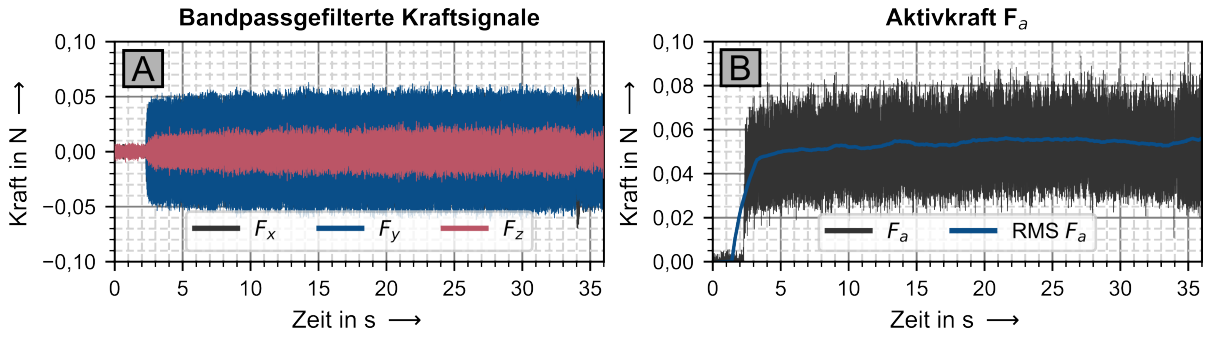


Abbildung 4-14: Kraftsignale nach Bandpassfilterung (A) und Aktivkraftsignal mit RMS (B).

Effektivwerte von Aktiv- und Passivkraft wurden mit einem gleitenden quadratischen Mittelwert (RMS - root mean square) berechnet, wobei die Fensterbreite 500 Werkzeugumdrehungen entsprach. Abbildung 4-14 B zeigt die aus F_x und F_y berechnete Aktivkraft mit dem zugehörigen RMS-Verlauf.

Um die mittleren Prozesskräfte der Mikrofräsversuche zu bestimmen, wurde jede Nut eines Versuchs einzeln ausgewertet. Hierzu wurde mit einem selbstentwickelten automatisierten Skript in Mathworks MATLAB der Beginn und das Ende aller Nuten in einem Versuch bestimmt und in einem Bereich von 85 % der Nutbreite der mittlere Effektivwert berechnet. Der Anfang und das Ende der Nut wird abgeschnitten, um Ein- bzw. Auslaufeffekte durch z. B. die Achsbeschleunigung oder aufgrund der Fensterbreite der RMS Berechnung auszublenden. Abbildung 4-15 A zeigt eine solche Auswertung für die Aktivkraft eines Mikrofräsversuchs mit 25 Nuten. Abbildung 4-15 B zeigt am Beispiel einer einzelnen Nut, wie der Nutanfang und -ende als Bereich des Werkzeugeingriffs definiert werden. Hier lassen sich zudem die Einlaufeffekte außerhalb der Nut und der für die Auswertung relevante Bereich erkennen. Die Verläufe der Nutmittelwerte wurden zur Beurteilung von Langzeitversuchen mit hohem Vorschubweg verwendet, während zum Vergleich einzelner Versuchsläufe bzw. bei Versuchsreihen mit geringem Vorschubweg die mittleren Aktiv- und Passivkräfte über alle Nuten verwendet wurden.

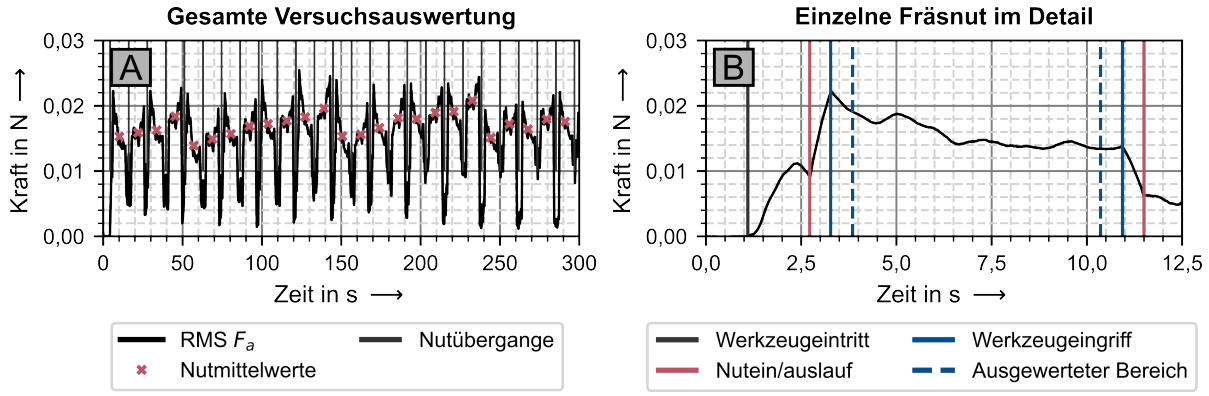


Abbildung 4-15: Automatisierte Separation und Auswertung der einzelnen Nuten eines Mikrofräsversuchs am Beispiel der Aktivkraft (A) und Detaildarstellung der ersten Nut des Versuchs und der jeweiligen Bereiche (B).

5 Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge aus verschiedenen Keramiksorten

In diesem Kapitel wird die Herstellbarkeit vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge mittels eines angepassten Schleifsetups auf einer Ultrapräzisionsdrehmaschine untersucht. Dazu werden zuerst Keramiksorten, deren mechanische und physikalische Eigenschaften dem Anforderungsprofil für Mikrofräswerkzeuge entsprechen, ausgesucht. Anschließend werden die Werkzeugrohlinge dieser Keramiksorten zu Werkzeugen geschliffen. Die verschiedenen Keramiksorten werden in Bezug auf ihre Schleifbarkeit und anhand der erreichten Werkzeugqualitäten bewertet und eine Keramiksorte zur Werkzeugherstellung in den fortführenden Untersuchungen ausgewählt.

5.1 Keramiksorten zur Werkzeugherstellung

5.1.1 Anforderungen an keramische Schneidstoffe zum Mikrofräsen

Basierend auf dem Stand von Wissenschaft und Technik ergibt sich die Forderung nach hoher Härte und Zähigkeit der Keramiken, um den mechanischen Lasten beim Mikrofräsen zu widerstehen. Da technische Keramiken grundsätzlich eine sehr hohe Härte aufweisen, wird diese nicht spezifisch gefordert und bei der Auswahl vorerst nicht berücksichtigt. Um die notwendige Zähigkeit zu erreichen, ist eine ausreichend hohe Bruchzähigkeit der Keramiken notwendig, um stochastisches Werkzeugversagen durch Sprödbrüche zu vermeiden (siehe Abschnitt 2.4.2). Da eine hohe Biegefestigkeit über die Forderung zur Bruchzähigkeit bereits indirekt enthalten ist, wird diese nicht gesondert als Auswahlkriterium betrachtet.

Wie in Abschnitt 2.2 dargestellt sind bei Mikrofräswerkzeugen in Bezug auf die Mindestspanungsdicke h_{min} geringe Schneidenradien erforderlich. Analog zu Hartmetall als Schneidstoff wird für die Keramiken ebenfalls eine geringe Korngröße gefordert, um die notwendige Schneidenschärfe der Mikrofräswerkzeuge erreichen zu können. Als positiver Nebeneffekt dieser Forderung führt auch bei Keramiken eine kleinere Korngröße zu einer Steigerung der Biegefestigkeit, siehe Abschnitt 2.4.1. Bei Keramiken mit geringen Korngrößen ist zudem die Wahrscheinlichkeit von Sinterhohlräumen, die zu Ausschuss bei der Werkzeugherstellung oder zum Versagen im Mikrofräsprozess führen können, deutlich geringer.

Weitere Schneidstoffanforderungen (wie Warmhärte, Oxidationsbeständigkeit, Kantenfestigkeit, Diffusions- und Adhäsionsneigung) aus der konventionellen Zerspanung [Kloc18a], die sich z. B. aus der tribochemischen Belastung der Werkzeuge ergeben, werden nicht betrachtet. Diese sind zum Teil stark von den Einsatzbedingungen abhängig und können nicht ohne weiteres auf die Geometrien und Abmessungen der Mikrofräswerkzeuge übertragen werden. Technische Keramiken sind in Bezug auf chemischen Verschleiß grundsätzlich sehr beständig und behalten ihre mechanischen Eigenschaften auch bei erhöhten Temperaturen länger bei als z. B. Hartmetalle. Aufgrund der erwarteten niedrigeren Temperatur an der Schneide beim Mikrofräsen (geringere Schnittgeschwindigkeiten als in der konventionellen Zerspanung) sind diese Eigenschaften mit hoher Wahrscheinlichkeit für Mikrofräswerkzeuge nicht relevant. Die Auswahlkriterien reduzieren sich somit auf die Korngröße ($< 1\,\mu m$) und die Bruchzähigkeit ($> 4\,MPam^{0.5}$), siehe

Tabelle 5-1. Analog zu Mikrofräswerkzeugen aus Hartmetall sollen Schneidenradien im Submikrometerbereich erreicht werden, was bedeutet, dass die Korngröße der Keramiksorten ebenfalls kleiner 1 µm sein sollte. Für die Bruchzähigkeit wurde ein Minimum von 50 % des typischen Wertes der Ultrafeinstkornhartmetalle zur Mikrofräswerkzeugherstellung angenommen, womit sich ca. 4 $MPam^{0.5}$ ergeben.

Tabelle 5-1: Anforderung an Keramiksorten zur Mikrofräswerkzeugherstellung.

Kriterium	Wert
Korngröße	< 1 µm
Bruchzähigkeit K_{IC}	> 4 $MPam^{0.5}$

In Ergänzung zu den Anforderungen in Tabelle 5-1 wurden folgende Keramiken ausgeschlossen, um die quantitativen Kennwerte einzuhalten bzw. den Fokus dieser Grundlagenuntersuchungen auf die Herstellung der Mikrofräser zu halten: Whisker- und partikelverstärkte Keramiksorten, Forschungskeramiken und gradierte Keramiken. Whiskerverstärkte Keramiksorten weisen zwar verbesserte Einsatzeigenschaften, wie erhöhte Bruchzähigkeit und Thermoschockbeständigkeit, auf (siehe Abschnitt 2.4.3); jedoch sind die Whisker aufgrund ihrer Länge von ca. 10 µm – 20 µm in ihren Abmessungen zu groß, um scharfe Schneiden ohne großflächige Ausbrüche zu ermöglichen. Dies gilt auch für Keramiksorten mit Partikelverstärkung, bei denen die mittlere Korngröße der Partikel im gesinterten Zustand nicht im Submikrometerbereich liegt. Forschungskeramiken mit spezifischen Zumischungen und Modifikationen, die außerhalb der jeweiligen Institute nicht verfügbar sind und deren Eigenschaften nicht umfassend erforscht sind, wurden ebenfalls von der Auswahl ausgeschlossen. Stattdessen wurden etablierte Keramiksorten mit kommerzieller Verfügbarkeit betrachtet. Weiter wurden gradierte Keramiken (z. B. α-/β-SiAlON) ausgeschlossen, da die Gradierung nur bei enger Verknüpfung des Sinterprozesses mit der Werkzeugherstellung und -geometrie erfolgen kann.

5.1.2 Auswahl und Spezifikation der Keramiksorten

Mit dem aufgestellten Anforderungsprofil aus Tabelle 5-1 wurden etablierte und kommerziell verfügbare Sorten technischer Keramik auf ihre Anforderungserfüllung geprüft. Die zum Erreichen der notwendigen Zähigkeit und Schneidenschärfe geforderte Bruchzähigkeit und feinkörnige Mikrostruktur sind jedoch gegenteilig zum Eigenschaftsprofil vieler Keramiksorten, wodurch ein Großteil weit außerhalb der Spezifikation liegt. Die ausgewählten Keramiksorten, die die Anforderungen erfüllen, sind mit ihren Kenndaten in Tabelle 5-2 aufgelistet. Dabei handelt es sich um Aluminiumoxid (Reinheit > 99,7 %), Zirkonoxid in Y-TZP Konfiguration (3 mol% Y_2O_3), deren Mischkeramik ZTA (20 % Y-TZP und 80 % Al_2O_3) sowie Siliziumnitrid als Nichtoxidkeramik. Die vier Keramiksorten werden als Schneidkeramiken bereits in der konventionellen Zerspanung eingesetzt. Die Spezifikationen der ausgesuchten Keramiken unterscheiden sich jedoch insbesondere in der Korngröße. Um die geringen Korngrößen bei Al_2O_3 zu erreichen ist eine hohe Reinheit erforderlich, was ebenso den Al_2O_3-Anteil in der Mischkeramik betrifft. Zirkonoxid in Y-TZP Konfiguration besitzt sehr geringe Korngrößen, wird als Schneidkeramik jedoch typischerweise nur als Beimischung eingesetzt. Für Si_3N_4 wurde zum Erreichen möglichst geringer Korngrößen eine gehippte Sorte gewählt.

Tabelle 5-2: Physikalische, mechanische und thermische Eigenschaften der ausgewählten Keramiksorten nach Herstellerangaben.

Eigenschaft	Einheit	Al_2O_3 (> 99,7 %)	ZTA (20 % / 80 %)	Y-TZP (3 mol %)	Si_3N_4
Korngröße	µm	0,6 – 5	0,5 – 3	0,4 – 0,8	0,8 – 5
Härte HV10	GPa	18 – 19	17	12 – 13	16
Dichte	g/cm^3	3,9	4,1	6	3,2
Bruchzähigkeit	$MPam^{0.5}$	4,3	7	10	6
Biegefestigkeit	MPa	345	600	1150	850
Weibullmodul		10	10 – 20	10 – 20	18
Wärmeleitfähigkeit	W K/m	30	25	2,5	35
Wärmeausdehnungskoeff.	$10^{-6}K^{-1}$	7,5 – 8,5	9	10,5	3,2

Zum Herstellen der Mikrofräswerkzeuge wurden Werkzeugrohlinge aus den in Tabelle 5-2 aufgeführten Keramiksorten bestellt. Abbildung 5-1 zeigt die Rohlinge aus Al_2O_3, ZTA, Y-TZP und Si_3N_4. Mit diesen Keramiksorten wird ein breites Spektrum abgedeckt, von der eher spröden und harten Aluminiumoxidkeramik am unteren Ende der geforderten Bruchzähigkeit bis hin zum für keramische Werkstoffe extrem zähen Y-TZP. Die Mischkeramik und das Siliziumnitrid decken den mittleren Bereich zwischen den beiden Extremen ab. Die Korngrößen der Keramiksorten liegen teilweise im Submikrometerbereich, wobei sich der mögliche Korngrößenbereich vor allem bei Al_2O_3 und Si_3N_4 deutlich darüber hinaus erstreckt. Die Dichte und die thermischen Eigenschaften der Keramiken unterscheiden sich zum Teil stark: Y-TZP weist die höchste Dichte und eine für die Zerspanung ungünstige Kombination aus geringer Wärmeleitung und hoher Wärmedehnung auf. Dagegen besitzen die restlichen Keramiken ähnliche Dichten und bessere thermische Kennwerte.

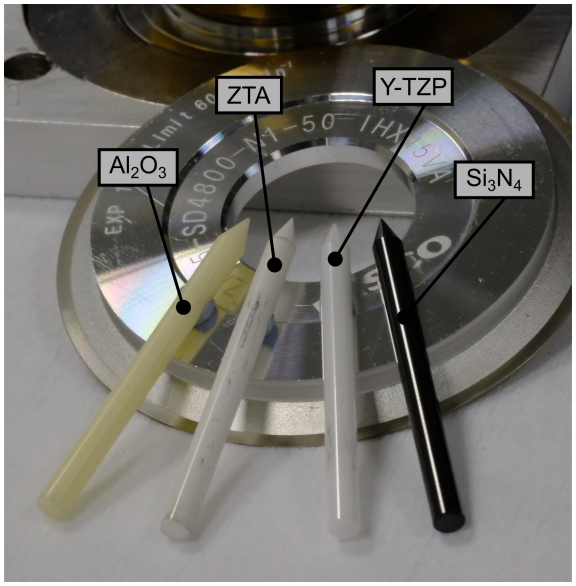


Abbildung 5-1: Werkzeugrohlinge aus den vier Keramiksorten.

5.2 Werkzeugherstellung

5.2.1 Schleifprozess und Schleifscheibenverschleiß

Mit den Werkzeugrohlingen der vier ausgesuchten Keramiksorten wurden anschließend vollkeramische Mikrofräswerkzeuge hergestellt. Dazu wurde das in Abschnitt 4.1.2 beschriebene Schleifsetup auf der Ultrapräzisionsdrehmaschine LT Ultra MTC 250 verwendet. Da die Schleifbarkeit der keramischen Werkstoffe noch unbekannt war, wurden in der ersten Herstellphase größere Mikrofräser mit einem Werkzeugdurchmesser von 100 µm hergestellt. Dadurch sind die Werkzeuge steifer und die Wahrscheinlichkeit, dass es aufgrund des noch nicht angepassten Schleifprozesses zum Abbrechen der Werkzeuge kommt, wird verringert. Die verwendeten Schleifparameter können Tabelle 5-3 entnommen werden. Diese liegen sowohl bei der groben als auch der feinen Schleifscheibe im duktilen Bereich der Zerspanung: Bei einer Drehzahl der Schleifspindeln von 10 000 min^{-1} ergibt sich ein Vorschub pro Umdrehung von maximal 30 nm. Selbst wenn sich nur zehn Schleifkörner entlang des Umfangs der Schleifscheiben im Eingriff befinden, liegen die resultierenden Spanungsdicken unter 3 nm und damit deutlich unterhalb der kritischen Spanungsdicken der Keramiksorten [Tell07].

Zunächst wurden je fünf Werkzeuge geschliffen. Vom Schleifen von Hartmetallwerkzeugen war bekannt, dass in diesem Intervall eine stabile Werkzeugherstellung ohne Anpassungen am Schleifprozess möglich ist. Dabei hat sich gezeigt, dass der Schleifscheibenverschleiß beim Schleifen der vollkeramischen Mikrofräser größer ist als bei Hartmetallwerkzeugen. Bei diesen ist ein kontinuierliches Nachstellen der Schleifscheiben erforderlich um den Schleifscheibenverschleiß auszugleichen. Dies erfolgt durch Vermessen der Werkzeuge am Lichtmikroskop und Anpassen der Maschinenkoordinaten um die gemessene Durchmesserabweichung, die ca. 1 µm über 5 – 10 hergestellte Werkzeuge beträgt. Beim Herstellen der Keramikwerkzeuge hingegen muss deutlich mehr nachgestellt werden, die Anpassungen liegen im Bereich von 2 µm – 4 µm über 5 – 10 geschliffene Werkzeuge. Aus diesem Grund wurde eine Minimalmengenschmiereinheit zur Schleifeinheit hinzugefügt, siehe Abbildung 5-2. Als Düsensystem kam der Kopf einer Airbrush-Pistole zum Einsatz, mit dem ein Kühlschmierstoff (KSS) vernebelt und auf die Schleifzone gerichtet wurde (Petrofer ISOCOOL 600, Konzentration 5 %). Um das Aerosol auf die Schleifzone zu beschränken wurde mit sehr geringen Mengen (3 mL/h) gearbeitet. Zum Auffangen des überschüssigen KSS wurde eine Ölauffangmatte unterhalb der Minimalschmiereinheit und eine Absaugung im Prozess verwendet. Ein Ablenken des Sprühnebels durch das

Tabelle 5-3: Schleifparameter beim Herstellen der vollkeramischen Mikrofräser.

Grobe Schleifscheibe	
Schnittgeschwindigkeit	30 m/s
Vorschubgeschwindigkeit	0,15 mm/min

Feine Schleifscheibe	
Schnittgeschwindigkeit	27 m/s
Vorschubgeschwindigkeit Facetten	0,3 mm/min
Vorschubgeschwindigkeit Werkzeughalbieren	0,15 mm/min

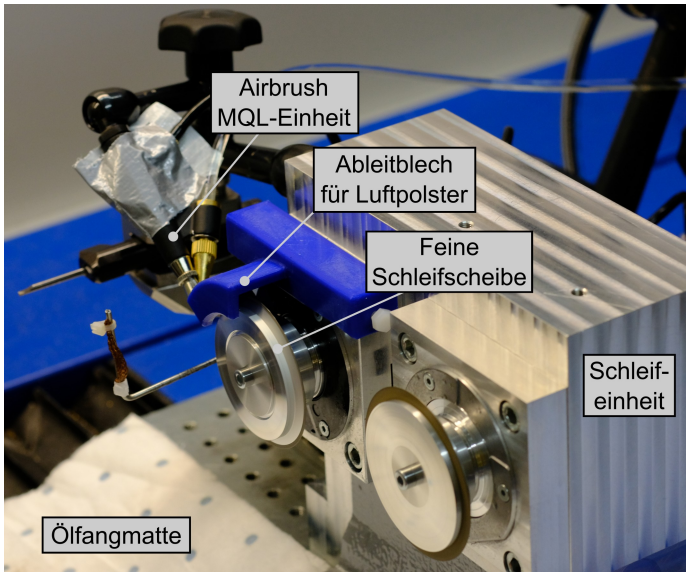


Abbildung 5-2: Schleifeinheit mit angebrachter Minimalschmiereinheit (MQL - minimum quantity lubrication) an der feinen Schleifscheibe.

mitrotierende Luftpolster der Schleifscheibe wurde durch ein angebrachtes Ableitblech verhindert. Zur weiteren Reduzierung des Schleifscheibenverschleißes wurden die Schleifscheiben nach je fünf hergestellten Werkzeugen erneuert, sodass die Durchmesservariation und mögliche Auswirkungen auf die Werkzeuggeometrie gering gehalten werden konnten. Nach dem Austauschen wurden die Schleifscheiben erneut eingemessen. Mit diesen Maßnahmen konnte der bei der Herstellung beobachtete Schleifscheibenverschleiß soweit reduziert werden, dass Werkzeuge gleichbleibender Qualität geschliffen werden konnten. Entsprechend wurden je Keramiksorte zehn Mikrofräswerkzeuge geschliffen.

5.2.2 Bewertung der Werkzeuge und Festlegen der Keramiksorte

Bei der Herstellung der Werkzeuge aus den vier Keramiksorten hat sich gezeigt, dass deren unterschiedlichen Eigenschaften einen deutlichen Einfluss auf die Qualität der Werkzeuge bzw. die erzeugte Geometrie haben. Dies konnte bereits bei der Kontrolle der Werkzeuge am Lichtmikroskop festgestellt werden. Abbildung 5-3 zeigt Lichtmikroskopaufnahmen exemplarischer Werkzeuge für jede der Keramiksorten. Bei den Al_2O_3 und ZTA Keramiken waren starke

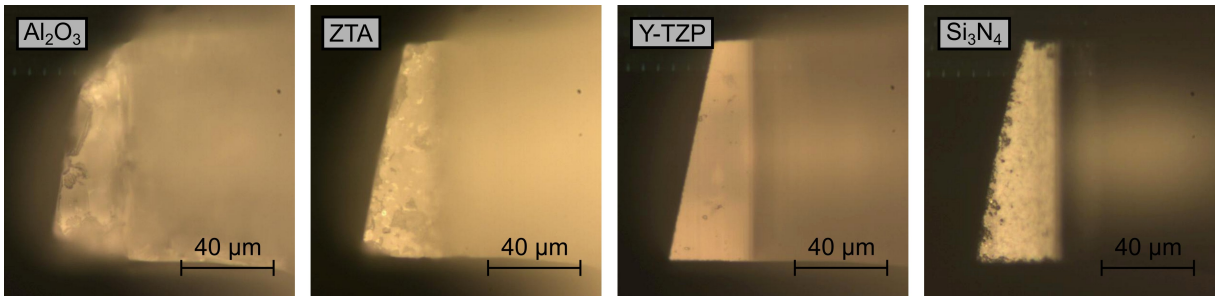


Abbildung 5-3: Lichtmikroskopaufnahmen der Werkzeugschneiden der vier Keramiksorten nach dem Werkzeugschleifen.

Kornausbrüche vorhanden, die insbesondere bei Al_2O_3 die Schneidengeometrie maßgeblich beeinträchtigten. Im Vergleich dazu konnten mit den Y-TZP und Si_3N_4 Keramiken deutlich schärfere Schneiden erzeugt werden.

Aufgrund der sehr starken Ausbrüche bei Al_2O_3 wurden die Schleifparameter für diese Keramiksorte variiert. Durch Erhöhen/Reduzieren der Schnitt-/Vorschubgeschwindigkeit wurde die Spanungsdicke weiter reduziert. Abbildung 5-4 zeigt die variierten Schleifparameter sowie je ein exemplarisches Werkzeug der Parameterkombinationen. Anhand der Lichtmikroskopaufnahmen lässt sich feststellen, dass die weitere Verringerung der Spanungsdicke keinen Einfluss auf die Ausbrüche hat. Alle Werkzeuge weisen unabhängig der gewählten Parameter Ausbrüche an der Umfangsschneide, der Stirnschneide und der Spanfläche auf. Die Schneidenecke ist bei keinem der Werkzeuge intakt und die Sollgeometrie wird nicht erreicht. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Kornhaltekräfte von Al_2O_3 insbesondere an den Werkzeugkanten nicht ausreichen, um eine duktile Trennung innerhalb der Körner (Korngröße 0,6 µm – 5 µm) zu erlauben. Dass alle Schleifbedingungen eine duktile Trennung ermöglichen, lässt sich jedoch auf den Spanflächen erkennen, wo Bereiche mit glatten, ausbruchsfreien Oberflächen und duktiler Werkstofftrennung innerhalb der Körner erreicht werden.

Zur detaillierten Bewertung der Werkzeugqualität und -geometrie wurden REM-Aufnahmen der Mikrofräser angefertigt, die in Abbildung 5-5 abgebildet sind. Darin lässt sich das Ausmaß der Kornausbrüche bei den Werkzeugen aus Al_2O_3 und ZTA noch deutlicher erkennen. Die Ausbrüche erstrecken sich auch entlang der D-Form des Fräserrückens, und insbesondere die Schneidenecke ist stark beschädigt bzw. nicht vorhanden. Die Al_2O_3-Werkzeuge sind so defektbehaftet, dass die Sollgeometrie nicht erreicht wird und keine definierten Schneiden vorhanden sind. Im Vergleich sind bei den ZTA-Werkzeugen die Ausbrüche nicht so stark, was mit hoher Wahrscheinlichkeit durch die höhere Bruchzähigkeit der Mischkeramik bedingt ist. Jedoch sind

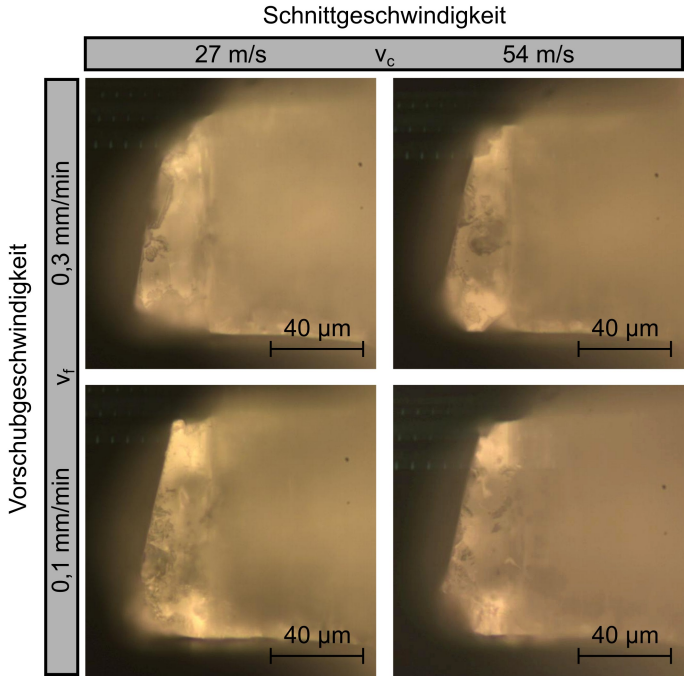


Abbildung 5-4: Einfluss der Schleifparameter auf die Werkzeugqualität von Al_2O_3.

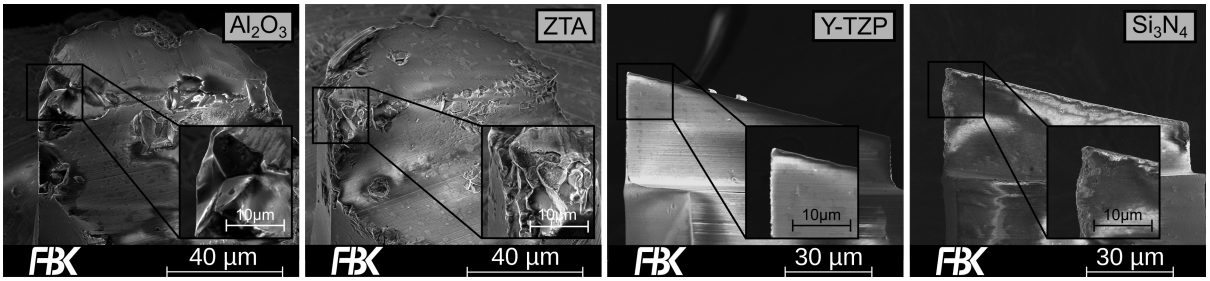


Abbildung 5-5: REM-Aufnahmen der geschliffenen Mikrofräser aus den vier Keramiksorten, nach [Maye20].

auch bei ZTA der Fräserrücken und die Schneidenecke defektbehaftet, während die Stirn- und Umfangsschneiden außerhalb der Schneidenecke zumindest vorhanden sind. Bei Betrachtung der vergrößerten Aufnahmen der Schneidenecke der beiden Aluminiumoxidkeramiken in Abbildung 5-5 fällt jedoch auf, dass einzelne Körner der Werkstoffstruktur trotz der verhältnismäßig geringen Vergrößerung zu erkennen sind. Die Korngröße der Keramiksorten liegt somit am oberen Ende des vom Hersteller angegebenen typischen Korngrößenbereichs in Tabelle 5-2. Im Gegensatz zu den beiden Aluminiumoxid-Keramiken sind bei den Werkzeugen aus Y-TZP und Si_3N_4 keine großflächigen Kornausbrüche zu beobachten, und die Sollgeometrie wird am gesamten Werkzeugkörper eingehalten. Die Y-TZP Keramik zeigt sehr scharfe Schneiden mit geringer Schartigkeit und eine unversehrte Schneidenecke. Während die Schneiden der Si_3N_4-Werkzeuge verhältnismäßig scharf sind, sind kontinuierliche, kleinere Ausbrüche entlang der Schneiden vorhanden. Die Schneidenecke ist jedoch nicht beschädigt und es sind keine Ausbrüche auf den Span- und Freiflächen vorhanden. Insgesamt ist die Werkzeugqualität der beiden Keramiken als sehr gut (Y-TZP) bzw. gut (Si_3N_4) zu beurteilen.

Aufgrund der vergleichsweise hohen Korngrößen und geringen Bruchzähigkeiten der Keramiksorten Al_2O_3 und ZTA konnten in dieser Arbeit daraus keine vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge hergestellt werden. Die Materialien führten im Schleifprozess zu fehlerhaften Werkzeuggeometrien und defektbehafteten Schneiden, die die Schneidfähigkeit bzw. Einsatztauglichkeit der Werkzeuge höchstwahrscheinlich stark einschränken. Dabei war der Werkzeugdurchmesser in dieser Herstellphase auf 100 µm erhöht, die bevorstehende Herabskalierung auf 50 µm würde die Herstellbarkeit der Werkzeuge vermutlich noch weiter verschlechtern. Selbst wenn intakte Mikrofräswerkzeuge aus Al_2O_3 und ZTA hätten hergestellt werden können, so würden die beim Schleifen beobachteten Ausbrüche mit hoher Wahrscheinlichkeit beim Einsatz der Werkzeuge auftreten und zu Werkzeugbrüchen führen. Ein alternativer Ansatz zur Herstellung von Werkzeugen auf Basis von Aluminiumoxid bestünde in der Verwendung von ATZ-Keramiken (alumina toughened zirconia) mit Sub-µm Korngrößen in Kombination mit anderen Herstellverfahren wie z. B. der Laserbearbeitung. Durch die kräftefreie Bearbeitung könnten womöglich scharfe Schneiden erzeugt und durch die höhere Bruchzähigkeit und geringere Korngröße die Einsatztauglichkeit verbessert und die Vorteile der höheren Härte des Schneidstoffs ausgenutzt werden. Mit den vorliegenden Keramiksorten und der schleifenden Herstellung in dieser Arbeit wurden Al_2O_3 und ZTA jedoch zur Herstellung vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge ausgeschlossen.

Zwischen den verbleibenden beiden Keramiksorten Si_3N_4 und Y-TZP fiel die Wahl auf Y-TZP. Der gesamte Korngrößenbereich von Y-TZP liegt im Submikrometerbereich und die Bruchzähigkeit ist aufgrund der Umwandlungsverstärkung sehr hoch (siehe Tabelle 5-2). Damit erfüllt Y-TZP die in Tabelle 5-1 gestellten Anforderungen an Keramiksorten am besten. Weiter wurde mit Y-TZP die beste Werkzeugqualität in den Schleifversuchen erreicht. Die Werkzeuge wiesen defektfreie Geometrien und die schärfsten Schneiden auf, was beim Mikrofräsen zum Vermeiden von Pflügeprozessen bei der Werkstofftrennung elementar ist. Dagegen sind die Schneiden der Si_3N_4-Werkzeuge aufgrund der kontinuierlichen kleineren Ausbrüche unscharf und weisen eine hohe Schartigkeit auf. Dadurch stellt Y-TZP in der in diesen Untersuchungen betrachteten Auswahl die am besten geeignetste Keramiksorte zum Herstellen vollkeramischer Mikrofräser dar. Entsprechend wurde Y-TZP in der Betrachtung des Schleifscheibenverschleißes sowie zum Herstellen der in den Mikrofräsexperimenten eingesetzten Werkzeuge verwendet.

6 Anpassen des Schleifprozesses an den keramischen Schneidstoff

In Kapitel 5 wurde Y-TZP als Keramiksorte zur Herstellung der vollkeramischen Mikrofräser festgelegt. In diesem Kapitel erfolgt darauf aufbauend die Anpassung des Schleifprozesses zur Werkzeugherstellung, um den bereits in Abschnitt 5.2.1 festgestellten erhöhten Schleifscheibenverschleiß weiter zu reduzieren. Dazu wird dieser charakterisiert und eine Abrichteinheit in die Werkzeugherstellung integriert, mit der in Schleifversuchen verschiedene Abrichtwerkzeuge betrachtet werden. Mit den Ergebnissen wird abschließend ein Abrichtprozess eingerichtet.

6.1 Charakterisierung der Verschleißrate der Schleifscheiben

Die Untersuchungen sowie der nachfolgende Abrichtprozess betreffen jeweils die feine Schleifscheibe, mit der die finale Werkzeuggeometrie geschliffen wird. Mit der groben Schleifscheibe wird nur der Grundzylinder erzeugt, wodurch sie keinen Einfluss auf die Werkzeugqualität hat (siehe Abbildung 4-4). Zur qualitativen Begutachtung der Schleifscheiben wurden diese im REM untersucht. Abbildung 6-1 zeigt eine neue Schleifscheibe (A) im Vergleich zu einer verschlissenen (B) aus den ersten Schleifversuchen in Abschnitt 5.2.1. Die verschlissene Schleifscheibe hat 20 Keramikwerkzeuge geschliffen. Die Aufnahmen im 45° Winkel zeigen die sich im Eingriff befindende Kante zwischen Umfangs- und Stirnfläche der Schleifscheiben. Bei der neuen Schleifscheibe ist die Kante am Übergang der beiden Flächen deutlich zu erkennen, sowie die in der Bindung verankerten Diamantkörner. Im Gegensatz dazu ist bei der verschlissenen Schleifscheibe die Kante nicht mehr klar erkennbar und ist verrundet bzw. abgestumpft. Im Kantenbereich und auf der Umfangsfläche sind großflächig ausgebrochene Schleifkörner zu erkennen. Die Schleifbindung auf der Umfangsfläche zeigt ebenfalls deutliche Verschleißerscheinungen. Die REM-Aufnahmen der Schleifscheiben ermöglichen jedoch nur eine qualitative Bewertung des Verschleißes und die Schleifscheiben müssen zum Betrachten im REM demontiert werden. Bei erneuter Montage müssen die Schleifscheiben aufgrund des Umspannvorgangs neu eingemessen werden und befinden sich nicht mehr mit dem gleichen Bereich des Schleifbelags im Eingriff. Daher können REM-Aufnahmen nach erneuter Montage der Schleifscheiben nicht miteinander verglichen werden. Mit dem REM ist durch die fehlende Möglichkeit zur kontinuierlichen Verschleißmessung und der Abwesenheit einer quantitativen Messgröße daher keine Charakterisierung des Schleifscheibenverschleißes möglich.

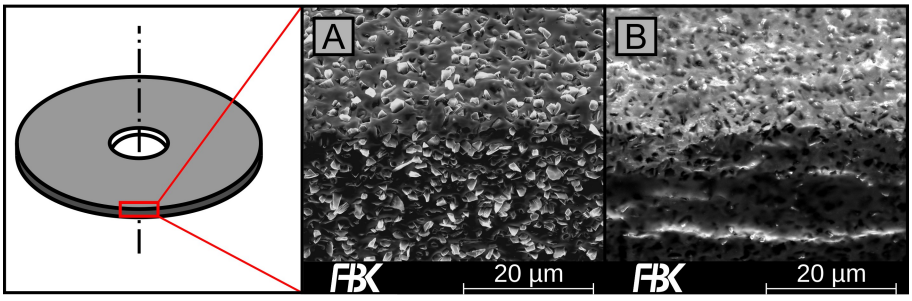
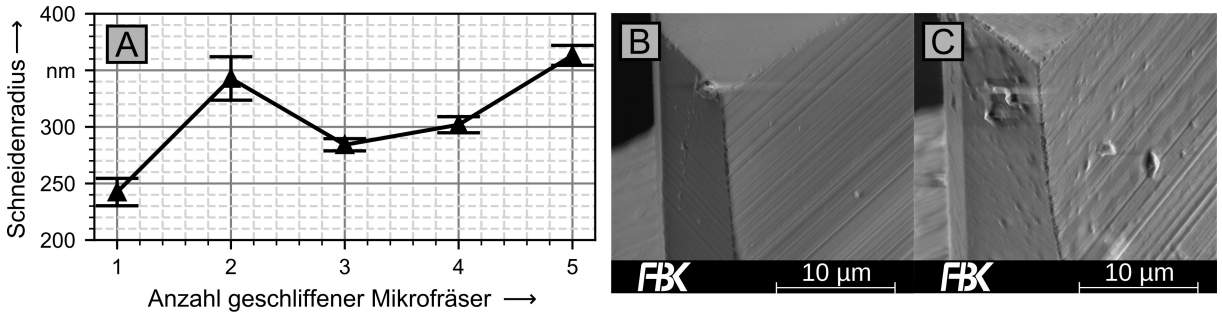


Abbildung 6-1: REM-Aufnahmen einer neuen (A) und einer verschlissenen (B), zur Werkzeugherstellung verwendeten feinen Schleifscheibe, nach [Maye22a].

Der Schleifscheibenverschleiß stellt bei der Herstellung der vollkeramischen Mikrofräser jedoch nicht die eigentlich interessierende Größe dar, sondern dessen Einfluss auf die Qualität der geschliffenen Werkzeuge: Erhöhter Schleifscheibenverschleiß führt zu erhöhten Schneidenradien der Werkzeuge. Der Schneidenradius bietet sich daher als indirekte Messgröße des Schleifscheibenverschleißes an, und kann mit dem im Mikrofräszentrum integrierten Rasterkraftmikroskop (AFM) erfasst werden. Im Gegensatz zur Betrachtung der Schleifscheiben im REM stellt der Schneidenradius zudem eine quantitative Messgröße dar. Das Vermessen der Schneidenradien mit dem AFM hat zusätzlich den Vorteil, dass die Werkzeuge und nicht die Schleifscheiben ausgespannt und gemessen werden müssen, wodurch eine kontinuierliche Verschleißcharakterisierung im Werkzeugschleifprozess möglich ist.

Mit dem AFM wurde im ersten Schritt das in Abschnitt 5.2 eingeführte Wechselintervall der Schleifscheiben überprüft. Dazu wurden mit dem AFM fünf konsekutiv hergestellte Keramikwerkzeuge vermessen und deren Schneidenradius bestimmt. Zusätzlich wurden REM-Aufnahmen der Werkzeuge nach dem Schleifvorgang angefertigt. Abbildung 6-2 zeigt den Verlauf der Schneidenradien sowie die REM-Aufnahmen des ersten und letzten Mikrofräsers im Vergleich. Die Radien der in Abbildung 6-2 A dargestellten Werkzeuge weisen einen ansteigenden Trend auf. Der Unterschied zwischen den Start- und Endwerkzeugen beträgt 120 nm. Dies entspricht einem absoluten Anstieg des Schneidenradius von 50 %. Weiter ist im Verlauf der Radien zu beobachten, dass zwischen den ersten beiden Werkzeugen ein starker Anstieg vorliegt, der auf ein Einlaufverhalten der Schleifscheibe zurückzuführen sein könnte. Der Unterschied der Schneidenschärfe lässt sich qualitativ in den Mikroskopaufnahmen der Werkzeuge in Abbildung 6-2 B und C lediglich erahnen. Das zuletzt hergestellte Werkzeug in Abbildung 6-2 C zeigt etwas rauere und ungleichmäßigere Schneiden als die des ersten Mikrofräsers in Abbildung 6-2 B. Die Aufnahmen verdeutlichen, dass sich nur anhand der REM-Aufnahmen, ohne Kenntnis der tatsächlichen Schneidenradien, keine Aussage treffen lassen würde.

Die Messungen zeigen, dass der Schleifscheibenverschleiß bereits beim ersten hergestellten Keramikwerkzeug auftritt und der Verschleißeintritt durch frühzeitigen Wechsel der Schleifscheibe nicht umgangen werden konnte. Weiter wurde gezeigt, dass selbst über fünf geschliffene Werkzeuge ein messbarer Anstieg der Schneidenradien auftritt. Für einen stabilen Werkzeugherstellprozess mit gleichbleibender Qualität der geschliffenen Mikrofräser ist es daher erforderlich,



Schleifscheibe: Disco ZH05-SD4000, v_c: 27 m/s, v_f: 0,1 mm/min, Schneidstoff Y-TZP

Abbildung 6-2: Veränderung des Schneidenradius sukzessiv geschliffener vollkeramischer Mikrofräser (A), nach [Maye22a], sowie REM-Aufnahmen der Schneidenecke des ersten (B) und letzten (C) Werkzeugs.

die Schleifscheiben zwischen dem Schleifen einzelner Werkzeuge abzurichten bzw. zu schärfen/reinigen. Der folgende Abschnitt befasst sich daher mit dem Aufbau einer Abrichteinheit und deren Integration in den bestehenden Werkzeugschleifprozess.

6.2 Integrierter Abrichtprozess zur Verschleißkompensation

6.2.1 Schleifaufbau mit integrierter Abrichteinheit

In der konventionellen Zerspanung werden Abrichtprozesse standardmäßig vor dem Einsatz einer Schleifscheibe und im Schleifprozess eingesetzt, um das Werkzeugprofil und die Schleiffähigkeit herzustellen bzw. zu erhalten. Beim Werkzeugschleifen mit den in Abschnitt 4.1.2 beschriebenen Schleifscheiben ist eine Einsatzvorbereitung mittels Abrichten nicht erforderlich. Zum Schleifen der vollkeramischen Mikrofräser ist es aufgrund des hohen Schleifscheibenverschleißes jedoch notwendig, die Schleiffähigkeit über Abrichten bzw. Reinigen der Schleifscheiben wiederherzustellen. Entsprechend war der Aufbau einer Abrichteinheit erforderlich, die es ermöglicht die Schleifscheiben im montierten Zustand und innerhalb des bestehenden Werkzeugschleifprozesses zu schärfen und zu reinigen. An die Abrichteinheit ergaben sich daher folgende Anforderungen:

- Integrierbarkeit der Abrichteinheit in die zur Werkzeugherstellung genutzte UP-Drehmaschine und den bestehenden Schleifprozess
- Nutzen der hochpräzisen Maschinenachsen als Verfahrachsen zur Vereinfachung des Aufbaus und Integration des Abrichtvorgangs in die CNC-Steuerung der Maschine
- Ausschließen von Kollisionen mit der Schleifeinheit und dem Drehwerkzeughalter zum Ausdrehen des thermischen Spannfutters beim Werkzeugschleifen und Konditionieren
- Einfache Montage verschiedener Abricht- und Reinigungswerkzeuge
- Genaue ($< 1\,\mu m$) Kontaktdetektion zwischen Schleifscheibe und Abrichter für einen wiederholbaren Abrichtprozess und zum Vermeiden von Beschädigungen der Schleifscheibe
- Ausreichende Leistung und Steifigkeit der Schleifspindel zum Abrichten mit gleichbleibender Drehzahl und ohne Lagerbeschädigungen

Als Lösungsvariante wurde eine 12 mm starke Aluminiumplatte konstruiert, die an vorhandene Gewindebohrungen auf der rechten Seite des Spindelblocks montiert wurde. Abbildung 6-3 zeigt die Positionierung der Aluminiumplatte und die montierte Abrichteinheit am Spindelblock. Da die Schleifeinheit auf der Z-Achse der Maschine befestigt ist, kann die auf der X-Achse befestigte Abrichteinheit relativ zu dieser sowohl in X- als auch in Z-Richtung verfahren werden. Die Abrichter sind in einer Führungsschiene verschiebbar und werden entweder seitlich geklemmt oder auf einem Adapterblock verklebt und an der Platte verschraubt. Die Distanz zur Rotationsachse der Spindel bzw. des Werkzeugrohlings war dabei ausreichend groß, um bis zu 30 mm hohe Abrichter mit einigen Millimetern Sicherheitsabstand zu montieren. Über eine angepasste Positionierung der Schleifeinheit und des Drehwerkzeughalters konnte dieser montiert bleiben, was das Ausdrehen des thermischen Spannfutters bei verschiedenen Durchmessern der Werkzeugrohlinge stark vereinfachte. Zur Kontaktdetektion zwischen Schleifscheibe und Abrichter wurde ein Piezosensor auf der Rückseite der Abrichtplatte montiert. Dieser erlaubt

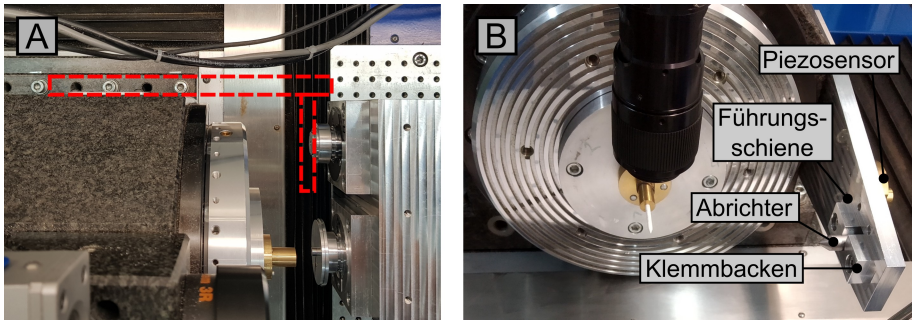


Abbildung 6-3: Befestigung der Abrichtplatte in Relation zur Maschinen- und Schleifspindel (A) und montierte Abrichteinheit (B).

im Gegensatz zu einer Digitalkamera, wie sie zur Positionierung der Rohlinge eingesetzt wird, eine höhere Auflösung, da bereits kleinste Schwingungen einen Ausschlag im Signal generieren. Der Piezosensor besteht aus einer Piezoscheibe, die frei schwingend in einem Halter verlötet ist, siehe [Hein20] für weitere Details. Das Analogsignal des Piezosensors wurde mit einem Mikrofonverstärker (Kemo M040N) verstärkt und mit einem DAQ (National Instruments USB-6211) bei 2 kHz abgetastet. Das Livesignal wurde nach Hochpassfilterung ($\lambda_c = 10$ Hz) in einem LabVIEW Frontend angezeigt, sodass ein Kontakt vom Bediener anhand des Ausschlags im Signal detektiert werden konnte. Durch Antasten mit diskreten Achsschritten von 1 µm wurde ein sichtbarer Ausschlag im Signal generiert und eine genaue Kontaktbestimmung an der Abrichteroberfläche realisiert.

In ersten Versuchen mit der Abrichteinheit hat sich gezeigt, dass die zum Antrieb der feinen Schleifscheibe verwendete hydrodynamische Schleifspindel die oben gestellten Anforderungen nach ausreichender Leistung und Steifigkeit zum Abrichten nicht erfüllte. Das Drehmoment der Spindel war zu gering um eine konstante Drehzahl beim Abrichten zu gewährleisten, zudem kam es zum Stillstand der Schleifscheibe. Weiter sind die hydrodynamischen Lager nicht für mechanische Belastung ausgelegt, was beim Schleifen der Werkzeuge mit nur wenigen Mikrometern Zustellung unkritisch ist. Beim Abrichten sind die auf die Spindellagerung wirkenden Kräfte jedoch höher, was mit den harten Diamantabrichtern, in Kombination mit der durch den Drehzahlabfall geringeren Steifigkeit der hydrodynamischen Lagerung, zu einem Lagerschaden geführt hat. Daher war es erforderlich, eine Hochgeschwindigkeitsspindel mit höherem Drehmoment und steiferer Lagerung, aber dennoch geringen Rundlaufabweichungen einzusetzen. Weiter muss die Spindel über eine Schleifscheibenaufnahme verfügen, was bei den meisten Bearbeitungsspindeln mit Spannzangen für Werkzeugschäfte nicht der Fall ist. Die Wahl fiel daher auf eine turbinengetriebene Hochgeschwindigkeitsspindel PMS-3020K mit präzisionsgeschliffenen Wälzlagern der Fa. Nakanishi Inc. - NSK America Corp, die die Möglichkeit zur Montage eines Schleifankers anstelle der standardmäßigen Spannfutter bietet. Zudem ist die Spindel mit ihren Abmessungen von ø 30 mm × 150 mm klein genug, um sie in das bestehende Setup der Werkzeugherstellung zu integrieren. Abbildung 6-4 zeigt das modifizierte Schleifsetup zur Werkzeugherstellung mit der neuen Schleifeinheit. Die Leistung der Spindel beträgt 130 W bei 10 000 min^{-1}, mit einer Rundlaufabweichung kleiner 1 µm und einer maximalen Drehzahl von 20 000 min^{-1}. Im Zuge des Spindelupgrades wurde ebenfalls die zuvor als MQL-Einheit eingesetzte Airbrush-Pistole gegen ein industrielles System (LEO Sprühkopf, HPM Technologie)

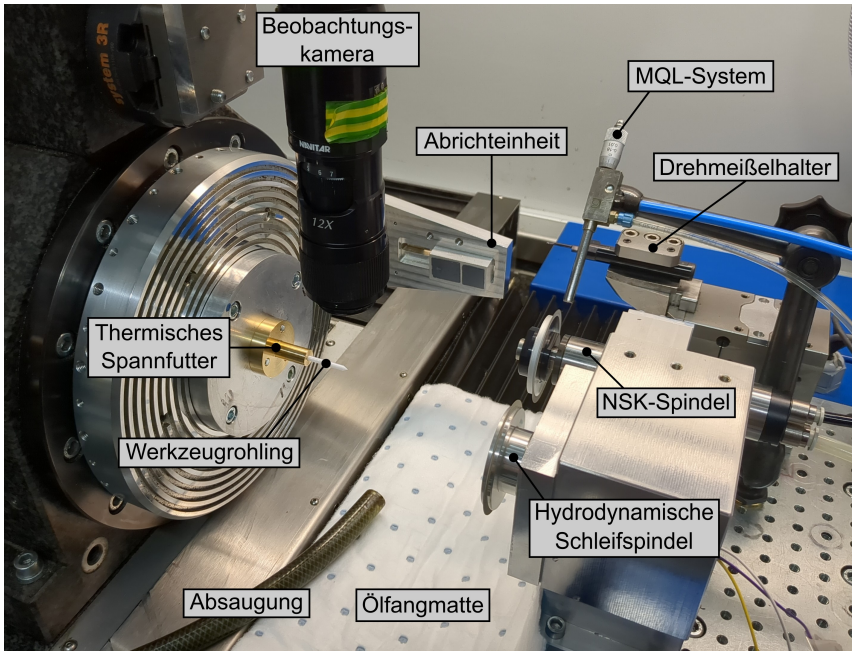


Abbildung 6-4: Modifizierter Schleifsetup an der LT-Ultra Ultrapräzisionsdrehmaschine.

ausgetauscht, das einen fokussierteren Sprühstrahl mit höherer Austrittsgeschwindigkeit sowie eine präzisere Volumenkontrolle über eine Mikrometerschraube bietet. Durch die konzentriertere Applikation des Sprühnebels mit dem neuen System konnte auf das Ableitblech der alten Schleifeinheit verzichtet werden, das beim Abrichten hätte demontiert werden müssen.

6.2.2 Abrichtversuche mit verschiedenen Abrichtwerkzeugen

Um den in Abschnitt 6.1 gemessenen Verschleiß zu kompensieren, wurden zunächst verschiedene Abrichtwerkzeuge ausgesucht und in Abrichtversuchen betrachtet. Rotierende Abrichtwerkzeuge wurden ausgeschlossen, da diese eine hochpräzise Lagerung analog zur Schleifspindel benötigen würden um die filigranen Schleifscheiben nicht zur beschädigen. Aufgrund des begrenzten Bauraums und der Komplexität einer solchen Lagerung wurden nur feststehende Abrichtwerkzeuge verwendet: Es wurden zwei Diamantabrichter, ein Abziehstein und ein Siliziumwafer ausgewählt, die in Abbildung 6-5 dargestellt sind. Bei den Diamantabrichtern handelte es sich um einen Vielkorn-Diamant-Abrichter und einen Einkristall-Diamant-Abrichter. Die Einspannung dieser beiden zylindrischen Abrichter erfolgte über prismatische Klemmbacken an der Abrichteinheit, wie in Abbildung 6-3 B zu sehen. Weiter wurden zugeschnittene Stücke eines Abziehsteins und eines Silizium-Wafers verwendet. Der Abziehstein wurde auf die Höhe der Führungsschiene eingepasst und seitlich geklemmt. Die Waferstücke wurden auf einen Adapterblock aus Aluminium aufgeklebt und auf der Abrichteinheit verschraubt, siehe Abbildung 6-4. In Relation zu dem feinen Schleifbelag der Diamantschleifscheibe (#4000) wurden für den Mehrkornabrichter und den Abziehstein jeweils die kleinsten verfügbaren Korngrößen bestellt. Tabelle 6-1 zeigt eine Übersicht über die Eigenschaften der vier Abrichtwerkzeuge, deren Auswahl sich an beim konventionellen Schleifen verwendeten Abrichtern orientierte (mit Ausnahme des Si-Wafers). Dieses als Abrichter unübliche Material wurde im Hinblick auf die verwendeten Schleifscheiben gewählt: Deren Haupteinsatzbereich liegt im präzisen und ausbruchsfreien Zuschneiden von

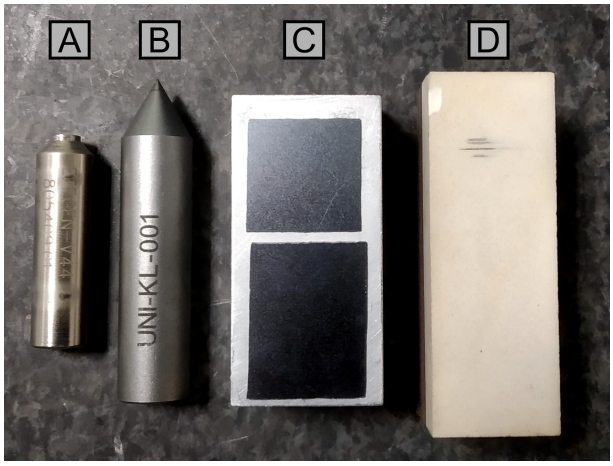


Abbildung 6-5: Eingesetzte Abrichtwerkzeuge: Vielkorn-Diamant-Abrichter (A), Einkristall-Diamant-Abrichter (B), Silizium-Wafer (C), Abziehstein (D), nach [Maye22a].

Tabelle 6-1: Spezifikation der verwendeten Abrichtwerkzeuge.

Vielkornabrichter	D91, gebrochene Diamantkörner, gesinterte Metallbindung. Lapport Schleiftechnik.
Einkristall-Diamantabrichter	Naturdiamant, 60° Kegel mit 0,1 mm Spitzenradius. Moessner GmbH.
Abziehstein	#500, Edelkorund, keramische Bindung (hart). Lapport Schleiftechnik.
Si-Wafer	P-Typ <100>, 675 µm Dicke, einseitig poliert. Micro to Nano BV.

Wafern aus Silizium und Halbleitermaterialien, wobei sehr hohe Standwege erreicht werden. Daher wurde Silizium als zusätzliches Material ausgesucht, um zu untersuchen inwiefern damit eine Reinigungswirkung bei den Schleifscheiben erreicht werden kann.

Mit den vier Abrichtwerkzeugen wurden Abrichtversuche im Werkzeugschleifprozess durchgeführt. Dazu wurde je Versuchslauf zunächst eine neue Schleifscheibe eingerichtet und durch das Schleifen drei vollkeramischer Mikrofräser ein initialer Verschleißzustand hervorgerufen. Da für eine stabile Werkzeugherstellung später vor jedem geschliffenen Werkzeug abgerichtet werden soll, wurden drei Keramikwerkzeuge als Schleifintervall festgelegt. Dadurch wird ein ausreichend großer Verschleiß der Schleifscheibe realisiert, sodass die durch den Abrichtprozess veränderten Schneidenradien erkannt werden können. Jedoch wird die Schleifscheibe nicht so stark verschlissen, dass ein Wiederherstellen der Schleiffähigkeit eventuell nicht mehr möglich ist. Nach dem initialen Schleifintervall wurde der Abrichtprozess durchgeführt und im Anschluss ein weiteres vollkeramisches Werkzeug geschliffen. Über AFM-Messungen der vor und nach dem Abrichten geschliffenen Werkzeuge wurden deren Schneidenradien bestimmt und die Radiusdifferenz berechnet. Zudem wurden REM-Aufnahmen der Werkzeuge und der Schleifscheibe angefertigt.

Die für die Versuche gewählten Zustellungen und Vorschübe beim Abrichten orientierten sich an den Schnittverhältnissen beim Werkzeugschleifen bzw. der Beschaffenheit der Abrichtwerkzeuge. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde nach ersten Versuchen auf 0,06 mm/min (1 µm/s) beschränkt, um Beschädigungen an den Schleifscheiben auszuschließen. Die absolute Zustellung in den Versuchen wurde in Abhängigkeit der Härte bzw. Struktur der Abrichtwerkzeuge festgelegt. Es wurden jeweils zwei radiale Zustelltiefen pro Abrichtwerkzeug untersucht, siehe Tabelle 6-2. Aufgrund der hohen Härte der beiden Diamantwerkzeuge wurden nur wenige Mikrometer zugestellt, höhere Zustellungen führten zu starken Schwingungen. Da beim Vielkornabrichter der Diamant in der Metallbindung eingebettet ist, und nicht wie beim Einkristall-Abrichter direkt an der Oberfläche liegt, wurde die Zustellung bei diesem etwas höher gewählt. Im Gegensatz dazu lagen die Zustelltiefen bei den beiden anderen Abrichtwerkzeugen deutlich höher. Aufgrund der Porosität des Abziehsteins wurden hohe Zustellungen gewählt, um den Kontakt der Schleifscheibe mit den Korundkörnern sicherzustellen. Bei dem weicheren Siliziumwafer handelte es sich um Vollmaterial, weshalb die Zustellungen niedriger als beim Abziehstein gewählt wurden.

Das Abrichten mit dem Vielkornabrichter führte in den Versuchen unabhängig der Zustellung zum absoluten Verlust der Schleiffähigkeit der Schleifscheiben. Nach dem Abrichtvorgang war es nicht mehr möglich keramische Mikrofräser herzustellen, da diese spätestens im letzten Schleifschritt abgebrochen sind. Die Ursache liegt vermutlich in der lokalen Verteilung der Diamantkörner in der Metallbindung. Abbildung 6-6 zeigt die Umfangsfläche der mit 5 µm Zustellung abgerichteten Schleifscheibe sowie die korrespondierende Schleifspur auf dem Abrichter. Die Umfangsfläche in Abbildung 6-6 A zeigt dabei eine sehr ungleichmäßige Struktur. Im oberen Drittel ist die Oberfläche stark eingeebnet, mit nahezu keinen hervorstehenden Schleifkörnern. Dieser Bereich geht in die Mitte der Fläche über, in der wieder Schleifkörner vorhanden, jedoch Rillen zu erkennen sind. Das untere Drittel der Umfangsfläche hingegen entspricht dem erwarteten Bild einer eingesetzten Schleifscheibe. Wie es zur Ausbildung der verschiedenen Bereiche auf

Tabelle 6-2: Radiale Zustellungen (Niedrig/Hoch) in den Abrichtversuchen.

Vielkornabrichter	3 µm / 5 µm
Einkristall-Diamantabrichter	1 µm / 3 µm
Abziehstein	10 µm / 25 µm
Si-Wafer	5 µm / 15 µm

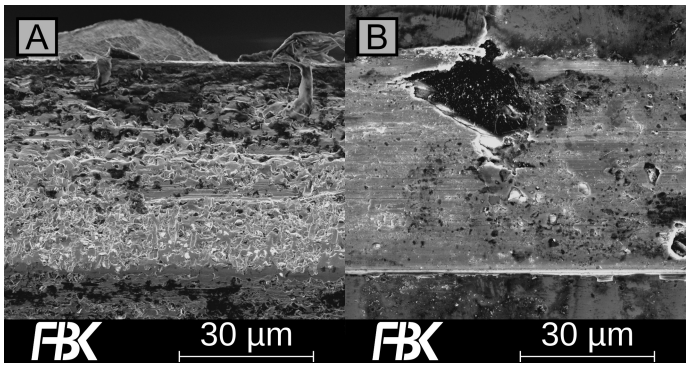


Abbildung 6-6: Umfangsfläche der mit dem Vielkornabrichter abgerichteten Schleifscheibe (A) und Schleifspur auf der Oberfläche des Vielkornabrichters (B).

der Schleifscheibenumfangsfläche gekommen ist, lässt sich anhand der Oberfläche des Abrichters in Abbildung 6-6 B erklären. In dieser ist erkennbar, dass nur im oberen Bereich der Schleifspur ein einzelnes großes Diamantkorn vorhanden war, während sich darunter nur vereinzelte kleinere Körner befinden. Durch die im Vergleich zur Schleifscheibe groben Schleifkörner, sowie deren uneinheitliche Form und Verteilung im Abrichter, kommt es zu einer ungleichmäßigen Ausbildung der Oberfläche der Schleifscheibe und zum Verlust der Schleiffähigkeit.

Mit den anderen Abrichtwerkzeugen konnten die Schleifscheiben erfolgreich abgerichtet werden. Abbildung 6-7 zeigt die Änderung des Schneidenradius nach dem Abricht- bzw. Schärfvorgang für die jeweils getesteten Zustellungen. Dabei sind die starken Zunahmen des Schneidenradius beim Diamantabrichter und dem Abziehstein auffällig, lediglich mit dem Si-Wafer konnte eine Verringerung des Schneidenradius erreicht werden. Beim Diamantabrichter führte die geringe Zustellung von 1 µm zu einer Zunahme des Radius um ca. 220 nm. Dies ist um Faktor vier größer als die Zunahme bei der höheren Zustellung von 3 µm. Es ist davon auszugehen, dass bei der geringen Zustellung die aus der Schleifbindung herausragenden Schleifkörner ausgebrochen werden, jedoch keine Bindung zurückgesetzt und neue Körner freigelegt werden. Bei der höheren Zustellung werden zwar neue Körner aus der Bindung freigelegt, jedoch vermutlich bei zu großem Überstand ebenfalls herausgerissen bzw. auf Höhe der Schleifbindung abgebrochen. Beim Abziehstein sind die Ergebnisse genau umgekehrt zu denen des Diamantabrichters, die hohe Zustellung führte zu einem größeren Anstieg des Schneidenradius als die geringe. Dabei ist anzunehmen, dass sich bei der geringen Zustellung die Schleifscheibe lediglich in Kontakt mit dem Bindematerial des Abziehsteins befindet und erst mit der höheren Zustellung auf die Korundkörner trifft. Die Größe der Korundkörner ist vergleichbar zu den Diamantkörnern des Vielkornabrichters, weshalb davon ausgegangen wird, dass die groben Körner und deren Verteilung einen negativen Effekt auf die Schleifscheibe haben. Dabei bleibt die Schleiffähigkeit der Schleifscheibe erhalten, vermutlich aufgrund der geringeren Härte der Korundkörner.

Der Si-Wafer war das einzige Abrichtwerkzeug in den Versuchen, das keine Verschlechterung des Schleifscheibenzustands hervorgerufen hat. Da die Härte des Materials vergleichweise gering ist wird davon ausgegangen, dass eine Reinigungswirkung vorliegt, bzw. durch einen Selbstschärfeffekt die Schleifbindung bis zum Herausstehen neuer Körner zurückgesetzt wird. Die hohe Zustellung von 15 µm führte zu einer Verbesserung des Schneidenradius um ca. 35 nm.

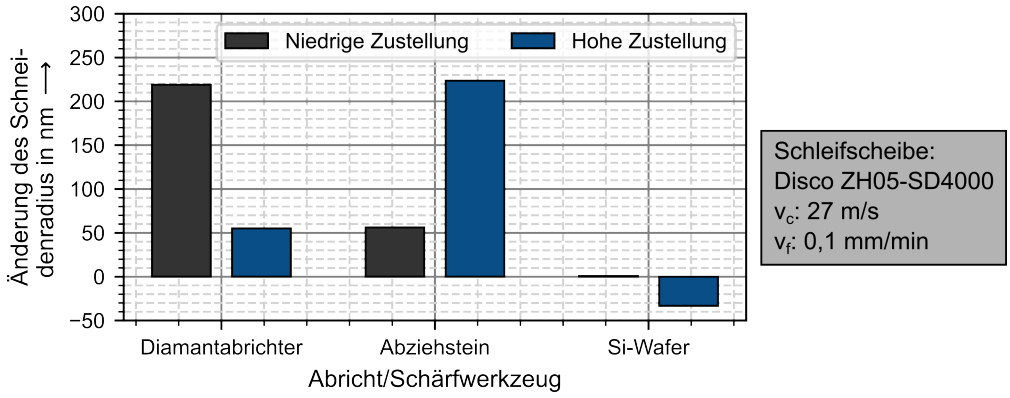


Abbildung 6-7: Änderung des Schneidenradius der geschliffenen Werkzeuge nach dem Abrichten, nach [Maye22a].

Der Vergleich mit der Verschleißrate in Abbildung 6-2 A zeigt, dass die mit einem Abrichtvorgang erreichbare Verbesserung des Schneidenradius nicht ausreicht um eine verschlissene Schleifscheibe in ihren Ausgangszustand zurück zu versetzen. Die erreichbare Verbesserung reicht jedoch aus, um durch einen Abrichtvorgang nach jedem Werkzeug den fortschreitenden Verschleiß der Schleifscheibe zu kompensieren.

6.2.3 Kontinuierliches Abrichten und Fazit

Basierend auf den Ergebnissen der Abrichtversuche wurde überprüft, ob der Schleifscheibenverschleiß mittels kontinuierlichem Abrichten mit dem Si-Wafer kompensiert werden kann. Dazu wurden vollkeramische Mikrofräser mit einer neuen Schleifscheibe hergestellt und Abrichtvorgänge zwischengeschaltet. Die Schneidenradien der Werkzeuge wurden mit dem AFM vermessen und als Änderung gegenüber dem zuletzt geschliffenen Werkzeug betrachtet. Der Verlauf der Radiusänderungen ist in Abbildung 6-8 graphisch dargestellt. Anhand dem Verlauf lässt sich erkennen, dass die Änderungen der Schneidenradien um den Mittelwert nahe Null oszillieren und kein ansteigender Trend vorliegt. Die mit einem einzelnen Abrichtvorgang erreichte Verbesserung des Schneidenradius reicht somit aus, um den fortschreitenden Verschleiß der Schleifscheiben zu stoppen. Entsprechend kann über ein kontinuierliches Abrichten der Schleifscheibe eine Beeinflussung der Qualität der hergestellten Werkzeuge verhindert werden.

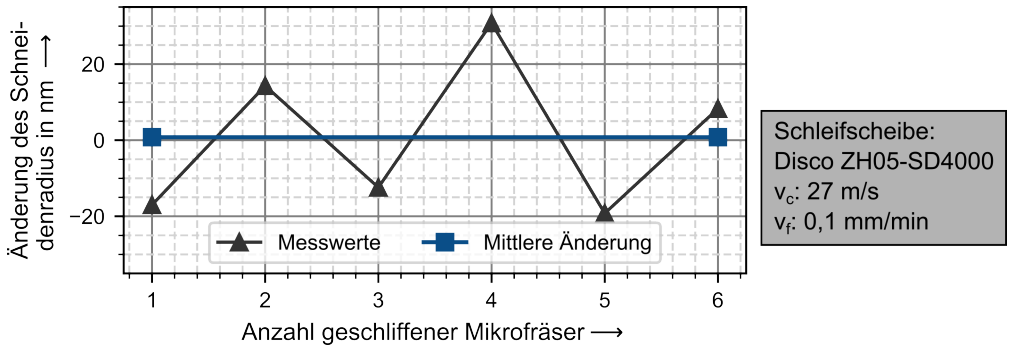


Abbildung 6-8: Änderung des Schneidenradius konsekutiv geschliffener Werkzeuge, abgerichtet mit dem Si-Wafer bei Zustellung 15 µm, nach [Maye22a].

Zusammenfassend war es mit der aufgebauten Abrichteinheit und den Änderungen an der Werkzeugschleifeinheit möglich, die feine Schleifscheibe innerhalb des bestehenden Werkzeugschleifprozesses definiert abzurichten. Die Ergebnisse der verschiedenen Abrichter haben gezeigt, dass bekannte Abrichtwerkzeuge wie Diamantabrichter oder Abziehsteine zum Abrichten der eingesetzten Schleifscheiben ungeeignet sind. Dagegen konnte mit Si-Wafern, zu deren Bearbeitung die Schleifscheiben ursprünglich eingesetzt werden, eine Verschleißreduktion erreicht werden. Über das Einfügen des Abrichtprozesses mit dem Si-Wafer in die Werkzeugherstellung konnte der zuvor gemessene Schleifscheibenverschleiß kompensiert und eine stabile Herstellung der vollkeramischen Mikrofräser mit gleichbleibender Qualität sichergestellt werden. Mit dem beschriebenen Schleifsetup und dem Abrichtprozess wurden vollkeramische Mikrofräswerkzeuge für die Mikrofräsversuche in den nächsten Kapiteln hergestellt. Der Werkzeugdurchmesser wurde dabei auf die Zielgröße von 50 µm herunterskaliert.

7 Einsatzverhalten vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge in PMMA

In diesem Kapitel werden die hergestellten vollkeramischen Mikrofräser aus Y-TZP angewandt und Mikrofräsversuche in Polymethylmethacrylat (PMMA) durchgeführt. PMMA wird in den Untersuchungen als Werkstoff verwendet, da die geringere Härte der Y-TZP Keramik aufgrund der Materialeigenschaften von PMMA keinen limitierenden Faktor darstellt und so die Verschleißvorteile des keramischen Schneidstoffs gegenüber Hartmetall ausgenutzt werden können. Dabei werden der Chargeneinfluss, bedingt durch verschiedene Keramikhersteller, auf die hergestellten Werkzeuge betrachtet sowie Parameterstudien durchgeführt. Weiter wird das Verschleißverhalten der vollkeramischen Werkzeuge mittels prozessintermittierender Verschleißmessungen charakterisiert. Die Verschleißkurven werden abschließend mit Referenzwerkzeugen aus Hartmetall verglichen und die Ergebnisse bewertet.

Verschleißvorteile keramischer Werkzeuge in PMMA

Wie im Stand von Wissenschaft und Technik in Abschnitt 2.3 dargestellt, weisen Mikrofräswerkzeuge aus Hartmetall beim Bearbeiten von PMMA starken Verschleiß an der Schneidenecke auf. Im Gegensatz dazu zeigen die Keramikwerkzeuge nicht den für Hartmetallwerkzeuge typischen keilförmigen Verschleiß an der Schneidenecke sowie insgesamt deutlich reduzierten Werkzeugverschleiß. Abbildung 7-1 zeigt dies anhand von Mikrofräswerkzeugen eines Einsatzvergleichs von Y-TZP und Hartmetall in PMMA. Das Keramikwerkzeug zeigt lediglich eine leichte Verrundung der Haupt- und Nebenschneide, die Querschnittsprofile der Hauptschneide zeigen einen

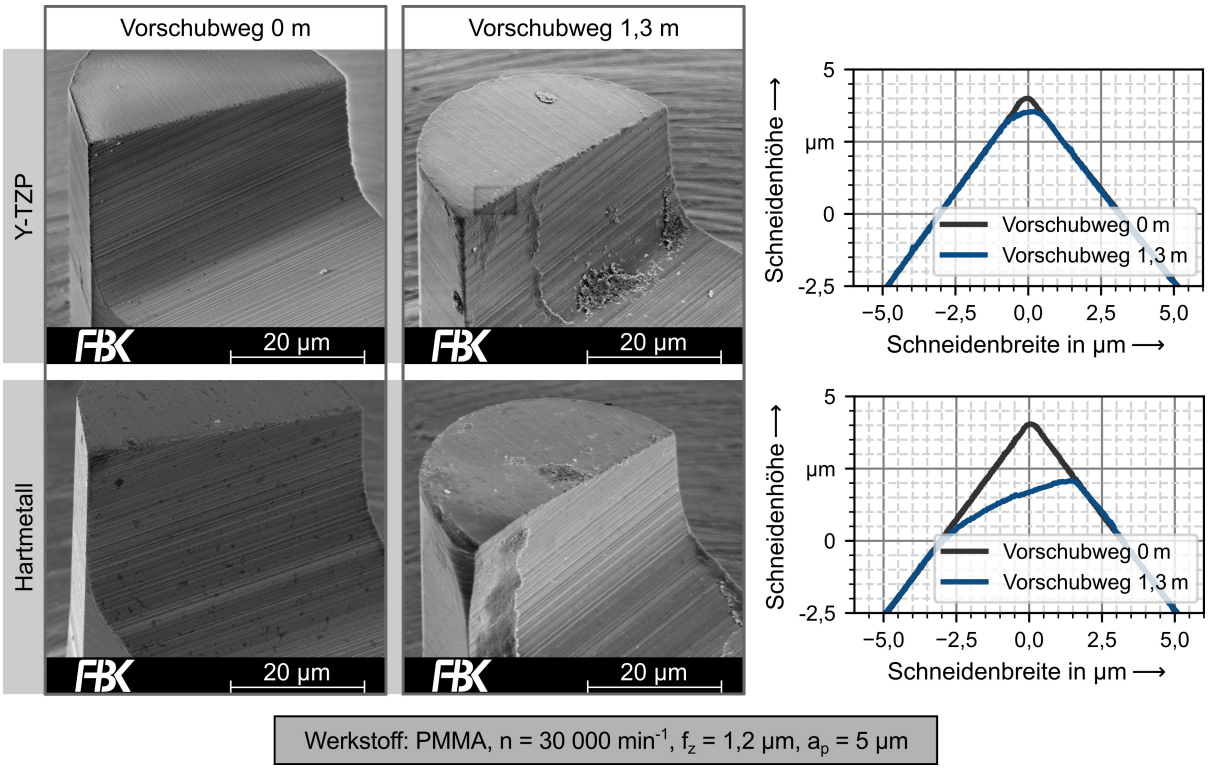


Abbildung 7-1: REM-Aufnahmen und Querschnittsprofile der Hauptschneiden eines Keramik- und Hartmetallwerkzeugs beim Mikrofräsen von PMMA, nach [Maye24a].

gleichmäßigen Anstieg des Schneidenradius ohne Beeinflussen der Schneidengeometrie. Der Mikrofräser aus Hartmetall hingegen weist trotz identischer Fräsparameter starken Verschleiß an der Hauptfreifläche und der Schneidenecke mit dem typischen Verschleißkeil auf. Das Ausmaß des Verschleißes lässt sich anhand des fehlenden Werkzeugvolumens in den Querschnittsprofilen der Hauptschneide sehr gut erkennen. Der direkte Vergleich der Querschnittsprofile des Y-TZP- und des Hartmetallwerkzeugs verdeutlicht den Verschleißvorteil des vollkeramischen Mikrofräsers nochmals.

7.1 Chargeneinfluss von Y-TZP Keramiken verschiedener Hersteller

Im Gegensatz zu den etablierten Hartmetallwerkzeugen ist weder der Parametereinfluss noch das damit verknüpfte Verschleißverhalten der Y-TZP Werkzeuge erforscht. Weiter sind die Chargeneinflüsse von Y-TZP Keramiken unterschiedlicher Hersteller bzw. Lieferanten auf die Qualität der geschliffenen Werkzeuge und die Prozessergebnisse unbekannt. Geringfügige Unterschiede im Herstellprozess der Keramik können zu abweichenden Spezifikationen führen, wie z. B. die Verarbeitungsqualität der Rohmaterialien (Korngrößenverteilung, Reinheit), deren Sintervorbereitung und die Prozessführung beim Sintern selbst.

Um dies zu untersuchen wurden Werkzeugrohlinge aus Y-TZP von drei verschiedenen Herstellern bezogen, daraus Mikrofräser hergestellt und anschließend in den Mikrofräsversuchen in diesem Abschnitt eingesetzt. Die Eigenschaften der drei Y-TZP Keramiken sind in Tabelle 7-1 gezeigt. Keramik K1 ist die bisher zum Werkzeugschleifen verwendete Y-TZP Keramik mit einer Korngröße von 0,5 µm, einer mittleren Härte von 1290 HV und der höchsten Bruchzähigkeit von 7,55 $MPam^{0.5}$. Die Korngröße von Keramik K2 ist mit 1 µm doppelt so hoch wie die von K1, und K2 besitzt mit 1155 HV die im Vergleich geringste Härte. Keramik K3 hingegen besitzt mit 1380 HV die höchste Härte und eine geringe Korngröße von 0,4 µm, jedoch gleichzeitig die geringste Bruchzähigkeit von 6,75 $MPam^{0.5}$. Die Eigenschaftsprofile der Keramiken unterscheiden sich somit trotz der identischen Y-TZP Spezifikation, weshalb von einem Einfluss auf die daraus hergestellten Werkzeuge ausgegangen wird.

Zusätzlich zu den verschiedenen Keramiken wurden der Vorschub pro Zahn und die Schnittgeschwindigkeit in Form der Spindeldrehzahl in den Mikrofräsversuchen variiert. Tabelle 7-2 zeigt die Faktorstufen sowie die festen Parameter des Versuchsplans. Die Zustellung und der Vorschubweg wurde in diesen Versuchen in Anlehnung an [Kier23] gewählt, sodass ein Vergleich mit bekannten Literaturwerten von Hartmetallwerkzeugen möglich ist. Der sich aus den

Tabelle 7-1: Eigenschaften der Y-TZP Keramiken der drei Hersteller.

Kenngröße	Einheit	K1	K2	K3
Korngröße[1]	µm	0,5	1	0,4
Druckfestigkeit[1]	MPa	2100	2500	2200
E-Modul[1]	GPa	200	200	200
Härte[2]	HV30	1290	1155	1380
K_{IC}[2]	$MPam^{0.5}$	7,55	7,25	6,75

[1] Herstellerangaben, [2] Eigene Messung

Faktoren ergebende vollfaktorielle Versuchsplan wurde zweifach in randomisierter Reihenfolge durchgeführt und mittels Varianananalyse (analysis of variance - ANOVA) auf statistische Relevanz hin ausgewertet. In der Auswertung werden lediglich signifikante Effekte diskutiert. Als Bewertungsgrößen wurde die Schneidentopographie der Werkzeuge vor und nach den Versuchen mit dem AFM vermessen und daraus die mittleren Schneidenradien berechnet. Die Nutgrundqualität wurde anhand der konfokalmikroskopischen Aufnahmen beurteilt und in Kategorien eingeteilt sowie die Rauheit Ra und Sa aus den konfokal erfassten Nutgrundtopographien berechnet. Weiter wurden die Prozesskräfte in den Mikrofräsversuchen mit dem Dynamometer aufgezeichnet und aus den verarbeiteten Daten die Mittelwerte gebildet.

Tabelle 7-2: Variierte Faktorgrößen im Versuchsplan und feste Mikrofräsparameter.

Zahnvorschub	1 µm	Werkstoff	PMMA
	2,5 µm	Werkzeugmaterial	Y-TZP
Drehzahl	30 000 min^{-1}	Werkzeugdurchmesser	50 µm
	50 000 min^{-1}	Axiale Zustellung	10 µm
WZ-Keramik	K1 / K2 / K3	Vorschubweg	2 m

7.1.1 Werkzeugschärfe und -verschleiß

Die unterschiedlichen Eigenschaften der Y-TZP Keramiken in Tabelle 7-1 zeigten sich bereits nach dem Herstellen der Werkzeuge bei der Auswertung der Radien. Abbildung 7-2 ordnet die mittleren Schneidenradien der Werkzeuge aus den drei Keramiken in einem Boxplot an. Der Boxplot wurde gewählt um die zum Teil stark streuenden Daten aussagekräftig darzustellen. Die Länge der Whisker in den Plots entspricht maximal dem anderthalbfachen Interquartilsabstand und es wurden alle Datenpunkte (nicht nur die Ausreißer) eingezeichnet. Die Datenpunkte wurden horizontal gestreut, um Überlappungen zu vermeiden und nahe beieinanderliegende Datenpunkte differenzieren zu können. Die horizontale Streuung stellt dabei keine Variation der Datenpunkte entlang der X-Achse dar, sondern wurde nur zu Visualisierungszwecken eingesetzt.

In Abbildung 7-2 ist ein starker Einfluss der Keramik auf die Schneidenradien der hergestellten Werkzeuge festzustellen. Die Werkzeuge der Keramiken K2 und K3 in Abbildung 7-2 weisen deutlich stumpfere Schneiden als die Werkzeuge aus K1 auf. Der Median der Radien von K1 beträgt ca. 300 nm, während der Median von K2 ca. 1000 nm und von K3 ca. 850 nm beträgt. Weiter ist die Streuung der Werte bei K1 und K2 geringer als bei K3. Die Schneidenradien von K1 liegen bis auf zwei Ausreißer dicht um den Median herum, während die Werte bei K2 um diesen herum streuen. K3 hingegen zeigte zwei Anhäufungen von Schneidenradien mit jeweils geringerer Streuung: Die unteren Werte liegen bei ca. 800 nm nahe dem Median und die oberen im Bereich von 1250 nm – 1500 nm. Die Schärfe der Mikrofräser und die Streuung der Schneidenradien sind mit hoher Wahrscheinlichkeit mit der Korngröße und der Bruchzähigkeit der Keramiken verknüpft. Keramik K1 besitzt eine geringe Korngröße (0,5 µm) und die höchste Bruchzähigkeit, wodurch eine stabile Schneidkante mit wenig Ausbrüchen und dadurch geringem Radius erzielt werden kann. Keramik K2 besitzt eine größere Korngröße (1 µm), wodurch die Schneidenschärfe sinkt. K3 besitzt zwar ebenfalls eine geringe Korngröße (0,4 µm), jedoch die höchste Härte und geringste Bruchzähigkeit, wodurch verstärkt Ausbrüche entlang der Schneidkante auftreten und

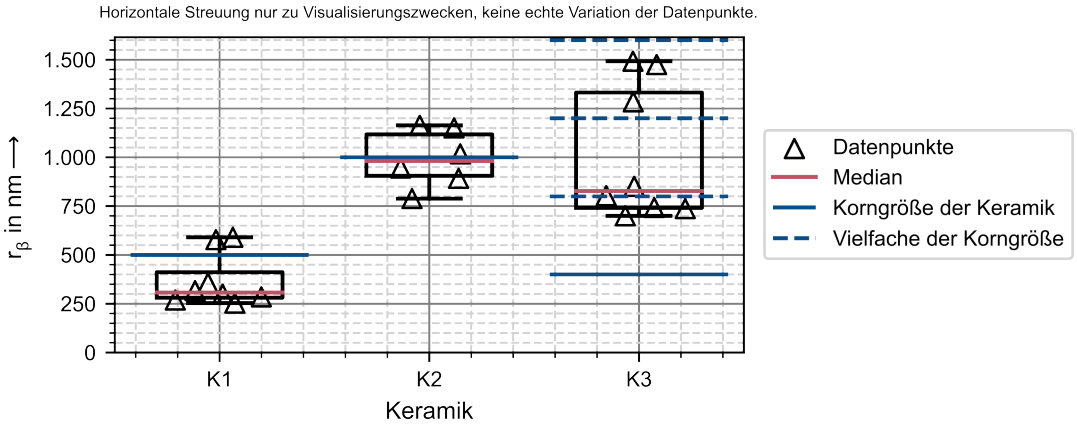


Abbildung 7-2: Boxplot der Schneidenradien der aus den drei Y-TZP Keramiken hergestellten Mikrofräser vor dem Einsatz in PMMA, nach [Maye23b].

der Schneidenradius steigt. Die als Linien eingezeichneten Korngrößen in Abbildung 7-2 zeigen die Übereinstimmung der Schneidenradien der Werkzeuge mit den Korngrößen der Keramiken K1 und K2. Bei K3 hingegen liegen die Schneidenradien bei Vielfachen der Korngröße.

Abbildung 7-3 visualisiert die verschiedenen Radien anhand der Schneidentopographie zweier Mikrofräswerkzeuge aus den Keramiken K1 und K3, die vergleichbare Korngrößen (0,5 µm / 0,4 µm) besitzen. Die Schneide des Werkzeugs aus K1 in Abbildung 7-3 A hat einen scharfen Radiusübergang und besteht im obersten Punkt sehr wahrscheinlich nur aus einem einzeln Korn. Die Schneide des Werkzeugs aus K3 in Abbildung 7-3 B hingegen ist stark verrundet und besteht aus zwei oder mehr nebeneinanderliegenden Körnern. Dies liefert eine mögliche Erklärung für die in Abbildung 7-2 beobachtete Clusterbildung der Schneidenradien von K3. Je nach dem wie viele Körner an der Schneide ausbrechen, wird diese durch zwei oder drei nebeneinander liegende Körner geformt. Bricht nur das oberste Korn aus, besteht die Schneide aus zwei Körnern und der Schneidenradius entspricht in etwa der doppelten Korngröße. Brechen jedoch mehrere Körner aus, wird die Schneide wie in Abbildung 7-3 B zu sehen deutlich stumpfer und der Schneidenradius liegt im Bereich der drei- bis vierfachen Korngröße. Mit der Korngröße von 0,4 µm der Keramik K3 entspricht dies den beobachteten Schneidenradien von ca. 800 nm und

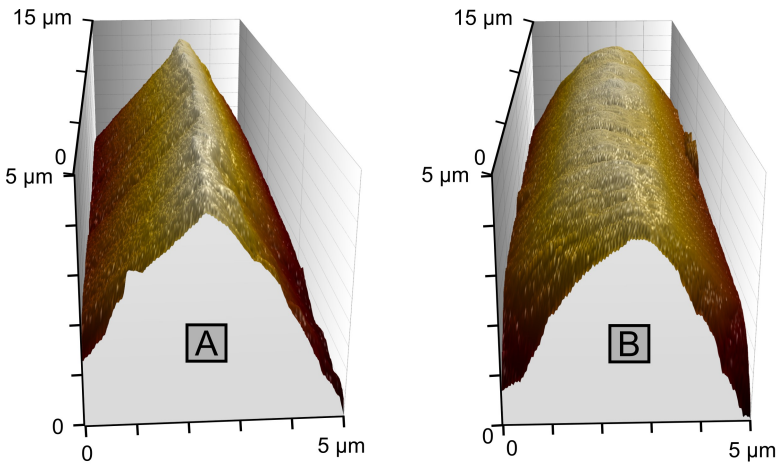


Abbildung 7-3: 3D-Darstellung der Schneidentopographie von Mikrofräswerkzeugen aus Keramik K1 (A) und K3 (B) im Vergleich.

1250 nm – 1500 nm; und erklärt weshalb die Werte in Abbildung 7-2 bei den Vielfachen der Korngröße von K3 liegen. Insgesamt führte dieses Verhalten dazu, dass mit Keramik K3 keine konstant scharfen Werkzeuge hergestellt werden konnten. Mit den beiden anderen Keramiken K1 und K2 war eine prozesssichere Werkzeugherstellung möglich, wobei die aus K1 geschliffenen Werkzeuge um das zwei- bis dreifache schärfer als die aus K2 geschliffenen waren.

Um zu untersuchen inwiefern die beobachteten Unterschiede im Schneidenradius Einfluss auf die Ergebnisse beim Mikrofräsen haben, wurden die Werkzeuge der drei Keramiken gemäß dem Versuchsplan in Tabelle 7-2 in Mikrofräsversuchen eingesetzt. Beim Verschleiß der Werkzeuge bzw. den Änderungen der Schneidenradien konnte dabei kein Einfluss der Spindeldrehzahl festgestellt werden. Dies könnte darauf zurückzuführen sein, dass sich die Schnittgeschwindigkeit bei einem Werkzeugdurchmesser von 50 µm und der höchsten in den Versuchen verwendeten Drehzahl von 50 000 min^{-1} dennoch nur bei knapp 8 m/min befindet. Der Zahnvorschub hingegen hatte einen Effekt auf den Werkzeugverschleiß, Abbildung 7-4 zeigt den Verschleiß der Mikrofräser in Form der absoluten Zunahme des Schneidenradius nach deren Einsatz. In der Abbildung sind zwei übergreifende Effekte zu erkennen: Einerseits hat der Vorschub pro Zahn direkten Einfluss auf den Verschleiß; die Zunahme des Schneidenradius und deren Streuung sanken bei dem höheren f_z von 2,5 µm deutlich. Andererseits traten bei dem höheren Zahnvorschub negative Werte für Δr_β auf, d. h. die Werkzeugschneiden wurden durch den Einsatz schärfer. Daraus lässt sich ableiten, dass die Erhöhung des Zahnvorschubs eine Änderung in der Spanbildung hervorruft, bzw. der geringere Zahnvorschub zu instabilen Schnittbedingungen führt.

Die Anova ergab keinen Zusammenhang zwischen den Keramiken und der absoluten Änderung der Schneidenradien. Bei Betrachtung der „spezifischen“ bzw. prozentualen Änderung des Schneidenradius in Abbildung 7-5 zeigt sich jedoch ein signifikanter Effekt der Keramik und des Zahnvorschubs. Die prozentuale Änderung wurde durch Normieren der absoluten Änderungen der Schneidenradien der Werkzeuge (Abbildung 7-4) mit den initialen Schneidenradien der Werkzeuge (Abbildung 7-2) berechnet. Die Interaktion der Faktoren Keramik und Zahnvorschub in Abbildung 7-5 zeigte sich insbesondere für K1, zudem ist zu erkennen, dass die negativen Werte für Δr_β allein auf die Keramiken K2 und K3 entfallen. Bei K1 streut die Zunahme des Schneidenradius bei $f_z = 1$ µm stark und ist mit Werten im Bereich von 100 % – 400 % sehr hoch. Dagegen betrug die relative Änderung des Schneidenradius bei $f_z = 2{,}5$ µm nur 75 %. Die

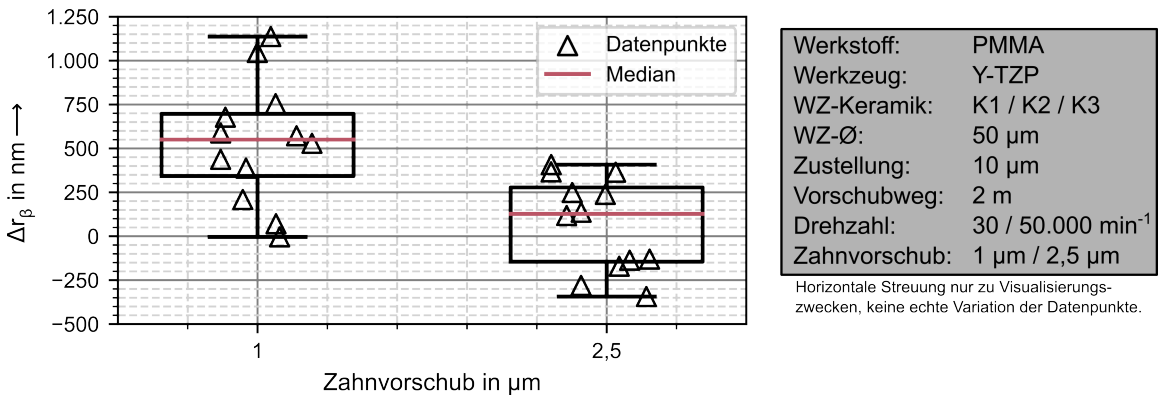


Abbildung 7-4: Absolute Änderung des Schneidenradius der Mikrofräser gegenüber dem Zahnvorschub, nach [Maye24c].

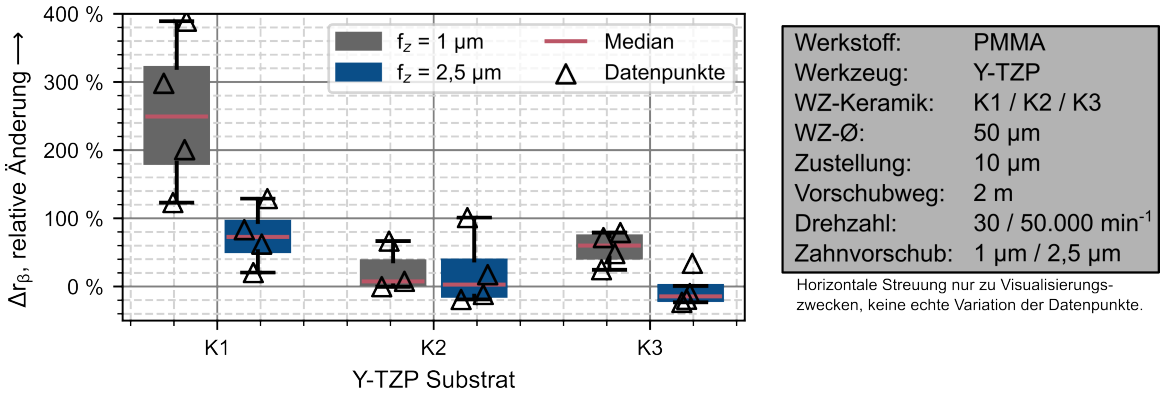


Abbildung 7-5: Relative Änderung des Schneidenradius der Mikrofräser in Abhängigkeit des Zahnvorschubs und der Y-TZP Keramik, nach [Maye23b].

relativen Änderungen bei K2 und K3 sind geringer, wobei der Einfluss des Zahnvorschubs bei K2 nahezu nicht vorhanden war. K3 hingegen zeigte das bereits in Abbildung 7-4 beobachtete Verhalten zu geringeren Änderungen des Schneidenradius bei $f_z = 2{,}5\,\mu m$.

Betrachtet man den Einfluss des Zahnvorschubs auf die relative Änderung bei K1 und das Auftreten der negativen Werte bei K2 und K3 in Abbildung 7-5, zeigt sich eine Wechselwirkung zwischen der Keramik und dem Zahnvorschub. Dies deutet auf das Auftreten von Pflügen hin, auf das der Schneidenradius und der Zahnvorschub einen direkten Einfluss haben. Der mittlere Schneidenradius der Werkzeuge aus K1 lag vor den Versuchen bei ca. 300 nm, was in etwa einem Drittel des Zahnvorschubs von 1 µm entspricht. Damit kommt es wie in Abbildung 2-9 dargestellt in den Randbereichen der Nut zu einem geringen Anteil an Pflügen über der Nutbreite ($\approx 15\,\%$). Kleine Variationen des Schneidenradius der eingesetzten Mikrofräser haben in diesem Bereich einen großen Einfluss auf das resultierende Ausmaß der Pflügeprozesse: Ein geringfügig schärferes bzw. stumpferes Werkzeug kann den Pflügeanteil relativ betrachtet halbieren bzw. verdoppeln, wodurch weniger bzw. mehr Werkzeugverschleiß auftritt. Dies erklärt die hohen und stark variierenden Werte der relativen Zunahme des Schneidenradius bei K1 und $f_z = 1\,\mu m$ in Abbildung 7-5, als auch die deutlich geringeren und einheitlicheren Werte bei $f_z = 2{,}5\,\mu m$. Bei einem mittleren Schneidenradius von 300 nm und einem Zahnvorschub von 2,5 µm treten Pflügeprozesse maximal im Eintritts- bzw. Austrittsbereich der Schneide im Werkstoff auf. Entsprechend ist der Werkzeugverschleiß in Form der Zunahme des Schneidenradius deutlich geringer.

Bei den Werkzeugen aus K2 und K3 lag der mittlere Schneidenradius vor den Versuchen bei etwa 1 µm, sodass ein großer Anteil an Pflügen sowohl bei $f_z = 1\,\mu m$ als auch bei $f_z = 2{,}5\,\mu m$ auftritt. Die relative Zunahme der Schneidenradien bei den beiden Keramiken lag niedriger als bei K1. Dies ergibt sich aus den initial höheren Schneidenradien, wodurch die Schneiden stabiler sind und für eine identische Zunahme des Schneidenradius im Vergleich zu schärferen Schneiden mehr Verschleißvolumen erforderlich ist. Weiter trat bei den Mikrofräsern aus diesen Keramiken das Phänomen auf, dass die Werkzeuge z. T. durch den Einsatz geschärft wurden und die Schneidenradien nach den Versuchen kleiner waren als vorher. Dieser „Selbstschärfeffekt“ trat verstärkt bei 2,5 µm Zahnvorschub auf, was sich ebenfalls auf den Anteil an Pflügeprozessen über eine Zykloidenbahn der Schneide zurückführen lässt. Bei K2 und K3 sind

der Schneidenradius und die maximale Spanungsdicke für $f_z = 1$ µm identisch. Die Spanungsdicke von 1 µm wird jedoch nur in der Mitte der Nut erreicht, die tatsächliche Spanungsdicke entlang der restlichen Werkzeugbahn ist geringer. Entsprechend ist davon auszugehen, dass die Spanbildung über der gesamten Werkzeugbahn durch Pflügen charakterisiert ist. Dadurch reicht eine Werkzeugumdrehung nicht zur Spanabnahme aus, der Werkstoff wird lediglich unter der Schneide hindurch gedrückt und verformt. Die Spanungsdicke steigt erst über mehrere Werkzeugumdrehungen hinweg ausreichend an, bis eine Spanabnahme erfolgt. Dies führt zu erhöhter Reibung an der Schneide im Fräsprozess und daraus resultierend einem Anstieg des Schneidenradius der Mikrofräswerkzeuge. Durch das Erhöhen des Zahnvorschubs auf 2,5 µm hingegen ist die Spanungsdicke ausreichend groß, sodass der Fräsprozess nicht mehr durch Pflügen dominiert wird und bei jeder Werkzeugumdrehung eine Spanabnahme erfolgt. Es tritt weiterhin Pflügen auf, das jedoch auf die Außenbereiche der Nut beschränkt ist. Im Vergleich zu $f_z = 1$ µm ist die Reibung an der Werkzeugschneide durch den geringeren Pflügeanteil reduziert, die Gesamtbelastung der Schneide sinkt. Aufgrund der dennoch vorhandenen Pflügeprozesse ist die Gesamtbelastung aber weiterhin höher als bei einer Spanabnahme ohne Pflügen.

Aus den Untersuchungen von *Reichenbach* und *Kieren-Ehses et al.* mit Hartmetallwerkzeugen ist bekannt, dass sich der durch Pflügen hervorgerufene Verschleiß hauptsächlich auf die Freifläche konzentriert [Kier23, Reic17]. In Abbildung 7-3 B ist der höhere Schneidenradius der Keramik K3 zu erkennen. Durch den asymmetrischen, abrasiven Verschleiß der Schneide auf der Freifläche könnte dieser Bereich der Schneide abgetragen werden, während die Spanfläche unbeeinflusst bleibt. Wenn der Schneidenradius vor dem Einsatz wie in Abbildung 7-3 B durch mehrere Körner ausgebildet wurde, würden die Körner auf der Freifläche ähnlich einem Nachschleifprozess abgetragen und der Schneidenradius sinken. Um diese Verschleißhypothese zu überprüfen, sind in Abbildung 7-6 die Schneidentopographien von je einem Werkzeug aus K2 und K3 mit „Selbstschärfeffekt“ im vorher/nachher Vergleich abgebildet. Es lässt sich erkennen, dass die Schneiden nach dem Mikrofräsen durch einheitliche Flächen ohne Kornausbrüche charakterisiert sind. Im Vergleich zu den Aufnahmen vor dem Einsatz ist keine leichte Vertiefung bzw. „Trennlinie“ auf dem Schneidenrücken vorhanden. Zudem ist die Schartigkeit der Schneiden deutlich geringer.

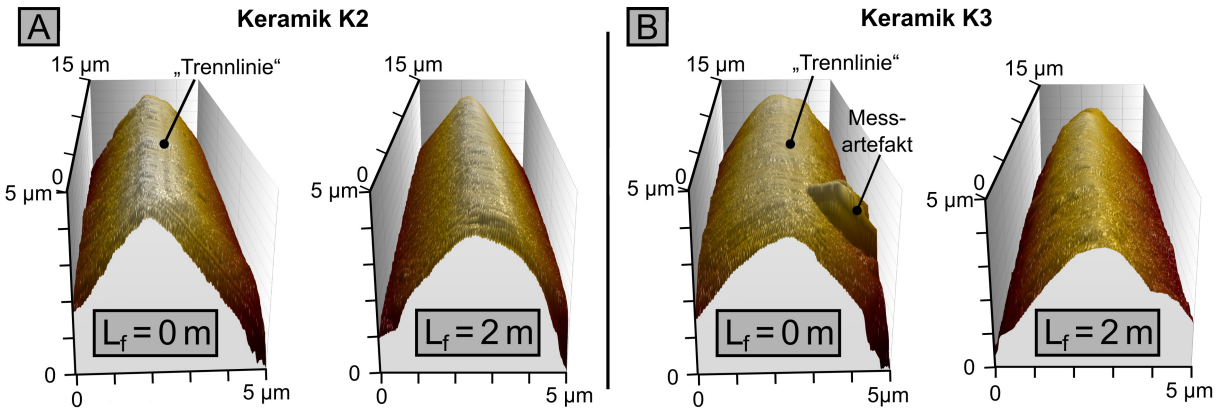


Abbildung 7-6: Vorher/Nachher Vergleich der Schneidentopographien der Werkzeuge aus K2 (A) und K3 (B) mit „Selbstschärfeffekt“.

Durch den verringerten Schneidenradius der Werkzeuge nach dem „Selbstschärfen“ wird das Ausmaß an Pflügen reduziert, wodurch der Werkzeugverschleiß geringer ausfällt und der nun geringere Schneidenradius nicht oder nur in geringem Maße erneut ansteigt.

7.1.2 Nutgrundqualität und Prozesskräfte

Die Nutgründe wurden anhand ihres Erscheinungsbilds in den Mikroskopaufnahmen in vier Typen eingeteilt. Als Einteilungskriterium wurden die kinematischen Frässpuren verwendet:

- Typ A / B: Kinematische Frässpuren deutlich abgebildet und ohne Anhaftungen (A), bzw. gut zu erkennen und mit leichten Anhaftungen (B)
- Typ C: Zum Teil durch Anhaftungen und Verschmierungen verdeckte, schwerer zu erkennende kinematische Frässpuren
- Typ D: Irreguläre Nutgrundtopographie mit starken Anhaftungen und ohne Spuren der Fräskinematik

Abbildung 7-7 zeigt die qualitative Bewertung der Nutgründe sowie Beispielaufnahmen für die Typisierung. Die Ergebnisse zeigen wie bereits die Schneidenradien eine qualitative Verbesserung der Nutgründe mit erhöhtem Zahnvorschub. Wie bei der absoluten Änderung des Schneidenradius in Abbildung 7-4 ist die Streuung der Werte bei $f_z = 2{,}5$ µm geringer. Bis auf einen Wert liegen alle in den beiden Typen A und B mit klaren kinematischen Frässpuren. Für den geringen Zahnvorschub von 1 µm sind Werte in allen Typen aufgetreten, wobei der Großteil in die Typen C und D fiel. Dies wird vermutlich analog zum Werkzeugverschleiß durch Pflügen hervorgerufen, da das gepflügte Material in die kinematischen Spuren des Fräsprozesses gedrückt wird und

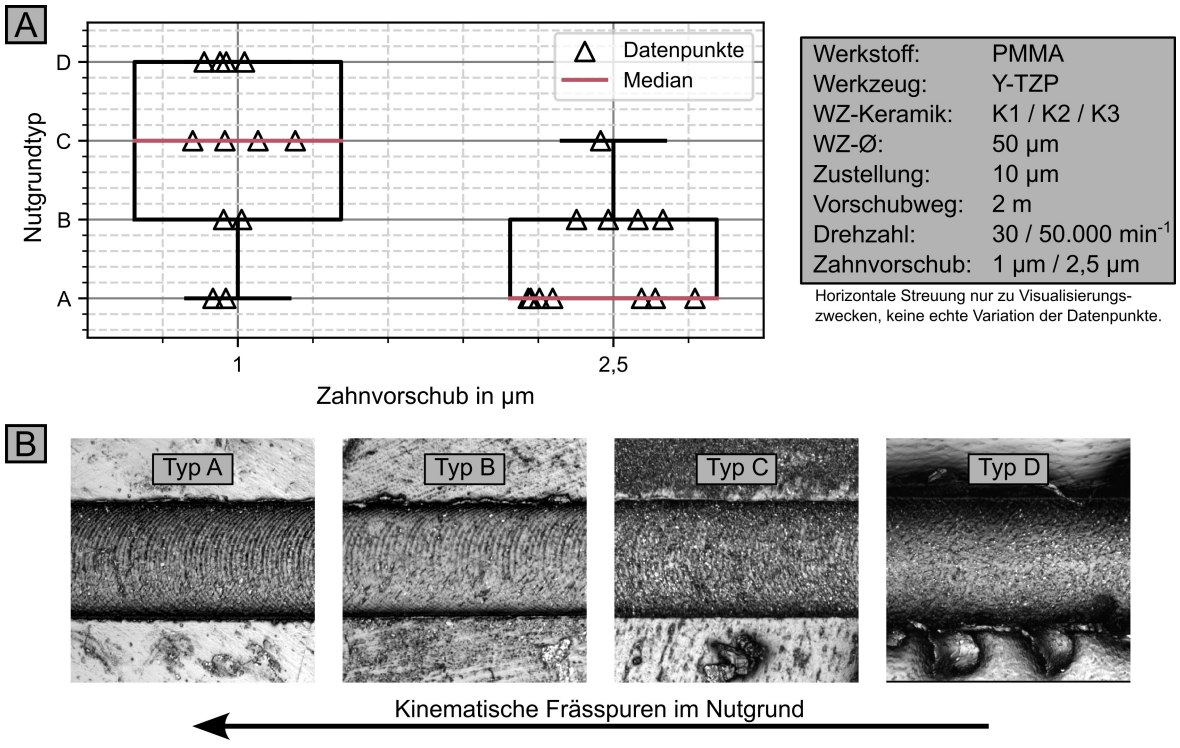


Abbildung 7-7: Nutgrundtypen in Abhängigkeit des Zahnvorschubs (A) und Typenbeispiele zur qualitativen Einteilung der Nutgründe (B).

diese verdeckt. Die als Typ D eingeordneten Nutgründe lassen keine kinematischen Spuren erkennen, was darauf hindeutet dass der Fräsprozess durch Pflügen dominiert wird. Nutgründe dieses Typs traten dabei nur bei den Versuchen mit $f_z = 1$ µm auf, was sich mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 7.1.1 deckt.

Die qualitative Bewertung der Nutgründe steht im Kontrast zu den erzielten Rauheitswerten der Nutgründe, die in Abbildung 7-8 dargestellt sind. Die Ra- und Sa-Werte steigen entsprechend der Kinematik des Fräsprozesses mit dem Zahnvorschub an. Sowohl die profilhafte als auch die flächenhafte Rauheit stiegen mit der Erhöhung des Zahnvorschubs auf 2,5 µm um ca. 50 % an. Ra und Sa wiesen dabei für $f_z = 1$ µm eine geringere Streuung auf. Dies könnte durch das in Abschnitt 7.1.1 beschriebene „Zuschmieren“ der kinematischen Frässpuren durch gepflügtes Material erklärt werden, in Kombination mit den weniger stark ausgeprägten Frässpuren bei dem geringeren Zahnvorschub. Dadurch werden die Rauheitstäler geglättet und die Streuung der Werte sinkt.

Zuletzt wurden die Prozesskräfte betrachtet, siehe Abbildung 7-9. Um den zum Teil stark unterschiedlichen Verschleiß der Werkzeuge zu berücksichtigen, wurden die Effektivwerte nur über die letzten 500 mm Vorschubweg berechnet, da dort davon ausgegangen werden kann, dass der in den AFM Aufnahmen gemessene Werkzeugverschleiß bereits eingetreten ist. Im Gegensatz zu den Schneidenradien und der Nutgrundqualität zeigen die Prozesskräfte keinen Einfluss des Zahnvorschubs oder der Keramiken. Tatsächlich zeigen die Aktivkräfte keine statistisch relevante Abhängigkeit von einem variierten Faktor: Sie streuen ohne erkennbaren Trend im Bereich von 7,5 mN – 30 mN (ausgenommen der beiden Ausreißer), siehe Abbildung 7-9 A. Auch ohne Einbeziehen der stärker streuenden Werte liegt kein relevanter Effekt vor. Mit den in Abhängigkeit des Zahnvorschubs variierenden Schneidenradien in Abbildung 7-4 und Abbildung 7-5 wäre ein Einfluss auf die Aktivkraft zu erwarten gewesen. Die von den Prozessparametern und dem Werkzeugverschleiß unabhängigen Kräfte sowie das Streuen der Werte könnten durch die Pflügeprozesse und die für PMMA geringe Schnittgeschwindigkeit hervorgerufen werden. Die Pflügeprozesse führen zu einer variierenden bzw. instabilen Spanbildung, und die Schnittgeschwindigkeiten liegen mit 4,7 m/min bzw. 7,9 m/min deutlich unterhalb der konventionell

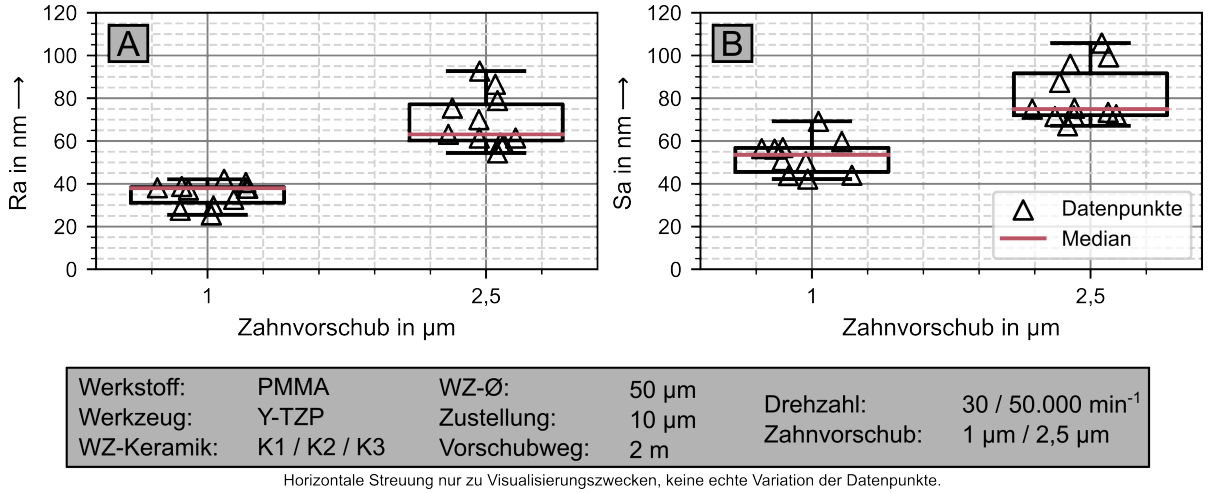


Abbildung 7-8: Profil- (A) und flächenhafte (B) Rauheiten Ra und Sa gegenüber dem Zahnvorschub, nach [Maye24c].

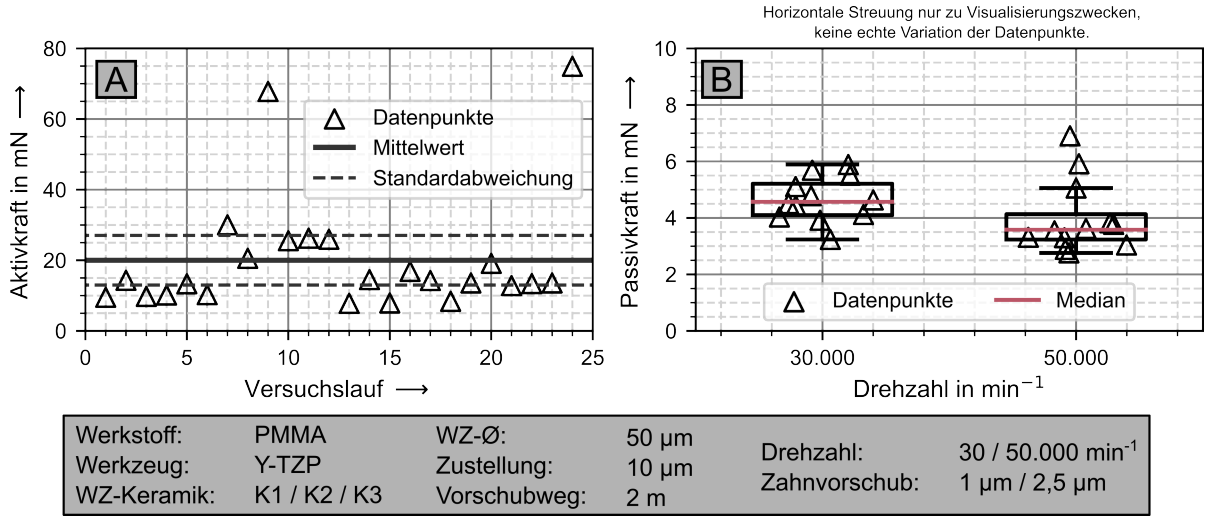


Abbildung 7-9: Aktiv- (A) und Passivkraft (B) über die letzten 500 mm Vorschubweg der Mikrofräsversuche gegenüber der Drehzahl, nach [Maye24c].

eingesetzten. Diese Effekte könnten zu Fluktuationen der Aktivkraft führen und einen möglicherweise vorhandenen Effekt verschleiern. Die Passivkräfte in Abbildung 7-9 B dagegen zeigen mit steigender Drehzahl leicht sinkende Werte, wobei der Effekt vergleichsweise schwach ist. Die Passivkraft ist die einzige untersuchte Größe, bei der die Spindeldrehzahl einen relevanten Einfluss hat. Die Stirnschneide ist im Gegensatz zur Umfangsschneide nur sekundär an der Spanbildung beteiligt, wodurch ein abweichendes Verhalten der Passivkräfte nicht unerwartet ist. Die höhere Drehzahl könnte dazu führen, dass die Temperatur an der Stirnschneide durch die dort erhöhte Reibung ansteigt und die Passivkräfte durch Erweichen des Werkstoffs reduziert werden.

7.1.3 Fazit

Die Mikrofräsversuche haben gezeigt, dass die Y-TZP Keramik einen großen Einfluss auf die Qualität bzw. Schärfe der hergestellten vollkeramischen Mikrofräser hat. Mit Keramik K1 konnten um Faktor zwei bis drei geringere Schneidenradien gegenüber den anderen Keramiken erreicht werden. Die Ergebnisse der Mikrofräsversuche zeigten weiter, dass die Schneidentopographien und Schärfe der Werkzeuge in Wechselwirkung mit dem Zahnvorschub die Spanbildung insbesondere aufgrund des Auftretens von Pflügen stark beeinflussen. Die Werkzeuge mit den stumpferen Schneiden (Keramiken K2 und K3) führten bei beiden Zahnvorschüben zu Pflügen: Bei $f_z = 1$ µm führte dies wahrscheinlich zu einer Spanbildung über mehrere Werkzeugumdrehungen und bei $f_z = 2{,}5$ µm kam es aufgrund des Freiflächenverschleißes zu einem „Selbstschärfen“ der Werkzeuge. Mit den schärferen Werkzeugen aus K1 konnte das Auftreten von Pflügen durch das Erhöhen des Zahnvorschubs auf 2,5 µm verhindert werden, wie sich anhand der Verschleißreduktion erkennen lies. Die qualitative Bewertung des Nutgrunds zeigte ebenfalls einen positiven Effekt des höheren Zahnvorschub. Im Gegensatz dazu sind die Rauheiten im Nutgrund von der Fräskinematik dominiert und es konnte kein direkter Parametereinfluss (abseits des indirekten Einflusses des Zahnvorschubs) festgestellt werden. Die Ergebnisse der Prozesskräfte zeigten

eine starke Streuung, mit tendenziell geringeren Passivkräften bei höherer Spindeldrehzahl. Die Aktivkräfte zeigten keinen Effekt der untersuchten Parameter, was durch die Pflügeprozesse oder die geringen Schnittgeschwindigkeiten in den Fräsversuchen bedingt sein könnte.

Auf Basis der Versuchsergebnisse wurde K1 als Keramik für die weiteren Versuche gewählt, da mit dieser die schärfsten Werkzeuge hergestellt und die geringste Beeinflussung der Mikrofräsprozesse durch Pflügen erreicht werden konnte. Mit den Werkzeugen aus K1 konnte in den Versuchen mit dem höheren Zahnvorschub der Verschleiß durch die Reduktion von Pflügen stark reduziert werden, während bei dem geringeren Zahnvorschub ein großer Anteil an Pflügen auftrat. Entsprechend wird der Vorschub pro Zahn beim Mikrofräsen von PMMA mit den vollkeramischen Werkzeugen für weitere Versuche auf mindestens $f_z = 2{,}5\ \mu m$ festgelegt. Da die Drehzahl in dem in diesen Versuchen betrachteten Bereich mit Ausnahme der Passivkräfte keinen Einfluss hatte und vermutet wird, dass sich ein Einfluss erst bei höheren Schnittgeschwindigkeiten ergibt, wird eine Drehzahl von $50\,000\ min^{-1}$ in weiteren Mikrofräsversuchen als Minimalwert angesehen. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen werden die Untersuchungen auf höhere Zahnvorschübe und höhere Drehzahlen ausgeweitet. So soll überprüft werden, ob eine weitere Erhöhung des Zahnvorschubs den Werkzeugverschleiß weiter reduziert, und ob höhere Drehzahlen weiterhin keinen Einfluss auf die Prozesskräfte bzw. die Prozessergebnisse haben.

7.2 Prozessparametervariation und Einsatzverhalten

In diesem Abschnitt werden fortführende Mikrofräsversuche mit Variation der Prozessparameter durchgeführt, um das Einsatzverhalten der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge in PMMA weiter zu untersuchen. Die maximalen Prozessparameter der Versuche in Abschnitt 7.1 ($f_z = 2{,}5\ \mu m$ und $n = 50\,000\ min^{-1}$) wurden in diesen Versuchen als Untergrenzen gesetzt. Der Zahnvorschub wurde verdreifacht und die Drehzahl mehr als verdoppelt. Tabelle 7-3 zeigt die Faktorstufen und die restlichen Parameter, die identisch zu den Versuchen in Abschnitt 7.1 sind. Der Zahnvorschub wurde in zwei Stufen erhöht, um zu überprüfen ob bei sehr hohen Vorschüben negative Effekte auftreten. Die maximale Faktorstufe von $f_z = 7{,}5\ \mu m$ entspricht dabei bereits 15 % des nominellen Werkzeugdurchmessers. Da im geringeren Drehzahlbereich von $30\,000\ min^{-1} – 50\,000\ min^{-1}$ in Abschnitt 7.1 kein Einfluss festgestellt werden konnte, wurde lediglich eine weitere Drehzahl am oberen Ende des Drehzahlbereichs der Spindel ausgewählt. Um die höheren Spindeldrehzahlen zu realisieren und die hohen Vorschubgeschwindigkeiten zu erreichen, wurden die Versuche

Tabelle 7-3: Variierte Faktorgrößen im Versuchsplan und feste Mikrofräsparameter.

Zahnvorschub / µm	2,5 / 5 / 7,5
Drehzahl / min^{-1}	50 000 / 110 000
Werkstoff	PMMA
Werkzeugmaterial	Y-TZP
Werkzeugdurchmesser	50 µm
Axiale Zustellung	10 µm
Vorschubweg	2 m

in diesem Abschnitt auf dem Mikrofräszentrum durchgeführt. Die Drehzahl von 110 000 min^{-1} wurde dabei auf Basis von Rundlaufmessungen des Spindel-Werkzeugsystems ausgewählt, da dort die geringsten Rundlaufabweichungen im oberen Drehzahlbereich auftreten.

Mit den gewählten Faktorstufen für Drehzahl und Zahnvorschub ergeben sich sehr hohe Vorschubgeschwindigkeiten von bis zu 825 mm/min. Um einen Einfluss von Beschleunigungs- und Abbremsvorgängen der Maschinenachsen auf die Versuchsergebnisse auszuschließen, wurden die Versuche nicht mit dauerhaftem Eingriff der Werkzeuge durchgeführt. Stattdessen wurden horizontale Nuten mit einer Länge von 75 mm gefräst und beidseitig aus dem Werkstück ausgetreten, sodass der Start- bzw. Endpunkt der Nuten 25 mm vom Umkehrpunkt entfernt lag. So wurde sichergestellt, dass die Achsen den programmierten Vorschub innerhalb der Fräsprobe erreichen und keine Abweichungen des tatsächlichen Zahnvorschubs auftreten. Analog zu Abschnitt 7.1 wurden die Versuche in einem randomisierten, vollfaktoriellen Versuchsplan angeordnet und mittels ANOVA ausgewertet. Der Versuchsplan wurde zweimal wiederholt, sodass jeder Versuchspunkt dreifach durchgeführt wurde. Die Werkzeuge wurden vor und nach dem Einsatz mittels REM und AFM charakterisiert, und die mikrogefrästen Nuten mit dem Konfokalmikroskop analysiert. Weiterhin wurden die Prozesskräfte während der Versuche kontinuierlich aufgezeichnet. Der Werkzeugverschleiß war bei allen Versuchen sehr gering, weshalb neben dem Schneidenradius zusätzlich der Schneideneckenverschleiß (siehe Abschnitt 4.3.2) ausgewertet wurde. Zur Bewertung der Strukturqualität wurden in Ergänzung zu den Rauheitswerten und der qualitativen Nutgrundausbildung ebenfalls die Nuttiefe und -breite über dem Vorschubweg betrachtet.

7.2.1 Parameterabhängiges Prozessverhalten und Werkzeugverschleiß

Der Zahnvorschub, die Spindeldrehzahl und deren Wechselwirkung zeigten in dieser Versuchsreihe einen starken Einfluss auf die Prozesskräfte sowie den Werkzeugverschleiß. Der Anstieg der Schneidenradien der Werkzeuge als Verschleißkriterium ist in Abbildung 7-10 dargestellt. Das mit „X“ gekennzeichnete Werkzeug konnte aufgrund einer Beschädigung bei der Messung nicht charakterisiert werden. Die Wechselwirkung des Zahnvorschubs und der Spindeldrehzahl

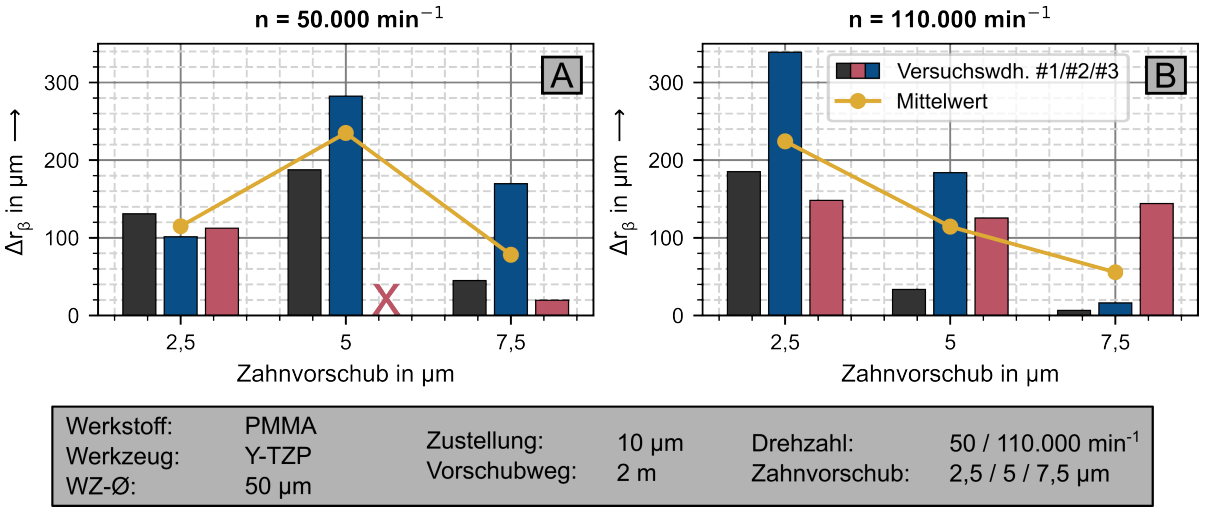


Abbildung 7-10: Absolute Änderung des Schneidenradius der Mikrofräser bei 50 000 min^{-1} (A) und 110 000 min^{-1} (B), nach [Maye24b].

ist in den Diagrammen gut zu erkennen: Bei der geringeren Drehzahl in Abbildung 7-10 A schwanken die Werte von Δr_β und es ist keine Abhängigkeit vom Zahnvorschub erkennbar. Die Werkzeuge bei $f_z = 5$ µm zeigen eine Radiuszunahme gegenüber denen bei $f_z = 2{,}5$ µm und die mittlere Radiuszunahme der Werkzeuge mit dem höchsten f_z von 7,5 µm ist geringer als die Mittelwerte der beiden anderen Vorschübe. Die Versuche bei der höheren Spindeldrehzahl in Abbildung 7-10 B hingegen zeigen geringere Δr_β mit steigendem Zahnvorschub. Der leicht reziproke Verlauf könnte mit dem tatsächlichen Schnittweg, den die Schneide zum Erreichen des Vorschubweges im Material zurücklegt, zusammenhängen. Das Zerspanvolumen ist zwar über alle Versuche hinweg gleich, jedoch variiert die dafür notwendige Anzahl an Werkzeugumdrehungen je nach gewähltem Vorschub pro Zahn. So legt die Werkzeugschneide für $f_z = 2{,}5$ µm im Vergleich zu $f_z = 5$ µm und 7,5 µm den doppelten bzw. dreifachen Weg im Werkstück zurück. Das bedeutet, dass der Verschleiß der Werkzeugschneide pro zurückgelegter Wegeinheit konstant ist und vom Zahnvorschub nur indirekt beeinflusst wird. Das beschriebene Verhalten tritt nur bei der höheren Spindeldrehzahl von 110 000 min^{-1} auf, was auf eine Veränderung der Spanbildung in Abhängigkeit der Drehzahl hindeutet.

Diese Hypothese wird durch den Verlauf der Prozesskräfte unterstützt, die ebenfalls ein verändertes Verhalten bei der höheren Spindeldrehzahl aufweisen. Abbildung 7-11 zeigt die mittleren Aktiv- und Passivkräfte der Versuche. Aus den Ergebnissen wird deutlich, dass durch Verwenden der höheren Spindeldrehzahl die Kräfte um Faktor zwei bis drei gesenkt wurden. Weiter fallen die Kräfte bei 50 000 min^{-1} und $f_z = 7{,}5$ µm ab, wohingegen sie bei 110 000 min^{-1} einen mit dem Zahnvorschub ansteigenden Trend aufweisen. Eine solch starke Beeinflussung der Prozesskräfte aufgrund der Drehzahl bzw. der Schnittgeschwindigkeit ist sehr wahrscheinlich durch eine Erweichung des Werkstückmaterials bedingt, die durch erhöhte Temperaturen an der Schneide hervorgerufen wird. Da PMMA ein amorpher Thermoplast mit einer vergleichsweise niedrigen Glasübergangstemperatur (ca. 100 °C – 120 °C [Bran89]) ist, ist die zum Erweichen erforderliche Temperaturerhöhung gegenüber Raumtemperatur sehr gering. Die Glasübergangstemperatur markiert den Wechsel eines amorphen Polymers von sprödem, glasartigen Verhalten zu duktilem, gummiartigem Verhalten. Die physikalischen und mechanischen Eigenschaften zeigen jedoch bereits vor Erreichen der Glasübergangstemperatur signifikante Veränderungen: Bei PMMA

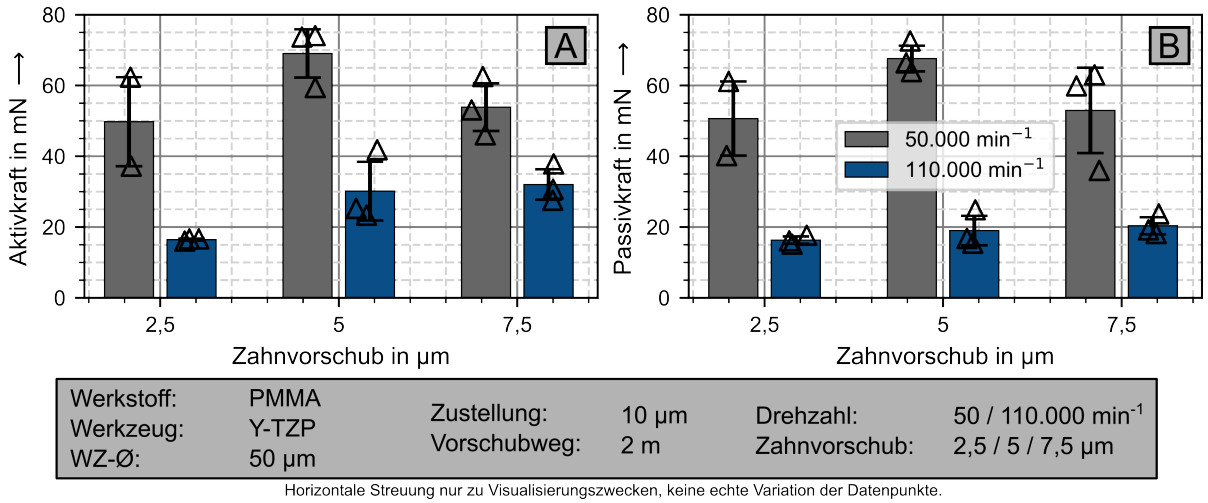


Abbildung 7-11: Aktiv- (A) und Passivkräfte (B) der Mikrofräsversuche, nach [Maye24b].

sind die Zugfestigkeit und die Streckgrenze bereits ab ca. 60 °C um die Hälfte reduziert, und die Bruchdehnung steigt auf über 50 % an [Abde17]. Folglich würde bereits ein moderater Temperaturanstieg von 40 °C über Raumtemperatur zu einem duktileren Verhalten führen. Die erreichte Temperatur an der Schneide der Mikrofräswerkzeuge ist jedoch nicht bekannt. Temperaturmessungen in der Mikrozerspanung sind aufgrund der durch die hohen Frequenzen notwendigen, extrem geringen Ansprechzeiten der Messtechnik in Kombination mit der schlechten Zugänglichkeit der Spanbildungszone aktuell nicht realisierbar. Die starke Reduktion der Prozesskräfte beim Erhöhen der Drehzahl auf 110 000 min^{-1} deutet allerdings darauf hin, dass die Temperatur an der Werkzeugschneide ausreichend angestiegen ist, um ein duktileres Verhalten von PMMA hervorzurufen. Umgekehrt würde dies bedeuten, dass die Schnittgeschwindigkeit bei 50 000 min^{-1} nur eine geringe Temperatursteigerung in der Spanbildungszone zur Folge hat und die physikalischen bzw. mechanischen Eigenschaften von PMMA nicht oder nur geringfügig beeinträchtigt werden. Dies erklärt ebenfalls, weshalb die beiden Drehzahlen in den Versuchen in Abschnitt 7.1 bis auf leicht verringerte Passivkräfte keinen Einfluss auf die Prozessergebnisse hatten.

Ein Erweichen des Werkstoffs aufgrund einer höheren Temperatur würde ebenfalls erklären, weshalb die Kräfte in Abbildung 7-11 bei der niedrigen Drehzahl von 50 000 min^{-1} und dem höchsten Zahnvorschub von 7,5 µm nicht weiter ansteigen: Die Prozesskräfte liegen bei $n = 50\,000\ min^{-1}$ und $f_z = 7{,}5$ µm auf einem ähnlichen Niveau wie bei $f_z = 2{,}5$ µm. Die Temperaturerhöhung wird in diesem Fall durch die bei der erhöhten Zustellung entstehende Reibungswärme und nicht durch die gesteigerte Schnittgeschwindigkeit realisiert. Im Vergleich zu $n = 110\,000\ min^{-1}$ und $f_z = 7{,}5$ µm sind die Prozesskräfte jedoch weiterhin ca. doppelt so groß. Durch das Erhöhen der Schnittgeschwindigkeit steigt die Temperatur daher stärker an als durch das Erhöhen der Zustellung. Auch bei $n = 110\,000\ min^{-1}$ und $f_z = 7{,}5$ µm zeigen die Aktivkräfte in Abbildung 7-11 A nur einen geringfügigen Anstieg gegenüber dem Zahnvorschub von 5 µm, während sie sich von $f_z = 2{,}5$ µm zu $f_z = 5$ µm verdoppeln. Die Passivkräfte in Abbildung 7-11 B hingegen sind bei der höheren Drehzahl von 110 000 min^{-1} nahezu unabhängig vom Zahnvorschub. Da die Temperatur aufgrund der messtechnischen Herausforderungen aktuell nicht erfasst werden kann, können die Hypothesen zur erhöhten Temperaturentwicklung nicht überprüft werden. Die vorliegenden Daten zu den Prozesskräften und dem veränderten Verhalten des Werkzeugverschleißes in Abhängigkeit der Drehzahl und des Zahnvorschubs deuten in Kombination mit der Glasübergangstemperatur von PMMA jedoch stark darauf hin.

Abbildung 7-12 zeigt den radialen und axialen Schneideneckenverschleiß der Werkzeuge, die einen qualitativ identischen Verlauf zeigen. Analog zur Änderung des Schneidenradius der Mikrofräser in Abbildung 7-10 bei 110 000 min^{-1} tritt auch beim Schneideneckenverschleiß eine Änderung in Abhängigkeit der Drehzahl und des Zahnvorschubs auf. Beide Verschleißkenngrößen zeigen für $n = 50\,000\ min^{-1}$ variierende Werte, sowohl innerhalb der Versuchsgruppen mit gleichem Zahnvorschub, als auch darüber hinaus. Insbesondere bei $f_z = 5$ µm in Abbildung 7-12 A und $f_z = 7{,}5$ µm in Abbildung 7-12 B ist der Schneideneckenverschleiß stark unterschiedlich. Bei $n = 110\,000\ min^{-1}$ hingegen nimmt der Schneideneckenverschleiß für die höheren Zahnvorschübe deutlich ab. Bei der Hälfte der Werkzeuge trat kein messbarer Verschleiß auf. Dies korreliert mit der Temperaturerhöhung an der Schneide bei erhöhter Drehzahl, durch die der Werkstoff erweicht und einfacher zu trennen ist. Jedoch tritt ebenfalls eine Wechselwirkung mit dem Zahn-

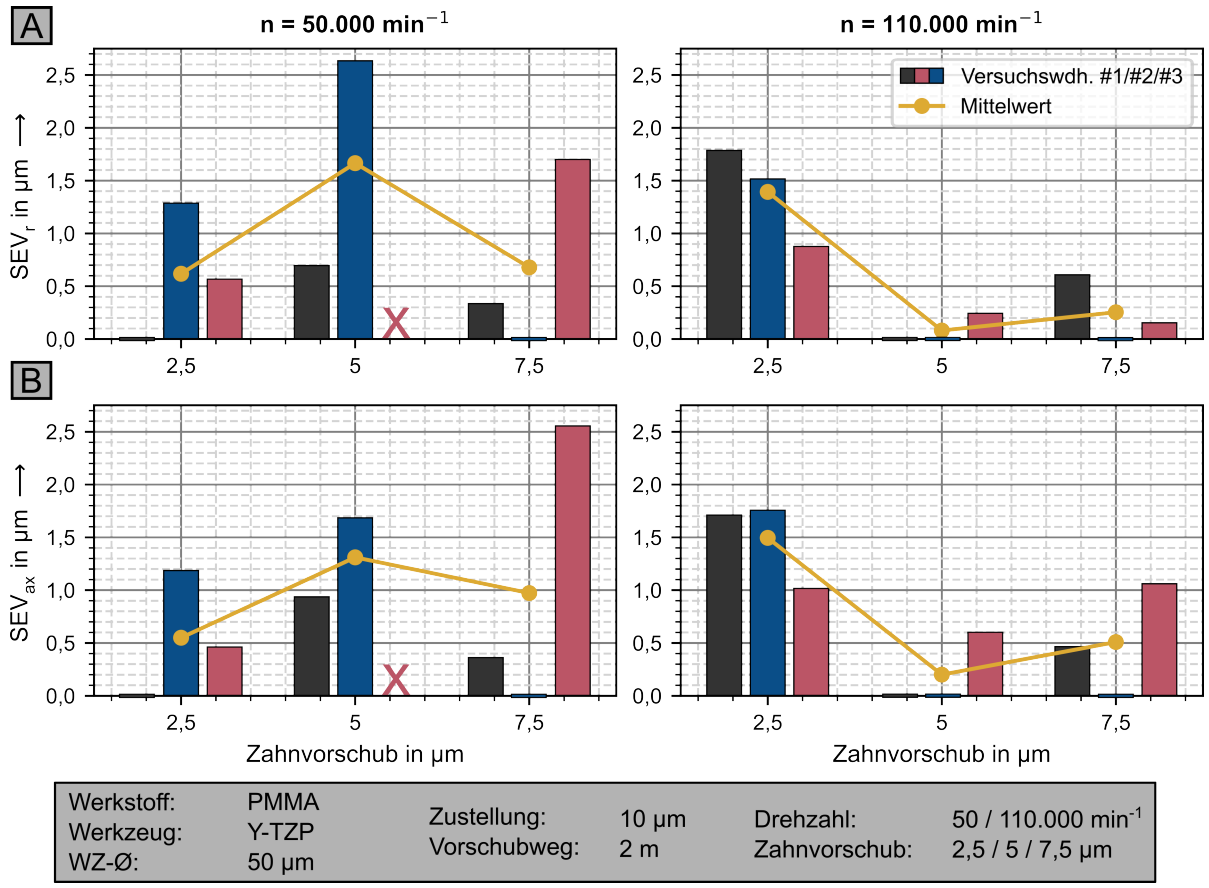


Abbildung 7-12: Schneideneckenverschleiß (SEV) der Mikrofräswerkzeuge in radialer (A), nach [Maye24b], und in axialer Richtung (B).

vorschub auf: Die Reduktion des Schneideneckenverschleißes wird erst durch die Kombination der erhöhten Drehzahl mit einem ausreichend großen Zahnvorschub ($f_z \geq 5\,\mu m$) hervorgerufen und skaliert nicht wie bei Δr_β mit steigendem Zahnvorschub (bzw. dem damit verknüpften Schneidenweg). Eine mögliche Begründung hierfür könnte in der höheren Rundlaufabweichung der Maschinenspindel liegen, die bei $110\,000\,min^{-1}$ im Bereich des kleinsten Zahnvorschubs von 2,5 µm liegt. Weiter könnte es sein, dass es aufgrund des duktileren Materialverhaltens von PMMA, bzw. des bei $f_z = 2{,}5\,\mu m$ und $n = 110\,000\,min^{-1}$ stärker ansteigenden Schneidenradius der Werkzeuge, erneut zu Pflügen beim Schneideneinein- und austritt am Rand der Nut kam.

7.2.2 Nutgrund- und Strukturqualität

Analog zu den Experimenten in Abschnitt 7.1 wurde der Nutgrund in Ergänzung zu den Rauheitswerten qualitativ bewertet. Die Einteilung der Nutgrundstrukturen erfolgte entsprechend der in dieser Versuchsreihe aufgetretenen Nutgründe in drei Typen A, B und C; die Einteilungskriterien waren wie folgt:

- Nutgrundtyp A: Klar definierte, einheitliche Spuren der Fräskinematik über die komplette Nutbreite ohne verschmierten oder anhaftenden Werkstoff. Insgesamt gleichmäßige, flache Struktur ohne große Höhenunterschiede.

- Nutgrundtyp B: Im Vergleich zu Typ A weniger definierte Fräskinematik, mit teils verschmiertem oder anhaftendem Werkstoff. Deutlich erkennbare Höhenunterschiede im Nutgrund sowie teils verstärkt auftretende Kreuzspuren.

- Nutgrundtyp C: Irregulär ausgebildete Nutgrundstruktur, bei der die Fräskinematik nicht mehr erkennbar ist. Stark verschmierter Werkstoff und Anhaftungen auf der kompletten Nutbreite. Visuell eher Herausreißen / Verschmieren des Materials anstelle einer definierten Werkstofftrennung.

Abbildung 7-13 zeigt die Bewertung der Nutgründe sowie die Einteilung in die drei Nutgrundtypen anhand beispielhafter Nutgrundtopographien. Die Ergebnisse beider Drehzahlen sind qualitativ ähnlich: Höhere Zahnvorschübe führen zu qualitativ schlechteren Nutgrundtopographien. Lediglich für den geringsten Zahnvorschub von 2,5 µm trat bei allen Versuchen Typ A auf. Bei der geringeren Drehzahl von 50 000 min^{-1} in Abbildung 7-13 A führten sowohl $f_z = 5$ µm und 7,5 µm zu Strukturen von Typ B und C, während bei der höheren Spindeldrehzahl in Abbildung 7-13 A keine Strukturen vom Typ C aufgetreten sind. Das vermehrte Auftreten von Typ B bei höheren Zahnvorschüben ist aufgrund der höheren kinematischen Rauheit im Nutgrund mitunter zu erwarten. Bei Typ C hingegen findet eine deutlich stärkere Veränderung der Oberfläche statt. Insgesamt trat Typ C in der durchgeführten Versuchsreihe nur dreimal auf, jedoch stets bei 50 000 min^{-1}. Dies korreliert mit den Ergebnissen der Verschleißparameter und Prozesskräfte, bzw. dem dabei theoretisierten temperaturabhängigen Werkstoffverhalten. Bei 110 000 min^{-1} und der damit verbundenen vermuteten Temperaturerhöhung wäre ein duktileres Materialverhalten zu erwarten, wodurch eine gleichmäßigere Nutgrundtopographie ohne Typ C entsteht.

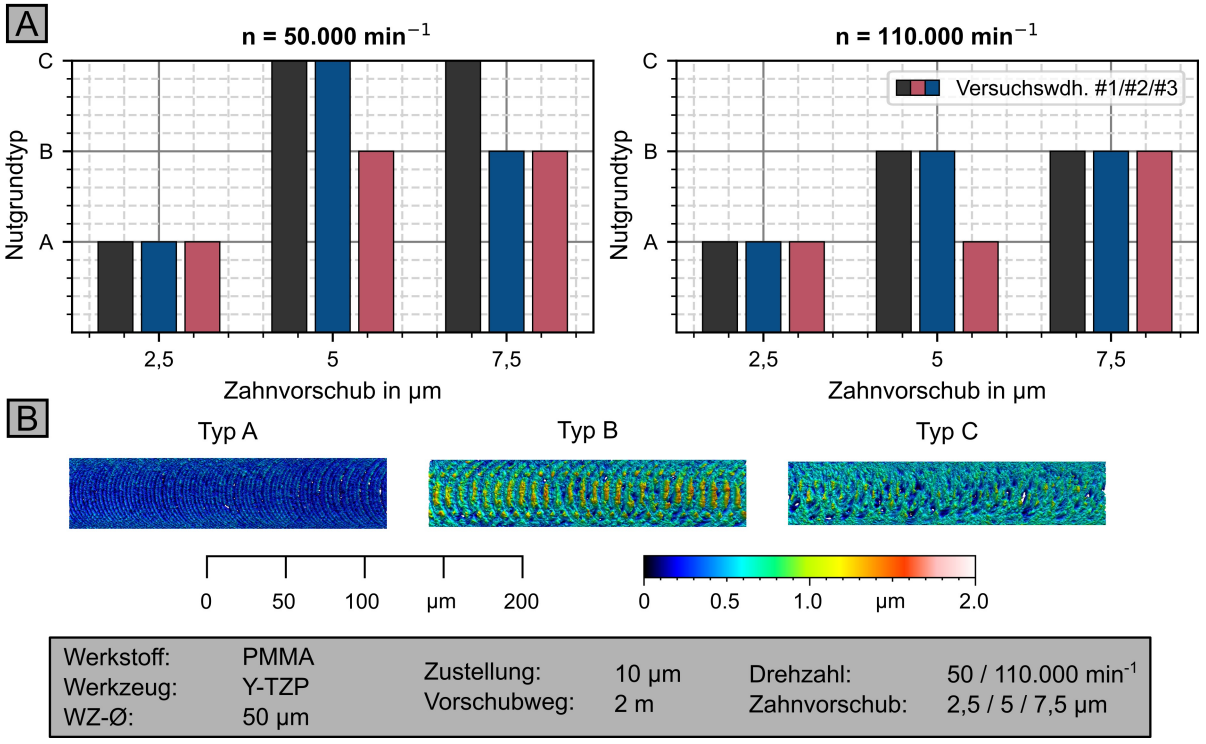


Abbildung 7-13: Nutgrundtypen der mikrogefrästen Nuten (A) und Typenbeispiele zur qualitativen Einteilung (B), nach [Maye24b].

Das in Abbildung 7-10 und Abbildung 7-12 beobachtete Verschleißverhalten der Werkzeuge zeigt jedoch keine Korrelation zu den aufgetretenen Nutgrundtypen. Dies gilt ebenfalls für die Rauheitswerte im Nutgrund, die in Abbildung 7-14 dargestellt sind. Während das Auftreten von Typ C bei der Nutgrundtopographie von der Drehzahl abhängig war, zeigten die Rauheitswerte wie bereits in der letzten Versuchsreihe in Abschnitt 7.1 keinen Einfluss der Drehzahl. Der Schneidenradius der Hauptschneide ist nicht an der Erzeugung des Nutgrunds beteiligt, sodass die Nutgrundtopographie nicht durch Δr_β beeinflusst werden kann. Die Schneidenecke ist jedoch direkt an der Entstehung der Nutgrundtopographie beteiligt. Dennoch zeigen die Verschleißparameter des radialen und axialen Schneideneckenverschleißes keinen Einfluss auf die qualitativen Nutgrundtypen oder die Rauheitswerte im Nutgrund. Wie bereits in Abschnitt 7.1 beschrieben ist die vom Zahnvorschub beeinflusste Fräskinematik und die dadurch entstehende Abbildung der Kinematik am Nutgrund der dominante Effekt. Entsprechend steigen die Profil- und die Flächenrauheit der Nuten linear mit dem Zahnvorschub an, wobei in Abbildung 7-14 zusätzlich die Ergebnisse einer kinematischen Simulation des Mikrofräsprozesses von *Aurich et al.* als Referenzwerte angegeben sind [Auri17]. Die experimentellen und simulierten Werte zeigen den gleichen qualitativen Verlauf, die simulierten Rauheiten liegen ca. 30 % über den gemessenen Werten. In der Simulation wird von ideal scharfen Schneiden bzw. Schneidenecken ausgegangen, die eingesetzten Mikrofräser weisen jedoch reale Schneiden / Schneidenecken mit Verrundungen auf wodurch die Rauheitstäler nicht so tief ausgeprägt sind.

Neben der Betrachtung des Nutgrunds wurde die Nutgeometrie über dem Vorschub analysiert. Die Tiefe und Breite der mikrogefrästen Nuten ist gegenüber Werkzeugverschleiß sehr sensitiv, da sich der Verschleiß am Werkzeug direkt auf die Nutform überträgt. Abbildung 7-15 zeigt die Abweichungen der Tiefe und der Breite der Nuten über dem Vorschubweg. Die Abweichung wurde als Differenz zum Mittelwert des jeweiligen Versuchslaufs berechnet, wodurch die einzelnen Versuchsläufe relativ miteinander verglichen werden konnten. Die Abbildung fasst die Datenpunkte aller Versuche an den Messstellen in einem Boxplot zusammen, sodass der Verlauf des Medians und die einzelnen Messpunkte dargestellt sind. Der Verlauf des Medians der Nuttiefe in Abbildung 7-15 A entspricht dabei fast einer horizontalen Linie auf Höhe der Abszisse, der Kern der Datenpunkte liegt im Bereich von $0 \pm 0{,}5\,\mu m$. Dies entspricht einer

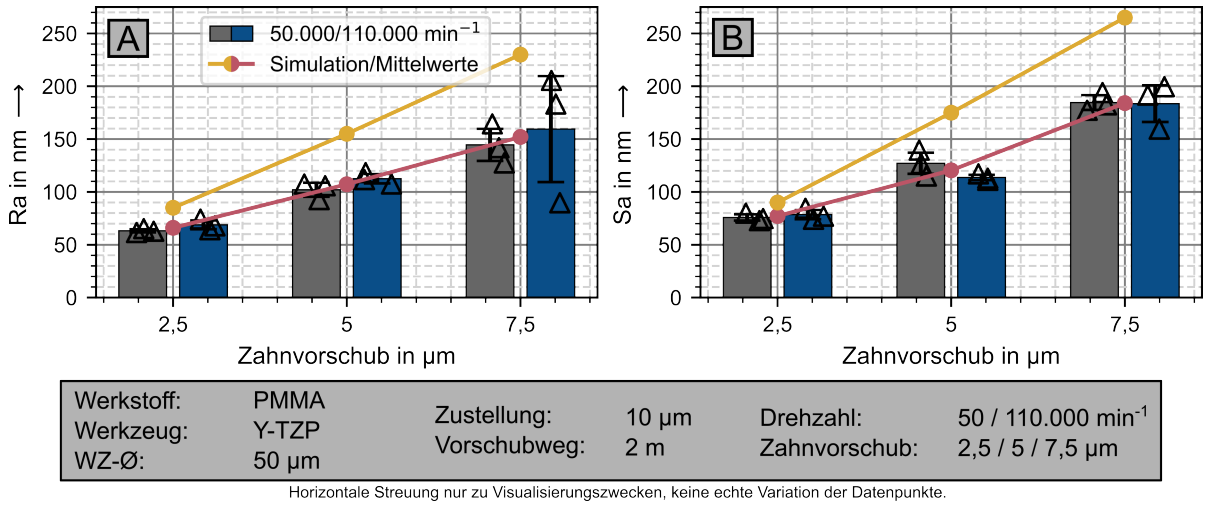


Abbildung 7-14: Rauheitswerte Ra (A) und Sa (B) der mikrogefrästen Nuten, nach [Maye24b].

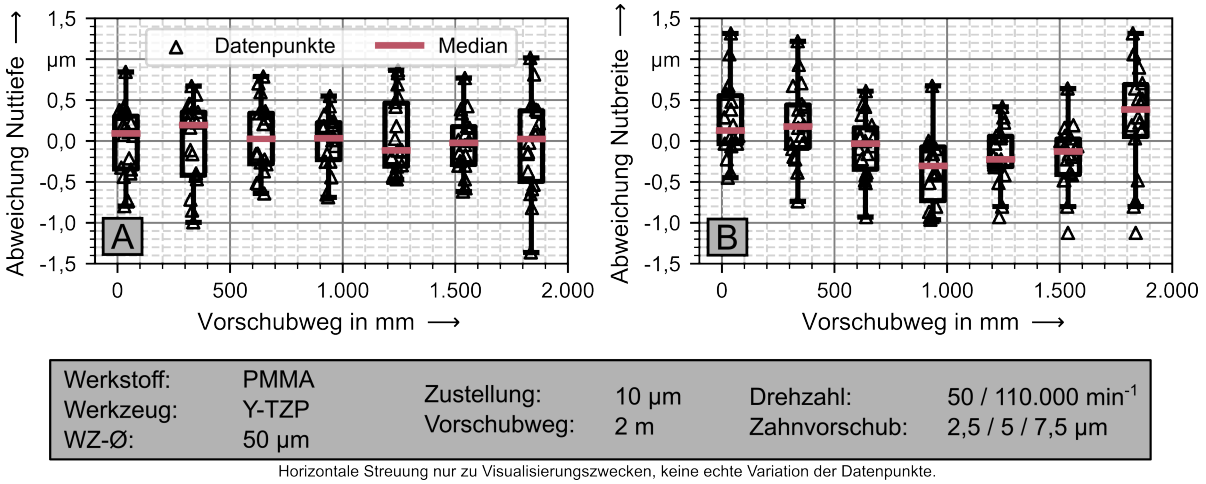


Abbildung 7-15: Verläufe der Abweichung von Tiefe (A) und Breite (B) der mikrogefrästen Nuten aller Versuche über dem Vorschubweg.

Streuung von 5 % der Nennzustellung (10 µm). Die Werte der Nutbreite in Abbildung 7-15 B folgen einem ähnlichen Verlauf, mit einer etwas größeren absoluten Abweichung. Bei einem effektiven Werkzeugdurchmesser von 50 µm schwankt der Median der Nutbreite mit $\pm$ 0,4 µm um Null, mit einer Streuung von ca. $\pm$ 1 µm. Dies entspricht einer prozentualen Abweichung (inklusive Streuung) von weniger als 2 % über dem gesamten Vorschubweg von 2 m. Aus den Ergebnissen lässt sich schließen, dass sowohl die beobachtete Zunahme des Schneidenradius, als auch der Schneideneckenverschleiß unabhängig der gewählten Fräsparameter zu gering sind, um signifikante geometrische Abweichungen an den Nuten hervorzurufen.

7.2.3 Fazit

Bei der Gesamtbetrachtung der Ergebnisse dieser Versuchsreihe wird deutlich, dass insbesondere die erhöhte Spindeldrehzahl von 110 000 min^{-1} starke Auswirkungen auf den Mikrofräsprozess von PMMA hat. Dabei hängt die Reduktion der Prozesskräfte und des Werkzeugverschleißes sehr wahrscheinlich mit einer erhöhten Temperatur an der Schneide, bedingt durch die höhere Schnittgeschwindigkeit, zusammen. Die Temperatur in der Spanbildungszone nähert sich der Glasübergangstemperatur von PMMA an und führt zu einem duktileren Verhalten des Werkstoffs. Durch die Entfestigung des Materials sinkt die zur Materialtrennung notwendige Energie und die Prozesskräfte konnten durch Verwenden der höheren Drehzahl um bis zu 66 % gesenkt werden. Beim Glasübergang handelt es sich nicht um einen thermodynamischen Phasenübergang, das gummiartige Verhalten bei erhöhter Temperatur liegt nur temporär vor und bedingt daher keine bleibende Veränderung der Materialeigenschaften [Schm18]. Zusammen mit den reduzierten Kräften konnte bei der höheren Drehzahl gezeigt werden, dass die Erhöhung des Schneidenradius an der Hauptschneide der Werkzeuge vom zurückgelegten Schnittweg im Werkstoff (bzw. dem Zahnvorschub) abhängig ist. Neben der Verrundung der Schneide trat Werkzeugverschleiß lediglich an der Schneidenecke der Werkzeuge auf, wobei dieser bei Kombination der hohen Spindeldrehzahl mit einem Zahnvorschub $\geq$ 5 µm deutlich reduziert werden konnte.

Die Qualität der mikrogefrästen Nuten war in den Versuchen weitgehend unabhängig von der Drehzahl. Lediglich die Nutgrundtopographie wurde analog zum Schneideneckenverschleiß bei Kombination der hohen Spindeldrehzahl von 110 000 min^{-1} und den höheren Zahnvorschüben

(5 µm und110 000 min^{-1}) gegenüber der geringen Drehzahl von 50 000 min^{-1} verbessert. Die Rauheit im Nutgrund hing bedingt durch die kinematischen Frässpuren nur vom Zahnvorschub ab und zeigte eine qualitative Übereinstimmung mit den Werten einer kinematischen Simulation aus der Literatur [Auri17]. Die Ergebnisse decken sich mit denen aus Abschnitt 7.1, wobei in dieser Versuchsreihe bessere qualitative Nutgrundtypen erreicht wurden. Unabhängig des durch die Prozessparameter beeinflussten Werkzeugverschleißes war dieser selbst im schlechtesten Fall so gering, dass keine signifikanten Änderungen der Nutgeometrie beobachtet wurden; die Abweichungen der Nuttiefe und -breite lagen im Mittel unter 5 %.

Insgesamt verdeutlichen die Ergebnisse dieser Versuchsreihe, dass der bereits geringe Verschleiß keramischer Mikrofräser in PMMA gegenüber Hartmetallwerkzeugen durch eine angepasste Wahl der Prozessparameter weiter reduziert werden kann. So können durch Erhöhen von Drehzahl und Zahnvorschub höhere Materialabtragsraten ohne negative Auswirkungen auf den Werkzeugverschleiß bzw. die Nutqualität erreicht werden. Die „optimale“ Parameterkombination im Versuchsplan in Bezug auf den Werkzeugverschleiß ist die Kombination der maximalen Drehzahl von 110 000 min^{-1} und des maximalen Zahnvorschubs von 7,5 µm, um die Entfestigung von PMMA zur Reduzierung von Schneidenradius- und Schneideneckenverschleiß zu nutzen. Der maximale Zahnvorschub führt jedoch aufgrund der Fräskinematik gegenüber dem mittleren Zahnvorschub von 5 µm zu einer um ca. 50 % erhöhten Oberflächenrauheit im Nutgrund. Da der Werkzeugverschleiß bereits bei $f_z = 5$ µm positiv beeinflusst wird, stellt der mittlere Zahnvorschub in Verbindung mit einer Spindeldrehzahl von 110 000 min^{-1} den besseren Kompromiss in Bezug auf alle betrachteten Prozessergebnisgrößen dar. Mit dem betrachteten Vorschubweg von 2 m war der aufgetretene Verschleiß sehr gering, vor allem für die beiden genannten Parameterkombinationen, sodass die Standzeit der Werkzeuge in diesen Versuchen nicht erreicht wurde. Entsprechend werden die bestimmten Parameter weiter verwendet, um die maximale Standzeit der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge in PMMA zu bestimmen und ein Standzeitkriterium zu definieren.

7.3 Standzeitversuche und Schneidstoffvergleich

Mit den in Abschnitt 7.2 bestimmten Fräsparametern mit geringem Werkzeugverschleiß und guter Oberflächenqualität werden in diesem Abschnitt Standzeitversuche durchgeführt. Diese Versuche dienen dazu, den maximalen Vorschubweg der Werkzeuge ohne das Auftreten von signifikantem Verschleiß zu bestimmen. Dazu ist die Kenntnis des Verschleißverlaufs der Mikrofräser über dem Vorschubweg erforderlich, da der Verschleißfortschritt nicht anhand stationärer Aufnahmen vor und nach der Bearbeitung erfasst werden kann. Zum Erstellen solcher Verschleißkurven und entsprechender Analyse des Verschleißverlaufs wurden in diesen Versuchen prozessintermittierende Verschleißmessungen durchgeführt. Durch die Möglichkeit zum Vermessen der Mikrofräswerkzeuge in der Maschinenspindel des Mikrofräszentrums ohne Aus- bzw. Umspannen kann der Zerspanvorgang nach der AFM Messung unbeeinträchtigt fortgesetzt werden. Als Referenz wurden neben den vollkeramischen Werkzeugen Hartmetallwerkzeuge eingesetzt und abschließend eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der beiden Werkzeugtypen mit Bewertung des aufgetretenen Verschleißes durchgeführt.

Für die Referenzwerkzeuge aus Hartmetall betrug der maximale Vorschubweg 3 m. Die Wahl erfolgte auf Basis der Arbeiten von *Kieren-Ehses et al.*, in denen bereits ab 0,6 m signifikanter Verschleiß bei Hartmetallwerkzeugen in PMMA beobachtet wurde [Kier23]. Für die Standzeitversuche mit den Keramikwerkzeugen wurde ein gegenüber den Hartmetallwerkzeugen um Faktor fünf größerer maximaler Vorschubweg von 15 m festgelegt. Relativ zu den Hartmetallwerkzeugen wurde erwartet, dass in diesem Intervall auch bei den keramischen Werkzeugen Verschleiß, oder zumindest dessen Eintreten, beobachtet werden kann. Der Mikrofräsprozess wurde zur Verschleißmessung mit dem AFM in definierten Messintervallen unterbrochen, wobei die Unterbrechung bzw. Fortführung jeweils außerhalb des Werkzeugeingriffs neben der Probe stattfand. Tabelle 7-4 zeigt die Messintervalle für die beiden Werkzeugtypen, wobei die Intervalle zu Beginn der Versuche kleiner gewählt wurden, um möglichen Anfangsverschleiß detaillierter auflösen zu können. Die in dieser Versuchsreihe verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 7-5 zusammengefasst. Für die Referenzwerkzeuge aus Hartmetall wurden insgesamt drei Standzeitversuche mit identischen Fräsparametern durchgeführt, mit den Keramikwerkzeugen fünf. Für die Hartmetallwerkzeuge ist aus den Untersuchungen von *Kieren-Ehses et al.* bereits bekannt, dass die Werkzeuge einen einheitlichen Verschleiß ohne plötzliches Auftreten von Ausbrüchen oder Werkzeugversagen aufweisen. Für die vollkeramischen Mikrofräser wurde in den bisherigen Untersuchungen zwar kein stochastisches Werkzeugversagen beobachtet, jedoch ist davon auszugehen, dass die Werkzeuge dabei unterhalb ihres maximalen Standweges belastet wurden. Daher wurden in den Untersuchungen zwei zusätzliche Versuchswiederholungen durchgeführt.

Im Gegensatz zur Charakterisierung der Mikrofräswerkzeuge in Abschnitt 7.1 und 7.2 wurden die Werkzeugschneiden bei den Standzeitversuchen nicht als Ganzes ausgewertet, sondern vier definierte Messstellen auf der Werkzeugschneide betrachtet. So konnte ebenfalls die räumliche Ausbreitung des Werkzeugverschleißes an der Schneide untersucht werden. Die Messstellen befanden sich 2 µm, 5 µm, 8 µm und 10 µm von der Schneidenecke entfernt. Wie bereits in

Tabelle 7-4: Messintervalle der prozessintermittierenden Verschleißmessungen.

Werkzeug	Werkzeugcharakterisierung bei Vorschubweg									
Y-TZP	0 m	0,5 m	1 m	3 m	5 m	7 m	9 m	11 m	13 m	15 m
Hartmetall	0 m	0,1 m	0,2 m	0,5 m	1 m	1,5 m	2 m	2,5 m	3 m	

Tabelle 7-5: Prozessparameter der Standzeitversuche.

Werkstoff	PMMA
Werkzeugmaterial	Y-TZP / Hartmetall
Werkzeugdurchmesser	50 µm
Drehzahl	110 000 min^{-1}
Axiale Zustellung	10 µm
Zahnvorschub	5 µm
Vorschubweg	15 m / 3 m (prozessintermittierend)
Versuchsanzahl	5 / 3 (Y-TZP / Hartmetall)

Abschnitt 7.1 und Abschnitt 7.2 wurde der Schneidenradius aus den Messdaten extrahiert. Bei Schneidenausbrüchen oder großflächigem Verschleiß auf der Freifläche wurde der Schneidenradius an der entstehenden Kante von der Spanfläche zur Verschleißfläche bestimmt, die die effektive Schneide darstellt. Der Schneideneckenverschleiß konnte zum Beschreiben des Verschleißverlaufs nicht verwendet werden. Durch Verwenden der optimierten Parameter aus Abschnitt 7.2 war der Schneideneckenverschleiß entweder nicht vorhanden, oder der aufgetretene Verschleiß ging über die Schneidenecke hinaus und der Schneideneckenverschleiß war nicht quantifizierbar.

Die Prozesskräfte wurden jeweils innerhalb der Messintervalle aufgezeichnet und nach Auswertung zu einem kontinuierlichen Verlauf zusammengesetzt. Die konfokalmikroskopischen Aufnahmen der Nutgrundtopographie erfolgten jeweils am Anfang, in der Mitte und am Ende eines Messintervalls. Die Messungen an den Übergängen zweier Messintervalle fanden zwar bei nahezu identischem Vorschubweg statt, wurden aber dennoch gesondert ausgeführt, um mögliche Beeinflussungen durch Unterbrechen des Fräsprozesses detektieren zu können. Aus den Messdaten wurden die Rauheiten im Nutgrund sowie die Breite und Tiefe der Nuten über dem Vorschubweg berechnet. Die Qualität der Nutgründe wurde anhand von 3D-Darstellungen der Nutgrundtopographie und Mikroskopaufnahmen des Nutgrunds entlang des Vorschubwegs bewertet. Eine Einteilung in Nutgrundtypen war aufgrund der sehr einheitlichen Ausbildung der Nutgründe nicht zielführend. Neben den REM-Aufnahmen der Werkzeuge vor und nach den Versuchen wurden ebenfalls die mit dem AFM erfassten Schneidentopographien in 3D-Darstellung hinzugezogen.

7.3.1 Mikrofräswerkzeuge aus Hartmetall

Zuerst wird der Werkzeugverschleiß der als Referenz verwendeten Hartmetallwerkzeuge in den Standzeitversuchen betrachtet, bevor in Abschnitt 7.3.2 der Verschleiß der vollkeramischen Werkzeuge analysiert wird. Abbildung 7-16 zeigt die REM-Aufnahmen der Hartmetallwerkzeuge vor und nach den Versuchen. Dabei lässt sich bei allen drei Versuchswerkzeugen der

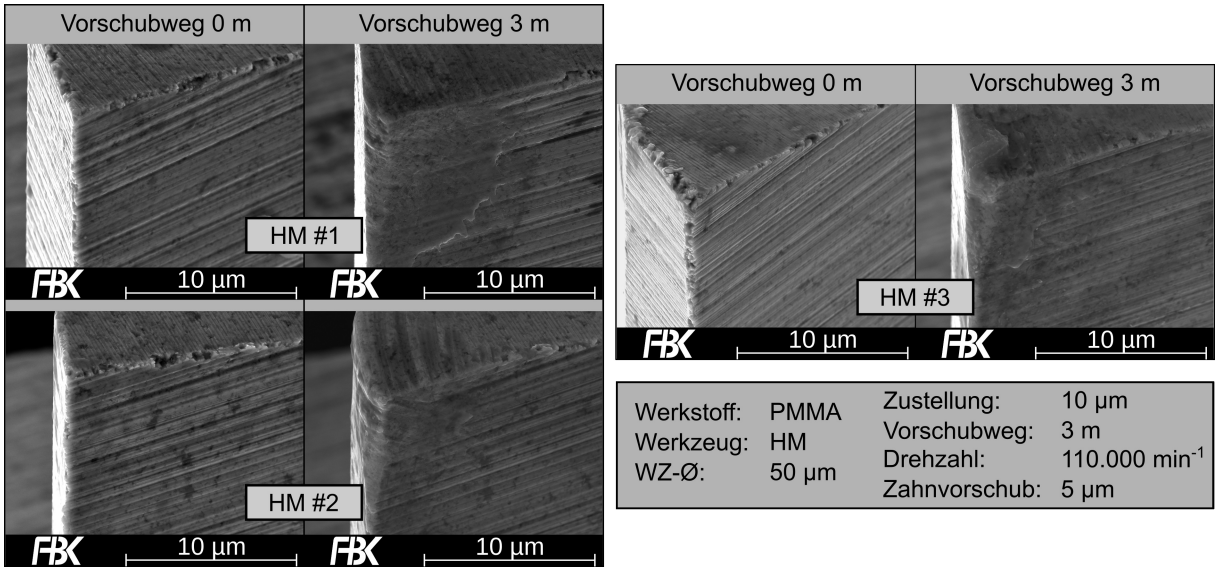


Abbildung 7-16: REM-Aufnahmen der Hartmetallwerkzeuge vor und nach den Standzeitversuchen.

für Hartmetall typische Verschleißkeil an der Schneide (vergleiche Abbildung 2-22 und Abbildung 7-1) erkennen. Die verwendeten Fräsparameter aus Tabelle 7-5 erwiesen sich auch bei den Hartmetallwerkzeugen als vorteilhaft, der Verschleißkeil fiel im Vergleich zu vorherigen Arbeiten mit geringeren Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten kleiner aus [Kier23, Reic17]. Der Verschleiß der Hartmetallwerkzeuge schreitet kontinuierlich mit dem Vorschubweg fort, wie in Abbildung 7-17 erkennbar. Die Abstände der gezeigten AFM-Messungen wurden (soweit möglich) gleichmäßig über den Vorschubweg verteilt und nach dem ersten Auftreten von Verschleiß gewählt. Die 3D-Darstellungen der Schneidentopographie zeigen den Verschleißbeginn und Verschleißfortschritt im Detail: Alle drei Hartmetallwerkzeuge zeigen einen ansteigenden Verschleiß an der Schneide. Bei allen drei Werkzeugen ist bereits nach 0,5 m Vorschubweg Verschleiß an der Schneide vorhanden. Die Verschleißausbildung ist dabei bei allen Werkzeugen sehr ähnlich, die Ergebnisse liegen im Einklang mit denen von *Kieren-Ehses et al.* [Kier23].

Die Verläufe der Schneidenradien in Abbildung 7-18 bestätigen den kontinuierlichen Verschleißverlauf der Schneiden. Die Schneidenradien steigen für alle Werkzeuge an den Messstellen 2 µm, 5 µm und 8 µm linear an. Bei den der Schneidenecke am nächsten gelegenen Messstellen 2 µm und 5 µm (Abbildung 7-18 A und B) sind die Verläufe der drei Werkzeuge sehr ähnlich, wobei für Werkzeug #1 der Schneidenradius bei Messstelle 2 µm ab 1,5 m Vorschubweg nicht mehr

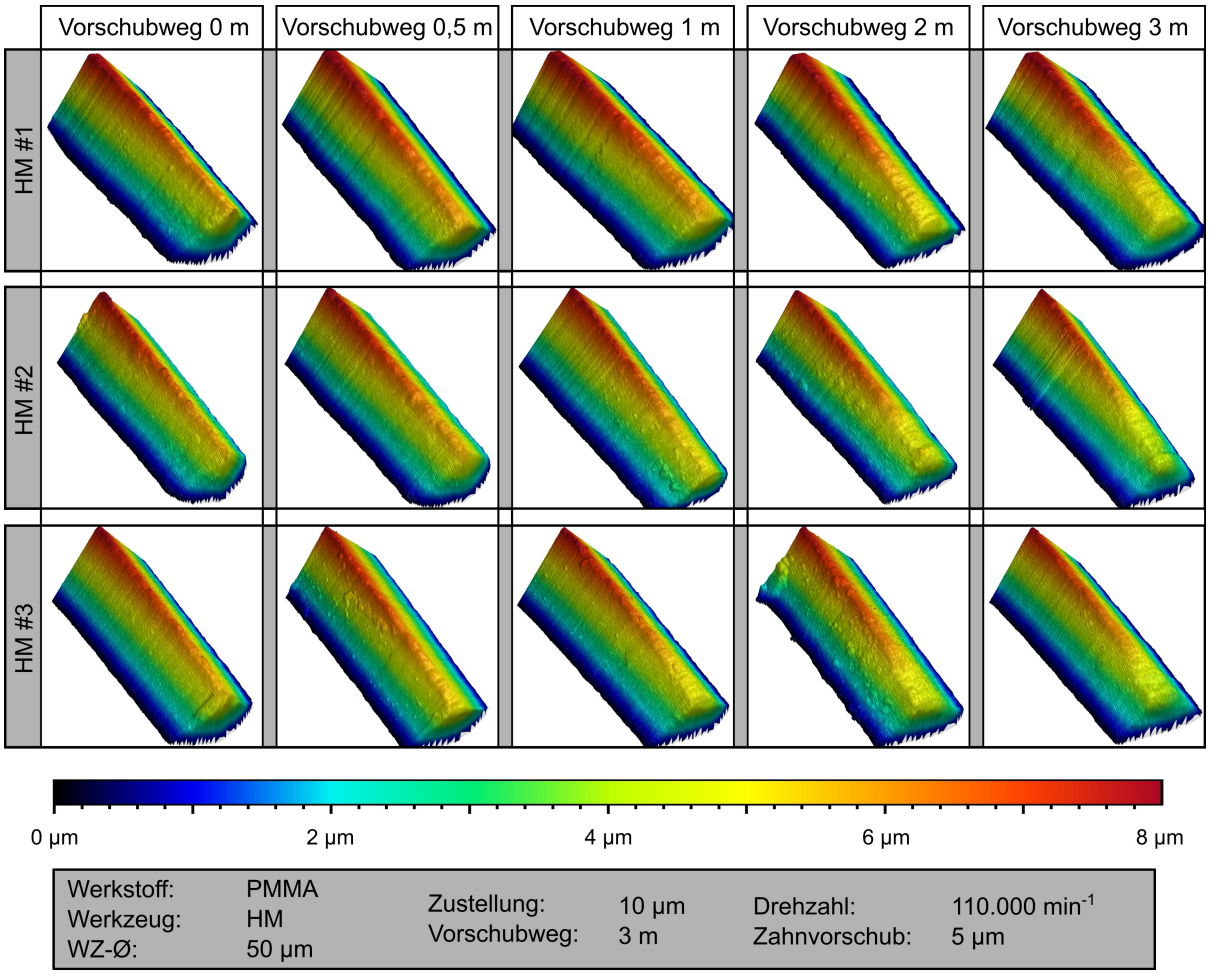


Abbildung 7-17: 3D-Darstellungen der Schneidentopographien der Hartmetallwerkzeuge über dem Vorschubweg.

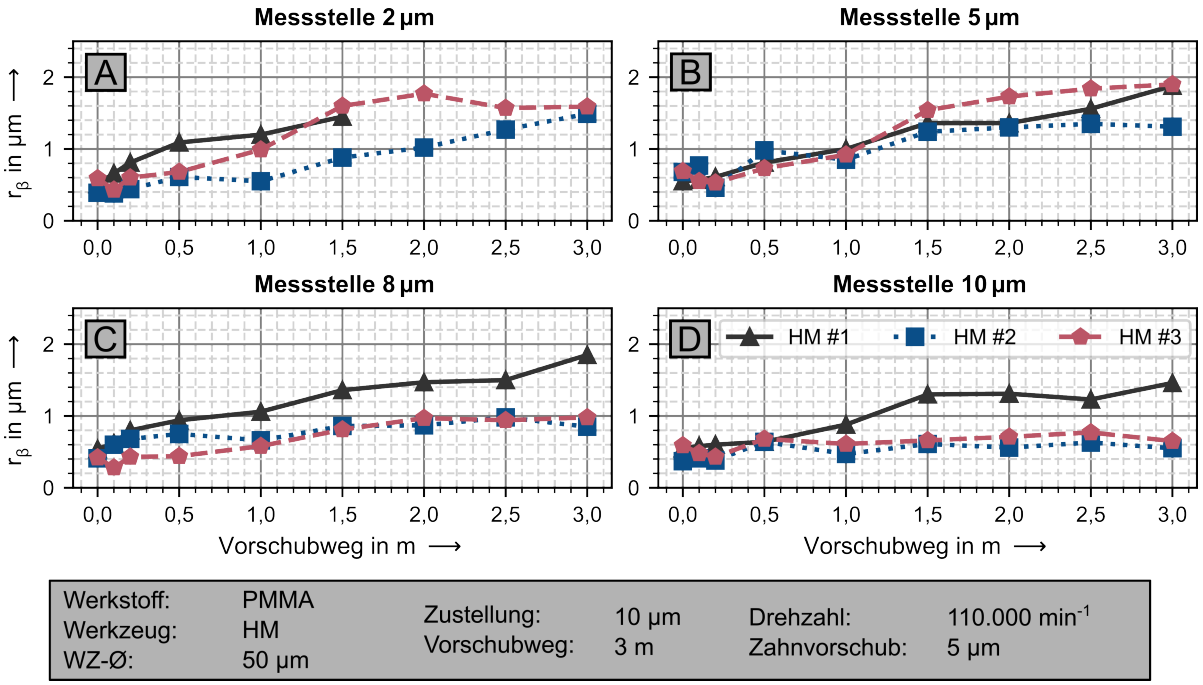
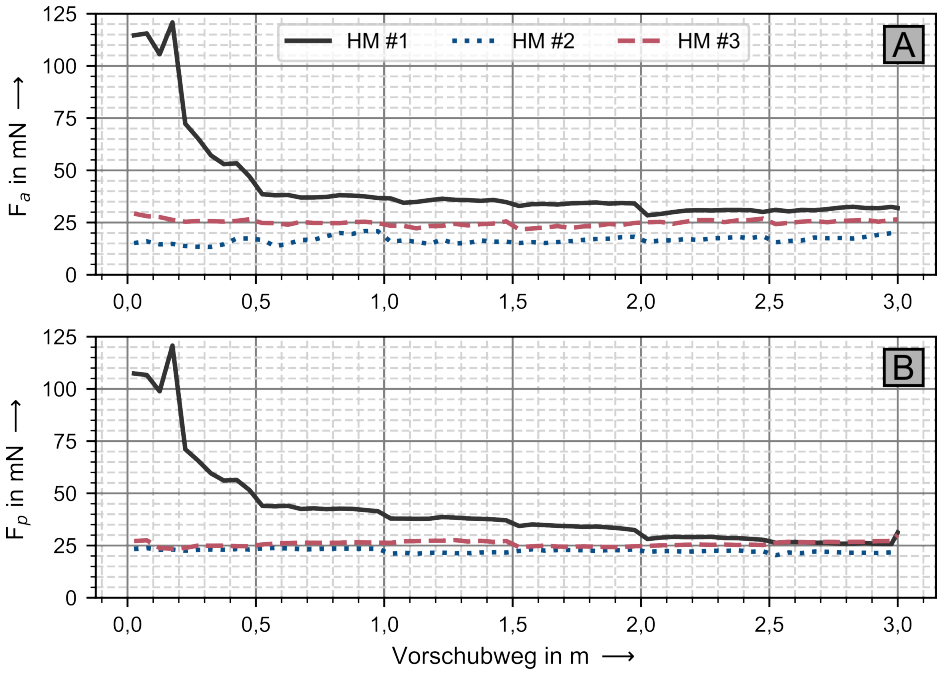


Abbildung 7-18: Schneidenradius der Hartmetallwerkzeuge über dem Vorschubweg bei 2 µm (A), 5 µm (B), 8 µm (C) und 10 µm (D) axialer Zustellung.

gemessen werden konnte. Bei den Messstellen 8 µm und 10 µm (Abbildung 7-18 C und D) stieg der Schneidenradius für Werkzeug #1 weiter an, während die Verläufe von Werkzeug #2 und #3 bei Messstelle 8 µm zuerst abflachen und bei Messstelle 10 µm konstant sind.

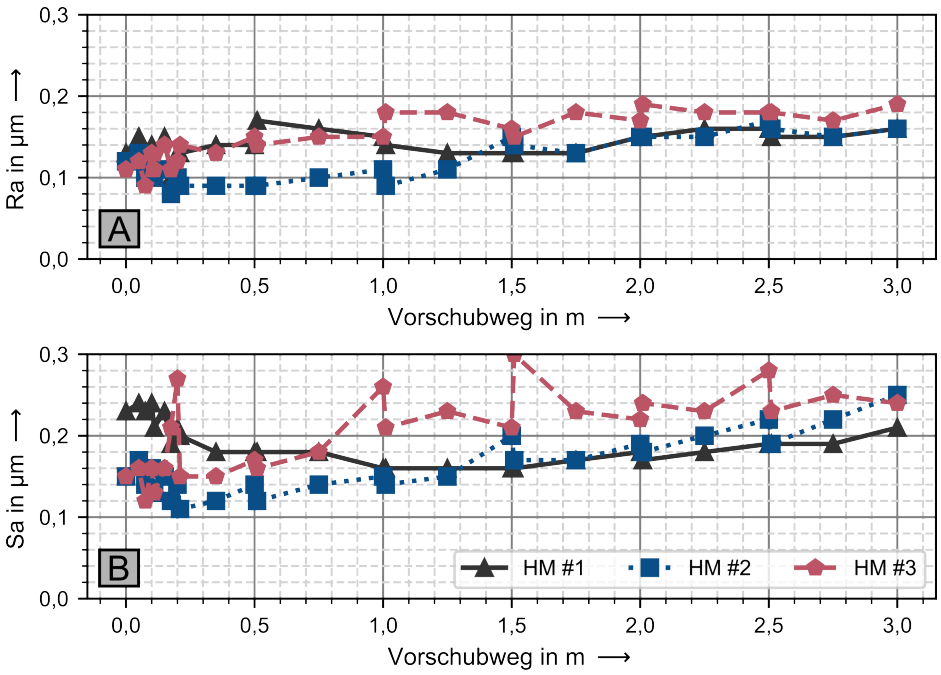
Werkzeug #1 zeigt bei den Prozesskräften (siehe Abbildung 7-19) deutliche Abweichungen zu den beiden anderen Werkzeugen, die auf Änderungen im Zerspanprozess hindeuten. Sowohl die Aktivkraft in Abbildung 7-19 A, als auch die Passivkraft in B waren in den ersten 0,5 m Vorschubweg deutlich überhöht und glichen sich erst im restlichen Verlauf den Kräften der anderen Werkzeuge an. Diese waren über dem Vorschubweg sehr konstant und lagen bei ca. 25 mN. Die erhöhten und instabilen Kräfte von Werkzeug #1 gingen mit einer veränderten Abbildung der Fräskinematik im Nutgrund einher, die nachfolgend bei der Betrachtung der Nutgrundtopographien diskutiert wird.

Die Rauheitswerte Ra und Sa über dem Vorschubweg sind in Abbildung 7-20 dargestellt. Darin lassen sich in beiden Verläufen linear steigende Werte beobachten, die mit hoher Wahrscheinlichkeit durch den linearen Verschleiß der Schneide hervorgerufen werden. Die Werte der profilhaften Rauheit Ra in Abbildung 7-20 A liegen für alle drei Werkzeuge in einem kontinuierlichen, bandförmigen Bereich, der nach den ersten 0,2 m Vorschubweg linear ansteigt. Die flächenhafte Rauheit Sa in Abbildung 7-20 B zeigt eine höhere Sensitivität gegenüber dem Werkzeugverschleiß bzw. erhöhten Prozesskräften, da die Berechnung von Sa nicht wie bei Ra nur in der Mitte der Nut bei maximaler Spanungsdicke erfolgt. Die Rauheit der Nutgründe von Werkzeug #1 ist im Bereich von 0 m – 0,5 m Vorschubweg, in dem auch die Prozesskräfte sehr hoch waren, höher als bei den anderen beiden Werkzeugen. Wie bereits bei den Prozesskräften näherten sich die Rauheitswerte danach den anderen Verläufen an und zeigten ab ca. 1 m Vorschubweg einen stabilen, linear ansteigenden Trend. Werkzeug #3, das im vorderen Bereich der Schneide den



Werkstoff:	PMMA	Zustellung:	10 µm	Drehzahl:	110.000 min^{-1}
Werkzeug:	HM	Vorschubweg:	3 m	Zahnvorschub:	5 µm
WZ-Ø:	50 µm				

Abbildung 7-19: Aktiv- (A) und Passivkraftverläufe (B) der Hartmetallwerkzeuge.



Werkstoff:	PMMA	Zustellung:	10 µm	Drehzahl:	110.000 min^{-1}
Werkzeug:	HM	Vorschubweg:	3 m	Zahnvorschub:	5 µm
WZ-Ø:	50 µm				

Abbildung 7-20: Mittlere Rauheitswerte Ra (A) und Sa (B) der Hartmetallwerkzeuge über dem Vorschubweg.

höchsten Schneidenradiusanstieg aufwies, zeigte sprunghafte Veränderungen der flächenhaften Rauheit, die jedoch hauptsächlich an den Schnittstellen der Messintervalle auftraten und sich daraufhin wieder normalisieren. Werkzeug #2 mit dem insgesamt geringsten Verschleiß entlang der Schneide weist dagegen einen stabilen Verlauf auf. Unabhängig der zu Beginn erhöhten Werte bei Werkzeug #1 und den Sprüngen bei Werkzeug #3 ist der qualitative Verlauf der Sa-Werte in Abbildung 7-20 B analog zu dem der Ra-Werte in A.

Abbildung 7-21 zeigt die Nutgrundtopographien der Standzeitversuche der Hartmetallwerkzeuge. Im Bereich der stark erhöhten Prozesskräfte von Werkzeug #1 bei 0 m – 0,5 m Vorschubweg lässt sich eine veränderte Abbildung der Fräskinematik feststellen. Die Frässpuren weichen in ihrer Form deutlich von der Zykloidbahn ab und die Form zweier aufeinanderfolgender Spuren variiert, wodurch sich diese kreuzen. Das Ausmaß der Änderungen war zu Beginn des Vorschubweges am größten und sank mit steigendem Vorschubweg, bis das veränderte Muster bei 1 m nicht mehr auftrat. Die Änderung der Fräskinematik könnte durch Aufbauschneidenbildung bzw. gepflügten Werkstoff an der Schneide hervorgerufen worden sein, wie *Bohley* beim Mikrofräsen von cp-Titan mit Hartmetallwerkzeugen gezeigt hat [Bohl20]. Eine schlechte Einspannung des Werkzeuges und eine dadurch erhöhte Rundlaufabweichung könnte den Freischliff am Fräserrücken verringert haben und dazu geführt haben, dass die Schneide nicht den äußersten Punkt des Werkzeugs dargestellt hat. Als Resultat käme es zu Kontakt zwischen der Freifläche am Fräserrücken und dem Werkstück, wodurch Werkstoff gepflügt wird. Dies würde ebenfalls die hohen Prozesskräfte sowie deren starke Variation erklären. Die kontinuierliche Reduktion des Musters und der finale Übergang zur regulären Abbildung der Fräskinematik mit steigendem Vorschubweg deuten darauf hin, dass die Veränderung im Prozess durch ansteigenden Verschleiß mitigiert wurde.

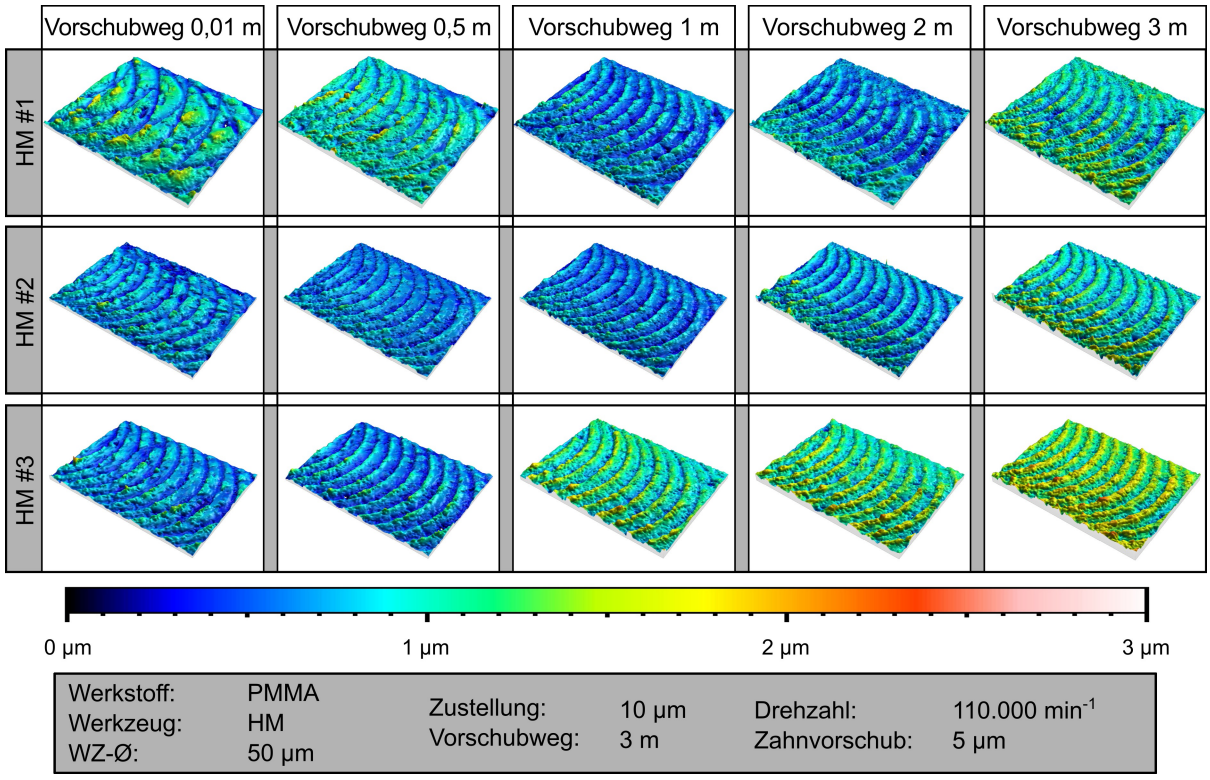


Abbildung 7-21: 3D-Darstellungen der Nutgrundtopographie der Hartmetallwerkzeuge an definierten Punkte entlang des Vorschubwegs.

Durch gepflügtes Material hervorgerufener Verschleiß an der Freifläche hat wahrscheinlich dazu geführt, dass die Werkzeugschneide wieder den äußersten Punkt des Werkzeugs dargestellt hat und zu einer regulären Spanbildung geführt. Während die Ursache an dieser Stelle nicht bestätigt werden kann, trat dieses Verhalten nur bei Werkzeug #1 auf. Neben der veränderten Abbildung der Fräskinematik lassen sich anhand der Nutgrundtopographien weitere Änderungen erkennen. Bei den Werkzeugen #1 und #2 sind jeweils beim letzten Messpunkt (3 m Vorschubweg) tiefere Frässpuren sichtbar, die bei Werkzeug #3 bereits ab 1 m aufgetreten sind. Die tieferen Frässpuren gingen mit Sa-Werten größer 2 µm einher.

Zuletzt werden die Verläufe von Nuttiefe und -breite der Hartmetallwerkzeuge betrachtet, die in Abbildung 7-22 gezeigt sind. Der Verlauf der relativen Abweichung der Nutbreite in Abbildung 7-22 A bestätigt die in Bezug auf den Werkzeugverschleiß und die Nutgrundrauheit gezeigten Ergebnisse. Die Nutbreite fällt aufgrund des mit dem Vorschubweg ansteigenden Werkzeugverschleißes. Ein ähnliches Bild zeigt sich in Abbildung 7-22 B für die absolute Nuttiefe: Diese sinkt mit steigendem Vorschubweg stetig ab, wodurch die tatsächliche Nuttiefe zum Ende des Vorschubweges nur noch 40 % – 60 % der Nuttiefe zum Beginn des Vorschubweges entsprach.

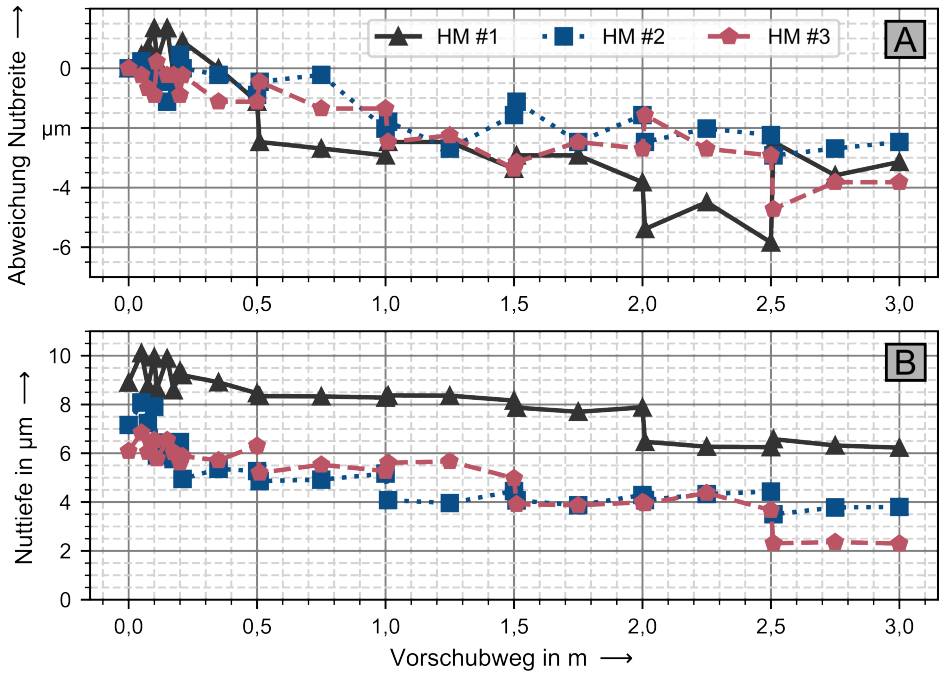


Abbildung 7-22: Relative Abweichung der Nutbreite (A) und absolute Nuttiefe (B) der mit Hartmetallwerkzeugen mikrogefrästen Nuten über dem Vorschubweg.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass der Standweg der Hartmetallwerkzeuge maximal 2 m beträgt. Bei höheren Standwegen kommt es zu starken Abweichungen der Nutgeometrie, Verschlechterungen der Rauheit im Nutgrund sowie negativen Änderungen der Nutgrundtopographie. Für einen prozesssicheren Mikrofräsprozess in PMMA mit Hartmetallwerkzeugen sollten diese daher bei Standwegen von 2 m ausgewechselt werden.

7.3.2 Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge

Nach den Referenzversuchen mit Hartmetallwerkzeugen in Abschnitt 7.3.1 werden nun die Ergebnisse der Standzeitversuche mit den vollkeramischen Mikrofräsern ausgewertet und mit denen der Hartmetallwerkzeuge verglichen. Zuerst werden die REM-Aufnahmen der vollkeramischen Werkzeuge vor und nach den Standzeitversuchen betrachtet, siehe Abbildung 7-23. Dabei zeigt sich bei dem höheren Vorschubweg auch bei den Y-TZP Werkzeugen ein eher stochastisches Verschleißbild: Die Werkzeuge #1 und #2 weisen nahezu keinen Verschleiß an der Schneidenecke auf, während die Werkzeuge #3, #4 und #5 einen Ausbruch an der Schneidenecke aufweisen. Das gleichzeitige Auftreten kompletter Abwesenheit von Verschleiß und großer Schneidenausbrüche lässt darauf schließen, dass kein kontinuierlicher Verschleiß vorliegt und das Auftreten von Verschleiß stochastisch ist. Bei Werkzeug #1 lassen sich zudem Risse auf der Span- und der Nebenfreifläche erkennen, die einen Ausbruch der Schneidenecke ankündigen könnten. Der Standweg der Y-TZP Werkzeuge liegt somit innerhalb der in den Versuchen gefrästen 15 m Vorschubweg. Die Ausbrüche der Keramikwerkzeuge sind größer als der verschlissene Schneidenbereich der Hartmetallwerkzeuge (siehe Abbildung 7-16), aufgrund des fünfmal größeren Vorschubweges der Keramikwerkzeuge sind die Verschleißbilder jedoch nicht direkt vergleichbar.

Anhand der REM-Aufnahmen nach den Versuchen lässt sich jedoch kein Rückschluss auf das zeitliche Auftreten des Verschleißes tätigen. Hier liefern die 3D-Darstellungen der Schneidentopographien weitere Informationen, die in Abbildung 7-24 abgebildet sind. Wie bereits in

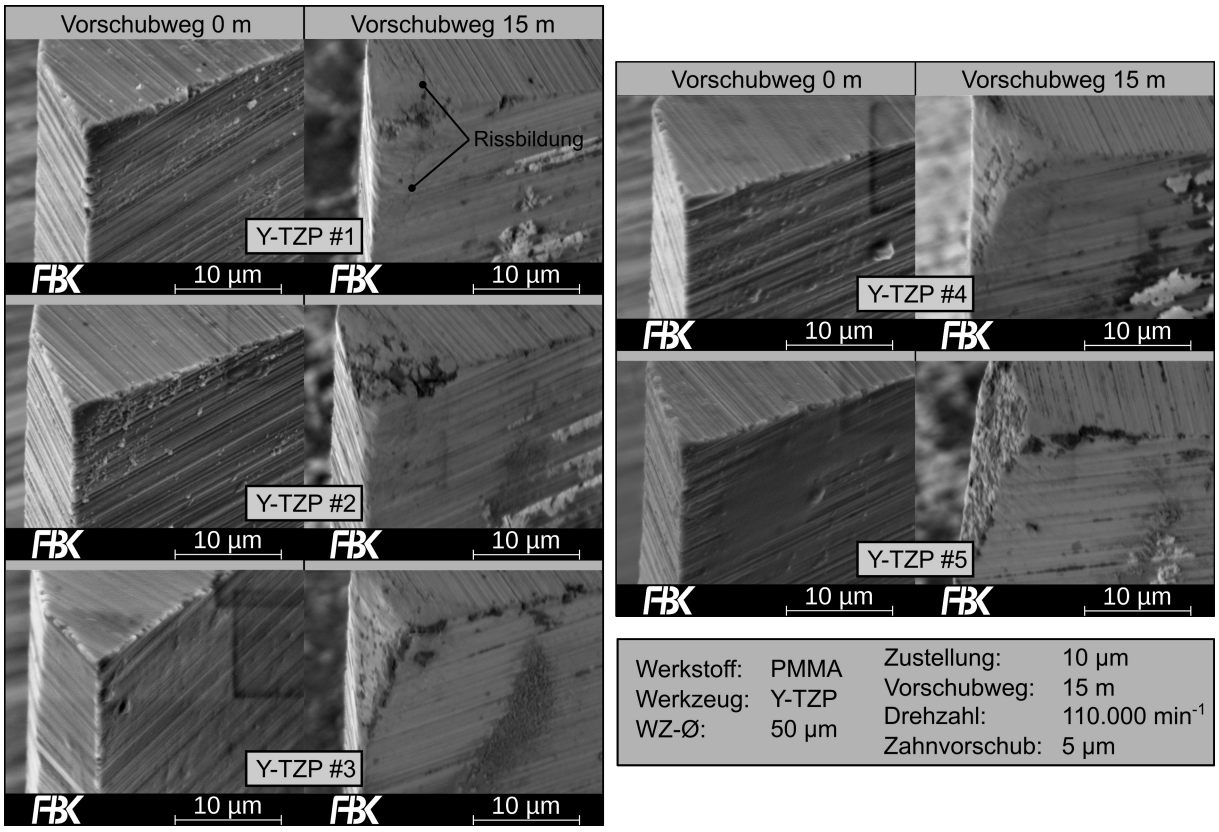


Abbildung 7-23: REM-Aufnahmen der vollkeramischen Mikrofräser vor und nach den Standzeitversuchen.

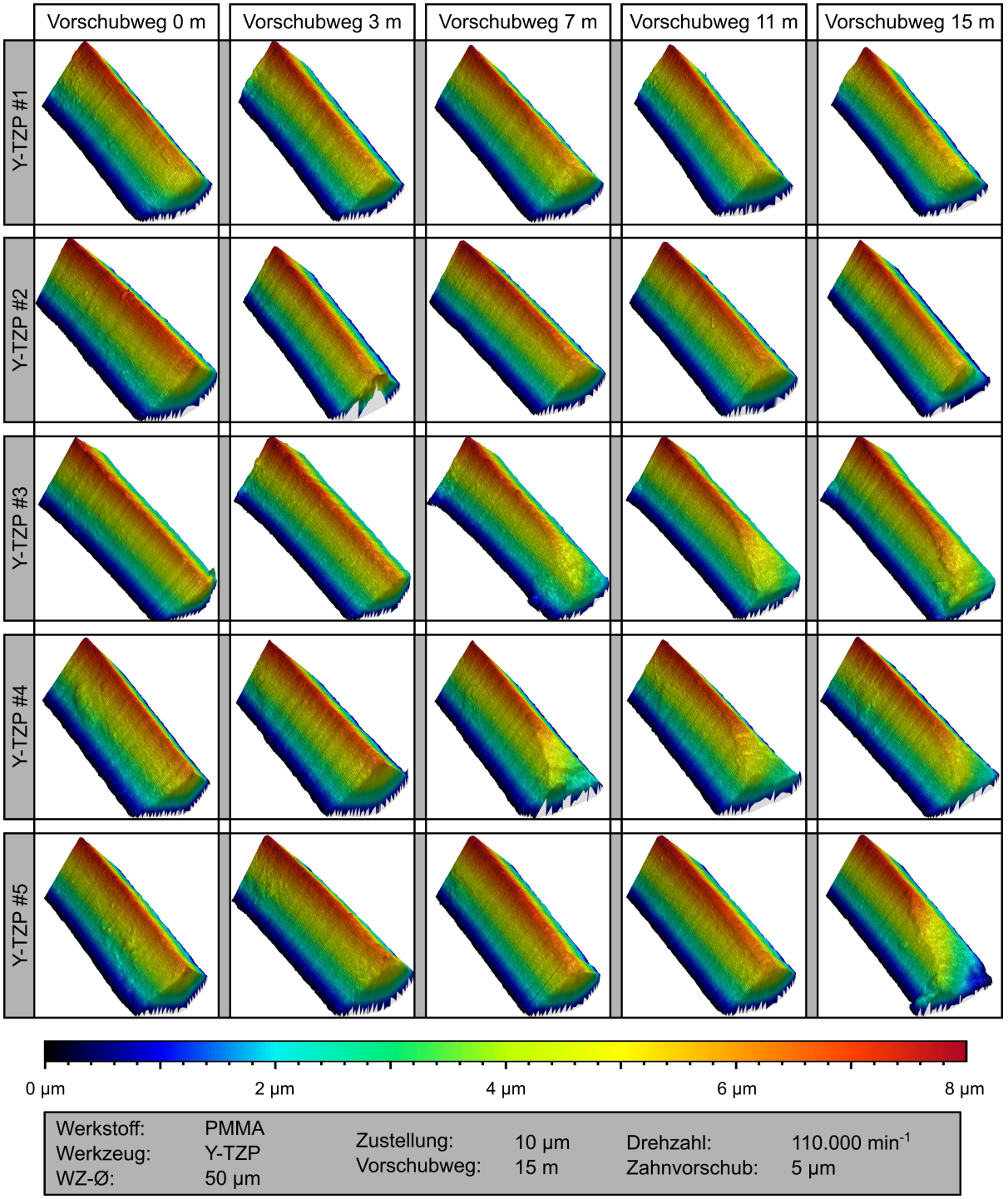


Abbildung 7-24: 3D-Darstellungen der Schneidentopographien der vollkeramischen Mikrofräser über dem Vorschubweg.

den REM-Aufnahmen aus Abbildung 7-23 ist für die Werkzeuge #1 und #2 kein Verschleiß zu erkennen. Bei den anderen drei Werkzeugen lässt sich der Verschleißbeginn anhand der Schneidentopographien visuell identifizieren. Bei den Werkzeugen #3 und #4 tritt jeweils bei 7 m Vorschubweg der in den REM-Aufnahmen beobachtete Ausbruch der Schneidenecke auf. Der tatsächliche Eintritt des Verschleißes kann dabei aufgrund der Messintervalle in Tabelle 7-4 bis zu 2 m vor dem Vorschubweg der jeweiligen Messung liegen. Bei Werkzeug #5 hingegen ist der Ausbruch erst bei der letzten AFM-Messung bei 15 m aufgetreten. Dies zeigt erneut, dass trotz der hohen Bruchzähigkeit von Y-TZP ein stochastisches Verschleißverhalten vorliegt, das auf Basis der Daten der Werkzeuge #3 und #4 ab einem Vorschubweg von ca. 5 m – 7 m auftritt. Der plötzlich auftretende Verschleiß der Keramikwerkzeuge in Form von Ausbrüchen steht dabei im Kontrast zum mit dem Vorschubweg fortschreitenden kontinuierlichen Verschleiß der Hartmetallwerkzeuge (vergleiche Abbildung 7-17). Das Verschleißverhalten der keramischen Werkzeuge wird im Folgenden anhand der Schneidenradien weiter betrachtet, wobei insbesondere der als Standzeitende vermutete Bereich näher fokussiert wird.

Der Schneidenradius der vollkeramischen Werkzeuge in Abhängigkeit des Vorschubweges und der axialen Zustellung ist in Abbildung 7-25 dargestellt. Erwartungsgemäß sind die Anstiege der näher an der Schneidenecke gelegenen Messstellen 2 µm und 5 µm in Abbildung 7-25 A und B deutlich größer als die der Messstellen 8 µm und 10 µm in Abbildung 7-25 C und D. Bei allen Werkzeugen ist für die Messstelle 2 µm nahe der Schneidenecke ein ansteigender Trend zu beobachten, wobei für Werkzeug #3 ein deutlicher Anstieg für die Messpunkte nach 7 m Vorschubweg auftritt. Bei Werkzeug #2 und #4 war der Verschleiß an der Messstelle 2 µm nach 3 m bzw. 7 m so groß, dass an diesem Punkt keine Schneide mehr vorhanden war, an der ein Radius bestimmt werden konnte. Die beiden Werkzeuge #1 und #5 zeigen einen linearen Verlauf, bei

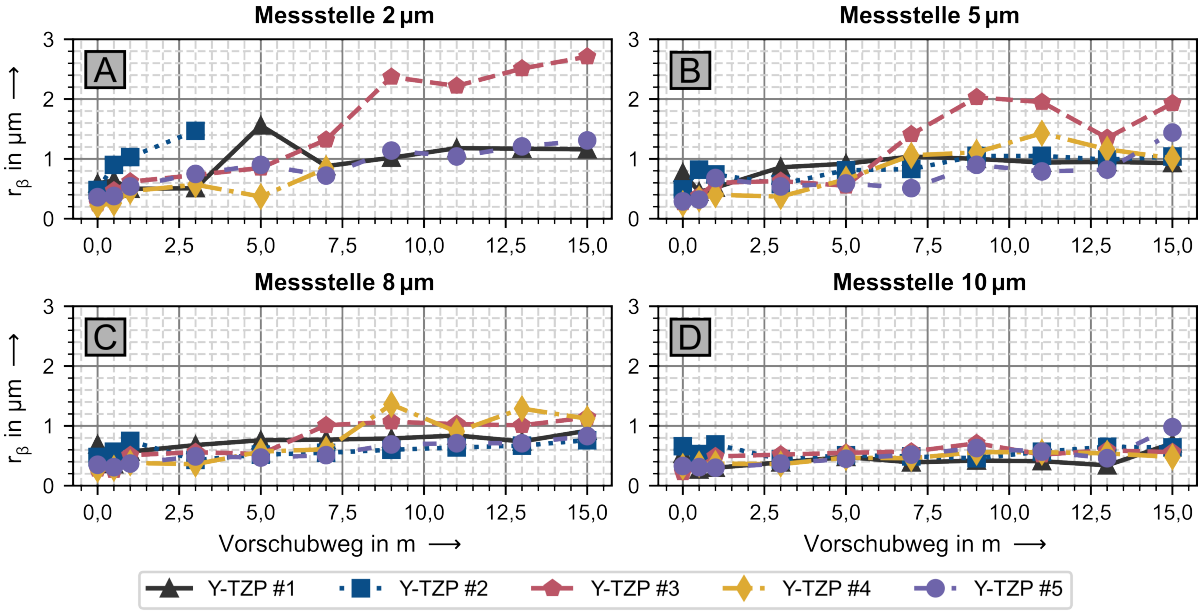


Abbildung 7-25: Schneidenradius der vollkeramischen Mikrofräser gegenüber dem Vorschubweg bei 2 µm (A), 5 µm (B), 8 µm (C) und 10 µm (D) axialer Zustellung.

dem sich der Schneidenradius zum Ende des Vorschubweges verdoppelt hatte. Für Werkzeug #1 ist ein Ausreißer bei 5 m vorhanden, der durch angeschweißten Werkstoff hervorgerufen wurde. Analog zu den Werkzeugen #2 und #4 konnte aufgrund des Ausbruchs an der Schneidenecke für Werkzeug #5 beim letzten Messpunkt kein Schneidenradius mehr bestimmt werden. Bei der in der Mitte der Zustellung gelegenen Messstelle 5 µm sind die Verläufe einheitlicher, mit linear steigenden Schneidenradien. Lediglich die beiden Werkzeuge #3 und #4 zeigten, wie bereits Messstelle 2 µm, ab 7 m Vorschubweg größere Radien, wobei dies für Werkzeug #3 ausgeprägter war. Die Verläufe bei Messstelle 8 µm zeigen ein analoges Verhalten, wobei der lineare Anstieg der Radien schwächer ist und die Erhöhung bei den Werkzeugen #3 und #4 nur noch gering ausfiel. Die Messstelle 10 µm zeigt nahezu keinen Anstieg des Schneidenradius über dem Vorschubweg. Da diese genau am Übergang von dem an der Spanbildung beteiligten zum unbeteiligten Bereich der Schneide liegt, ist dort aufgrund der minimalen Schneidenbeanspruchung kein nennenswerter Anstieg aufgetreten; die Ausbrüche an der Schneidenecke hatten ebenfalls keinen Einfluss auf den Schneidenradius. Im Vergleich zu den Schneidenradien der Hartmetallwerkzeuge sind die Anstiege der Keramikwerkzeuge deutlich kleiner, trotz des um Faktor 5 höheren Vorschubweges: Die Schneidenradien der Hartmetallwerkzeuge bei den Messstellen 2 µm und 5 µm (siehe Abbildung 7-18) liegen bereits ab einem Vorschubweg von 1,5 m über 1 µm, und am Ende des Vorschubweges bei fast 2 µm. Für die Keramikwerkzeuge in Abbildung 7-25 traten Schneidenradien größer 1 µm nur für die Werkzeuge #3 und #4 mit Schneidenausbrüchen auf.

Die Prozesskräfte der vollkeramischen Werkzeuge in Abbildung 7-26 zeigen keine direkte Korrelation zu den ansteigenden Schneidenradien im vorderen Bereich der Werkzeugschneiden. Die Verläufe von Aktiv- und Passivkraft sind für alle Werkzeuge, mit Ausnahme von Werkzeug #5, in der ersten Hälfte des Vorschubweges sehr einheitlich. Bei beiden Prozessgrößen verändert sich der Verlauf ab ca. 7 m Vorschubweg. Dies entspricht dem ersten Auftreten von Ausbrüchen an den Schneiden der Werkzeuge #3 und #4. Die Aktivkräfte (ausgenommen Y-TZP #5) in Abbildung 7-26 A schwanken im ersten Bereich von 0 m – 7 m und sinken leicht. Dabei sind zum Teil an den Stellen des Vorschubweges, an denen eine AFM Messung stattfandt, Sprünge im Verlauf vorhanden. Im zweiten Abschnitt von 7 m – 15 m sind die Verläufe der Aktivkraft (inklusive Y-TZP #5) deutlich homogener: Es treten keine Sprünge oder größere Schwankungen auf und die Kräfte steigen für alle Werkzeuge linear an. Bei der Passivkraft in Abbildung 7-26 B hingegen sind die Verläufe in beiden Abschnitten (0 m – 7 m und 7 m – 15 m) sehr konstant (wiederholt mit Ausnahme von Y-TZP #5) und die bei der Aktivkraft vorhandenen Sprünge und Schwankungen sind nicht aufgetreten. Tendenziell sind die Passivkräfte im Bereich von 7 m – 15 m Vorschubweg leicht inhomogener als zu Beginn des Vorschubweges. Die Kräfte von Werkzeug #5 wiesen im ersten Abschnitt bis 7 m Vorschubweg deutlich höhere Werte auf als die restlichen eingesetzten Mikrofräser. Die Aktivkraft war zu Beginn des Versuchs ca. 2,5× höher als die der anderen Werkzeuge. Der Verlauf ist stark irregulär, es traten hohe Schwankungen und Sprünge von bis zu 20 mN auf. Im Bereich von 6 m – 7 m ist der Verlauf besonders unstetig, bevor er bei 7 m Vorschubweg plötzlich auf das Kraftniveau der restlichen Werkzeuge abfällt und sich analog zu diesen verhält. Die Passivkraft hingegen war nach einem Peak zu Beginn des

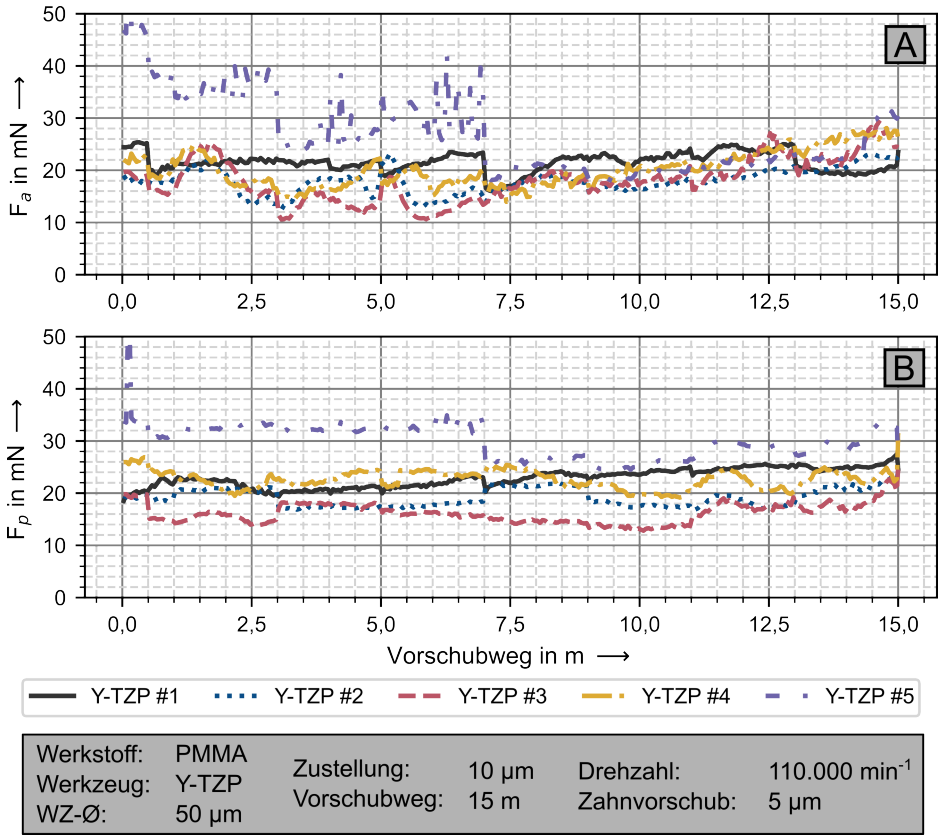


Abbildung 7-26: Aktiv- (A) und Passivkraftverläufe (B) der vollkeramischen Mikrofräser.

Vorschubweges konstant und lag ca. 50 % über den Werten der restlichen Werkzeuge. Bei 7 m Vorschubweg fiel die Passivkraft ebenfalls auf das Niveau der restlichen Werkzeuge ab und der Verlauf glich sich diesen an.

Das bei Werkzeug #5 aufgetretende Verhalten war ähnlich zu dem von Werkzeug #1 der Hartmetallwerkzeuge (Abbildung 7-19). Bei Hartmetallwerkzeug #1 gingen die erhöhten und instabilen Kräfte mit einer veränderten Abbildung der Fräskinematik im Nutgrund einher. Diese trat auch beim keramischen Werkzeug auf und wird in der Analyse der Nutgrundtopographien weiter betrachtet. Unabhängig des unstetigen Verlaufes von Werkzeug #5 lässt sich kein direkter Einfluss der Schneidenausbrüche auf die Prozesskräfte feststellen. Die Aktivkräfte in Abbildung 7-26 A zeigen ab 7 m Vorschubweg ein verändertes Verhalten mit steigenden Kräften, das mit den ansteigenden Schneidenradien an den vorderen beiden Messstellen (Abbildung 7-25) in Zusammenhang stehen könnte. Alle Keramikwerkzeuge weisen ab 7 m Vorschubweg Schneidenradien von 1 µm oder mehr auf, was in etwa eine Verdreifachung gegenüber den initialen Schneidenradien darstellt. Dies, in Kombination mit dem ersten Auftreten von Ausbrüchen an oder kurz vor diesem Punkt, deutet darauf hin, dass das Standzeitende der vollkeramischen Mikrofräser bei bzw. vor diesem Vorschubweg liegt.

Abbildung 7-27 zeigt die Ra- und Sa-Werte im Nutgrund. Die Rauheiten im Nutgrund stimmen mit dem aufgrund der Verschleiß- und Prozesskraftverläufe geäußerten Vermutung des Standzeitendes bei ca. 7 m Vorschubweg überein und erlauben eine weitere Einschränkung des Standzeitendes. Wie bereits bei den Aktivkräften zu beobachten, sind sowohl Ra als auch Sa zu Beginn des Vorschubweges sehr einheitlich und weisen einen konstanten Verlauf auf;

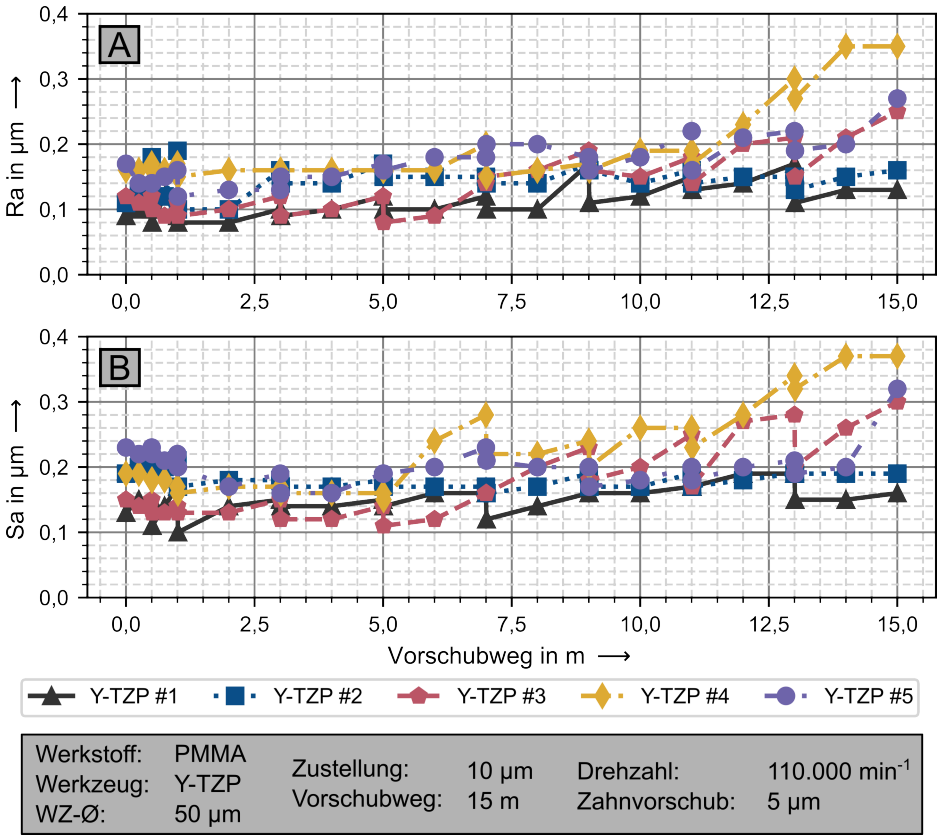


Abbildung 7-27: Mittlere Rauheitswerte Ra (A) und Sa (B) der Nuten der vollkeramischen Mikrofräser über dem Vorschubweg.

im Gegensatz zu den Hartmetallwerkzeugen, die bereits ab 0,2 m Vorschubweg zu steigenden Rauheiten führten (siehe Abbildung 7-20). Die bei Werkzeug #5 aufgetretenen erhöhten Kräfte hatten keinen Einfluss auf die Oberflächenrauheit. Die Profilrauheit Ra in der Mitte der Nut (siehe Abbildung 7-27 A) bleibt von 0 m – 6 m Vorschubweg konstant und beginnt im Bereich von 6 m – 12 m leicht anzusteigen. Gegen Ende des Vorschubweges von 12 m – 15 m weisen die Verläufe der ausbruchsbehafteten Werkzeuge #3, #4 und #5 deutliche Anstiege auf, während die Rauheiten Ra der mit den Werkzeugen #1 und #2 gefrästen Nuten weiter nur leicht ansteigen. Die flächenhafte Rauheit Sa in Abbildung 7-27 B zeigt die für Ra in A beobachteten Tendenzen noch deutlicher. Die Sa-Werte sind analog zu den Ra-Werten im ersten Bereich konstant und weisen keine Sprünge auf, mit leicht fallenden Werten in den ersten 2 m Vorschubweg. Werkzeug #4 zeigte an den Messpunkten bei 6 m und 7 m um mehr als 50 % größere Werte, was darauf hindeutet, dass der Schneidenausbruch bei 6 m aufgetreten ist. Von 6 m – 12 m Vorschubweg steigen die Sa-Werte deutlicher als bei Ra, und von 12 m – 15 m sind ebenfalls deutlich erhöhte Werte sowie Sprünge vorhanden. Dabei zeigen die ausbruchfreien Werkzeuge #1 und #2 auch bei den Sa-Werten im letzten Bereich von 12 m – 15 m Vorschubweg nur leicht ansteigende, aber dennoch kontinuierliche Verläufe ohne Sprünge. Dies gilt mit Ausnahme des letzten Messpunkts bei 15 m auch für den Verlauf von Werkzeug #5, dessen Ausbruch an der Schneidenecke somit auf dem letzten Meter des Vorschubweges lokalisiert werden kann. In Übereinstimmung mit den Messdaten der Schneidencharakterisierung und der Prozesskräfte zeigen die Rauheitswerte, dass der Fräsprozess im ersten Abschnitt des Vorschubwegs stabil ist. Der Standweg der

Werkzeuge kann auf Basis der ansteigenden Rauheitswerte und dem lokalisierten Schneidenausbruch von Werkzeug #4 auf 6 m präzisiert werden. Dies wird nachfolgend anhand der optischen Beschaffenheit der Nutgründe sowie deren Geometrie weiter untersucht.

Die optische Beschaffenheit der Nutgründe ist anhand der 3D-Darstellung der gemessenen Nutgrundtopographien in Abbildung 7-28 dargestellt. Die visuelle Betrachtung bestätigt die bereits bei der Auswertung der Rauheitswerte getätigten Aussagen. Die ausbruchsfreien Werkzeuge #1 und #2 zeigten entlang des gesamten Vorschubweges keine Veränderungen. Dagegen sind die Ausbrüche der Werkzeuge #3 und #4 bei 7 m anhand der veränderten Falschfarbendarstellung des Höhenprofils zu erkennen, ebenso wie für Werkzeug #5 bei 15 m Vorschubweg. Die Nutgründe von 0 m – 7 m für Werkzeug #5 zeigen im Einklang mit den in diesem Bereich erhöhten und stark schwankenden Kräften eine veränderte Abbildung der Fräskinematik. Die Frässpuren im Nutgrund bei 0,01 m und 3 m sind nahezu identisch zu denen von Werkzeug #1 bei Hartmetall (vergleiche Abbildung 7-21). Bei 7 m Vorschubweg ist die Änderung weniger stark ausgeprägt

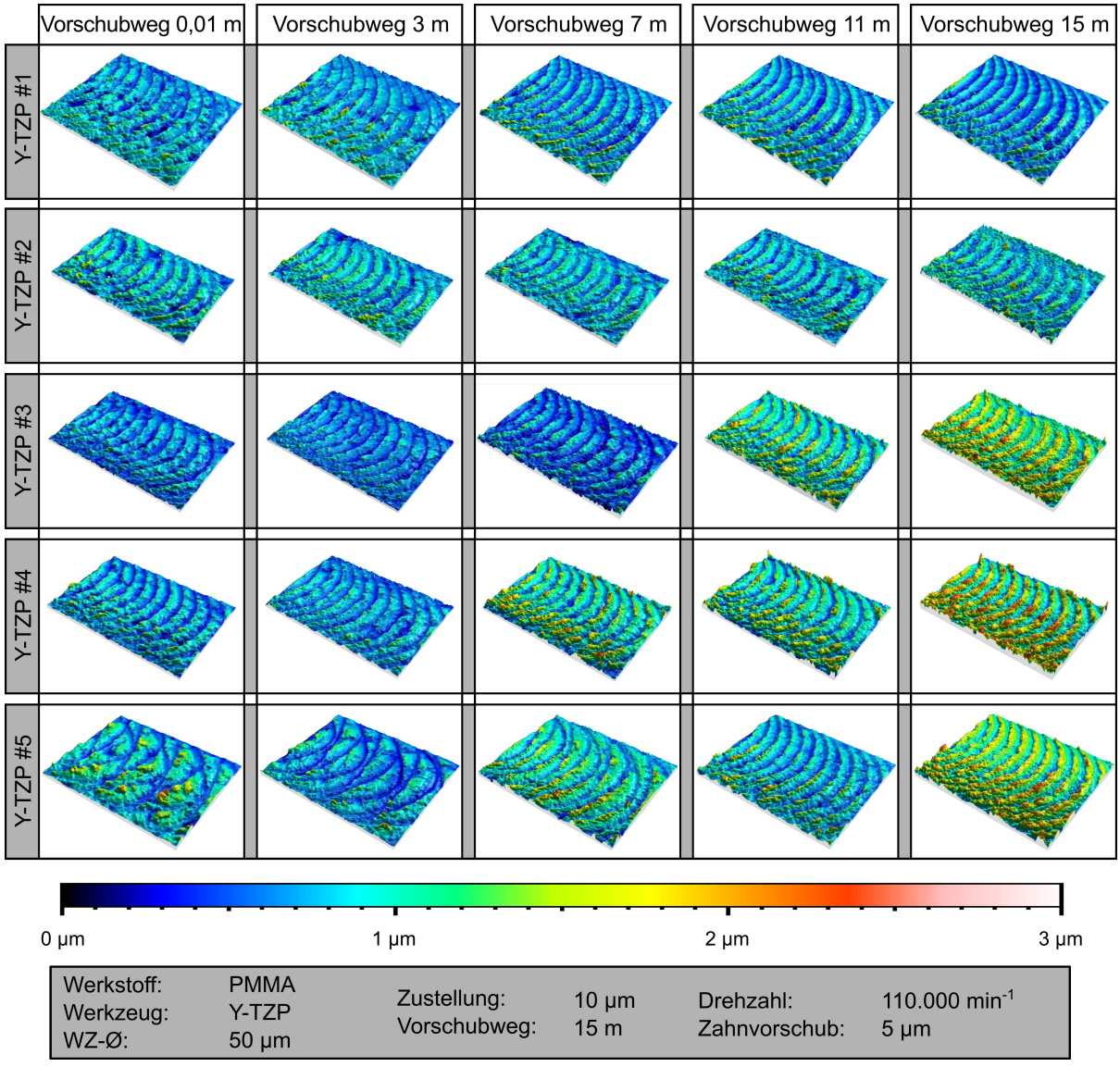


Abbildung 7-28: 3D-Darstellungen der Nutgrundtopographie der Nuten der vollkeramischen Mikrofräser an definierten Punkten entlang des Vorschubwegs.

und tritt danach nicht mehr auf. Analog zu Werkzeug #1 bei Hartmetall ist davon auszugehen, dass die hohen Prozesskräfte und veränderte Abbildung der Fräskinematik in Zusammenhang mit einer schlechten Einspannung und dadurch hoher Rundlaufabweichung stehen. Da dies bei den Standzeitversuchen der Hartmetall- und der Keramikwerkzeuge jeweils einmal aufgetreten ist, sollte der Sicherheitsfaktor beim Freischliff der Werkzeuge erhöht werden, um auch höhere Rundlaufabweichungen tolerieren zu können.

Im Folgenden werden die Auswirkungen des Werkzeugverschleißes auf die Tiefe und Breite der mikrogefrästen Nuten betrachtet. Abbildung 7-29 zeigt die relative Abweichung der Nutbreite von der Sollnutbreite sowie die absoluten Verläufe der Nuttiefe der Standzeitversuche. Die Verläufe der relativen Abweichung der Nutbreite in Abbildung 7-29 A sind innerhalb der ausbruchsfreien Bereiche sehr konstant, mit einer maximalen Abweichung der Nutbreite von ca. 2 µm. In Übereinstimmung mit den beobachteten Schneidenausbrüchen der Werkzeuge sind Verringerungen der Nutbreite zu verzeichnen: Für Werkzeug #3 sank die Nutbreite bei 7 m um ca. 2 µm, für Werkzeug #4 fiel sie bei 6 m um ca. 3 µm und Werkzeug #5 wies einen Abfall am letzten Messpunkt um ca. 4 µm auf. Die Nutbreiten bei Werkzeug #5 schwankten analog zu den Prozesskräften innerhalb der ersten 0 m – 7 m Vorschubweg stärker als in der zweiten Hälfte. Dies steht im Einklang mit der oben angeführten schlechten Einspannung des Werkzeugs und der dadurch beeinflussten Spanbildung: Durch gepflügtes Material wurde die Nut breiter und fiel beim Stabilisieren des Fräsprozesses auf den Sollwert ab. Insgesamt ist die Änderung der

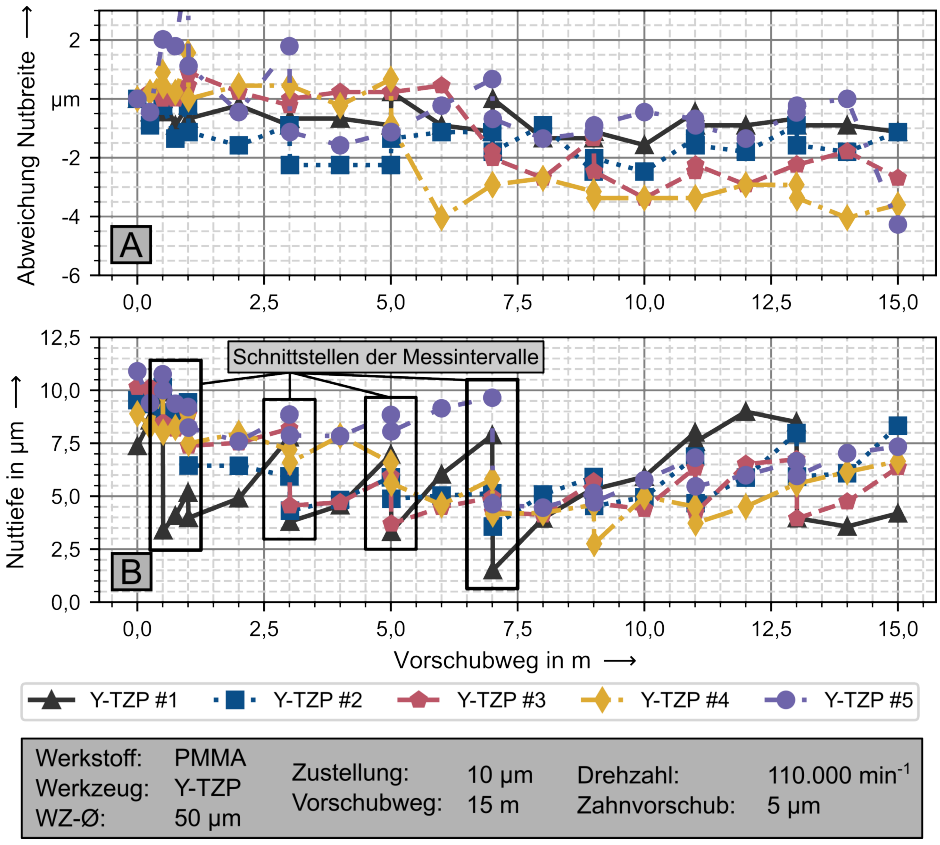


Abbildung 7-29: Relative Abweichung der Nutbreite (A) und absolute Nuttiefe (B) der Nuten der vollkeramischen Mikrofräser über dem Vorschubweg.

Nutbreite bei allen Werkzeugen über den gesamten Vorschubweg von 15 m kleiner 5 µm. Bis zu einem Vorschubweg von 7 m ist die Abweichung sogar geringer als 2,5 µm (mit Ausnahme der letzten beiden Werte von Werkzeug #4), was 5 % des Werkzeugdurchmessers entspricht.

Im Gegensatz zur Nutbreite zeigen die Verläufe der absoluten Nuttiefe in Abbildung 7-29 B sprunghafte Änderungen im gesamten Vorschubweg, unabhängig vom Werkzeug. Das Abfallen der Nuttiefe liegt zum Teil über 5 µm und die tatsächliche Nuttiefe liegt an vielen Stellen deutlich unterhalb der Zustellung von 10 µm. Die Sprünge traten jeweils an den Schnittstellen der Messintervalle der AFM-Messungen auf, was anhand der Messpunkte zu Ende des alten und zu Beginn des neuen Messintervalls gezeigt werden kann. Bei Werkzeug #1 sind die Sprünge an den Übergängen der Messintervalle 0,5 m, 3 m, 5 m, 7 m und 13 m Vorschubweg besonders stark ausgeprägt, obwohl die Zustellung innerhalb der Versuche nicht variiert wurde. Ein Verschleiß der Werkzeuge bzw. Beschädigungen der Schneiden durch die AFM Messungen können ausgeschlossen werden. Um eine Änderung der Nuttiefe von mehreren Mikrometern hervor zu rufen ist ein sehr hohes Verschleißvolumen am Werkzeug erforderlich, das in den Schneidentopographien ersichtlich gewesen wäre. Zudem hätte Verschleiß im erforderlichen Ausmaß Einfluss auf die mikrogefrästen Nuten und die Prozesskräfte genommen. Beschädigungen der Werkzeuge durch die Messungen können ebenfalls ausgeschlossen werden, da diese in der Messung selbst bzw. den darauffolgenden Messungen bemerkt worden wären. Bei den Standzeitversuchen der Hartmetallwerkzeuge in Abschnitt 7.3.1 sind keine solch großen Sprünge an den Schnittstellen der Messintervalle aufgetreten. Daher müssen die Sprünge im Zusammenhang mit den prozessintermittierenden Messungen, den vollkeramischen Werkzeugen oder Maschineneinflüssen stehen.

Einfluss der prozessintermittierenden Verschleißmessungen auf das Prozessergebnis

Um ausschließen zu können, dass das bei der Nuttiefe in Abbildung 7-29 B beobachtete Verhalten auch bei „normalen“ Mikrofräsprozessen mit den vollkeramischen Werkzeugen auftritt, wurde ein Fräsversuch mit identischen Parametern, aber ohne die prozessintermittierenden AFM-Messungen durchgeführt. Der Vorschubweg wurde dabei in diesem sowie den weiteren Versuchsläufen auf den in Abschnitt 7.3.2 bestimmten Standweg von 7 m beschränkt. Abbildung 7-30 zeigt die Nuttiefen des Versuchslaufs ohne Messunterbrechungen. Zu Beginn schwankt die Nuttiefe um ca. 1,5 µm, im weiteren Verlauf ist sie jedoch kontinuierlich ohne Sprünge oder weitere Veränderungen. Die Schwankung am Anfang des Versuchs lässt sich auf ein Einlaufverhalten bzw. Anfangsverschleiß des Werkzeugs zurückführen. Sie ist geringer als die Sprünge in den Standzeitversuchen und das bei den Standzeitversuchen beobachtete unstetige Verhalten tritt nicht auf. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Sprünge in den Nuttiefen in Zusammenhang mit den prozessintermittierenden Verschleißmessungen stehen.

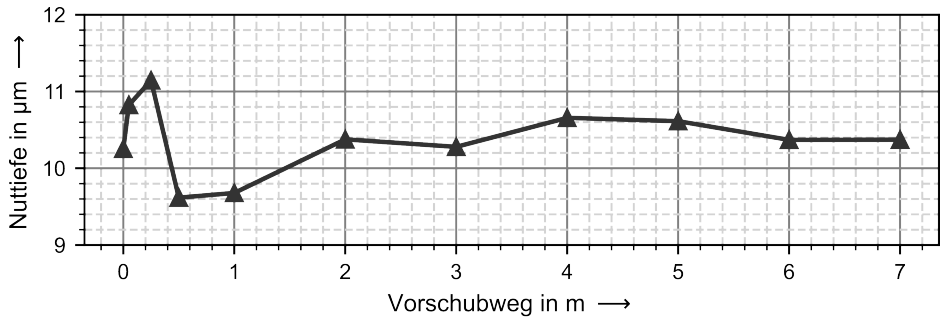
Zur Analyse der Ursache wurden die nachfolgend aufgeführten Fehlerquellen in Betracht gezogen und Versuchsläufe zum Lokalisieren des Fehlers im Ausschlussverfahren durchgeführt. Wie bereits diskutiert, können Verschleiß der Werkzeuge bzw. Beschädigungen durch die AFM-Messungen ausgeschlossen werden, da diese spätestens in der darauffolgenden AFM-Messung offensichtlich gewesen wären. Verbleibende mögliche Ursachen im Fräsprozess bzw. der Werkzeugmaschine sind:

- Thermische Instabilität der Spindel könnte durch das Ein- und Ausschalten der Spindel zum Ausdehnen bzw. Schrumpfen des Spindelrotors / Spannfutters geführt haben, und axiale Verlagerungen der Werkzeugspitze hervorgerufen haben. Das Kühlsystem der Spindel ist zum Vermeiden von Temperaturschwankungen mit zwei Kühlkreisläufen versehen und mit einem Thermoelement überwacht. Die Spindeltemperatur wurde nach Erreichen eines thermischen Gleichgewichts beim Einschalten der Spindel jedoch nicht aufgezeichnet, weshalb Temperaturschwankungen im Prozess nicht ausgeschlossen werden können.

- Anhaftungen am Werkzeug bzw. sich ausbildende Aufbauschneiden könnten beim optischen Ankratzen Kontakt mit der Oberfläche suggerieren, obwohl das Werkzeug diese noch nicht berührt, und zu einer zu geringen Zustellung im Fräsversuch führen. Durch das Reinigen der Werkzeugschneide vor der AFM-Messung werden eventuelle Anhaftungen jedoch entfernt, was die Zustellung nach der Messung reduzieren könnte. Wenn sich im folgenden Fräsintervall die Anhaftungen oder Aufbauschneiden erneut ausbilden, würde dies den Anstieg der Zustelltiefe innerhalb der Messintervalle und den wiederholten Abfall bei der nächsten AFM-Messung erklären.

- Das Verfahren der Maschinenachsen (Z und B) bei den Messunterbrechungen könnte eine Verschiebung der Z-Koordinate hervorgerufen haben, obwohl diese mit dem Feedback des Glasmaßstabs der Z-Achse in der Maschinensteuerung geregelt ist. Die B-Achse weist zwar ein geringere Genauigkeit als die Z-Achse auf, kann aufgrund der orthogonalen Anordnung zum Maschinentisch (siehe Abbildung 4-6) jedoch eigentlich keine solch großen Sprünge in Z-Richtung hervorrufen. Auch sind die Prozesskräfte beim Mikrofräsen von PMMA mehrere Größenordnungen zu gering und die Achssysteme zu steif, um ein Abdrängen des Werkzeugs in Z-Richtung zu erlauben.

Auf Basis dieser möglichen Ursachen wurden weitere Versuchsläufe durchgeführt. Zusätzlich zu den konfokalen Aufnahmen der Nuten wurde die Temperatur des Kühlmediums der Spindel über ein Thermoelement am Kühlkanalaustritt aufgezeichnet, anhand der das thermische Gleichgewicht innerhalb der Spindel analysiert werden kann. Aus der Charakterisierung des zweikreisigen Systems des Mikrofräszentrums von *Bohley* ist bekannt, dass eine Temperaturerhöhung von 1 °C eine axiale Ausdehnung von ca. 1 µm hervorruft [Bohl20]. Ausgehend von der AFM-Messung



Werkstoff:	PMMA	Zustellung:	10 µm	Drehzahl:	110.000 min^{-1}
Werkzeug:	Y-TZP	Vorschubweg:	7 m	Zahnvorschub:	5 µm
WZ-Ø:	50 µm				

Abbildung 7-30: Nuttiefenverlauf des Versuchslaufs ohne Messunterbrechungen.

wurden in den Versuchsläufen sukzessive Schritte aus dem Messprozess entfernt und die Anzahl bewegter Komponenten reduziert, um die oben genannten möglichen Ursachen nacheinander ausschließen oder bestätigen zu können. Im ersten Schritt wurde die AFM-Messung aus dem Prozess entfernt und durch eine Wartezeit von 50 min „simuliert“, was der durchschnittlichen Dauer zum Vorbereiten und Durchführen einer AFM Messung entspricht. Dazu wurde der Fräsprozess wie in den Standzeitversuchen unterbrochen, die Werkzeugspitze mittels Verfahren der Z-Achse und der B-Achse unter dem AFM positioniert, das Werkzeug jedoch nicht gereinigt oder vermessen („B+Z-Achse“). Im nächsten Schritt wurde das Verfahren der B-Achse und damit das horizontale Positionieren des Werkzeugs unter dem AFM aus dem Ablauf entfernt. Vor und nach den Warteperioden wurde entsprechend nur die Z-Achse verfahren („Z-Achse“). Im letzten Schritt wurde ebenfalls das Verfahren der Z-Achse eliminiert und der Prozess seitlich außerhalb des Werkstücks ohne Änderung der Z-Koordinate pausiert („Pausiert“).

Die „Messintervalle“ der simulierten AFM-Messungen in den Versuchsläufen wurden auf 2 m festgelegt, wodurch sich bei einem Gesamtvorschub von 7 m drei Prozessunterbrechungen bei 2 m, 4 m und 6 m ergeben. Weiter wurden die Versuche mit einem einzigen Mikrofräser durchgeführt, mit dem vor den Versuchsläufen anhand einer kurzen Fräsprobe sichergestellt wurde, dass keine veränderte Fräskinematik auftritt. Auf diese Weise kann der Werkzeugeinfluss ausgeschlossen werden, da sich die Z-Sprünge in Abbildung 7-29 B bei den fünf Werkzeugen z. T. stark unterschieden. Abbildung 7-31 zeigt die Nuttiefenverläufe der Versuchsläufe und die Temperatur des Spindelkühlmediums. Die Temperaturverläufe in Abbildung 7-31 B wurden jeweils während der aktiven Vorschubbewegung im Fräsprozesses aufgezeichnet und die Messungen der Intervalle

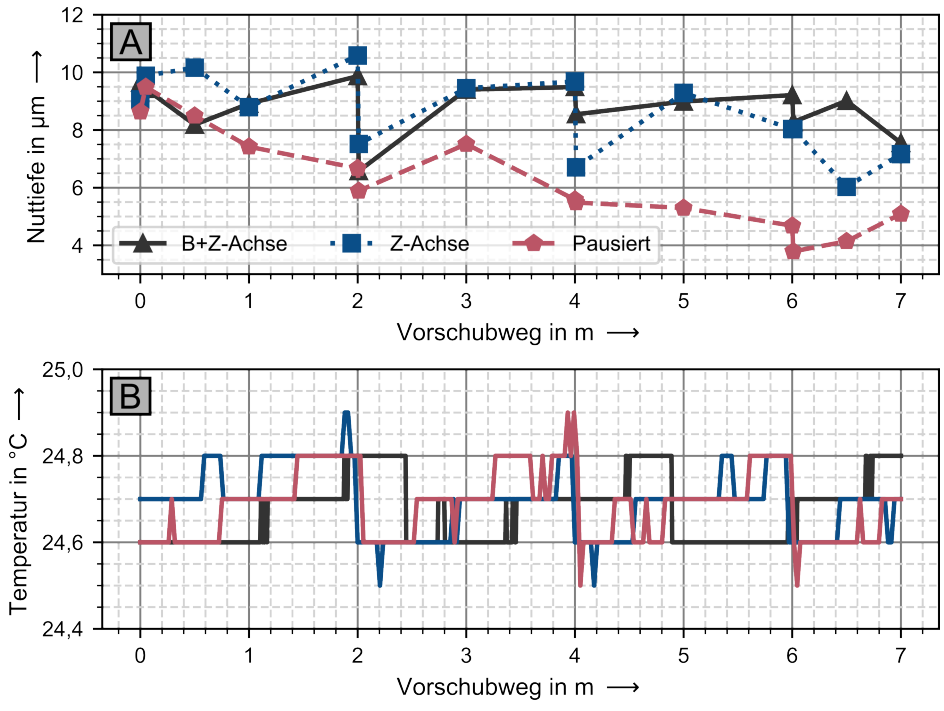


Abbildung 7-31: Verlauf von Nuttiefe (A) und Temperatur des Kühlmediums am Spindelaustritt (B) der drei Versuchsläufe.

analog zu den Kraftverläufen in den Standzeitversuchen zu einem Verlauf zusammengesetzt. Das Temperaturverhalten der Spindel zeigt sich als äußerst stabil, die Temperatur im Spindelkühlkreislauf lag für alle drei Versuche im Bereich von 24,6 °C – 24,8 °C. Die Temperaturvariationen sind so gering, dass sich diese im Bereich der Messgenauigkeit des Messsystems bewegt. Um die beobachteten Sprünge in der Zustellung hervorzurufen wären Änderungen der Spindeltemperatur um mehrere Kelvin notwendig, wodurch thermische Verlagerungen der Spindel als Ursache ausgeschlossen werden können. Gleichzeitig bestätigen die aufgezeichneten Temperaturverläufe die Stabilität des eingesetzten zweikreisigen Kühlsystems in Kombination mit der Vorgehensweise zum Abwarten eines thermischen Gleichgewichts der Spindel vor dem Start des Fräsprozesses.

Die Nuttiefenverläufe in Abbildung 7-31 A zeigen, dass für beide Versuchsläufe mit Beteiligung der Maschinenachsen Sprünge an den Schnittstellen der simulierten Messintervalle auftraten. Die Sprünge beim „B+Z-Achse“ Verlauf bestätigen, dass sowohl die Messung selbst als auch das Reinigen der Werkzeuge vor der Messung nicht die Ursache sind. Dadurch lassen sich starke Anhaftungen bzw. Aufbauschneiden, die beim Reinigen entfernt werden, ausschließen. Damit verbleiben nur die Maschinenachsen als mögliche Ursache, wobei das weitere Auftreten der Sprünge beim „Z-Achse“ Verlauf die B-Achse ausschließt. Folglich muss die Z-Achse die Sprünge hervorrufen, was mit dem Verlauf des letzten Versuchslaufs („Pausiert“) in Abbildung 7-31 A bestätigt werden kann. Die axialen Sprünge der Zustellung konnten durch das Entfernen der Z-Achse aus dem bewegten System nahezu eliminiert werden. Die Nuttiefe sinkt dabei mit steigendem Vorschubweg, was durch den kumulierten Vorschubweg der drei Versuche und den aufgetretenen Verschleiß der Schneide bedingt ist. Im Verlauf sind bei 2 m und 6 m zwar kleinere Sprünge vorhanden, diese sind mit weniger als 1 µm jedoch deutlich geringer als die bei den Standzeitversuchen und den anderen Versuchsläufen beobachteten Sprünge. Da sich die Z-Achse aufgrund des Linearmotors dauerhaft in Regelung befindet, können die kleineren Sprünge ebenfalls durch Regelfehler bedingt sein.

Mit diesen Ergebnissen steht die Z-Achse als Ursache der Zustellvariationen in Abbildung 7-29 B fest, was aufgrund des geregelten Achssystems mit Positionsfeedback des Glasmaßstabs eigentlich ausgeschlossen sein sollte. Daher sollte das Achssystem weiter untersucht bzw. mögliche Störfaktoren analysiert werden, was aufgrund der Maschinenverfügbarkeit in dieser Arbeit jedoch nicht mehr durchgeführt werden konnte. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass die Ursache der Sprünge der axialen Zustellung in der Werkzeugmaschine und nicht dem Mikrofräsprozess bzw. den vollkeramischen Mikrofräsern liegt. Wie anhand des Nuttiefenverlaufs des Mikrofräsversuchs ohne Messunterbrechungen in Abbildung 7-30 festgestellt wurde, sind „normale“ Mikrofräsprozesse davon nicht betroffen.

7.3.3 Fazit

Die als Referenz eingesetzten Hartmetallwerkzeuge zeigten in den prozessintermittierenden Verschleißmessungen ein lineares Verschleißprofil, das direkt zu Beginn des Fräsvorgangs einsetzte. Dabei ließ sich nach 0,5 m Vorschubweg der Verschleiß auch optisch an den Werkzeugschneiden feststellen. Dies steht in qualitativer Übereinstimmung zu den Arbeiten von *Kieren-Ehses et al.* [Kier23]. Darin lagen bereits nach 0,6 m Vorschubweg ca. 80 % des Werkzeugverschleißes vor, was durch den in der Untersuchung verwendeten geringeren Zahnvorschub von 1 µm bedingt ist, der zu höherem Verschleiß führt (vgl. Abschnitt 7.1 und [Reic17]). Nach 1 m Vorschubweg

war der maximale Werkzeugverschleiß in der Untersuchung erreicht, die Auswirkungen des Verschleißes auf die Prozessergebnisse wurden darin nicht betrachtet. Die Verschleißauswirkungen über dem Vorschubweg in dieser Arbeit führten in Abschnitt 7.3.1 zu linearen Verläufen der Rauheit im Nutgrund sowie der Breite und Tiefe der Nuten. Ab 2 m Vorschubweg führte der Werkzeugverschleiß zu erhöhten Rauheiten, die optisch erkennbare Unterschiede in der Nutgrundtopographie hervorriefen. Nach diesem Vorschubweg hatten sich die Schneidenradien der Werkzeuge an drei der vier Messstellen verdoppelt, wobei kein Verschleißplateau wie bei [Kier23] auftrat. Aufgrund des angestiegenen Verschleißes und der negativen Auswirkungen auf die Nutgeometrie und Oberflächenrauheit wurde für die Hartmetallwerkzeuge ein Vorschubweg von 2 m als maximaler Standweg festgelegt.

Die Standzeitversuche in diesem Abschnitt haben gezeigt, dass mit der Kombination aus den Fräsparametern von Abschnitt 7.2 und den vollkeramischen Mikrofräsern hohe Standwege in PMMA erreicht werden können. Bei zwei von fünf Keramikwerkzeugen konnte der gesamte Vorschubweg von 15 m ohne nennenswerten Werkzeugverschleiß gefräst werden. Bei den anderen Werkzeugen traten plötzliche Ausbrüche an der Schneidenecke auf, die zum Teil deutlich früher im Vorschubweg (6 m bzw. 7 m) lagen. Anhand der prozessintermittierenden Verschleißmessungen konnte nachgewiesen werden, dass der Werkzeugverschleiß diskontinuierlich war und es sich um stochastischen Werkzeugverschleiß handelte. Dies zeigt, dass bei ausreichend großem Standweg trotz der hohen Bruchzähigkeit der Y-TZP Keramik stochastischer Werkzeugverschleiß auftritt. Dies kann einerseits durch bereits im Werkzeugrohling vorliegende Defekte wie lokale Porositäten, Korngrößenvariationen, Risse oder Gefügeausbildungen hervorgerufen werden. Andererseits können die im Werkzeugschleifprozess wirkenden Prozesskräfte zu Defekten führen und die Werkzeugschneide schwächen: So kann bereits beim Schleifen ein Umklappen der tetragonalen Phase in die monokline erfolgen und die Bruchfestigkeit lokal reduzieren. Weiter können beim Schleifen eingebrachte Oberflächenbeschädigungen oder Mikrorisse eine spätere Rissbildung im Einsatz begünstigen. Analog können einzelne beim Schleifen ausgebrochene Körner Unterschiede in der Mikrogeometrie der Werkzeugschneiden hervorrufen. Bis zum Eintreten des stochastischen Werkzeugverschleißes in Form von Schneidenausbrüchen liegt jedoch nahezu kein Verschleiß vor, wodurch konstante Prozessergebnisse erreicht werden können. Mit den verwendeten Fräsparametern lässt sich ein Standweg von 6 m festlegen, bis zu dem Schneidenausbrüche nur mit geringer Wahrscheinlichkeit auftreten und ein prozesssicherer Einsatz der Werkzeuge möglich ist. Dies steht in Übereinstimmung mit den Prozesskräften, der Rauheit im Nutgrund, der Variation der Nutbreite und dem Werkzeugverschleiß der Mikrofräser, bei denen innerhalb der genannten 6 m Standweg keine Verschlechterungen des Prozesses bzw. des Prozessergebnisses vorlagen.

Der Vergleich der Schneidstoffe zeigt, dass der Werkzeugverschleiß und die Beeinträchtigung der Strukturqualität beim Mikrofräsen von PMMA durch den Einsatz vollkeramischer Mikrofräser signifikant reduziert werden kann. Während Hartmetallwerkzeuge ein lineares Verschleißprofil aufweisen, zeigen Keramikwerkzeuge nahezu keinen Verschleiß bis zum Eintreten von stochastischen Schneidenausbrüchen. Durch Limitieren des Standweges der vollkeramischen Mikrofräser kann die Wahrscheinlichkeit von stochastischem Werkzeugversagen jedoch minimiert werden. In dem für die Keramikwerkzeuge gewählten Standweg von 6 m trat in den Versuchen kein Schneidenausbruch auf und es wurden konstante Prozessergebnisgrößen ohne negative Einflüsse

erreicht. Im Gegensatz dazu betrug der Standweg der Hartmetallwerkzeuge mit 2 m nur ein Drittel von dem der Keramikwerkzeuge. Aufgrund des linearen Verschleißprofils zeigten die Prozessergebnisgrößen bereits innerhalb dieses Standwegs stetige Änderungen. Insgesamt konnte mit den prozessintermittierenden Verschleißmessungen der Standzeitversuche gezeigt werden, dass durch den Einsatz der vollkeramischen Werkzeuge anstelle von Hartmetallwerkzeugen um Faktor drei größere Mikrostrukturen in PMMA erzeugt, und gleichzeitig verschleißbedingte Strukturänderungen unterbunden werden können.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Mit dem Herunterskalieren des konventionellen Fräsprozesses in den Mikrobereich treten Größeneffekte auf, die die erreichbaren Werkzeugstandzeiten und Strukturqualitäten limitieren. Die signifikantesten Größeneffekte beim Mikrofräsen sind das Verhältnis von Spanungsdicke zu Schneidenradius, sowie die mit dem Durchmesser in der vierten Potenz fallenden Steifigkeiten der Werkzeuge. Zum Vermeiden vermehrter Werkzeugbrüche und erhöhten Werkzeugverschleißes sind daher hohe Schneidenschärfen und verschleißresistente Schneidstoffe erforderlich, weshalb meist Ultrafeinstkornhartmetall (gute mechanische Kennwerte und geringe Korngrößen) eingesetzt wird. Dennoch tritt z. B. beim Mikrofräsen von PMMA mit Hartmetallwerkzeugen hoher abrasiver Werkzeugverschleiß auf. Technische Keramiken als Schneidstoff finden in der konventionellen Bearbeitung vielfach Anwendung. Trotz der dort erreichten Vorteile (Standzeit, Zeitspanvolumen, Oberflächenqualität) und der Verfügbarkeit feinkörniger Keramiken wurden diese in der Mikrozerspanung bislang nicht eingesetzt. In dieser Arbeit wurden daher die Herstellung vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge mit Duchmesser 50 µm mittels Schleifen sowie deren Anwendung untersucht, um das Potential keramischer Schneidstoffe auch in der Mikrozerspanung auszunutzen und den Werkzeugverschleiß insbesondere bei der Bearbeitung von PMMA zu reduzieren.

Vor der Herstellung erster Keramikwerkzeuge erfolgte eine Aufstellung der Anforderungen an keramische Schneidstoffe in der Mikrozerspanung. Die beiden Hauptkriterien waren eine Bruchzähigkeit $K_{IC} > 4\,\mathrm{MPam}^{0.5}$ und eine Korngröße kleiner 1 µm. Die Forderung zur Bruchzähigkeit reduziert die Sprödbruchanfälligkeit bei zyklischer Schlagbelastung, und die geringe Korngröße ermöglicht das Herstellen scharfer Werkzeugschneiden. Diesem Anforderungsprofil entsprechen jedoch nur sehr wenige Keramiksorten. Als kommerziell erhältliche technische Keramiksorten mit Anforderungserfüllung wurden drei Oxidkeramiken (Al_2O_3, ZTA und Y-TZP) und eine Nichtoxidkeramik (Si_3N_4) ausgesucht. Im Anschluss wurden aus diesen Keramiksorten Mikrofräswerkzeuge geschliffen. In der ersten Herstellphase betrug der Werkzeugdurchmesser 100 µm, um die Wahrscheinlichkeit von Werkzeugbrüchen im noch nicht angepassten Schleifprozess zu verringern. Beim vergleichsweise spröden Al_2O_3 und ZTA traten starke Kornausbrüche an den Werkzeugen auf, die starke Abweichungen der Werkzeuggeometrie und stumpfe Schneiden zur Folge hatten. Die Si_3N_4 Werkzeuge wiesen kleine Kornausbrüche am Werkzeugkörper auf, was zu unscharfen Schneiden mit hoher Schartigkeit führte. Die Y-TZP Werkzeuge hingegen zeigten als einzige keine Kornausbrüche und erreichten defektfreie Geometrien mit scharfen Schneiden und geringer Schartigkeit. Daher wurde Y-TZP als Keramiksorte zum Herstellen der vollkeramischen Mikrofräser festgelegt, wobei jedoch hoher Schleifscheibenverschleiß auftrat.

Zum Ausgleichen des Schleifscheibenverschleißes und Realisieren eines prozesssicheren Werkzeugschleifprozesses wurde anschließend der Schleifprozess an den keramischen Schneidstoff angepasst. Die verwendete Bewertungsgröße war der mit dem AFM gemessene Schneidenradius der Mikrofräswerkzeuge, der durch den Schleifscheibenverschleiß anstieg. Dabei wurde gezeigt, dass bereits nach fünf geschliffenen Werkzeugen ein Schneidenradiusanstieg von 50 % vorlag. Zum Reduzieren des Schleifscheibenverschleißes wurde eine Abrichteinheit in den Schleifprozess integriert sowie die Schleifeinheit mit leistungsfähigeren Komponenten ausgestattet. Zudem

wurden verschiedene Abrichtwerkzeuge zum Zurücksetzen der Schleifscheiben untersucht. Die getesteten kommerziell erhältlichen Diamantabrichter und der Abziehstein verschlechterten den Schneidenradius dabei unabhängig von den Abrichtparametern. Lediglich das Abrichten mit einem Siliziumwafer führte zu einer Verringerung des Schneidenradius. In aufeinanderfolgenden Schleifprozessen wurde nachgewiesen, dass durch den Abrichtprozess mit dem Si-Wafer der Schleifscheibenverschleiß kompensiert und eine prozesssichere Herstellung der vollkeramischen Mikrofräser ermöglicht wurde. Damit wurde auch der Werkzeugdurchmesser von 100 µm in der ersten Herstellphase auf die Zielgröße von 50 µm für die anschließenden Mikrofräsversuche herunterskaliert.

Mit auf der angepassten Werkzeugschleifeinheit hergestellten Werkzeugen wurde der durch verschiedene Keramikhersteller bedingte Chargeneinfluss auf die Werkzeugqualität und die Prozessergebnisse von Mikrofräsversuchen in PMMA betrachtet. Die Werkzeuge aus drei Y-TZP Keramiken verschiedener Hersteller (K1, K2 und K3) zeigten trotz identischer Zusammensetzung Unterschiede in den Schneidentopographien bzw. Schneidenradien der geschliffenen Mikrofräser. Keramik K1 wies mittlere Schneidenradien von ca. 300 nm auf, während die Werkzeuge der beiden anderen Keramiken bei ca. 1000 nm lagen. Die Schärfe der Werkzeuge in Wechselwirkung mit dem Zahnvorschub beeinflusste die Spanbildung in den Mikrofräsversuchen durch das Auftreten von Pflügen stark, Keramik K2 und K3 führten sowohl bei $f_z = 1$ µm als auch bei $f_z = 2{,}5$ µm zu Pflügen. Mit den schärferen Werkzeugen aus K1 konnte Pflügen bei $f_z = 2{,}5$ µm hingegen unterdrückt und der Werkzeugverschleiß reduziert werden. Daher wurde K1 als Keramik für die weiteren Versuche gewählt, womit alle Faktoren der vollkeramischen Mikrofräswerkzeuge festgelegt waren: Die Keramiksorte der Werkzeuge, der Werkzeugschleifprozess mit Abrichtvorgang und der Hersteller der keramischen Werkzeugrohlinge.

Mit diesen Mikrofräswerkzeugen wurden die Auswirkungen von erhöhtem Zahnvorschub und gesteigerter Spindeldrehzahl auf den Prozess untersucht. Dabei zeigte sich ein starker Einfluss der erhöhten Spindeldrehzahl auf die Prozesskräfte, die bei 110 000 min^{-1} um bis zu 66 % gesenkt werden konnten. Das Verhalten wurde mit einer erhöhten Temperatur an der Schneide erklärt, die im Bereich der Glasübergangstemperatur von PMMA lag und ein duktileres Verhalten des Werkstoffs hervorrief. Dadurch konnte auch der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert werden: Durch Kombination der Drehzahl von 110 000 min^{-1} mit einem Zahnvorschub ≥ 5 µm sank der Schneideneckenverschleiß und es konnte gezeigt werden, dass der Anstieg des Schneidenradius mit dem zurückgelegten Schnittweg skalierte. Die Nutqualität wurde durch die gesteigerte Drehzahl bzw. den erweichten Werkstoff ebenfalls positiv beeinflusst, während die Rauheit im Nutgrund weiterhin von der durch den Zahnvorschub vorgegebenen Fräskinematik abhing. Insgesamt konnte gezeigt werden, dass der Verschleiß der keramischen Werkzeuge durch angepasste Prozessparameter reduziert und gleichzeitig höhere Abtragsraten ohne negative Auswirkungen erreicht werden konnten. Den besten Kompromiss zwischen Werkzeugverschleiß und Oberflächenrauheit stellten eine Drehzahl von 110 000 min^{-1} und ein Zahnvorschub von 5 µm dar.

Abschließend wurde das Verschleißverhalten der vollkeramischen Mikrofräser in Standzeitversuchen analysiert. Dazu wurden Verschleißkurven mittels prozessintermittierender Verschleißmessungen mit dem AFM über einen Gesamtvorschubweg von 15 m erstellt. Die Verschleißkurven zeigten einen diskontinuierlichen Verschleiß stochastischer Natur, wobei bis zu dessen Eintreten

konstante Prozessergebnisse erreicht wurden. Aus den Verläufen des Verschleißes, der Prozesskräfte und der Nutqualität wurde ein Standweg der vollkeramischen Mikrofräser in PMMA von 6 m abgeleitet, bis zu dem keine Verschlechterungen des Prozesses bzw. Prozessergebnisses auftraten und ein prozesssicherer Einsatz der Werkzeuge möglich war. Im direkten Vergleich zeigten die als Referenz eingesetzten Hartmetallwerkzeuge ein lineares Verschleißprofil, bei dem bereits ab 0,5 m Vorschubweg Verschleißerscheinungen an den Werkzeugschneiden auftraten. Der Standweg der Hartmetallwerkzeuge wurde aufgrund von hohem Verschleiß und negativer Auswirkungen auf die Nutgeometrie und Nutgrundrauheit auf 2 m festgelegt, wobei bereits im Standweg stetige Änderungen durch den linear fortschreitenden Werkzeugverschleiß auftraten. Im direkten Vergleich konnte durch den Einsatz der vollkeramischen Werkzeuge eine Standwegerhöhung um Faktor drei erreicht und der Werkzeugverschleiß sowie die Beeinträchtigung der Strukturqualität beim Mikrofräsen von PMMA deutlich reduziert werden.

Die durchgeführten Untersuchungen bestätigen, dass die in der konventionellen Zerspanung bekannten Vorteile (Standzeit, Zeitspanvolumen, Oberflächenqualität) keramischer Schneidstoffe bei entsprechender Vorgehensweise auch in der Mikrofräsbearbeitung genutzt werden können. Durch die auf das Anforderungsprofil von Mikrofräsern angepasste Auswahl der Keramiksorte konnten mittels Schleifen vollkeramische Mikrofräser hergestellt und erfolgreich eingesetzt werden. Mit Y-TZP als Keramiksorte und dem angepassten Schleifprozess wurde eine prozesssichere Werkzeugherstellung ermöglicht und Unterschiede von Keramiken verschiedener Hersteller betrachtet. Im Einsatz zeigten die vollkeramischen Werkzeuge beim Mikrofräsen von PMMA einen sehr geringen Verschleiß bei einer Drehzahl von $110\,000\,\mathrm{min}^{-1}$ und Zahnvorschüben $\geq 5\,\mu\mathrm{m}$, und die erreichbaren Verbesserungen gegenüber Mikrofräsern aus Hartmetall wurden verdeutlicht. Insgesamt konnte durch die Untersuchungen das Potential keramischer Schneidstoffe in der Mikrofräsbearbeitung erstmals nachgewiesen werden. Die Ergebnisse dieser Arbeit ermöglichen gegenüber dem Stand der Forschung eine wirtschaftlichere Mikrofräsbearbeitung großflächiger Strukturen in PMMA, was z. B. bei der Herstellung optischer Elemente oder Lab-on-a-Chip Systeme von Vorteil ist.

In weiteren Forschungsarbeiten sollte die vergleichsweise geringe Härte von Y-TZP verbessert werden, um auch schwerer zerspanbare Werkstoffe bearbeiten zu können. Dabei darf die Bruchzähigkeit jedoch nicht maßgeblich beeinflusst werden, da diese entscheidend zum Vermeiden plötzlicher Werkzeugbrüche ist. Ein möglicher Ansatz liegt in der Verbesserung der Keramikzusammensetzung durch das Einbringen von Sekundärphasen oder der gezielten Anpassung des Stabilisators. Bei Implantatwerkstoffen wurden z. B. durch Zulegieren von Strontiumhexaaluminat Festigkeitssteigerungen beobachtet. Eine weitere Möglichkeit besteht in der Hinzugabe von Hartstoff-Nanopartikeln (z. B. Titankarbid oder Graphenflocken), die die Korngröße der Keramik nicht negativ beeinflussen.

Ebenfalls sollte überprüft werden, inwiefern das für PMMA bestimmte Verhalten auf weitere Werkstoffe der Klasse der Thermoplaste übertragen werden kann. Dabei sollten auch die Auswirkungen höherer Schnittgeschwindigkeiten betrachtet werden. Spindelsysteme, bei denen der Werkzeugschaft den Rotor darstellt, können Drehzahlen bis $450\,000\,\mathrm{min}^{-1}$ bei geringen Rundlaufabweichungen erreichen. Dadurch könnten die Abtragsraten des Mikrofräsprozesses noch weiter erhöht und der Werkzeugverschleiß möglicherweise noch stärker reduziert werden.

9 Quellenverzeichnis

[Abde17] A. A. Abdel-Wahab, S. Ataya, V. V. Silberschmidt: Temperature-dependent mechanical behaviour of PMMA: Experimental analysis and modelling. Polymer Testing 58 (2017): S. 86–95. 10.1016/j.polymertesting.2016.12.016

[Adam01] D. P. Adams, M. J. Vasile, G. Benavides, A. N. Campbell: Micromilling of metal alloys with focused ion beam–fabricated tools. Precision Engineering 24 (2001): S. 107–113.

[Aden20] D. Adeniji, J. Schoop, S. Gunawardena, C. Hanson, M. Jahan: Characterization and Modeling of Surface Roughness and Burr Formation in Slot Milling of Polycarbonate. Journal of Manufacturing and Materials Processing 4 (2020): S. 59. 10.3390/jmmp4020059

[Adva22] Advanced Tool Inc.: Micro End Mill Geometry. <*https://advancedtool.com/micro-end-mill-geometry/*> - 30. 12. 2022.

[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 (1960): S. 348–357. 10.1115/1.3664242

[Alha19] L. L. Alhadeff, M. B. Marshall, D. T. Curtis, T. Slatter: Protocol for tool wear measurement in micro-milling. Wear 420-421 (2019): S. 54–67. 10.1016/j.wear.2018.11.018

[Ali06] M. Y. Ali, A. S. Ong: Fabricating micromilling tool using wire electrodischarge grinding and focused ion beam sputtering. Journal of Advanced Manufacturing Technology 31 (2006): S. 501–508. 10.1007/s00170-005-0220-9

[Alti03] L. Alting, F. Kimura, H. N. Hansen, G. Bissacco: Micro Engineering. CIRP Annals 52 (2003): S. 635–657. 10.1016/S0007-8506(07)60208-X

[Arma98] E. J. A. Armarego: A Generic Mechanics Of Cutting Approach To Predictive Technological Performance Modeling Of The Wide Spectrum Of Machining Operations. Machining Science and Technology 2 (1998): S. 191–211. 10.1080/10940349808945668

[Arno19] B. Arnold: Zirkon, Zirkonium, Zirkonia - ähnliche Namen, verschiedene Materialien. Springer-Verlag, (2019). ISBN: 978-3-662-59578-7

[Arra13] P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I. S. Jawahir: Recent advances in modelling of metal machining processes. CIRP Annals 62 (2013): S. 695–718. 10.1016/j.cirp.2013.05.006

[Auri08] J. C. Aurich, R. Haberland, G. M. Schüler, J. Engmann: Mikroschaftwerkzeuge für die Fräs- und Schleifbearbeitung: Neue Wege zur Herstellung und Anwendung. wt Werkstattstechnik online 98 (2008): S. 944–949.

[Auri12] J. C. Aurich, I. G. Reichenbach, G. M. Schüler: Manufacture and application of ultra-small micro end mills. CIRP Annals 61 (2012): S. 83–86. 10.1016/j.cirp.2012.03.012

[Auri14] J. C. Aurich, I. G. Reichenbach, M. Bohley: Ultra–small micro end mills. CIRP Encyclopedia of Production Engineering (2014): S. 1280–1286.

[Auri16] J. C. Aurich, M. Bohley, F. Schneider, B. Kirsch: Hartmetalle für die Mikrobearbeitung – Einflussgrößen auf das Bearbeitungsergebnis. Pulvermetallurgie in Wissenschaft und Praxis 32 (2016): S. 231–254.

[Auri17] J. C. Aurich, M. Bohley, I. G. Reichenbach, B. Kirsch: Surface quality in micro milling: Influences of spindle and cutting parameters. CIRP Annals 66 (2017): S. 101–104. 10.1016/j.cirp.2017.04.029

[Auri22] J. C. Aurich, S. Kieren-Ehses, T. Mayer, M. Bohley, B. Kirsch: An investigation of the influence of the coating on the tool lifetime and surface quality for ultra-small micro end mills with different diameters. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 37 (2022): S. 92–102. 10.1016/j.cirpj.2022.01.004

[Auri24] J. C. Aurich, N. Altherr, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, T. Mayer: Creating Surface Morphologies by Micro Milling and Micro Grinding. Component Surfaces – Manufacturing-Morphology-Property Relationships (2024): S. 67–95. 10.1007/978-3-031-35575-2_4

[Bäck11] C. Bäcker, M. Herrmann, C. Hübert, C. Koplin, D. Oberschmidt, E. Uhlmann, A. Renz, I. Schulz, M. Wacinski: TechVolk - Technologie zur Herstellung vollkeramischer Fräswerkzeuge. (2011).

[Bao00] W. Y. Bao, I. N. Tansel: Modeling micro-end-milling operations. Part I: analytical cutting force model. International Journal of Machine Tools and Manufacture 40 (2000): S. 2155–2173. 10.1016/S0890-6955(00)00054-7

[Beck02] H. Becker, L. E. Locascio: Polymer microfluidic devices. Talanta 11 (2002): S. 262–287. 10.1016/S0039-9140(01)00594-X

[Bend20] B. Bender, D. Göhlich: Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau 1: Grundlagen und Tabellen. 26. Springer-Verlag, (2020). ISBN: 978-3-662-59710-1

[Biss08] G. Bissacco, H. N. Hansen, J. Slunsky: Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling. CIRP Annals 57 (2008): S. 113–116. 10.1016/j.cirp.2008.03.085

[Bohl16] M. Bohley, I. G. Reichenbach, C. Müller, B. Kirsch, J. C. Aurich: Compact hydrodynamic spindle module for micromachining applications. Proceedings of the 16th euspen International Conference (2016).

[Bohl18] M. Bohley, I. G. Reichenbach, S. Kieren-Ehses, L. Heberger, P. A. 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 (2018). 10.3390/jmmp2020022

[Bohl20] M. Bohley: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, (2020).

[Bore04] S. Borek, K. Schauer, M. Füting, A. Heilmann: Endbearbeitung von Mikrofräsern mittels Ionenstrahltechniken. wt Werkstattstechnik online 94 (2004): S. 600–604.

[Bran89] J. Brandrup, E. H. Immergut: Polymer handbook. 3rd ed. Wiley, (1989). ISBN: 0-471-81244-7

[Brin08] E. Brinksmeier, R. Gläbe, O. Riemer, S. Twardy: Potentials of precision machining processes for the manufacture of micro forming molds. Microsystem Technologies (2008): S. 1983–1987. 10.1007/s00542-008-0656-6

[Brud07] G. Brudek: Beiträge zur Prozessanalyse in der Mikrozerspanung: Insbesondere für das Mikrofräsen. Dissertation. Hamburg: Helmut-Schmidt-Universität/ Universität der Bundeswehr Hamburg, (2007).

[BSQT23] BSQ Tech GmbH: Keramikfraeser <*https://www.bsq-tech.com/keramikfraeser*> - 28. 03. 2023.

[Cama12] M. A. Camara, J. C. Campos Rubio, A. M. Abrao, J. P. Davim: State of the Art on Micromilling of Materials, a Review. Journal of Materials Science & Technology 28 (2012): S. 673–685. 10.1016/S1005-0302(12)60115-7

[Çeli17] A. Çelik, M. Sert Alağaç, S. Turan, A. Kara, F. Kara: Wear behavior of solid SiAlON milling tools during high speed milling of Inconel 718. Wear 378-379 (2017): S. 58–67. 10.1016/j.wear.2017.02.025

[Cera23a] CeramTec: SiAlON – Silizium-Aluminiumoxid-Nitrid <*https://www.ceramtec-industrial.com/de/werkstoffe/sialon*> - 03. 08. 2023.

[Cera23b] CeramTec: Vollkeramik Schaftfräser für Inconel- und Nickel-Legierungen <*https://www.ceramtec-industrial.com/de/produkte-anwendungen/zerspanungstechnik/schneidstoffe/sialon-keramiken/lsm-800*> - 20. 11. 2023.

[Cera24] CeramTec: Wendeschneidplatten für die Zerspanung <*https://www.ceramtec-industrial.com/de/produkte-anwendungen/zerspanungstechnik/schneidstoffe*> - 06. 02. 2024.

[Chae06] J. Chae, S. S. Park, T. Freiheit: Investigation of micro-cutting operations. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006): S. 313–332. 10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015

[Chen13] K. Cheng, D. Huo: Micro Cutting. Wiley, (2013).

[Clau85] N. Claussen: Strengthening strategies for ZrO2-toughened ceramics at high temperatures. Materials Science and Engineering 71 (1985): S. 23–38. 10.1016/0025-5416(85)90203-4

[Ćori17] D. Ćorić, M. Majić Renjo, L. Ćurković: Vickers indentation fracture toughness of Y-TZP dental ceramics. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials 64 (2017): S. 14–19. 10.1016/j.ijrmhm.2016.12.016

[Czic20] H. Czichos, K.-H. Habig: Tribologie-Handbuch. Springer Fachmedien Wiesbaden, (2020). ISBN: 978-3-658-29483-0

[Denk05] B. Denkena, M. Reichstein, J. Brodehl, L. de Leon Garcia: Surface Preparation, Coating and Wear Performance of Geometrically Defined Cutting Edges. 8th CIRP Int. Workshop on Modeling of Machining Operations (2005).

[Denk11] B. Denkena, H. K. Tönshoff: Spanen: Grundlagen. 3. Aufl. Springer-Verlag, (2011).

[Denk14] B. Denkena, D. Biermann: Cutting edge geometries. CIRP Annals 63 (2014): S. 631–653. 10.1016/j.cirp.2014.05.009

[Dhan07] A. Dhanorker, X. Liu, T. Özel: Micromilling Process Planning and Modeling for Micromold Manufacturing. ASME 2007 International Manufacturing Science and Engineering Conference (2007). 10.1115/MSEC2007-31070

[Diet20] J. Dietrich, A. Richter: Praxis der Zerspantechnik: Verfahren, Prozesse, Werkzeuge. 13., überarbeitete und ergänzte Auflage. Springer-Verlag, (2020). ISBN: 9783658309671

[DIN03a] DIN 8589-3:2003-09: Fertigungsverfahren Spanen: Teil 3: Fräsen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, (2003).

[DIN03b] DIN 8580: Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, (2003).

[DIN10] DIN EN ISO 4287:2010-07: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009). Beuth Verlag, (2010).

[DIN13] DIN EN ISO 16610-21:2013-06: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Filterung - Teil 21: Lineare Profilfilter: Gauß-Filter (ISO 16610-21:2011). Beuth Verlag, (2013). 10.31030/2012496

[DIN20] DIN EN ISO 13715:2020-01: Technische Produktdokumentation – Kanten mit unbestimmter Gestalt – Angaben und Bemaßung (ISO 13715:2017). Beuth Verlag, (2020).

[DIN23] DIN EN ISO 25178-2:2023-09: Geometrische Produktspezifikation_(GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit (ISO_25178-2:2021). Beuth Verlag GmbH, (2023). 10.31030/3294021

[DIN98] DIN EN ISO 4288:1998-04: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4288:1996). Beuth Verlag GmbH, (1998). 10.31030/7434013

[Disc23] Disco Corporation: Electroformed Bond Hub Blades - ZH05 Series. <*https://www.disco.co.jp/eg/products/blade/zh05.html*> - 02. 01. 2023.

[Dorn06] D. Dornfeld, S. Min, Y. Takeuchi: Recent Advances in Mechanical Micromilling. CIRP Annals 55 (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 (2011): S. 547–553. 10.1016/j.precisioneng.2011.06.002

[Evan15] C. J. Evans, E. C. Browy, T. Childs, E. Paul: Interferometric measurements of single crystal diamond tool wear. CIRP Annals 64 (2015): S. 125–128. 10.1016/j.cirp.2015.04.066

[Evan80] A. G. Evans, A. H. Heuer: Transformation Toughening in Ceramics: Martensitic Transformations in Crack-Tip Stress Fields. Journal of the American Ceramic Society 63 (1980): S. 241–248. 10.1111/j.1151-2916.1980.tb10712.x

[Fang03] F. Z. Fang, H. Wu, X. D. Liu, Y. C. Liu, S. T. Ng: Tool geometry study in micromachining. Journal of Micromechanics and Microengineering 13 (2003): S. 726–731.

[Fili08] S. Filiz, L. Xie, L. E. Weiss, O. B. Ozdoganlar: Micromilling of microbarbs for medical implants. International Journal of Machine Tools and Manufacture 48 (2008): S. 459–472. 10.1016/j.ijmachtools.2007.08.020

[Fink19] D. Finkeldei, M. Sexauer, F. Bleicher: End milling of Inconel 718 using solid Si3N4 ceramic cutting tools. Procedia CIRP 81 - Proceedings of the 52nd CIRP Conference on Manufacturing Systems 81 (2019): S. 1131–1135. 10.1016/j.procir.2019.03.280

[Fisc00] S. W. Fischer: Fertigungssysteme zur spanenden Herstellung von Mikrostrukturen. Dissertation. Aachen: RWTH Aachen, (2000).

[Flei08a] J. Fleischer, M. Deuchert, C. Kühlewein, C. Ruhs: Geometry Optimization of Micro Milling Tools. Proceedings of the 4th International Conference on Multi-Material Micro Manufacture (2008).

[Flei08b] J. Fleischer, M. Deuchert, C. Ruhs, C. Kühlewein, G. Halvadjiysky, C. Schmidt: Design and manufacturing of micro milling tools. Microsystem Technologies 14 (2008): S. 1771–1775. 10.1007/s00542-008-0652-x

[Frie96] C. R. Friedrich, M. J. Vasile: The micromilling process for high aspect ratio microstructures. Microsystem Technologies (1996): S. 144–148.

[Frie97] C. R. Friedrich, P. J. Coane, M. J. Vasile: Micromilling development and applications for microfabrication. Microelectronic Engineering 35 (1997): S. 367–372.

[Gahr87] K. H. zum Gahr: Grundlagen des Verschleißes. VDI Bericht: Metallische und Nichtmetallische Werkstoffe und ihre Verarbeitungsverfahren im Vergleich 600 (1987).

[Gahr92] K. H. zum Gahr: Reibung und Verschleiß: Ursachen - Arten - Mechanismen. Reibung und Verschleiß, Symposium der Deutschen Gesellschaft für Materialkunde (1992): S. 3–14.

[Gao17] P. Gao, Z. Liang, X. Wang, T. Zhou, S. Li, S. Zhang, Z. Liu: Cutting edge damage in grinding of cemented carbides micro end mills. Ceramics International 43 (2017): S. 11331–11338. 10.1016/j.ceramint.2017.05.336

[Gill76] L. K. Gillespie, P. T. Blotter: The Formation and Properties of Machining Burrs. Journal of Engineering for Industry 98 (1976): S. 66–74. 10.1115/1.3438875

[Gläb04] R. Gläbe: Prozess- und Schneidstoffentwicklungen zur ultrapräzisen Drehbearbeitung von Stahl. Dissertation. IWT Bremen, (2004).

[Gree24] Greenleaf Corporation: XSYTIN-360 Ceramic End Mills <*https://www.greenleafcorporation.com/xsytin-360.php*> - 06. 02. 2024.

[Grot07] K.-H. Grote, J. Feldhusen: Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. 22. Aufl. Springer-Verlag, (2007).

[Habi80] K. H. Habig: Verschleiß und Härte von Werkstoffen. Carl Hanser Verlag, (1980). ISBN: 9783446129658

[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 (2018): S. 654–657. 10.1016/j.procir.2018.08.184

[Hash99] M. Hashimura, Y. P. Chang, D. Dornfeld: Analysis of Burr Formation Mechanism in Orthogonal Cutting. Journal of Manufacturing Science and Engineering 121 (1999): S. 1–7. 10.1115/1.2830569

[Heim10] R. B. Heimann: Classic and advanced ceramics: From fundamentals to applications. Wiley-VCH-Verl., (2010). ISBN: 978-3-527-32517-7

[Hein20] M. Heintz, T. Mayer, B. Kirsch, J. C. Aurich: Tool/workpiece contact detection via acoustic emission in micro grinding. Proceedings of the 20th euspen International Conference (2020): S. 587–588.

[Heis14] U. Heisel, F. Klocke, E. Uhlmann, G. Spur: Handbuch Spanen. 2. Aufl. Hanser, (2014). ISBN: 9783446428263

[Hess03] J. Hesselbach, A. Raatz, J. Wrege, H. Herrmann, H. Weule, C. Buchholz, H. Tritscher, M. Knoll, J. Elsner, F. Klocke, M. Weck, J. von Bodenhausen, A. von Klitzing: mikroPRO: Untersuchung zum internationalen Stand der Mikroproduktionstechnik. wt Werkstattstechnik online 93 (2003): S. 119–128.

[Heyl01] P. Heyl, T. Olschewski, R. W. Wijnaendts: Manufacturing of 3D structures for micro-tools using laser ablation. Microelectronic Engineering 57-58 (2001): S. 775–780. 10.1016/S0167-9317(01)00485-3

[Hieu07] Hieu, N.T.: Modellierung des Hochgeschwindigkeitsfräsens mit Kugelkopffräsern unter besonderer Berücksichtigung der Oberflächengüte. Dissertation. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2007).

[Hohe12] J. Hohenstein: Oberflächengestalt beim Messerkopffräsen: Einflussgrößen, Wirkmechanismen, Vorhersage. Dissertation. Technische Hochschule Darmstadt, (2012).

[Hüls14] D. Hülsenberg: Keramik: Wie ein alter Werkstoff hochmodern wird. Springer-Verlag, (2014).

[Ikaw91] N. Ikawa, R. R. Donaldson, R. Komanduri, W. König, T. H. Aachen, P. A. McKeown, T. Moriwaki, I. F. Stowers: Ultraprecision Metal Cutting — The Past, the Present and the Future. CIRP Annals 40 (1991): S. 587–594. 10.1016/S0007-8506(07)61134-2

[ISCA24] ISCAR LTD.: Solidmill - Vollkeramik-Schaftfräser für die wirtschaftliche Bearbeitung von Superlegierungen, Gusseisen und Graphit <*https://www.iscar.de/Products.aspx/countryid/7/ProductId/12291*> - 06. 02. 2024.

[ISO01] ISO 15165:2001: Fine ceramics (advanced ceramics, advanced technical ceramics) - Classification system. International Organization for Standardization, (2001).

[ISO89a] ISO 8688-1:1989: Lebensdauerprüfung von Fräswerkzeugen - Teil 1: Stirnfräsen. International Organization for Standardization, (1989).

[ISO89b] ISO 8688-2:1898: Lebensdauerprüfung von Fräswerkzeugen - Teil 2: Stirn-Umfangsfräsen. International Organization for Standardization, (1989).

[Jack07] M. J. Jackson, G. M. Robinson, L. J. Hyde, K. Kanjarkar, J. Cui: Design and manufacture of high-speed spindles for dry micromachining applications. International Journal of Nanomanufacturing 1 (2007): S. 641. 10.1504/IJNM.2007.014616

[Jaha20] M. P. Jahan, J. Ma, C. Hanson, G. K. Arbuckle: Tool wear and resulting surface finish during micro slot milling of polycarbonates using uncoated and coated carbide tools. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 234 (2020): S. 52–65. 10.1177/0954405419862479

[Jaha99] S. Jahanmir, M. Ramulu, P. Koshy: Machining of Ceramics and Composites. Marcel Dekker, (1999). ISBN: 978-0824701789

[Jáur10] A. L. Jáuregui, H. R. Siller, C. A. Rodríguez, A. Elías-Zúñiga: Evaluation of micromechanical manufacturing processes for microfluidic devices. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 48 (2010): S. 963–972. 10.1007/s00170-009-2326-y

[Jiao14] F. Jiao, K. Cheng: An experimental investigation on micro-milling of polymethyl methacrylate components with nanometric surface roughness. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 228 (2014): S. 790–796. 10.1177/0954405413507251

[Jin12] X. Jin, Y. Altintas: Prediction of micro-milling forces with finite element method. Journal of Materials Processing Technology 212 (2012): S. 542–552. 10.1016/j.jmatprotec.2011.05.020

[Kahn08] P. Kahnis: Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich. Dissertation. Dortmund: Technische Universität Dortmund, (2008).

[Kang13] Y. H. Kang, C. M. Zheng: Mathematical modelling of chip thickness in micro-end-milling: A Fourier modelling. Applied Mathematical Modeling 37 (2013): S. 4208–4223. 10.1016/j.apm.2012.09.011

[Kenn24] Kennametal Inc.: Beyond EADE Vollkeramik-Schaftfräser <*https://www.kennametal.com/de/de/products/metalworking-tools/milling/solid-end-milling/high-performance-solid-carbide-end-mills/eade-solid-ceramic-end-mills-kys40-beyond-grade.html*> - 06. 02. 2024.

[Kien52] O. Kienzle: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure 94 (1952): S. 299–305.

[Kier21] S. Kieren-Ehses, 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 21st euspen International Conference (2021): S. 463–466.

[Kier23] S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Process intermittent quantitative analysis of the wear of ultra-small micro end mills. CIRP Annals (2023). 10.1016/j.cirp.2023.04.046

[Kirc12] S. Kirchberg, L. Chen, L. Xie, G. Ziegmann, B. Jiang, Rickens, K., O. Riemer: Replication of precise polymeric microlens arrays combining ultra-precision diamond ball-end milling and micro injection molding. Microsystem Technologies 18 (2012): S. 459–465. 10.1007/s00542-011-1414-8

[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 (2017): S. 261–279. 10.3390/mi8090261

[Kita78] Y. Kita, M. Ido, S. Hata: The mechanism of metal removal by an abrasive tool. Wear 47 (1978): S. 185–193. 10.1016/0043-1648(78)90214-4

[Kloc07] F. Klocke: Fertigungsverfahren 3: Abtragen, Generieren und Lasermaterialbearbeitung. 4. Aufl. Springer-Verlag, (2007). ISBN: 978-3-540-23492-0

[Kloc18a] F. Klocke: Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. 9. Aufl. Springer-Verlag, (2018).

[Kloc18b] F. Klocke: Fertigungsverfahren 2: Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide. 6. Aufl. Springer-Verlag, (2018).

[Ko91] S.-L. Ko, D. A. Dornfeld: A Study on Burr Formation Mechanism. Journal of Engineering Materials and Technology 113 (1991): S. 75–87. 10.1115/1.2903385

[Kola86] H. Kolaska, K. Dreyer: Keramik als Spanungswerkstoff. Vortrag anläßlich der 1. Duisburger Sonderkeramik-Tagung (1986).

[Köni82] W. König, K. Essel, L. Witte: Spezifische Schnittkraftwerte fur die Zerspanung metallischer Werkstoffe. Stahleisen, (1982).

[Kork17] E. Korkmaz, R. Onler, O. B. Ozdoganlar: Micromilling of Poly(methyl methacrylate, PMMA) Using Single-Crystal Diamond Tools. Procedia Manufacturing 10 (2017): S. 683–693. 10.1016/j.promfg.2017.07.017

[Kots08] J. Kotschenreuther: Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung auf den Bereich der Mikrobearbeitung. Dissertation. Universität Karlsruhe, (2008).

[Lai08] X. Lai, H. Li, C. Li, Z. Lin, J. Ni: Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness. International Journal of Machine Tools and Manufacture 48 (2008): S. 1–14. 10.1016/j.ijmachtools.2007.08.011

[Lehm08] J. Lehmann: Kombinierte multifunktionale Arbeitsräume zur Restrukturierung der Mikroproduktion. Dissertation. Aachen: Helmut-Schmidt-Universität, (2008).

[Liu06] X. Liu, R. E. DeVor, S. G. Kapoor: An Analytical Model for the Prediction of Minimum Chip Thickness in Micromachining. Journal of Manufacturing Science and Engineering 128 (2006): S. 474–481. 10.1115/1.2162905

[Lohk12] R. Lohkamp, R. Müller, F. Schneider, J. Aurich: Multiscale modelling and simulation of micro machining of titanium. PAMM 12 (2012): S. 311–312. 10.1002/pamm.201210145

[Lucc91] D. A. Lucca, R. L. Rhorer, R. Komanduri: Energy Dissipation in the Ultraprecision Machining of Copper. CIRP Annals 40 (1991): S. 69–72. 10.1016/S0007-8506(07)61936-2

[Male09] M. Malekian, S. S. Park, M. B. Jun: Tool wear monitoring of micro-milling operations. Journal of Materials Processing Technology 209 (2009): S. 4903–4914. 10.1016/j.jmatprotec.2009.01.013

[Male12] M. Malekian, M. G. Mostofa, S. S. Park, Jun, M . B. G.: Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum. Journal of Materials Processing Technology 212 (2012): S. 553–559. 10.1016/j.jmatprotec.2011.05.022

[Masu00] T. Masuzawa: State of the Art of Micromachining. CIRP Annals 49 (2000): S. 473–488. 10.1016/S0007-8506(07)63451-9

[Maye20] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, M. Heintz, B. Kirsch, J. C. Aurich: Manufacture of novel all–ceramic micro end mills. Proceedings of the 20th euspen International Conference (2020): S. 113–114.

[Maye21] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Atomic force microscope for in situ micro end mill characterization - Part II: Development of an algorithm to characterize the cutting edge radius of micro end mills. Proceedings of the 21st euspen International Conference (2021): S. 493–496.

[Maye22a] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Dressing of grinding wheels for the manufacture of all-ceramic micro end mills. Proceedings of the 22nd euspen International Conference (2022): S. 479–482.

[Maye22b] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Herstellung und Anwendung vollkeramischer Mikroschaftfräser. ZWF - Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 117 (2022). 10.1515/zwf-2022-1090

[Maye22c] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Micro milling of brass and commercially pure titanium with all-ceramic micro end mills made from four different ceramic tool substrates. Proceedings of the 22nd euspen International Conference (2022): S. 455–458.

[Maye23a] T. Mayer, A. Lange, A. Schulz, B. Kirsch, J. C. Aurich: Development of an angular position detection method to accurately characterize high speed spindles without encoders. Proceedings of the 23rd euspen International Conference (2023): S. 215–219.

[Maye23b] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Comparison of different 3Y-TZP substrates for the manufacture of all-ceramic micro end mills with respect to the cutting edge radius and the tool wear. Manufacturing Letters (2023): S. 44–46. 10.1016/j.mfglet.2023.09.001

[Maye24a] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, B. Kirsch, J. C. Aurich: Micro milling of different workpiece materials with all-ceramic Y-TZP and cemented carbide micro end mills. Production Engineering (2024). 10.1007/s11740-024-01263-5

[Maye24b] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, M. Willrich, B. Kirsch, J. C. Aurich: Wear behavior of all-ceramic micro end mills in micro milling of PMMA. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2024). 10.1007/s00170-024-14210-6

[Maye24c] T. Mayer, S. Kieren-Ehses, J. Meinlschmidt, B. Kirsch, J. C. Aurich: Mikrofräsen von PMMA mit vollkeramischen Werkzeugen. Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 119 (2024): S. 166–170. 10.1515/zwf-2024-1027

[McCa10] B. McCall, G. Birch, M. Descour, T. Tkaczyk: Fabrication of plastic microlens arrays for array microscopy by diamond milling techniques. Micromachining and Microfabrication Process Technology 15 (2010). 10.1117/12.840794

[Merc45a] M. E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. Journal of Applied Physics 16 (1945): S. 267–275. 10.1063/1.1707586

[Merc45b] M. E. Merchant: Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. Journal of Applied Physics 16 (1945): S. 318–324. 10.1063/1.1707596

[Miao95] H. Z. Miao, L. H. Qi, G.-w. Cui: Silicon Nitride Ceramic Cutting-Tools and Their Applications. Key Engineering Materials 114 (1995): S. 135–172. 10.4028/www.scientific.net/KEM.114.135

[Müll19] C. Müller: Kompakte Luftlagerspindeln für die spanende Mikrobearbeitung auf Desktop-Werkzeugmaschinen. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, (2019).

[Naka87] K. Nakayama, M. Arai: Burr Formation in Metal Cutting. CIRP Annals 36 (1987): S. 33–36. 10.1016/S0007-8506(07)62547-5

[Nano23] Nanosurf: AFM Theory - Topography and surface roughness measurements. <*https://www.nanosurf.com/en/support/afm-modes-overview/topography-and-surface-roughness-measurements*> - 21. 03. 2023.

[Neis94] A. Neises: Einfluß von Aufbau und Eigenschaften hochharter nicht-metallischer Schneidstoffe auf Leistung und Verschleiß im Zerspanprozeß mit geometrisch definierter Schneide. Dissertation. RWTH Aachen, (1994).

[NSTo22] NS Tool Co. Ltd.: Story of NS TOOL Micro Edge. <*https://www.ns-tool.com/en/company/microedge/*> - 30. 12. 2022.

[Ogaw16] Y. Ogawa, M. Ota, K. Nakamoto, T. Fukaya, M. Russell, T. I. Zohdi, K. Yamazaki, H. Aoyama: A study on machining of binder-less polycrystalline diamond by femtosecond pulsed laser for fabrication of micro milling tools. CIRP Annals 65 (2016): S. 245–248. 10.1016/j.cirp.2016.04.081

[Ohmo07] H. Ohmori, K. Katahira, T. Naruse, Y. Uehara, A. Nakao, M. Mizutani: Microscopic Grinding Effects on Fabrication of Ultra-fine Micro Tools. CIRP Annals 56 (2007): S. 569–572. 10.1016/j.cirp.2007.05.136

[Pauc08] E. Paucksch, S. Holsten, M. Linß, F. Tikal: Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Aufl. Vieweg+Teubner Verlag, (2008). ISBN: 978-3-8348-0279-8

[Pfaf17] J. Pfaff, M. Hajri, C. Häfner, K. Wegener: Laser manufacturing of carbide micro milling tools. 9th Lasers in Manufacturing Conference (2017).

[Pilj14] P. Piljek, Z. Keran, M. Math: Micromachining. Interdiscip. Descr. Complex Syst. (Interdisciplinary Description of Complex Systems) 12 (2014): S. 1–27. 10.7906/indecs.12.1.1

[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 (2014): S. 356–364. 10.1016/j.precisioneng.2013.11.006

[Reic14] I. G. Reichenbach, F. Fallenstein, J. C. Aurich: CAE Analysis of Single-Edge Micro End Mills – Methodology and Results. 9th International Conference on Micro Manufacturing (2014).

[Reic17] I. G. Reichenbach: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat. Dissertation. Kaiserslautern: 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 (2018): S. 3665–3677. 10.1007/s00170-018-1821-4

[Reic19] I. G. Reichenbach, M. Bohley, F. J. P. Sousa, J. C. Aurich: Tool-life criteria and wear behavior of single-edge ultra-small micro end mills. Precision Engineering 55 (2019): S. 55–58. 10.1016/j.precisioneng.2018.08.006

[Ried10] R. Riedel, I.-W. Chen: Ceramics Science and Technology - Volume 2: Properties. Wiley-VCH, (2010). ISBN: 978-3-527-31156-9

[Rodr13] P. Rodríguez, J. E. Labarga: A new model for the prediction of cutting forces in micro-end-milling operations. Journal of Materials Processing Technology 213 (2013): S. 261–268. 10.1016/j.jmatprotec.2012.09.009

[Sail01] T. Sailer, M. Herr, H.-G. Scoekl, R. Schulte, H. Feld, L. J. Prakash: Microstructure and mechanical properties of ultrafine-grained hardmetals. International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 19 (2001): S. 553–559.

[Sand24] Sandvik Coromant: Wendeschneidplatten und Sorten <*https://www.sandvik.coromant.com/de-de/tools/inserts-grades*> - 06. 02. 2024.

[Sant18] A. G. dos Santos, M. B. Da Silva, M. J. Jackson: Tungsten carbide micro-tool wear when micro milling UNS S32205 duplex stainless steel. Wear 414-415 (2018): S. 109–117. 10.1016/j.wear.2018.08.007

[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 (2012): S. 444–450. 10.1016/j.precisioneng.2012.01.008

[Scha06] K. Schauer: Entwicklung von Hartmetallwerkzeugen für die Mikrozerspanung mit definierter Schneide. Dissertation. Berlin: Technische Universität Berlin, (2006).

[Schä75] F. Schäfer: Entgraten. Karuasskopf-Verlag, (1975).

[Scha99] T. Schaller, L. Bohn, J. Mayer, K. Schubert: Microstructure grooves with a width of less than 50 µm cut with ground hard metal micro end mills. Precision Engineering 23 (1999): S. 229–235.

[Schm05] J. Schmidt, J. Kotschenreuther, M. Knoll: Alternative methods for manufacturing milling tools. Proceedings of the 5th euspen International Conference (2005).

[Schm06] K. Schmidt: Mikrofräswerkzeuge aus Hartmetall: Systeme für Herstellung und Anwendung. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, (2006).

[Schm18] J. W. P. Schmelzer, T. V. Tropin: Glass Transition, Crystallization of Glass-Forming Melts, and Entropy. Entropy 20(2) (2018). 10.3390/e20020103

[Schn99a] J. Schneider, G. Richter: Neue Entwicklungen und Anwendungen bei Schneidkeramik. Werkstatt und Betrieb 132 (1999): S. 71–75.

[Schn99b] J. Schneider, G. Richter: Neue Entwicklungen und Anwendungen bei Schneidkeramik. Werkstatt und Betrieb 132 (1999): S. 71–75.

[Shim93] S. Shimada, N. Ikawa, H. Tanaka, G. Ohmori, J. Uchikoshi, H. Yoshinaga: Feasibility Study on Ultimate Accuracy in Microcutting Using Molecular Dynamics Simulation. CIRP Annals 42 (1993): S. 91–94. 10.1016/S0007-8506(07)62399-3

[Siam24] Siam Niterra Co., Ltd.: Cutting Tools - Ceramic <*https://ngk-sparkplugs.co.th/cutting-tools-section/cutting-tools-product-pages/cutting-tools-product-pages-material-grade/ceramic/*> - 06. 02. 2024.

[Sorn95] T. Sornakumar: Advanced Ceramic-Ceramic Composite Tool Materials for Metal Cutting Applications. Key Engineering Materials 114 (1995): S. 173–188. 10.4028/www.scientific.net/KEM.114.173

[Stei15] M. Steiner: Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahls X5CrNi18-10. Dissertation. Dortmund: Technische Universität Dortmund, (2015).

[Sude10] H. Sudermann: Gratbildung beim Schleifen: Experimentelle Analyse und Modellierung der Gratbildung sowie Ansätze zur Gratminimierung. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, (2010).

[Tani83] N. Taniguchi: Current Status in, and Future Trends of, Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing. CIRP Annals 32 (1983): S. 573–582. 10.1016/S0007-8506(07)60185-1

[Tayl07] F. W. Taylor: On the art of cutting metals. Proceedings of the American Society of Mechanical Engineers (1907).

[Tell07] R. Telle: Salmang Scholze - Keramik. 7. Aufl. Springer-Verlag, (2007). ISBN: 978-3-540-63273-3

[Thep14] T. Thepsonthi: Modeling and Optimization of Micro-End Milling Process for Micro-Manufacturing. Dissertation. New Jersey: State University of New Jersey, (2014).

[thin24] thinXXS Microtechnology GmbH: Applications and microfluidics <*https://www.thinxxs.com/en/applications/*> - 17. 07. 2024.

[Thor24] Thorlabs Inc.: PMMA Microlens Arrays <*https://www.thorlabs.com/newgrouppage9.cfm?objectgroup_id=14638*> - 17. 07. 2024.

[Tlus75] J. Tlusty, P. McNeil: Dynamics of cutting forces in end milling. CIRP Annals 24 (1975): S. 21–25.

[Trit07] H. Tritschler: Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl. Dissertation. Universität Karlsruhe, (2007).

[Uhlm05] E. Uhlmann, K. Schauer: Dynamic Load and Strain Analysis for the Optimization of Micro End Mills. CIRP Annals 54 (2005): S. 75–78. 10.1016/S0007-8506(07)60053-5

[Uhlm06] E. Uhlmann, D. Oberschmidt, K. Schauer: Innovative Fräswerkzeuge für die Mikrozerspanung: Erweiterung der Anwendungsgebiete des Mikrofräsens durch innovative Werkzeugentwicklungen. wt Werkstattstechnik online 96 (2006): S. 2–5.

[Uhlm11] E. Uhlmann, C. Hübert: Tool grinding of end mill cutting tools made from high performance ceramics and cemented carbides. CIRP Annals 60 (2011): S. 359–362. 10.1016/j.cirp.2011.03.106

[Verb03] Verband der Keramischen Industrie e.V.: Brevier: Technische Keramik. 4. Auflage. Fahner Verlag, (2003). ISBN: 3-924158-77-0

[Voll08] F. Vollertsen: Categories of size effects. Production Engineering 2 (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 58 (2009): S. 566–587. 10.1016/j.cirp.2009.09.002

[Wach09] J. B. Wachtman, W. R. Cannon, M. J. Matthewson: Mechanical properties of ceramics. 2. ed. Wiley-Blackwell, (2009). ISBN: 978-0-471-73581-6

[Waci15] M. Wacinski: Keramische Schaftfräswerkzeuge für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung von Nickelbasis-Legierungen. Dissertation. Berlin: Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik, (2015).

[Wang16] B. Wang, Z. Liu: Cutting performance of solid ceramic end milling tools in machining hardened AISI H13 steel. International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 55 (2016): S. 24–32. 10.1016/j.ijrmhm.2015.11.004

[Warn74] G. Warnecke: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Dissertation. Hannover: Technische Universität Hannover, (1974).

[Weiß18] W. Weißbach, M. Dahms, C. Jaroschek: Werkstoffe und ihre Anwendungen: Metalle, Kunststoffe und mehr. 20. Aufl. Springer-Verlag, (2018).

[Wojc19] S. Wojciechowski, M. Matuszak, B. Powałka, M. Madajewski, R. W. Maruda, G. M. Królczyk: Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation. International Journal of Machine Tools and Manufacture 147 (2019). 10.1016/j.ijmachtools.2019.103466

[Wyen12] C.-F. Wyen, W. Knapp, K. Wegener: A new method for the characterisation of rounded cutting edges. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 59 (2012): S. 899–914. 10.1007/s00170-011-3555-4

[Xia21] Y. Xia, N. He, L. Li, G. Zhao: Experimental Study on Fabrication of CVD Diamond Micro Milling Tool by Picosecond Pulsed Laser. Micromachines 12 (2021). 10.3390/mi12091058

[Xu96] G. Xu: Einfluß der Schneidkantenform auf die Oberflächenausbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall. Dissertation. Darmstadt: 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 (2009). 10.1088/0960-1317/19/2/025004

[Yan19] J. Yan, N. Takayama: Micro and nanoscale laser processing of hard brittle materials. Elsevier, (2019). ISBN: 978-0-12-816709-0

[Yuan96] Z. J. Yuan, M. Zhou, S. Dong: Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining. Journal of Materials Processing Technology 62 (1996): S. 327–330. 10.1016/S0924-0136(96)02429-6

[Zdeb12] D. Zdebski: The Impact of Tool Performance on Micromachining Capability. Dissertation. Cranfield University, (2012).

[Zhan14] 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 (2014): S. 1799–1806. 10.1007/s00170-014-5969-2

[Zhan16] X. Zhang, K. F. Ehmann, T. Yu, W. Wang: Cutting forces in micro-end-milling processes. International Journal of Machine Tools and Manufacture 107 (2016): S. 21–40. 10.1016/j.ijmachtools.2016.04.012

Verzeichnis im Themenbereich betreuter Studien- und Abschlussarbeiten (Erstbetreuung)

Hein, Richard:	Entwicklung einer Abrichteinheit zum Werkzeugschleifen vollkeramischer Mikrofräser. Diplomarbeit, TU Kaiserslautern, 2021.
Schulz, Alexander:	Optimieren der Charakterisierungsmethodik hochfrequenter Spindelsysteme. Bachelorarbeit, TU Kaiserslautern, 2021.
Walter, Hans:	Aktueller Stand zu keramischen Schneidstoffen in der Mikrozerspanung. Projektarbeit, TU Kaiserslautern, 2021.
Meinlschmidt, Julius:	Einsatz verschiedener Keramiken als Schneidstoff beim Mikrofräsen. Bachelorarbeit, TU Kaiserslautern, 2022.
Willrich, Markus.	Verschleißverhalten keramischer Mikrofräser beim Mikrofräsen von PMMA. Masterarbeit, RPTU Kaiserslautern, 2023.
Meinlschmidt, Julius:	Verschleißfortschritt vollkeramischer Mikrofräswerkzeuge in PMMA. Masterarbeit, RPTU Kaiserslautern, 2024.

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name:	Tobias Mayer

Schulbildung:

2000 – 2004	Grundschule
2004 – 2012	Gymnasium

Studium:

2012 – 2018	Diplomstudium Maschinenbau und Verfahrenstechnik Technische Universität Kaiserslautern

Berufstätigkeit:

2013 – 2018	Wissenschaftliche Hilfskraft Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) TU Kaiserslautern
2018 – 2024	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) RPTU Kaiserslautern

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 Produktionssystem-planung 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-Ehses S.: Analyse zum Kühlschmierstoffeinsatz beim Mikrofräsen von cp-Titan
2025

02/25 Ehmsen S.: Untersuchung der Nachhaltigkeit des Hochgeschwindigkeits-Laserauftragschweißens – ein Modell zur Prognose spezifischer Umweltauswirkungen
2025

03/25 Müller D.: Simulationsgestützte Kühlkanal- und Freiflächengestaltung innengekühlter Vollhartmetall-Wendelbohrer
2025

04/25 Mertes J. P.: Untersuchung der Leistungsfähigkeit des 5G-Mobilfunkstandards für Werkzeugmaschinen – Eine Analyse am Beispiel eines digitalen Zwillings einer numerisch gesteuerten Fräsmaschine
2025

01/26 Mayer T.: Vollkeramische Mikrofräswerkzeuge – Herstellung, Charakterisierung und Anwendung
2026

ISSN 0937-9061