

PHILIPP ESCH

**Untersuchung zur Wirkungsweise von laser-
erzeugten Mikrostrukturen auf Funktions-
flächen an Bohrwerkzeugen für metallische
Leichtbauwerkstoffe**



STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG BAND 123

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kai Peter Birke

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Marco Huber

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Alexander Sauer

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl

Univ.-Prof. a.D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper

Philipp Esch

Untersuchung zur Wirkungsweise von laser- erzeugten Mikrostrukturen auf Funktions- flächen an Bohrwerkzeugen für metallische Leichtbauwerkstoffe

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 07 11/970-11 01
info@ipa.fraunhofer.de; www.ipa.fraunhofer.de

STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG**Herausgeber:**

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl^{1,2}
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kai Peter Birke^{1,4}
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Marco Huber^{1,2}
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Alexander Sauer^{1,5}
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl³
Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper^{1,2}

¹ Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart

² Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb (IFF) der Universität Stuttgart

³ Institut für Steuerungstechnik der Werkzeugmaschinen und Fertigungseinrichtungen (ISW)
der Universität Stuttgart

⁴ Institut für Photovoltaik (IPV) der Universität Stuttgart

⁵ Institut für Energieeffizienz in der Produktion (EEP) der Universität Stuttgart

Titelbild: © Rainer Bez, Fraunhofer IPA

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

ISBN: 978-3-8396-1721-2

D 93

Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2021

Druck und Weiterverarbeitung:
Fraunhofer Verlag, Mediendiensteleistungen

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© Fraunhofer Verlag, 2021

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart
verlag@fraunhofer.de
www.verlag.fraunhofer.de

als rechtlich nicht selbständige Einheit der

Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung
der angewandten Forschung e.V.
Hansastraße 27 c
80686 München
www.fraunhofer.de

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften.

Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

Untersuchung zur Wirkungsweise von lasererzeugten Mikrostrukturen auf Funktionsflächen an Bohrwerkzeugen für metallische Leichtbauwerkstoffe

Von der Fakultät - Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Dipl. Wirt.-Ing. Philipp Heinz Esch
aus Lörrach

Hauptberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl

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

Tag der mündlichen Prüfung: 21. Januar 2021

Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb der Universität Stuttgart

2021

Abkürzungsverzeichnis:

AC	Aluminiumgusslegierung
Al	Aluminium
ANOVA	Analysis of Variance
AW	Aluminiumknetlegierung
BuE	Built-up Edge
BuL	Built-up Layer
C	Kohlenstoff
CCD	Central Composite Design
Co	Kobalt
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
CVD	Chemical Vapor Deposition
DGQ	Deutsche Gesellschaft für Qualität
DIN	Deutsches Institut für Normung
DLC	Diamond-like Carbon
DoE	Design of Experiment - Statistische Versuchsplanung
EN	Europäische Norm
GdA	Gesamverband der Aluminiumindustrie
HM	Hartmetall
HSS	Schnellarbeitsstahl (High-Speed Steel)
IKZ	Innere Kühlmittel-Zufuhr
IR	Infrarot
kfz	kubisch-flächenzentriert
kg	Kilogramm
KSS	Kühlschmierstoff
LIPSS	Laser Induced Periodic Surface Structure
Mg	Magnesium

MMS	Minimalmengenschmierung
Mn	Mangan
MoS ₂	Molybdänsulfid
N	Stickstoff
Nd:YVO ₄	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat-Laser
NE	Nicht-Eisen
PKD	Polykristalliner Diamant
P _r	Werkzeugbezugsebene
PVD	Physical Vapor Deposition
Si	Silizium
Ti	Titan
TiAlN	Titan-Aluminium-Nitrid-Beschichtung
UKP	Ultra-Kurz-Puls
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VHM	Vollhartmetall
W	Wolfram
WC	Wolframkarbid
WSP	Wendeschneidplatte
Zn	Zink

Formelverzeichnis:

Formel	Einheit	Bedeutung
<i>Lasertechnik</i>		
E_P	J	Pulsenergie
f_P	Hz	Pulsfrequenz
l_α	nm	optische Eindringtiefe
λ	nm	Wellenlänge
τ_P	s	Pulsdauer
φ	J/cm ²	Fluenz
φ_0	J/cm ²	Spitzenfluenz
φ_{th}	J/cm ²	Schwellfluenz
ω	μm ²	Spot- / Strahldurchmesser
N	-	Pulsfolge
p	-	Geradensteigung Liu
S	-	Inkubationseffekt
<i>Simulation</i>		
A	-	Johnson-Cook Parameter
B	-	Johnson-Cook Parameter
C	-	Johnson-Cook Parameter
ε	-	Dehnung
m	-	Johnson-Cook Parameter
n	-	Johnson-Cook Parameter
$\dot{\varepsilon}$	1/s	Dehnrage
<i>Werkstoff</i>		
A	%	Bruchdehnung
E	MPa	E-Modul
G	GPa	Schubmodul
k_f	MPa	Fließspannung

R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Streckgrenze
ν	-	Poisson-Zahl
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
ρ	g/cm ³	Dichte
σ / k_f	MPa	Fließspannung
Ω_{vap}	kJ/mol	Verdampfungsenthalpie
<i>Zerspanung</i>		
A	μm	Strukturabstand
A	mm ²	Spanungsquerschnitt
A_V	mm ²	Spanfläche
A_R	mm ²	Reibfläche
a	mm	Spiralkonstante
AS	μm	Abstand zur Schneide
B	μm	Strukturbreite
d	mm	Durchmesser
f	mm	Vorschub
F_a	N	Aktivkraft
F_c	N	Schnittkraft
F_{cN}	N	Schnittnormalkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_N	N	Normalkraft
F_p	N	Passivkraft
F_R	N	Reibkraft
F_{WZ}	N	Werkzeugtangentialkraft
h	mm	Spanungsdicke
h_c	mm	Spandicke
h_m	mm	Gemessene Spandicke

h_t	mm	Theoretische Spandicke
M_c	Nm	Schnittmoment
n	1/min	Drehzahl
N_{WZ}	N	Werkzeugnormalkraft
r	mm	Radius
r	-	Spanstauchungsverhältnis/Spandickenverhältnis
Δr	μm	Delta-Radius
r_{θ}	μm	Schneidkantenverrundung
T	μm	Strukturtiefe
VB	mm	Verschleißmarkenbreite
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
z	-	Anzahl Schneiden
α	$^{\circ}$	Freiwinkel
β	$^{\circ}$	Keilwinkel
β_r	$^{\circ}$	Reibwinkel
γ	$^{\circ}$	Spanwinkel
δ	$^{\circ}$	Drallwinkel
μ_{apparent}	-	Scheinbarer Reibkoeffizient (bildet Gleit- und Scherreibung ab)
μ	-	Reibkoeffizient (phänomenologisch aus Scher- und Normalkraft)
μ_{spez}	$1/\text{mm}^2$	Spezifischer Reibkoeffizient
σ	$^{\circ}$	Spitzenwinkel
τ_F	MPa	Scherspannung
φ	$^{\circ}$	Schwerwinkel
ϕ	$^{\circ}$	Strukturwinkel
<i>Sonstige</i>		
S_d	-	Standardabweichung

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Ausgangssituation	1
1.2	Problemstellung.....	2
1.3	Aufgabenstellung und Zielsetzung.....	4
1.4	Methodische Vorgehensweise	5
1.5	Wissenschaftliche Positionierung und Forschungsfragen	8
2	Stand der Technik.....	11
2.1	Grundlagen der spanenden Bohrbearbeitung	11
2.1.1	Beschreibung des Verfahrens Bohren	11
2.1.2	Prozesskinematik und geometrische Werkzeugbeschreibung.....	13
2.1.3	Verschleißmechanismen und Verschleißformen	17
2.2	Werkstoffe	19
2.2.1	Werkstoffgrundlagen Aluminium	20
2.2.2	Grundlagen der Bohrbearbeitung von Aluminiumlegierungen	22
2.2.3	Spezifische Herausforderungen bei der Aluminiumbohrbearbeitung	27
2.2.4	Werkzeugverschleiß bei der Aluminiumbohrbearbeitung.....	32
2.3	Optimierungsansätze mit geometrischen Merkmalen am Schneidkeil.....	33
2.3.1	Schneidenschärfe und Kantenpräparation	34
2.3.2	Ausspitzung der Querschneide.....	36
2.3.3	Geometrien zur Spanleitung und -brechung.....	38
2.3.4	Mikrostrukturierung der Span- und Freifläche	39
2.4	Einordnung zum Stand der Technik	53
3	Lösungsansatz	58
4	Experimentelle Rahmenbedingungen	59
4.1	Maschinen- und Messtechnik	59
4.1.1	Versuchsmaschine.....	59
4.1.2	Minimalmengenschmierstoffsystem	60
4.1.3	Messtechnik.....	61
4.1.4	Prüfstand	62
4.2	Versuchswerkzeuge und -Werkstoffe.....	64
4.2.1	Beschreibung Ausgangswerkzeug	64
4.2.2	Leistungsbeschreibung der Referenzwerkzeuge.....	64

4.2.3	Werkstoff EN AW-6082-T651	66
5	Untersuchung zur Lasertechnik für die Mikrobearbeitung.....	67
5.1	Laserbearbeitung von VHM	67
5.2	Auswahl einer für die Mikrobearbeitung geeigneten Lasertechnik.....	72
5.3	Auswertung der untersuchten Lasersysteme	73
5.3.1	Umsetzbare Mikrostrukturdimensionen und Bearbeitungsqualität ...	73
5.3.2	Schwellfluenz und Enthalpiebewertung.....	77
5.3.3	Prozessführung in der Multispotbearbeitung	80
5.4	Fazit Lasertechnik	85
5.5	Ableitung geeigneter Strukturdimensionen.....	86
6	Experimentelle Versuchsdurchführung	88
6.1	Statistische Signifikanzbewertung.....	88
6.2	Statistische Versuchspläne – Design of Experiment.....	90
6.3	Voruntersuchung – Screening (Phase 1).....	92
6.4	Ergebnisse Versuchsdurchführung Screening	94
6.5	Methodische Bewertung und Erkenntnisgewinn - Screening.....	99
6.6	Fazit Voruntersuchung.....	104
6.7	Voll-faktorielle Parametervariation (Phase 2)	105
6.8	Ergebnisse der Hauptversuche	108
6.9	Methodische Bewertung und Erkenntnisgewinn – Hauptversuche.....	110
7	Optimierung der Mikrostrukturen (Phase 3).....	123
7.1	Modellentwicklung.....	123
7.2	Modellbewertung.....	126
7.3	Zielgrößenoptimierung	129
8	Numerische Analyse	131
8.1	Werkstoffmodell.....	131
8.2	Werkzeug- und Werkstückmodellierung	132
8.3	Simulationsergebnisse	134
8.4	Fazit Simulation	137
9	Validierung der optimierten Strukturkonfiguration.....	138
9.1	Validierung im 2D-Prozess	138
9.2	Konstruktion und Aufbau der Demonstratorwerkzeuge	138
9.3	Einsatzverhalten der Demonstratorwerkzeuge	140

9.4	Bewertung der Bearbeitungsqualität.....	144
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	147
11	Anhang.....	151
12	Literaturverzeichnis.....	159

Abbildungsverzeichnis

Alle Abbildungen ohne Quellenangaben sind eigene Abbildungen des Verfassers.

Abbildung 1:	Technisches Problem der Aufbauschneidenbildung – Kontinuierlicher Aufbau und Abwanderung (Bild: Rick Steinard, Iscar; verarbeitetes Videomaterial: https://www.youtube.com: „Iscar Chip formation.wmv“)	3
Abbildung 2:	Technisches Problem langer Wirrspäne am Beispiel der Gewinde- bohrbearbeitung (Bild: Hoffmann Group)	4
Abbildung 3:	Methodische Vorgehensweise	7
Abbildung 4:	Grundlegende erkenntnistheoretische Positionen nach (Töpfer 2010)	9
Abbildung 5:	Wissenschaftssystematik nach (Ulrich et al. 1976)	10
Abbildung 6:	Spanungsquerschnitt A am Wendelbohrer (links) und Zerspan- kraftkomponenten eines Wendelbohrer (rechts) (Paucksch 2008)	13
Abbildung 7:	Geometrielemente einer Bohrspitze (Heisel 2014) (Bild: Komet)	14
Abbildung 8:	Effektive Werkzeugwinkel (Klocke et al. 2007)	15
Abbildung 9:	Spanbildung in Abhängigkeit des Keilwinkels (Denkena et al. 2011b)	17
Abbildung 10:	Verschleißursachen bei der Zerspanung in Abhängigkeit der Schnitttemperatur (Denkena et al. 2011b)	18
Abbildung 11:	Verschleißformen am Bohrwerkzeug nach (Opalla 2003)	19
Abbildung 12:	Anwendungsbeispiele von AW-6082 mit Bezug zur Bohrbrbeitung; links: Querlenker PKW; rechts: Zugkupplung (Bild: OTTO FUCHS KG)	20
Abbildung 13:	Aushärten von Aluminiumlegierungen aus (Arnold 2017)	21
Abbildung 14:	Empfohlene Schnittgeschwindigkeit für verschiedene Schneidstoffe und Beschichtungssysteme (Scholze et al. 2011) ..	23
Abbildung 15:	Spannungsverteilung am Schneidkeil; links: Modell nach (Zorev 1963); rechts: experimentelle Untersuchung nach (Kato et al. 1972)	29

Abbildung 16:	Charakterisierung der Schneidkantengeometrie (Denkena et al. 2005a; Denkena et al. 2005b).....	35
Abbildung 17:	Laserverrundete Schneiden (Denkena et al. 2005b)	36
Abbildung 18:	Grundformen der Werkzeuganspitzung (Klocke et al. 2007).....	37
Abbildung 19:	Beispiele gelasener Spanbrechergeometrien: links - gelaserte Spanleitstufe ; mittig - Schaftfräser mit Spanleitstufe; rechts - WSP mit gelaserte Spanleitstufe (Becker 2009).....	39
Abbildung 20:	Darstellung der Strukturparameter Tiefe und Breite	41
Abbildung 21:	Einordnung der Strukturparameter am Schneidkeil.....	42
Abbildung 22:	Effekt mikrostrukturierter VHM-Werkzeuge im Vergleich zu einem konventionellen Werkzeug am Drehprozess (Zhang et al. 2015b)	43
Abbildung 23 :	Reibungskoeffizient und Scherwinkel in Abhängigkeit der Spanflächen-beschaffenheit ; (sic (°C)) (Zhang et al. 2015a).....	43
Abbildung 24:	Erklärungsansatz der Wirkungsweise von Mikrostrukturen durch Reservoirbildung von Schmierstoff (Enomoto et al. 2011)	46
Abbildung 25:	Adhäsionen an mikrostrukturierten Spanflächen (Sugihara et al. 2012).....	47
Abbildung 26:	Einfluss der Strukturbreite auf das Verschleißverhalten bei unterschiedlichen Schmierbedingungen (Sugihara et al. 2013) ..	48
Abbildung 27:	Spanfläche mit unterschiedlichen Mikrostrukturen (Rathod et al. 2016).....	48
Abbildung 28:	Effekt von Mikrostrukturen auf die Vorschubkraft (Fatima et al. 2014).....	50
Abbildung 29:	Mikrostrukturierte Bohrwerkzeuge mit Punktstrukturen auf der Spanfläche (links) und Punktstrukturen auf der Führungsfase (rechts) (Niketh et al. 2017).....	52
Abbildung 30:	Aktueller Stand der Wissenschaft zu Mikrostrukturen an Zerspanwerkzeugen (Quellen gesamtheitlich in Anhang 1).....	54

Abbildung 31: Strukturabstand A in μm nach Häufigkeit der Nennung aus der Literatur	55
Abbildung 32: Strukturtiefe B in μm nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur	56
Abbildung 33: Strukturbreite T in μm nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur	56
Abbildung 34: Abstand AS in μm zur Schneide nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur	57
Abbildung 35: Versuchsanlage DMG HSC 70 linear (DMGMori 2018)	60
Abbildung 36: Versuchsaufbau Orthogonalschnittversuch	63
Abbildung 37: Herleitung der Werkzeuggeometrie (Bilder: Wolf GmbH).....	63
Abbildung 38: Leistungsbeschreibung Referenzwerkzeug	65
Abbildung 39: Darstellung des Werkzeugzustands in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl	65
Abbildung 40: Ermittlung der Schwellfluenz nach Liu (Liu 1982).....	69
Abbildung 41: Gesamtdarstellung realisierter Strukturdimensionen	74
Abbildung 42: Qualitative Bewertung der Strukturerzeugung	76
Abbildung 43: Laserprobe „GF_IR_4“ Linie 9 und 10	76
Abbildung 44: Laserprobe „T_G_3“ Linie 1	76
Abbildung 45: Laserprobe „T_G_6“ Linie 31 (1 μJ) und Linie 32 (2 μJ).....	77
Abbildung 46: Laserprobe „T_IR_5“ Linie 50	77
Abbildung 47: Experimentell ermittelte Schwellfluenz für die infrarote a) und grüne b) Wellenlänge	78
Abbildung 48: Errechnete optische Eindringtiefe für zehn aufeinander folgende Einzelimpulse für den a) IR und b) grünen Laser.....	79
Abbildung 49: Berechnete Verdampfungsenthalpie in Abhängigkeit steigender Pulsenergie für das IR System a) und das grüne Lasersystem b) ..	80
Abbildung 50: Abtragstiefe in Abhängigkeit der Pulsenergie und Überfahrten..	81
Abbildung 51: Abtragstiefen in Abhängigkeit der Überfahrten	82

Abbildung 52:	Abtragstiefen in Abhängigkeit der Überfahren und Pulsenergie für infrarote Wellenlänge a) und grüne Wellenlänge b).....	83
Abbildung 53:	Abtragsregime in Abhängigkeit der Fluenz	84
Abbildung 54:	Effekte des überlappenden Liniensatzes auf die Strukturbreite, a) bei einfacher Überfahrt und b) bei zehnfacher Überfahung ..	84
Abbildung 55:	Technologische Grenze zur Umsetzung von Mikrostrukturen.....	86
Abbildung 56:	Methodisches Vorgehen der Entwicklung	88
Abbildung 57:	Laserstrukturierte Spanflächen vor Zerspanungseinsatz.....	94
Abbildung 58:	Orthogonalschnitt - Beispiel eines Verlaufs der Schnittkraft F_c	95
Abbildung 59:	Freigestellte Kraftverhältnisse und Koordinatentransformation am Schneidkeil (Ernst et al. 1941; Ernst et al. 1944)	96
Abbildung 60:	Schnitt- und Schnittnormalkraft im Orthogonalschnitt für unterschiedliche Strukturvarianten	97
Abbildung 61:	Errechnete Reibkoeffizienten für unterschiedliche Strukturen	98
Abbildung 62:	Spanmorphologie in Abhängigkeit der Spanflächenstrukturierung	98
Abbildung 63:	Ermittelte Spiralkonstante als Maß für die Spankrümmung in Abhängigkeit der Spanflächenmikrostruktur.....	99
Abbildung 64:	Korrelation von Spiralkonstanten und Reibkoeffizient.....	100
Abbildung 65:	Darstellung der Werkzeugspanfläche nach Zerspaneinsatz	101
Abbildung 66:	Signifikanzbewertung im paarweisen Vergleich auf dem Vertrauensniveau 95% für die Kraftkomponente in Schnittrichtung (X)	102
Abbildung 67:	Signifikanzbewertung im paarweisen Vergleich auf dem Vertrauensniveau 95% für die Kraftkomponente in Schnittnormalrichtung (Z).....	102
Abbildung 68:	Haupteffekte auf Kraftkomponente F_x	103
Abbildung 69:	Haupteffekte auf Kraftkomponente F_z	103
Abbildung 70:	Wechselwirkungsdiagramm für den Reibkoeffizienten μ	104
Abbildung 71:	Entwicklung des Hauptversuchsplans	105

Abbildung 72:	Statische FEM-Simulation zur strukturellen Schwächung.....	107
Abbildung 73:	Zerspankraft (links) und Reibkoeffizient (rechts) der untersuchten Stoßwerkzeuge aus der Hauptuntersuchung	108
Abbildung 74:	Effekt mikrostrukturierter Spanflächen auf die Spankrümmung	109
Abbildung 75:	Effekt unterschiedlicher Strukturwinkel auf die Spanformung..	109
Abbildung 76:	Korrelation Zerspankraft und Reibkoeffizient.....	110
Abbildung 77:	Zusammenhang von Reibkoeffizient der Spanfläche zur Normalkraft a) und Reibkraft b).....	111
Abbildung 78:	Auswertung der Spanflächenanhaftung durch Bild-Binärisierung	112
Abbildung 79:	Kontaktflächenauswertung in Abhängigkeit der Mikrostruktur	112
Abbildung 80:	Haupteffektediagramm auf Anhaftungen und Kontaktfläche ..	113
Abbildung 81:	Verhältnis von Normalspannung zum Reibkoeffizienten (unkorreliert)	114
Abbildung 82:	Verhältnis von Normalspannung zum spezifischem Reibkoeffizienten (korreliert)	114
Abbildung 83:	Verhältnis von Schubspannung zum spezifischem Reibkoeffizienten (korreliert).....	116
Abbildung 84:	Abhängigkeit des spezifischen Reibkoeffizienten von der realen Kontaktfläche.....	117
Abbildung 85:	Spankrümmung in Abhängigkeit der Reibung unter Berücksichtigung angestellter Strukturen.....	118
Abbildung 86:	Abhängigkeit des Scherwinkels von der Reibung der Spanfläche	119
Abbildung 87:	Wirkung mikrostrukturierter Spanflächen auf die Spandicke und Umformgrade im Span	121
Abbildung 88:	Spandicke in Abhängigkeit des Scherwinkels.....	122
Abbildung 89:	Haupteffekte für Zerspankraft	124
Abbildung 90:	Wirkungsfläche für Zerspankraft unter Variation der Tiefe und Breite (Haltepunkte: Winkel = 0° und Abstand = 20 µm)	125

Abbildung 91:	Wechselwirkungsdiagramm für die Strukturparameter auf die Zerspankraft.....	125
Abbildung 92:	Modellbewertung anhand der grafischen Residuen	127
Abbildung 93:	Monte-Carlo-Simulation für eine ausgewählte optimierte Strukturkonfiguration.....	129
Abbildung 94:	Zielgrößenoptimierung am Beispiel Modell 1	130
Abbildung 95:	Aufbau des strukturierten Werkzeugs	133
Abbildung 96:	Modelleinstellung 3D FEM-Simulation	133
Abbildung 97:	Vergleich der Schnittkräfte von Simulation und Experiment bei einer Schnittgeschwindigkeit von 80 m/min	134
Abbildung 98:	Ergebnis der Simulationsauswertung zur Zerspankraft bei Schnittgeschwindigkeit $v_c = 160$ m/min	135
Abbildung 99:	Effekt mikrostrukturierter Spanflächen in der Simulation bei Schnittgeschwindigkeit $v_c = 80$ m/min	136
Abbildung 100:	Hochgeschwindigkeitsanalyse im 2D-Orthogonalschnitt trocken bei einer bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 80$ m/min.....	137
Abbildung 101:	Ergebnisse der Validierung im 2D Prozess.....	138
Abbildung 102:	CAD-Werkzeugkonstruktionen mit strukturierten Spanflächen (Beispielhaft für die drei Orientierungsvarianten)	139
Abbildung 103:	Aufgebaute und 3D-mikroskopierte Demonstratorwerkzeuge .	140
Abbildung 104:	Kraftverlauf einer exemplarischen Einzelbohrung (Referenzwerkzeug)	140
Abbildung 105:	Einsatzverhalten der Werkzeuge in Mittelung über 900 Bohrungen	141
Abbildung 106:	Auflichtmikroskopische Spanflächendarstellung nach 900 Bohrungen.....	142
Abbildung 107:	Drehmomentvergleich unter Einsatzbedingungen.....	143
Abbildung 108:	Axialkraftverlauf unter Einsatzbedingungen.....	143
Abbildung 109:	Verschleißbewertung am strukturierten Werkzeug mittels 3D-Differenzmessung	144

Abbildung 110: Auswertung der Durchmessertoleranz in Abhängigkeit des Verschleißzustands links) zwischen Bohrung 50 - 70 und rechts) zwischen Bohrung 1050 – 1070	145
Abbildung 111: Gratbildung eines unstrukturierten Werkzeugs (links) im Vergleich zu einem strukturierten Werkzeug (rechts)	146
Abbildung 112: Rauheit Rz der Bohrungswand eines unstrukturierten Werkzeugs (links) im Vergleich zu einem strukturierten Werkzeug (rechts)	146
Abbildung 113: Versuchsaufbau Kapillareffekt	157
Abbildung 114: Mikrostrukturen mit Kapillareffekt.....	158
Abbildung 115: Kapillare Steighöhe des MMS-Öl	158

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Auswahlkriterien zur Funktionalisierung von technischen Oberflächen	6
Tabelle 2:	Empfohlene Vorschübe für Aluminiumlegierungen	25
Tabelle 3:	Technische Spezifikation DMG HSC 70 linear nach Betriebsanleitung	60
Tabelle 4:	Spezifikation Referenzwerkzeug	64
Tabelle 5:	Mechanische Eigenschaften von AW-6082 nach Prüfbescheinigung	66
Tabelle 6:	Chemische Zusammensetzung AW-6082 in Gewichts-%	66
Tabelle 7:	Technische Spezifikation der untersuchten Laseranlagen	72
Tabelle 8:	Prozessparameter der Laserqualifizierung	72
Tabelle 9:	Experimentell ermittelte Schwellfluenz und errechneter Spotdurchmesser	78
Tabelle 10:	Screening Versuchsplanung	92
Tabelle 11:	Messvalidierung der Laserstrukturierung	93
Tabelle 12:	Faktorstufeneinstellung CCD Hauptversuchsplan	106
Tabelle 13:	Auswertung der max. Hauptspannung mittels FEM-Strukturfestigkeitsanalyse	107
Tabelle 14:	Eigenschaft VHM CTS20D (Herstellerangaben)	107
Tabelle 15:	Rechnerische Modellvalidierung der Zerspankraft	128
Tabelle 16:	Optimierte Bestimmungsparameter und deren Fertigungsstreuung	129
Tabelle 17:	Optimale Strukturkonfigurationen für minimale Zerspankraft	130
Tabelle 18:	Johnson-Cook Materialmodell für AL-6082-T6	132

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am Fraunhofer IPA entstanden. Ich möchte mich daher zuvorderst bei den MitarbeiterInnen, KollegInnen und Vorgesetzten bedanken, die mir die Bearbeitung dieses Themas ermöglicht haben. Herrn Prof. Bauernhansl und Herrn Prof. Klocke danke ich für inspirierende Gespräche, wertvolle Anregungen und ermutigende Momente. Meinen direkten Vorgesetzten Herrn Dr. Marco Schneider und Herrn Andreas Gebhardt danke ich für die kritische Durchsicht meiner Arbeit, das vertrauensvolle Verhältnis und die gegebene Unterstützung. Dem Bibliotheksteam um Frau Berse danke ich für eine beispiellose Unterstützung beim Auffinden von Quellen.

Herrn Michael Fiderer danke ich für seinen geduldigen Support bei Fragen rund um die Simulation. Meinen studentischen Hilfskräften möchte ich ebenfalls großen Dank aussprechen, vor allem Silas Eichel, der unermüdlich Laserproben gemessen hat. Jonas Nolte und Roman Klassen, euch verdanke ich wertvolle Impulse, die zur Themenfindung beigetragen haben.

Meiner Familie und Freunden danke ich für die Unterstützung und Ermutigung während der gesamten Bearbeitungszeit, insbesondere dir, Robert Beckenlechner. Ich denke sehr gern an die gemeinsame Bürozeit zurück.

Herrn Hamm danke für die vertrauensvolle und enge Zusammenarbeit und die Ausdauer, die wir brauchten bis zur Förderbewilligung des gemeinsamen Projekts. In diesem Zusammenhang sei auch dem Land Rheinland-Pfalz gedankt, das uns durch die gewährte Förderung die Projektbearbeitung überhaupt ermöglichte.

Kurzzusammenfassung

Der steigende Einsatz von hochfesten Aluminiumwerkstoffen und zunehmende Produktivitätsanforderungen erfordern die Entwicklung angepasster, leistungsfähiger Zerspanungswerkzeuge.

Um das Einsatzverhalten von Bohrwerkzeugen unter quasi-trockenen Bedingungen (MMS) zu verbessern, untersucht diese Arbeit die Wirkungsweise von geometrisch definierten Mikrostrukturen auf der Spanfläche. Auf Basis einer grundlegenden Auswertung des wissenschaftlichen und technischen Stands wird eine Orientierungsstudie (Screening) durchgeführt, um die statistisch signifikanten Bestimmungsfaktoren zur Strukturauslegung zu identifizieren und geeignete Herstellmittel auszuwählen. Unter Berücksichtigung der Verfahrensgrenzen werden Mikrostrukturen im Rahmen eines CCD-Versuchsplans gezielt auf den Anwendungsfall hin entwickelt. Diese Untersuchung zeigt, dass Mikrostrukturen sowohl reduzierend als auch erhöhend auf das Anhaftungsverhalten und den Kontaktbereich zwischen Span und Spanfläche wirken können. Hohe Normalspannungen sind allerdings aus Erwägungen der Strukturfestigkeit im vorderen Bereich des Schneidkeils zu vermeiden. Weiter konnte nachgewiesen werden, dass mit einem sich verändernden Reibkoeffizienten auf der Spanfläche Einfluss auf die Spanformung genommen werden kann. Durch reduzierte Reibbedingungen auf der Spanfläche wird der Schwerwinkel und der Umformgrad reduziert. Dieser Mechanismus führt zu geringeren aufzubringenden Zerspankräften und einer kompakteren Spanform. Zudem konnte der Kapillareffekt an Strukturen nach Art und Dimension der optimierten Strukturkonfiguration nachgewiesen werden. Die bessere Verteilung des eingesetzten MMS-Öls kann daher als weiterer Wirkeffekt benannt werden.

Die im Orthogonalschnittversuch entwickelten Strukturen wurden zur Validierung auf ein Bohrwerkzeug übertragen und vergleichend geprüft. Die strukturierten Werkzeuge haben zu einer signifikanten Herabsetzung der aufzubringen Axialkraft und des Drehmoments um bis zu 25% geführt.

Abstract

Increasing demands in productivity and the growing use of high-strength aluminum alloys require tailored high-performance tooling concepts.

In order to enhance the tooling performance under near-dry conditions, this thesis investigates the effect of defined microstructural rake face treatments by laser technology. Taking the state of science and technology into account, a screening design of experiment was deduced. With this primary study, the defining structural parameters could be identified and statistically approved on level of significance for further optimization. Considering manufacturing limitations, a CCD Design of Experiment was carried out for the given application scenario. Results indicate that microstructures on the tool rake face directly influence contact condition and adhesion behavior of the tool. High normal stresses in the area of the cutting edge are to be avoided due to structural weakening of the tool. Microstructures also exhibited a distinct effect on chip morphology by forming smaller curling radii with lower frictional coefficient. It can be inferred that by reducing friction the shear angle also decreases and chip strain increases. This mechanism results in lower cutting forces. Furthermore, capillary effects of the investigated structures could be observed. Better oil distribution further contributes to lowering friction.

The design and layout of micro structures were developed under 2D orthogonal cutting conditions. For verification of the hereby derived optimal set-up, the best configuration was applied on a drilling tool and tested against a non-structured reference. The micro structured tools reduced the axial feed forces and the cutting torque by up to 25%.

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation

Der konstruktive und werkstoffliche Leichtbau wird in den kommenden Jahren eine immer wichtigere Rolle einnehmen (**Wener 2011**). Zur Reduktion des Ausstoßes an CO₂ nimmt neben der Entwicklung alternativer Antriebstechnologien der Leichtbau eine Schlüsselfunktion in der Transportmittelindustrie ein. Bereits zwischen 2007 und 2013 hat sich der durchschnittliche Aluminiumanteil in Fahrzeugen von ca. 40 kg auf über 330 kg fast verzehnfacht. Der stetige Trend macht eine weitere Zunahme wahrscheinlich (**Jäger 2013; Gude et al. 2015; Kaiser et al. 2016**). Durch die Hybridisierung von Fahrzeugen ist auch eine mittelfristige Steigerung der Zerspanaufwände wahrscheinlich (**Abele et al. 2009**).

Die Integration von Funktionen, höhere Produktivitätsanforderungen an die Herstellung und die gleichzeitige Entwicklung von hochfesten Legierungen stellen die zerspanende Bearbeitung von Aluminium allerdings vor große Herausforderungen (**Lange 2006**). Aus Gründen der Nachhaltigkeit und unter ökologisch-gesundheitlichen Aspekten werden zusätzlich Bestrebungen zum Verzicht von Kühlschmierstoffen unternommen (**van Wendel de Joode et al. 2005; Suresh et al. 2014**). Die ohnehin duktilen Werkstoffe sind bei reduzierter Kühlung im Prozess noch schwerer zu bearbeiten (**Weinert 1999; Atlati et al. 2015**). Die Werkstoffe erweichen und bauen in Form von Adhäsionsschichten und Aufbauschneiden am Werkzeug auf (**Ranjan et al. 2019**). Hierdurch ergeben sich Formabweichungen am Bauteil, da die effektive Werkzeuggeometrie verändert wird (**Kümmel 2015**). Tribochemischer und mechanischer Verschleiß an den Werkzeugen nehmen ebenfalls zu, weil die verfestigten Anhaftungen ausbrechen können und das Substrat dabei beschädigen (**Ramaswami 1971; GdA 1994**).

Die Prozesse der Zerspanung stehen vor der Aufgabe, diese gleichzeitig gestellten Anforderungen zu erfüllen. Kern dieser Arbeit ist daher die methodische Entwicklung MMS-fähiger Werkzeuge für die Aluminiumzerspanung. Zur Lösung wurde der Ansatz mittels Lasertechnik strukturierter Werkzeugspanflächen

identifiziert. Im akademischen Umfeld konnten damit bereits positive Effekte auf das Einsatzverhalten von Werkzeugen nachgewiesen werden. Auch in anderen Anwendungen haben sich durch die Applikation von Lasermikrostrukturen Verbesserungen ergeben, bspw. mit dem *Laserhonen* der Zylinderlaufbahn in Verbrennungsmotoren (**Gehring 2019a; Gehring 2019b; Ulmer et al. 2013; Kunze et al. 2016**) oder der Präparation von Umformwerkzeugen (**Böhmermann et al. 2016**). Gleichwohl Erkenntnisse über die allgemeine Wirkungsweise von Lasermikrostrukturen in der Zerspanungsanwendung vorliegen, existieren noch keine oder nur eingeschränkte Untersuchungen über die konkrete Wirkung der strukturkonstituierenden Parameter bspw. die Strukturtiefe oder die Strukturbreite. Eine Optimierung von Mikrostrukturen für einen gegebenen Anwendungsfall unter Berücksichtigung der signifikanten Strukturparameter ist noch ausstehend und soll in dieser Arbeit am Beispiel der Bohrbearbeitung der Aluminiumknetlegierung AW-6082 ausgeführt werden.

1.2 Problemstellung

Die relevante Problemstellung in der Zerspanung von Aluminiumwerkstoffen umfasst zum einen das Phänomen der Materialanhaftungen und Aufbauschnidenbildung sowie zum anderen die Ausbildung von langen Spänen. Aufgrund der werkstofflichen Duktilität ist der Spanbruch schwer einstellbar. Insbesondere beim Bohren mit kontinuierlichen Eingriffsbedingungen ohne Schnittunterbrechung können lange Wirrspäne entstehen und den Prozess stören.

Anhaftungen umschreiben den Aufbau von Werkstückwerkstoff am Schneidkeil eines Werkzeugs. Die chemische Affinität von Aluminium zu den Härteträgern gängiger Schneidstoffe fördert dieses Phänomen. Die Anhaftungen sind zumeist Überschichtungen von kaltverfestigtem Werkstückwerkstoff, welche kontinuierlich anwachsen und bei kritischer Größe abreißen können. Bedingt durch diesen zyklischen Vorgang wird das Werkzeug mechanisch gestresst. Die kaltverschweißten Anhaftungen reißen mitunter Schneidstoffpartikel aus, wodurch die Schneide kontinuierlich erodiert (**Johne 1984; Batzer et al. 1998**).

Aufbauschneiden können als besondere Art der Anhaftung aufgefasst werden. Auf konkrete Unterscheidungsmerkmale wird im Stand der Technik eingegangen. Aufbauschneiden treten im vorderen Teil der Schneide auf und verändern die effektive Werkzeuggeometrie des Werkzeugs. Hierdurch bedingen sich Formabweichungen am Werkstück. Der verlängerte Schneidenvorsatz wirkt bei Versagen mit einem Hebelarm auf die spitze Schneide, weshalb diese leicht ausbrechen kann (**Warnecke et al. 1977; Johne 1984**).

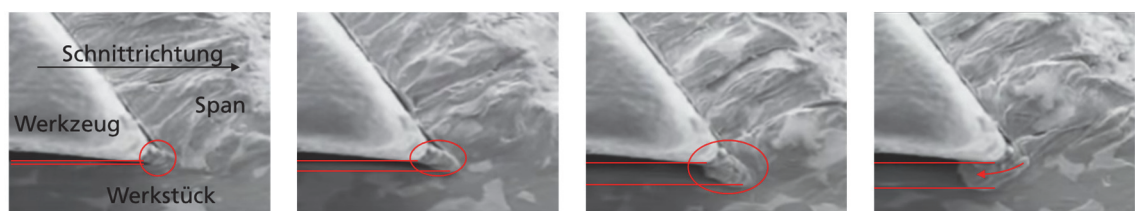


Abbildung 1: Technisches Problem der Aufbauschneidenbildung – Kontinuierlicher Aufbau und Abwanderung (**Bild: Rick Steinard, Iscar; verarbeitetes Videomaterial: [**Wirrspäne** sind ein Problem bei der Zerspanung von duktilen Werkstoffen. Das gute plastische Fließverhalten unterbindet einen Spanbruch. Die langen Späne sind schwer aus der Zerspanstelle abführbar und können sich zusätzlich um das Werkzeug wickeln. In Konsequenz ist häufig ein manuelles Entfernen durch den Maschinenführer erforderlich. Unter Umständen kann es aber auch zur Beschädigung des Werkstücks kommen, da die Späne mit dem Werkzeug rotieren und auf die Werkstückoberfläche auftreffen. Ein Verklemmen beim Spanauswurf oder das bei gleichzeitiger Adhäsion mögliche Zusetzen der Spannuten führt häufig zum plötzlichen Versagen des Werkzeugs durch Bruch \(**Essig 2010; Sattel et al. 2015**\).](https://www.youtube.com: „Iscar Chip formation.wmv“))</p>
</div>
<div data-bbox=)**



Abbildung 2: Technisches Problem langer Wirrspäne am Beispiel der Gewindebohrbearbeitung (**Bild: Hoffmann Group**)

Diese definierte Problemstellung soll mit dieser Arbeit adressiert werden. Nachfolgend werden die benannten Herausforderungen in eine konkrete Aufgabenstellung und Zielsetzung überführt sowie eine wissenschaftliche Fragestellung abgeleitet.

1.3 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Erklärtes Ziel dieser Arbeit ist die Weiterentwicklung von Bohrwerkzeugen für die Aluminiumzerspanung unter quasi-trockenen Schmierbedingungen sowie die Verbesserung der Zerspanungseigenschaften der Werkzeuge unter Einsatzbedingungen, worunter eine verbesserte Bearbeitungsqualität als auch geringere Zerspankräfte zu verstehen sind. Die Optimierung soll dabei mittels Lasertechnik erzeugter geometrisch definierter Mikrostrukturen auf der Spanfläche erfolgen. Die adressierte Problemstellung in der Aluminiumzerspanung umfasst wie bereits ausgeführt die Phänomene der Adhäsion und Aufbauschneidenbildung, wodurch die Bearbeitungsqualität reduziert und die Prozessstabilität gefährdet wird. Der duktile Werkstoff kann zudem zur Langspanbildung neigen, woraus sich zuvorderst für die Bohrbearbeitung Herausforderungen im prozesssicheren Spanauswurf ergeben. Um ein Verklemmen der langen Späne zu vermeiden und den Spanauswurf zu verbessern, sind Werkzeuge gefragt, die einen kompakten, leicht abführbaren Span erzeugen.

Die Aufgabe dieser Arbeit besteht in der methodischen Entwicklung von Mikrostrukturen an den Spanflächen von Bohrwerkzeugen für die Aluminium-

bohrbearbeitung unter Minimalmengenschmierung (MMS) mit Innenkühlmittelzufuhr (IKZ). Es ist zudem ein grundlegendes Verständnis über die Wirkungsweise und die Wirkzusammenhänge der strukturcharakterisierenden Parameter zu schaffen. Eine empirische Modellbeschreibung dieser Zusammenhänge erlaubt die Optimierung auf ausgewählte Zielgrößen hin. Mittels einer optimierten Strukturierung soll die Tribologie der Spanfläche so eingestellt werden, dass die vorbezeichneten Probleme der Spananhaftung und Wirrspanbildung reduziert oder vermieden werden und sich das Einsatzverhalten der Werkzeuge, gemessen an einer ausgewählten Zielgröße, verbessert.

1.4 Methodische Vorgehensweise

Anspruch dieses Abschnitts ist es, die Argumentation zur gewählten methodischen Vorgehensweise darzustellen. Hierzu zählt auch die Wahl einer Ausgangsgeometrie von Mikrostrukturen, welche methodisch zu optimieren ist. Hierbei spielt die Trennschärfe von Faktoren bzw. der Faktoreinstellung vor dem Hintergrund endlicher Versuchsumfänge eine wesentliche Rolle. Um die Strukturhauptmerkmale (Tiefe, Breite, Winkel und Strukturabstand) der Strukturen systematisch entwickeln zu können, ist die Ausgangsstrukturart daher geometrisch einfach zu wählen.

Wie in Kapitel 2.4 beschrieben ist, sind mehrheitlich Linienstrukturen wissenschaftlich untersucht und deren positive Wirkung in der Zerspananwendung unter Beweis gestellt worden. Bei der Motorblockbearbeitung findet das sogenannte Laserhonen erfolgreich Anwendung. Eingebrachte Linien ($B = 40 \mu\text{m}$, $T = 8 \mu\text{m}$) verhindern durch die Ölbevorratung an den Totpunkten des Hubkolbens einen Schmierfilmabriss (**Abeln et al. 2002**). Alternative Texturen wie Punktmuster statt Linien konnten sich in dieser Anwendung noch nicht durchsetzen (Durchmesser = $100 \mu\text{m}$, $T = 50 \mu\text{m}$) (**Borghini et al. 2008**), werden aber im Zusammenhang mit Umformwerkzeug erforscht (**Sigvant et al. 2019**).

Neben Beispielen bereits erfolgreicher Anwendungen der entsprechenden Strukturart finden die Kriterien der Umsetzbarkeit mittels Lasertechnik, die mögliche Ausbildung des Kapillareffekts, die Beständigkeit der Struktur unter Zerspanbedingungen als auch die Skalierbarkeit (manche Strukturen funktionieren nur in

einer sehr eng tolerierten Größenordnung) bis hin zur Bewertung des folglich technischen Entwicklungsrisikos Anwendung in der begründeten Auswahl der Ausgangsgeometrie. Die Einschätzung in Tabelle 1 wird unter Berücksichtigung bestehender Vorkenntnisse qualitativ in den Kategorien geeignet / bedingt geeignet / ungeeignet (für das Risiko entsprechend: hoch / mittel / gering) getroffen. Bei fehlenden Erkenntnissen oder unzureichender Abschätzbarkeit des Kriteriums wird die Bewertung ausgesetzt (-).

Tabelle 1: Auswahlkriterien zur Funktionalisierung von technischen Oberflächen

Strukturart	Linie	Punkte/ Kreise	Freiformen	Bionische Strukturen
Anwendungs- beispiel aus der Praxis	Ölbevorratung im Hubkolben- motor und Umformtechnik	Umform- technik	-	Lipo- , Oleophilie, Fluid- transport und -benetzung (Lotus-Effekt) an techn. Oberflächen
Umsetzbarkeit mit Laser an VHM	geeignet			
Kapillareffekt	geeignet	ungeeignet	-	bedingt geeignet/ungeeignet (Strukturabhängig)
Geometrische Skalierbarkeit	geeignet			bedingt geeignet/ungeeignet (Strukturabhängig)
Zerspaneignung	geeignet			Benetzungsstruktur geeignet nach (Hao et al. 2019)
Entwicklungs- risiko	gering	mittel		hoch

Nach den in Tabelle 1 ausgeführten Überlegungen ist die Auswahl der Struktur-
geometrie einer Linie als Entwicklungsgegenstand begründet. Die weitere
Vorgehensweise zur Strukturentwicklung illustriert Abbildung 3. Beginnend soll der
Stand der Technik Anhaltspunkte über die bisherigen Anwendungsfelder und
Strukturdimensionen liefern.

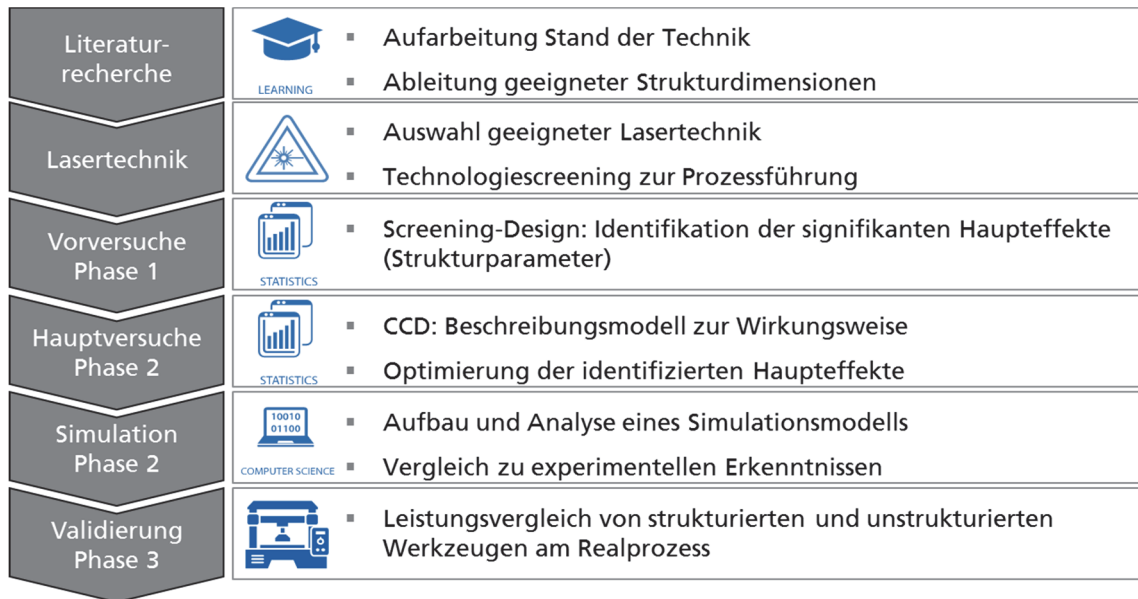


Abbildung 3: Methodische Vorgehensweise

Auf Basis der Festlegung zu optimierender Linienstrukturen werden geeignete Laserverfahren zur Strukturherzeugung ausgewählt und die Umsetzbarkeit von Mikrostrukturen sowie die materialspezifische Prozessführung geprüft. Nach diesem Schritt liegen Erkenntnisse darüber vor, welche Aspekt-Verhältnisse und Strukturgrößen an Vollhartmetall herstellbar sind. Darauf folgend werden die Strukturparameter systematisch in drei Phasen entwickelt. In einer ersten Phase werden die Strukturdimensionen (Tiefe, Breite, Abstand, Winkel) in einem Screening-Versuch auf deren Effektstärke hin untersucht. Haupteffekte werden auf Basis dieses Screening in die Hauptversuche übernommen und voll-faktoriell variiert (2. Phase). Ergebnis dieser Betrachtung ist ein mathematisches Beschreibungsmodell der Faktorwirkung, welches entsprechend der Wahl einer Zielgröße eine Optimierung zulässt. Die Untersuchungen werden an einem einfachen Orthogonalschnitt-Prüfstand vorgenommen. Zur Verifikation werden die ermittelten optimierten Strukturparameter auf ein Bohrwerkzeug übertragen und vergleichend zu einem nicht-strukturierten Werkzeug erprobt (3. Phase). Parallel zu den experimentellen Arbeiten findet die numerische Simulationsanalyse statt, um ein tieferes Prozessverständnis zu erreichen.

1.5 Wissenschaftliche Positionierung und Forschungsfragen

Die vorliegende Arbeit ist charakterisiert durch einen hohen Anwendungsbezug und eine technisch relevante Problemstellung. Sowohl aufgrund der praktisch orientierten Zielsetzung als auch des gewählten methodischen Vorgehens mittels empirischer Testausführungen, kann die erkenntnistheoretische Grundposition des wissenschaftlichen Realismus eingenommen werden (Abbildung 4). Diese Position vereint eine subjektiv wahrgenommene und akzeptierte objektive Realität mit den Möglichkeiten des empirischen Überprüfens zum Zwecke des Erkenntnisgewinns (**Brinkmann 1997; Popper 2005**).

Die Art und Weise des Erkennens oder allgemein des Schlussfolgerns ist ein besonderes Merkmal der Ingenieurwissenschaften und insbesondere dann, wenn es sich hierbei um die Einnahme der vorbeschriebenen Position handelt, da es dabei „*nicht (nur) um das Zutreffen sondern (zuvorderst um) die Wirkung des formulierten Wissens*“ und ihrer Anwendbarkeit geht (**Kornwachs 2012**). Theorien werden dieser Haltung nach und in korrespondenztheoretischer Auffassung als wahr oder falsch aufgefasst, ungeachtet des Umstands, ob die Wahrheit tatsächlich erkannt werden kann oder nicht. Dabei bedeutet der Erfolg einer Theorie, beispielsweise die korrekte Prognose eines Phänomens, nicht zwangsweise auch deren Wahrheitsbeweis (**Zoglauer 1993**).

Vor dem Hintergrund der laufenden Fortschreibung wissenschaftlicher Erkenntnisse ist sich der Autor bewusst, dass die in dieser Arbeit beschriebenen Theorien und Erkenntnisse im günstigsten Fall einen weiteren Schritt in Richtung eines vollumfänglichen Verständnisses schaffen. Zuvorderst verfolgt die Arbeit allerdings ein pragmatisches Ziel, nämlich den Effekt mikrostrukturierter Werkzeuge in einem vordefinierten Anwendungsfall zu entwickeln. Die dahinterstehenden Wirkmechanismen sollen erkenntnistheoretisch erklärt werden.

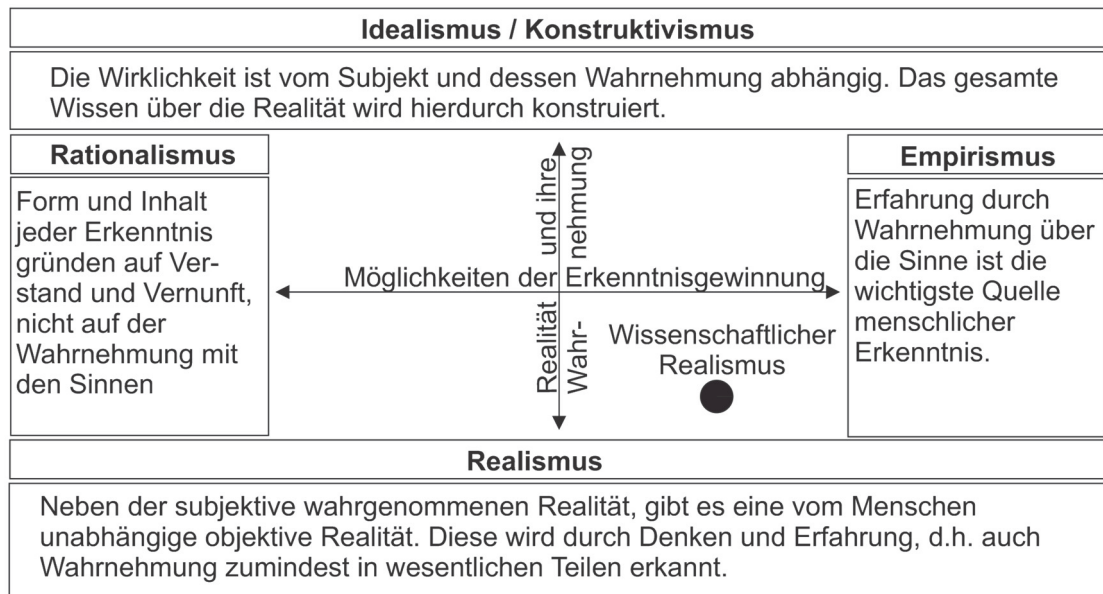


Abbildung 4: Grundlegende erkenntnistheoretische Positionen nach (Töpfer 2010)

Die der Arbeit zugrunde gelegte **Forschungshypothese** lautet: „Mikrostrukturierte Bohrwerkzeuge erlauben eine verbesserte Bearbeitungsqualität bei längerer Werkzeugstandzeit und verbesserten Einsatzbedingungen“. Diese Hypothese konnte deduktiv aus der bisherigen, umfangreichen Erkenntnislage abgeleitet werden. In der *Regel* kann die Wirkungsweise von Mikrostrukturen auf Basis der gesichteten Quellen und bestehenden Erklärungsmodelle als für die Metallbearbeitung (Zerspanung allgemein) duktiler Werkstoffe bestätigt angenommen werden. Die Bohrbearbeitung ist ein Bearbeitungsverfahren, welches noch nicht ausreichend berücksichtigt wurde, aber dessen *Fall*-Betrachtung Aufgabe dieser Arbeit ist. Das erwartete *Resultat* nach deduktivem Schluss (gemäß der analytischen Prädikatenlogik) ist somit, dass auch für die Bohrbearbeitung eine Verbesserung zu erwarten ist (Popper 2005). Die sich aus der Forschungshypothese ableitbaren **Forschungsfragen** lauten:

- **Wie** muss die Struktur beschaffen bzw. dimensioniert sein? Konkret: wie tief, breit, in welchen Abständen zueinander und mit welcher Orientierung (Winkel zu Schneide) müssen Oberflächenstrukturen parametrisiert sein, um eine effektive Wirkung zu entfalten.

- **Wo** kann die Struktur verortet werden? Konkret: auf welcher Funktionsfläche des Werkzeugs und in welchem Abstand zur Schneide kann die Strukturierung appliziert werden?
- **Welches** Herstellungsverfahren ist geeignet? Konkret: Welche Lasersysteme und welche Prozessführung ist geeignet und wie einzustellen?

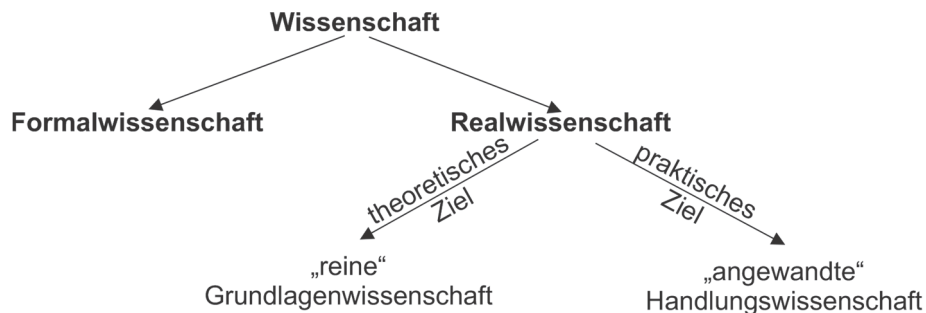


Abbildung 5: Wissenschaftssystematik nach (Ulrich et al. 1976)

Neben der Einordnung zur erkenntnistheoretischen Grundposition kann auch eine Verortung nach der Wissenschaftssystematik vorgenommen werden (Abbildung 5). Die Arbeit erfüllt dabei zuvorderst die Kriterien der Realwissenschaften. Gleichwohl ein „praktisches Ziel“ verfolgt wird, beschäftigt sich die Arbeit auch mit der experimentellen Überprüfung und der theoretischen Erklärung von Wirkzusammenhängen und Mechanismen über die erkennbaren Realphänomene hinaus. Zudem gibt es über die Modellierung dieser Wirkungszusammenhänge und der daraus abgeleiteten Optimierungsmodelle auch Schnittmengen mit formalwissenschaftlichen Ansätzen.

2 Stand der Technik

2.1 Grundlagen der spanenden Bohrbearbeitung

Die Bohrbearbeitung nimmt eine wichtige Rolle in der industriellen Bearbeitung von Werkstoffen ein. Der Anwendungsanteil des Verfahrens Bohren wird auf 20 - 40% (**Hamade et al. 2005; Klocke et al. 2007; Scholze et al. 2011; Barani et al. 2014**) geschätzt; im Hinblick auf den Fertigungszeitanteil wird die Verfahrensbedeutung mit anteilig 50% sogar noch höher bewertet (**Heisel 2014**). Nachfolgend werden die verfahrenstechnischen Grundlagen der Bohrbearbeitung näher erläutert.

2.1.1 Beschreibung des Verfahrens Bohren

Die Bohrbearbeitung ordnet sich gemäß DIN 8589 (**DIN 8589**) dem werkstofflichen Trennen durch Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide unter und kann in eine Vielzahl an Verfahren untergliedert werden. *„Beim Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden sind die Schneidenanzahl, die Form der Schneidkeile und ihre Lage zum Werkstück bekannt und beschreibbar.“* (**Denkena et al. 2011b**). Unterscheidungen werden anhand des Werkzeugs (Anzahl Schneiden z) und dem Prozess Voll-, Auf- oder Kernbohren getroffen.

Im Hinblick auf spanende Trennverfahren können nach (**Denkena et al. 2011b**) vier Kriterien zur Prozessbewertung herangezogen werden:

- Zerspankraft / Prozesskräfte,
- Verschleiß des Werkzeugs,
- Oberflächenausbildung des Werkstückes / Bearbeitungsqualität,
- Spanform.

Das Bohren kann darüber hinaus auch mittels technologischer Kenngrößen charakterisiert werden (**Awiszus 2003; Klocke et al. 2008**). Diese haben insbesondere für die Prozesseinstellung und -führung maßgebliche Bedeutung und sind ebenso wie die geometrische Werkzeugauslegung in Abhängigkeit des zu zerspanenden Werkstoffs zu wählen. Zum einen ist dies die Schnittgeschwindigkeit v_c , die in Abhängigkeit der Drehzahl n der Werkzeugmaschine steht,

$$v_c = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot n$$

2-1

zum anderen die Vorschubgeschwindigkeit v_f , die zudem in Abhängigkeit zur Anzahl der Schneiden des Werkzeugs steht.

$$v_f = f \cdot n \quad \text{mit} \quad f = z \cdot f_z$$

2-2

Die Vorschubbewegung pro Umdrehung spannt für jedes Schneidensegment einen Spanungsquerschnitt A auf. Bezüglich der Spanungsdicke h und dem Spanungsquerschnitt A gilt:

$$h = \frac{f}{z} \cdot \sin \frac{\sigma}{2}$$

2-3

und

$$A = \frac{d \cdot f}{2 \cdot z}$$

2-4

Die am Werkzeug auftretenden Kräfte können in die Schnittkraft F_c (tangential), Vorschubkraft F_f (axial), Aktiv- F_a und Passivkraft F_p (radial) unterteilt werden (DIN 6580; DIN 6584). Die Aktivkraft ergibt sich als resultierende Größe aus der Vektoraddition von Schnitt- und Vorschubkraft. Die Passivkraft hebt sich bei symmetrischen Bohrwerkzeugen auf. Aufgrund von Werkstoffeinschlüssen oder herstellbedingter Symmetrieabweichungen der einzelnen Schneiden können allerdings Passivkräfte in der Praxis auftreten. Abbildung 6 stellt die Prozesseinstellgrößen und Kraftverhältnisse am Bohrwerkzeug dar.

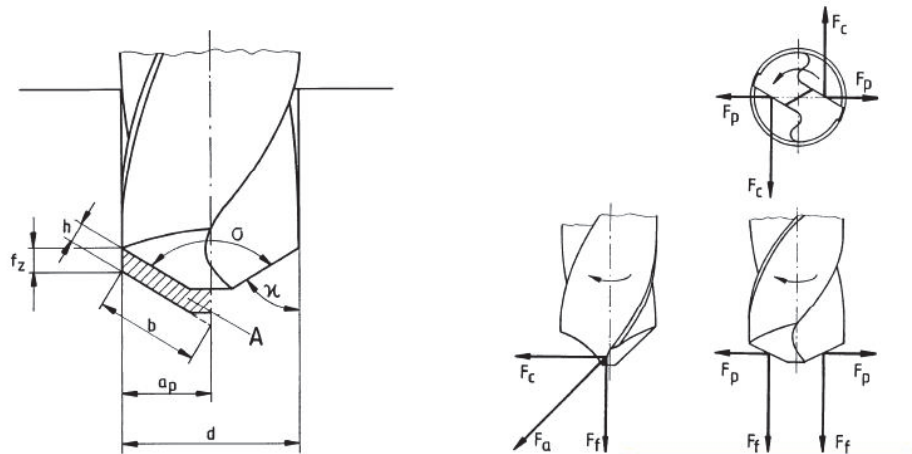


Abbildung 6: Spannungsquerschnitt A am Wendelbohrer (links) und Zerspankraftkomponenten eines Wendelbohrer (rechts) (**Paucksch 2008**)

Die Schnittkraft kann aus der Umrechnung des messtechnisch leicht erfassbaren Drehmoments errechnet werden. Gleichwohl gilt hier die Einschränkung, dass der durch einen einheitlichen Hebelarm angenommene Kraftangriffspunkt die sich über die Schneide hinweg ändernden Bedingungen nur annähernd beschreibt und eine Streckenlast auf eine Punktlast reduziert wird. Die Schnittkraft kann so vereinfachend angenommen werden als (**Denkena et al. 2011b**):

$$F_c = \frac{2 \cdot M_c}{r_c}$$

2-5

2.1.2 Prozesskinematik und geometrische Werkzeugbeschreibung

Die Gestaltung heutiger Bohrwerkzeuge lässt sich auf die Patentbeschreibung von Morse zurückführen, der bereits 1863 den zweiflutigen Wendelbohrer erfand, dessen Form noch heute Bestand hat und in seiner Bauart das häufigste Bohrwerkzeug darstellt (**Morse 1863; Heisel 2014**). Nach DIN 5419 unterteilt sich der Aufbau eines Wendelbohrers in die Komponenten Schaft und Schneidteil, der wiederum in die Bohrspitze und den Bereich der Spannuten untergliedert werden kann (**DIN 6584; DIN 5419**). Ergänzend hierzu definiert DIN 6582 weitere Begriffe am Schneidkeil für Zerspanungswerkzeuge (**DIN 6582**). Abbildung 7 zeigt exemplarisch die Werkzeuggestaltung mit zugeordneten Funktionsbereichen. Geltend für Vollhartmetall-Wendelbohrer mit durchgehendem Schaft normiert die

DIN 6539 die allgemeine Dimensionierung von Schaft- und Schneidteillänge (**DIN 6539**). Die Funktionen der einzelnen Werkzeugbereiche sind wie folgt gegliedert: Die Bohrspitze führt die eigentliche Stofftrennung aus und die Spannuten transportieren die dabei entstehenden Späne aus der Bohrung ab. Eine Besonderheit des Bohrens ist, dass die Wirkstelle der Zerspanung von außen nicht zugänglich ist und sich mit fortschreitender Bohrungstiefe die Auswurfweite der Späne proportional erhöht (**Adams 1996**).

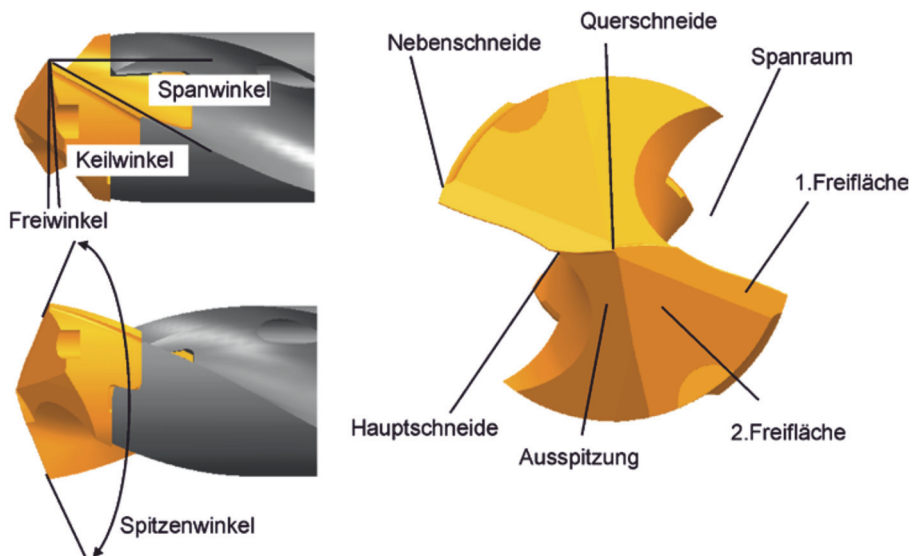


Abbildung 7: Geometrielemente einer Bohrspitze (**Heisel 2014**) (**Bild: Komet**)

Beim Bohren findet die Schnittbewegung rotierend um die Werkzeughachse sowie die Vorschubbewegung linear in Richtung der Werkzeughachse statt. Die Schneiden sind kontinuierlich im Eingriff. Aufgrund der in Richtung der Drehachse vorliegenden Vorschubbewegung in Überlagerung mit der Schnittbewegung ergibt sich eine effektive Wirkrichtung der Zerspanung (Abbildung 8). Aufgrund dieser axialen Zustellung ergibt sich auch eine Änderung der effektiven Winkel am Schneidkeil derart, dass der Freiwinkel verkleinert und der Spanwinkel vergrößert wird (**Klocke et al. 2007**).

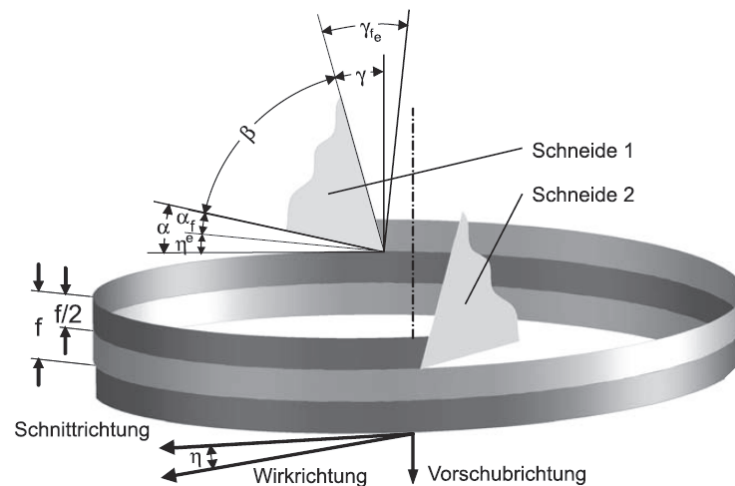


Abbildung 8: Effektive Werkzeugwinkel (Klocke et al. 2007)

Der Schneidteil eines Bohrwerkzeugs wird durch den Drallwinkel δ und den Spitzenwinkel σ sowie den Schneidkeil relevanten Winkeln α , β und γ definiert, welche nachfolgend beschrieben werden (DIN 6581).

Der **Drallwinkel δ** bezeichnet im Bezug zur Bohrerachse den Steigungswinkel der Wendelnuten. Je nach Anschliffart (bspw. dem Kegelmantelschliff) besteht eine unmittelbare Abhängigkeit von Drall- zum Spanwinkel der Hauptschneiden. Hierbei entspricht der Spanwinkel am äußeren Radiuspunkt dem Drallwinkel, weshalb letzterer auch Seitenspanwinkel genannt wird. Der Drallwinkel beeinflusst das Auswerfverhalten der Späne und ist somit entsprechend der Werkstückwerkstoffeigenschaften auszuwählen. Spröde und harte Werkstoffe erfordern einen Winkel zwischen $10^\circ - 15^\circ$ und duktile sowie weiche Werkstoffe einen Drallwinkel zwischen $35^\circ - 45^\circ$ (Klocke et al. 2007; Denkena et al. 2011b).

Der **Spitzenwinkel** gibt die Neigung der Hauptschneiden vor und beträgt für den gängigen Kegelmantelschliff Werte um 118° . Abweichungen hiervon ergeben sich durch eine Variation des Anschliffs oder durch eine werkstoffspezifische Auslegung des Werkzeugs respektive der situativ gegebenen An- und Ausbohrbedingungen (Tikal et al. 2003). Dabei gilt: Feste Werkstoffe wie beispielsweise hochlegierte Stähle oder Titanlegierungen verlangen einen großen Spitzenwinkel, duktile und weichere Werkstoffe können hingegen mit einem kleinen Spitzenwinkel bearbeitet werden. Mit kleiner werdendem Spitzenwinkel

ergibt sich eine Verlängerung der Hauptschneiden, woraus eine größere Kontaktlänge mit dem Werkstoff und damit höhere Gesamtkräfte (insbesondere des Drehmoments) resultieren. Vorteile kleinerer Spitzenwinkel liegen hingegen in einer besseren Selbstführung des Werkzeugs sowie der höheren Bearbeitungsqualität im Durchtritt an der Austrittsseite (**Paucksch 2008**). Über die Einstellung des Spitzenwinkels kann auch Einfluss auf die Spiralisierung des Spans genommen werden (**Ke et al. 2005**). Die Anschliffform eines Werkzeugs an der Bohrspitze bestimmt die Winkel α (Freinkwinkel), β (Keilwinkel) und γ (Spanwinkel) (**Tikal et al. 2003**). Für alle nach DIN 6581 gegebenen Messbezugsebenen gilt:

$$90^\circ = \alpha_i + \beta_i + \gamma_i \quad 2-6$$

Der Werkzeugfreiwinkel α ist definiert als Winkel zwischen der Freifläche A_α und der Werkzeug-Schneidenebene P_s (**DIN 6581**). Aufgrund der Veränderung im Verhältnis aus Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Bohrerradius ergibt sich eine Änderung des Wirkrichtungswinkels η (Abbildung 8). Aus kinematischen Gründen muss der Freiwinkel zur Bohrachse steigen, um ein Drücken zu verhindern. Unter Berücksichtigung der Spitzenwinkelgeometrie ergibt sich als Mindestfreiwinkel folgende Abhängigkeit (**Denkena et al. 2011b**):

$$\tan \alpha_{min} = \frac{v_f}{v_c} \cdot \sin \frac{\sigma}{2} = \frac{f \cdot \sin \frac{\sigma}{2}}{2\pi r} \quad 2-7$$

Die untere Grenze des Winkelmaßes ist damit durch die Prozesskinematik (Vorschub pro Umdrehung) sowie der Anschliffform determiniert. Nach oben begrenzt die Stabilität des Schneidkeils den Freiwinkel (**Denkena et al. 2011b**).

Der Werkzeug-Spanwinkel γ ist als Winkel zwischen der Spanfläche A_γ und der Werkzeug-Bezugsebene P_r definiert (**DIN 6581**). Das Bohren ist im Besonderen dadurch gekennzeichnet, dass sich der Spanwinkel über den Radius hinweg stark ändert. In Abhängigkeit der Anschliffform entspricht der Werkzeug-Spanwinkel am äußeren Bohrerradius dem Werkzeug-Seitenspanwinkel bei gleichzeitigem Maximum dieses Winkelmaßes. Zur Bohrermitte verändert sich dieser hin zu negativen Winkelmaßen im Bereich der Querschneide.

Abbildung 9 stellt die in Abhängigkeit des Spanwinkels veränderliche Spanbildung bei unterschiedlichen Teilradien entlang der Hauptschneide dar. Die Änderung des Freiwinkelmaßes ist ebenfalls erkennbar, wenn auch weniger ausgeprägt als der Spanwinkel (**Tikal et al. 2003**).

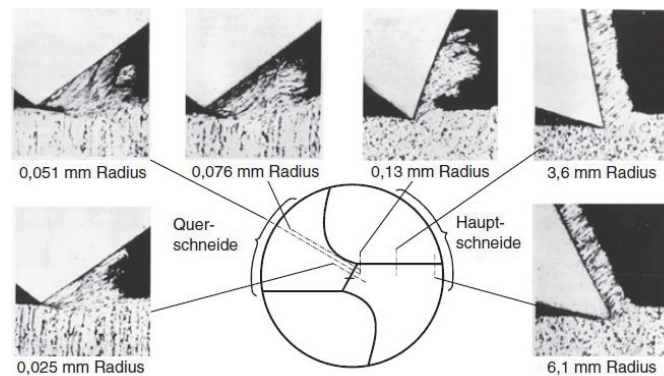


Abbildung 9: Spanbildung in Abhängigkeit des Keilwinkels (**Denkena et al. 2011b**)

Der Keilwinkel β stellt eine resultierende Größe aus der Überlagerung von Frei- und Spanfläche dar. Er ist maßgeblich für die thermische und mechanische Belastbarkeit der Schneide (**Paucksch 2008; Denkena et al. 2011b**). Im Bereich des Kerndurchmessers eines Bohrwerkzeugs sind Keilwinkel von über 90° nicht unüblich, um den hohen Vorschubkräften bei gleichzeitig niedrigen Schnittgeschwindigkeiten standzuhalten.

2.1.3 Verschleißmechanismen und Verschleißformen

Infolge der hohen Belastungen durch den Zerspanprozess unterliegen die Werkzeugschneiden einem Verschleiß. Die Verschleißmechanismen bewirken dabei nicht nur einen Abtrag des Schneidstoffs, sondern können auch die geometrischen und physikalischen Eigenschaften verändern. Im Hinblick auf Verschleißmechanismen kann nach *Abrasion*, *Adhäsion*, *Diffusion* und *tribochemischen Vorgängen* unterschieden werden (Abbildung 10). Die Wirkung der Mechanismen im Zusammenspiel und bezogen auf den jeweiligen Einzelbeitrag zur Verschleißentwicklung stehen dabei in direkter Abhängigkeit zu den Wirkpartnern

Schneidstoff, Werkstoff und gegebenenfalls eingesetzter Schmiermedien sowie der mechanischen und thermischen Belastung (Klocke et al. 2007; Denkena et al. 2011b).

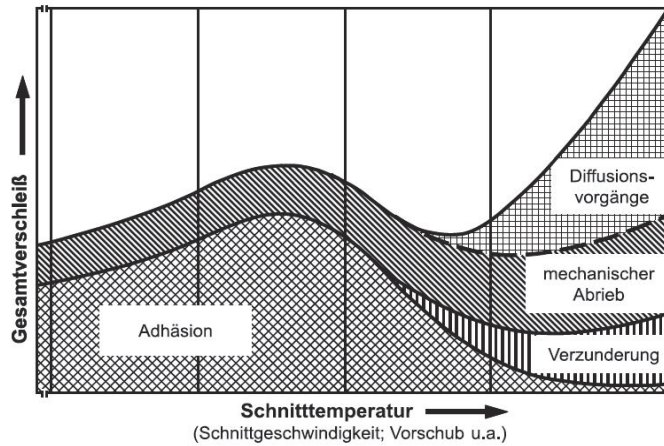


Abbildung 10: Verschleißursachen bei der Zerspaltung in Abhängigkeit der Schnitttemperatur (Denkena et al. 2011b)

Nach Heisel (Heisel 2014) werden für das Verfahren Bohren die Verschleißformen *Freiflächenverschleiß*, *Kolkverschleiß*, *Schneidenausbrüche*, *Materialanhaftungen* und *Riefen* unterschieden. In Abhängigkeit des zu zerspanenden Werkstoffs gilt es gegebenenfalls auch den *Eckenverschleiß* als Übergang von den Hauptschneiden zu den Nebenschneiden in Form einer Verrundung oder eines Rückversatzes als Verschleißkenngröße zu berücksichtigen (Tikal et al. 2009). Analog zu den Hauptschneiden können auch die Nebenschneiden sowie die unter Umständen als Führungsfasen ausgestalteten Freiflächen der Nebenschneide verschleifen (Opalla 2003). Ferner treten häufig bei instationären und thermisch hoch beanspruchten Zerspaltungsaufgaben flächennormale Kammrisse auf. Plastische Stauchungen im Einsatz können zu Zugeigenspannungen in der Abkühlphase führen, die an der Oberfläche zu Rissen und Aufplatzungen führen (Denkena et al. 2011b; DIN 3822). Abbildung 11 stellt die Verortung der typischen Verschleißformen an einem Bohrwerkzeug dar.

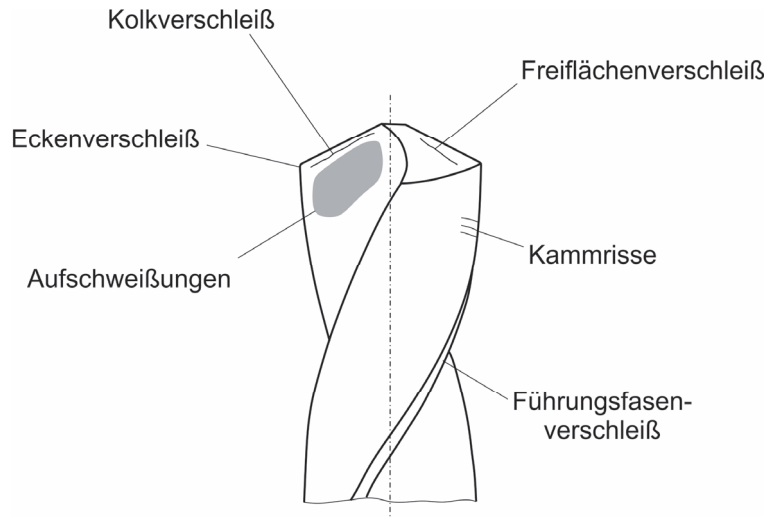


Abbildung 11: Verschleißformen am Bohrwerkzeug nach (Opalla 2003)

Als gängigste Kenngrößen zur Verschleißmessung können die Verschleißmarkenbreite VB auf der Freifläche sowie die Kolktiefe und Kolkbreite auf der Spanfläche herangezogen werden. Indirekt kann der Verschleißfortschritt auch mittels der Erfassung der Prozesskräfte erfolgen. Gemäß Klocke (Klocke et al. 2007) kann hierfür überschlägig ein Kraftanstieg von ca. 90% der Vorschubkraft und ca. 20% der Schnittkraft als Äquivalent für eine Verschleißmarkenbreite von $VB = 0,5$ mm als Anhaltswert angenommen werden.

2.2 Werkstoffe

Aluminium ist das dritthäufigste Element der Erdkruste und ordnet sich in die 3. Hauptgruppe (Borgruppe) des Periodensystems ein. Mit einer Werkstoffdichte von ca. $2,7 \text{ kg/dm}^3$ entspricht dieser Stoff dem Kriterium der Leichtmetalle ($<5 \text{ kg/dm}^3$) (GdA 2004; Briehl 2014; Roos et al. 2015). Das günstige Verhältnis aus Festigkeit und Dichte (spezifische Festigkeit) macht den Werkstoff besonders für technische Anwendungen sehr attraktiv. Nach Stahl ist Aluminium der am meisten und unter den Nicht-Eisen-Metallen der am häufigsten eingesetzte Werkstoff (Westkämper et al. 2011). Im Luftfahrtbereich hat Aluminium eine dominante Stellung erreicht und findet dort hauptsächlich in den Legierungsvarianten der 7xxx und 2xxx Serien Einsatz (Braess et al. 2013; M'Saoubi et al. 2015). Für den Fahrzeugbau und übrigen Transportmittelbereich spielen insbesondere die Legierungsarten der 3xxx,

5xxx und 6xxx Serien ein wichtige Rolle (**Braess et al. 2013**). Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf der Legierungsart AW-6082. Diese Legierung wird im Fahrwerksbereich, Bordprofilsystemen (Schiene- und Transportfahrzeugen) sowie Längs- und Querträgeranwendungen eingesetzt (**Ostermann 2014**). Anwendungsbeispiele dieser Legierungsart zeigt Abbildung 12.

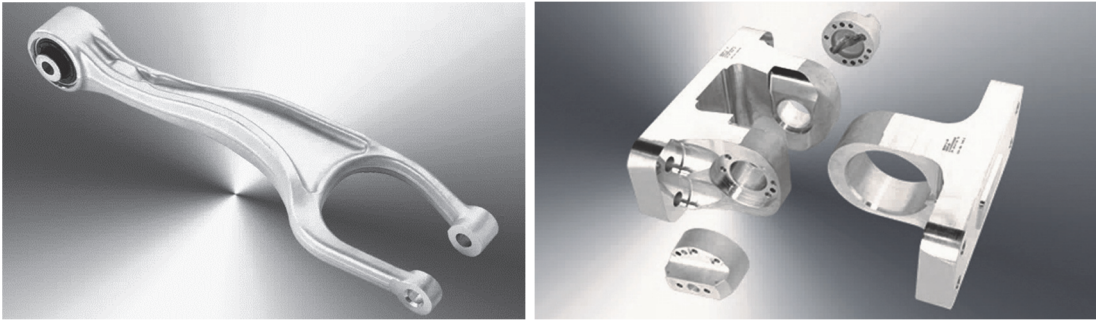


Abbildung 12: Anwendungsbeispiele von AW-6082 mit Bezug zur Bohrbrbeitung; links: Querlenker PKW; rechts: Zugkupplung (**Bild: OTTO FUCHS KG**)

2.2.1 Werkstoffgrundlagen Aluminium

Aluminium wurde im Jahr 1808 durch Sir Humphrey Davy entdeckt. Die erstmalige chemische Darstellung Aluminiums ist umstritten und wird hauptsächlich den Forschern Oersted (1825) und Wöhler (1827) zugeschrieben, wobei die Gewinnung von hochreinem Aluminium erst in späteren Jahren mittels elektrolytischer Verfahren gelang (Bayer-Verfahren) (**Goldschmidt 1925; Ostermann 2014**).

Legierungen

Aluminium kann entsprechend des Reinheitsgrads in Rein- oder Reinstaluminium (>99,99%) unterschieden werden. Durch Zugabe von Legierungselementen kann die Festigkeit von Aluminium gesteigert werden. Legierungen werden entsprechend ihrer Verarbeitbarkeit in Knet- und Gusslegierungen unterschieden. Die Art der Festigkeitssteigerung durch Beimengung von Legierungselementen lässt zudem die Differenzierung nach aushärtbaren, nicht-aushärtbaren und naturharten Legierungen zu. Dabei findet bei naturharten bzw. nicht-aushärtbaren Legierungen die Festigkeitssteigerung durch die Bildung von Mischkristallen statt. Durch Kaltumformung kann diese weiter aber zu Lasten einer reduzierten Bruchdehnung gesteigert werden (**Johne 1984; Cole et al. 1995**).

Aushärtbare Legierungen erfordern eine mehrstufige Wärmebehandlung, innerhalb derer eine gleichmäßige Diffusion der Legierungselemente im Aluminiumgitter (Lösungsglühen) bewirkt wird, bevor eine Abschreckung die übersättigte Durchmischung einfriert. Die anschließende Auslagerung führt zu Entmischungs- und Ausscheidungsprozessen des Mischkristalls in eine mehrphasige Legierung mit erhöhter Festigkeit (Abbildung 13) (Finkelnburg 2007; Arnold 2017).

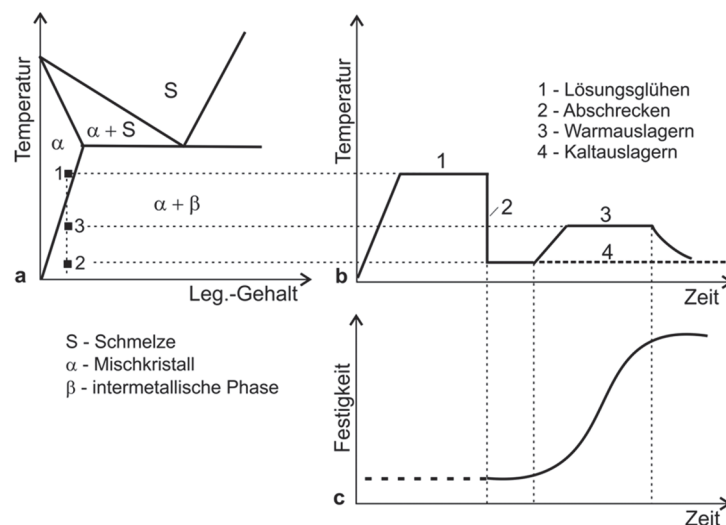


Abbildung 13: Aushärten von Aluminiumlegierungen aus (Arnold 2017)

Durch Beimischung von Legierungselementen kann nicht nur auf die Festigkeit des Werkstoffs Einfluss genommen werden, sondern auch auf dessen Einsatz- und Bearbeitungsverhalten. Maßnahmen zur Festigkeitssteigerung und Herabsetzung der Duktilität begünstigen allgemein auch das Spanbruchverhalten der Legierung (Johne 1984). Legierungselemente, die solche Eigenschaften einstellen und gleichzeitig die Zerspanbarkeit verbessern, sind beispielsweise Magnesium, Kupfer, Zinn und Silizium. Unlösliche Zusätze wie Blei, Wismut, Antimon und Cadmium entwickeln ebenfalls eine spanbrechende Wirkung und sind insbesondere in Automatenlegierungen enthalten. Titan und Borbeigaben können des Weiteren zur Verfeinerung der Kornausprägung genutzt werden (Roethel 1996).

Die Wirkung von Legierungsbestandteilen auf die Zerspanbarkeit ist Gegenstand vieler wissenschaftlicher Analysen. Suresh untersuchte die adhäsionsmindernde Eigenschaft von Legierungselemente des Werkstoffes AW-7075. Zink und Kupfer

konnten dabei in ihrer Wirkung als positiv auf die Vermeidung von Aufbauschneiden identifiziert werden (**Suresh et al. 2014**). Bei mit CrN, TiN und TiAlN beschichteten Werkzeugen führt das Vorkommen der Legierungselemente Zink, Magnesium und Kupfer im Werkstückwerkstoff insbesondere bei der Trockenbearbeitung hingegen zu vergleichsweise starken Anhaftungen (**Coldwell et al. 2004**). Diese Erkenntnis deckt sich mit den Schlussfolgerungen aus der Studie von Bhowmick, wonach bei diesen Beschichtungen erhöhte Reibkoeffizienten an Flächen beobachtet wurden, welche in kausalem Zusammenhang zur Aufbauschneidenbildung stehen (**Bhowmick et al. 2008**). Legierungselemente bestimmen somit nicht nur die physikalischen Materialeigenschaften sondern auch mittelbar die Wahl von einsetzbaren Schneidstoffen bzw. -beschichtungen.

Nomenklatur

Zur Bezeichnung von **Knetlegierungen** hat sich das numerische System nach DIN EN 573-1 mit den vier charakteristischen Ziffern durchgesetzt. Alternativ können die Werkstoffe auch in Zuordnung der chemischen Hauptbestandteile nach DIN EN 573-2 benannt werden. Die vollständige und normkonforme Bezeichnung von AW-6082 ist somit: EN AW-6082 [AlMgSi1 / AlSiMgMn]. Durch einen Bindestrich getrennt, kann an diese Bezeichnung noch nachstehend der Werkstoffzustand ergänzt werden. Der Buchstabe W bedeutet einen lösungsgeglühten Zustand, Bezeichnungen mit T indizieren eine Wärmebehandlung.

Für **Gusslegierungen** gilt eine analoge Nomenklatur nach numerischer Ordnung (DIN EN 1706 und DIN EN 1780-1) oder chemischen Symbolen (DIN EN 1706 und DIN EN 1780-2). Abgrenzend zur numerischen Bezeichnung der AW-Legierungen wird hier die Indizierung über das Präfix AC- und fünf nachfolgenden Ziffern getroffen (**GdA 2003; Ostermann 2014**).

2.2.2 Grundlagen der Bohrbearbeitung von Aluminiumlegierungen

Trotz der vergleichsweise geringen Festigkeit ist die Zerspanung von Aluminium durch einige Besonderheiten gekennzeichnet, welche in der Auslegung und dem Konzept eines Werkzeugs Niederschlag finden. Die Zerspanung von Aluminium erfordert allgemein scharfe Werkzeuge mit großem Spanraum und hoher Oberflächengüte (meist poliert), um Anhaftungen zu vermeiden und den

Spanaustag zu erleichtern (**Grzesik 2008**). Bei Bohrwerkzeugen ist neben der Spanbildung auch der axiale Spanabtransport von besonderer Bedeutung. Für die Bearbeitung von Aluminium wird daher der Wendelbohrertyp W empfohlen - der Drallwinkel des Wendelbohrers liegt dabei im Bereich von 30° bis 40° . Im Anwendungsfall tiefer Bohrungen kann dieser auch bis zu 48° betragen (**Klocke et al. 2007; Sattel et al. 2015**).

Als geeigneter Spitzenanschliff ist in allgemeiner Auslegung der Kegelmantelanschliff zu nennen. Der Spitzenwinkel ist vergrößert und findet sich in der Spanne von 130° - 140° wieder. Diese großen Spitzenwinkel reduzieren das aufzubringende Drehmoment und führen vor allem zu einem besseren Span-abflussverhalten und einer gezielten Lenkung des Spans in die Spannut (**Batzer et al. 1998; Kelly et al. 2002; Pilný et al. 2012; Jadhav et al. 2018**).

Der Spanwinkel wird allgemein positiv ausgeführt und ist mit bis zu 15° deutlich größer als Spanwinkel in der Stahlbearbeitung. Der Freiwinkel ist ebenfalls positiv und wird in der Größenordnung von 12° bis 17° angegeben (**Johne 1984; Coldwell et al. 2004**).

Die Prozessparameter im Bereich Bohren von Aluminiumwerkstoffen sind stark abhängig vom Werkzeugschneidstoff respektive einer gegebenen Beschichtung. Scholze et al. (**Scholze et al. 2010**) empfehlen in einer Betrachtung für unterschiedliche Schneidstoffe mit und ohne Beschichtung differenzierte Schnittgeschwindigkeitsbereiche (Abbildung 14).

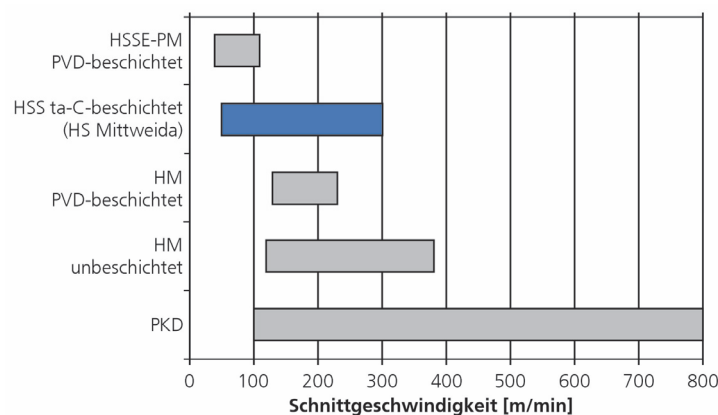


Abbildung 14: Empfohlene Schnittgeschwindigkeit für verschiedene Schneidstoffe und Beschichtungssysteme (**Scholze et al. 2011**)

Im Hinblick auf die zu wählende **Schnittgeschwindigkeit** v_c ist darauf zu achten, dass geringe Schnittgeschwindigkeiten v_c (< 90 m/min) tendenziell Aufbauschneiden fördern können. Erhöhte Schnittparameterwerte führen jedoch allgemein zu verstärkten Verschleißerscheinungen und Instabilitäten im Prozess bis hin zur Scheinspannbildung (**Johne 1984; GdA 1994**). Dabei stehen sich zwei für die Spanausprägung wesentliche Einflüsse gegenüber. Die durch höhere Schnittgeschwindigkeiten eingebrachte Temperatur entfestigt den Werkstoff einerseits und führt zu erhöhter Duktilität, woraus längere Späne resultieren. Die bei hohen Schnittgeschwindigkeiten gleichzeitig erhöhte Umformgeschwindigkeit begrenzt andererseits das Umformvermögen, wodurch das Spanbruchverhalten wiederum verbessert wird (**Johne 1984**).

Technologisch ist die Schnittgeschwindigkeit in ihrer Höhe wegen ihrer thermischen Auswirkungen auf die Werkstückqualität (mechanische Entfestigung und Erweichen) sinnvoll zu begrenzen (**Hamade et al. 2005**). Für einige Werkstofflegierungen kann die adiabate Scherung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten als der dominante Versagensmechanismus angenommen werden, wodurch die Spansegmentierung begünstigt wird (**Grzesik 2008**). Die mechanische Belastung der Werkzeuge wird hierbei mit einer dynamischen Last überlagert und kann zu Ausbrüchen an der Schneidkante führen (**Andrae 2002**). Diese Bedingungen sind ebenfalls zu vermeiden.

Aus Gründen der hohen Wärmeleitfähigkeit und des frühen thermischen Erweichens findet die Aluminiumbearbeitung allgemein nicht trocken statt. Die eingesetzten Medien schmieren (MMS) bzw. kühlen und schmieren (KSS) den Prozess, sodass durch reduzierte Reibung hohe Temperaturen verhindert werden oder durch Kühlmedien die im Prozess entstandene Wärme aufgenommen werden kann (**Weinert 1999**). Entsprechend können die Prozessparameter angepasst werden.

Der Effekt veränderter **Vorschubgeschwindigkeiten** v_f auf die Aluminiumbearbeitung wird kontrovers diskutiert. Konsens besteht darüber, dass die Vorschubgeschwindigkeit als maßgeblich für die Oberflächenqualität des Werkstücks betrachtet wird, wobei sich hohe Vorschubgeschwindigkeiten allgemein in

einer erhöhten Oberflächenrauheit widerspiegeln (**Yasar et al. 2017**). Die Folge zu langsamer Vorschubgeschwindigkeiten bewirkt hingegen lange Späne, die sich im Prozess verklemmen können (**GdA 1994; Ke et al. 2005**). Die Vorschubgeschwindigkeit kann nach Gleichung 2-2 über die Wahl von Drehzahl n respektive Schnittgeschwindigkeit v_c und dem Vorschub f eingestellt werden.

Hohe **Vorschübe** f können die Adhäsionswahrscheinlichkeit bei der Aluminiumbearbeitung erhöhen (**Barani et al. 2014**). Andererseits wirkt sich ein erhöhter Vorschub auch positiv auf das Spanverhalten aus, in dem eine stärkere Umformung respektive Umlenkung erzwungen wird. Aufgrund der ebenfalls durch hohe Vorschübe verkürzten Kontaktzeit zwischen Werkstück und Werkzeug für eine Bearbeitungsaufgabe kann hierüber Standzeit verbessert werden (**Weinert 1999**). Um jedoch Gratbildung (insb. am Austritt einer Bohrung) zu reduzieren, werden hohe Schnittgeschwindigkeiten v_c bei gleichzeitig kleinen Vorschüben f empfohlen (**Pilný et al. 2012**). Gängige Vorschübe liegen im Bereich zwischen 0,15 - 0,40 mm. Eine Erhebung und Auswertung der Empfehlungen namhafter Werkzeughersteller (Gühring, Walter, Mapal) ist in Tabelle 2 dargestellt.

Tabelle 2: Empfohlene Vorschübe für Aluminiumlegierungen

Werkzeug- durchmesser / mm	Ø 6,5	Ø 8	Ø 9,5	Ø 10	Ø 12	Ø 14
	empfohlene durchschnittliche Vorschübe in mm					
allg. Knetlegierungen	0,20	0,26	0,30	0,32	0,36	0,40
legiert >12% Si	0,19	0,22	0,25	0,26	0,29	0,32
legiert 7%-12% Si	0,19	0,22	0,25	0,26	0,29	0,32
legiert, <7% Si	0,19	0,22	0,25	0,26	0,29	0,32
unlegiert <3% Si	0,15	0,18	0,19	0,20	0,22	0,25

Schneidstoffe und Beschichtungen

Zur Bearbeitung von Aluminium eignet sich eine Vielzahl an Schneidstoffen. Im Hinblick auf die für diese Arbeit relevante Schneidstoffvariante der Vollhartmetalle (VHM) werden Sorten der Anwendungsgruppe K empfohlen. Diese Sorten sind

weitestgehend titanfrei und eignen sich daher für die Zerspanung von NE-Metallen. Hartmetallsorten mit Titankarbid als Härte­träger (P und M Sorten, Vgl. DIN ISO 513 (**DIN 513**)) sind aufgrund der sehr hohen chemischen Diffusionsneigung zum Aluminium zu meiden (**Denkena et al. 2011b**).

Die Verschleißbeständigkeit gegenüber abrasiv wirkenden Partikeln des Werkstückwerkstoffs sowie der hohe Freiheitsgrad in der Umsetzung von Werkzeuggeometrien zeichnen den Schneidstoff Vollhartmetall gegenüber Schnellarbeitsstahl (HSS) und Polykristallinem Diamant (PKD) aus. Zudem erfordern Wirtschaftlichkeitsanforderungen die Wahl moderner Hochleistungsschneidstoffe (**Ostermann 2014**). Die Auswahl der Werkzeugbeschichtung wird maß­beglich durch die Legierungsbestandteile des Werkstückwerkstoffs bestimmt. CrN, TiN und TiAlN eignen sich aufgrund der chemischen Affinität zu den Elementen Aluminium, Zink, Magnesium und Kupfer nicht oder nur eingeschränkt als Beschichtungsvariante. Für die Aluminiumbearbeitung typische und etablierte Beschichtungen von HSS und VHM sind ta-C, TiCN und TiAlCN (**Grzesik 2008; Scholze et al. 2010, 2011**). DLC und C-CVD-Diamantschichten eignen sich insbesondere für die Trockenbearbeitung (**Nouari et al. 2003; Nouari et al. 2005**). Mit Ausnahme der Diamantbeschichtungen haben die übrigen Hartstoffschichten Nachteile im Adhäsionsverhalten aufgrund höherer Flächenreibung, weshalb auf eine Prozessschmierung nicht verzichtet werden kann (**Coldwell et al. 2004; Bhowmick et al. 2008**). Zur Verbesserung der Trockenbearbeitung ist das Polieren auch von Diamantbeschichtungen im Hinblick auf eine Optimierung der Adhäsions­eigenschaften von Vorteil (**Westlund et al. 2016**). Allen Beschichtungsvarianten gemein ist eine durch den Schichtauftrag Prinzip bedingte Schneidenverrundung, was der Anforderung nach möglichst scharfen Schneiden in der Aluminiumbearbeitung entgegensteht (**Denkena et al. 2011b; Heisel 2014**).

Schmierbedingungen

Die Zerspanung ist ein Prozess mit einem hohen Reibanteil in der sekundären Scherzone an Span- und Freifläche. Im Zusammenhang mit der Zerspanung von Aluminium bedingen diese Reibvorgänge tribochemischen Verschleiß und Aufbauschneiden. Aus diesem Grund findet die Zerspanung meist unter Einsatz von

Kühl- und Schmiermedien statt, welche nach Art und Menge unterschieden werden können. Allgemein kann nach Minimalmengenschmierung MMS und Kühl-Schmierstoffsystemen KSS differenziert werden. Untersuchungen im Hinblick auf die Eignung von Schmiersystemen ziehen unterschiedliche Schlüsse. Die MMS-Technologie wird in einigen Studien als überlegen (**Bhowmick et al. 2008**) und in anderen als dem KSS unterlegen bewertet (**Sreejith 2008; Scholze et al. 2011**). Den Betrachtungen gemein ist die Erkenntnis, dass die Bearbeitung unter Trockenbedingungen zu erhöhten Prozesskräften und starker Aufbauschneidenbildung führt und daher ein Medieneinsatz notwendig ist (**Kelly et al. 2002; Tsao 2007; Atlati et al. 2015; Niketh et al. 2017**). Der Einsatz von KSS wird aufgrund ökologischer Aspekte und gesundheitlicher Risiken allerdings kritisch bewertet (**Nedialkov et al. 2004; Lawal et al. 2013**).

Die MMS-Technologie kommt der Trockenbearbeitung mit Einsatzmengen von 20-200 ml/h im Hinblick auf Nachhaltigkeitsanforderungen sehr nahe (**Chetan et al. 2015**). Weitere Vorteile liegen in günstigeren Betriebskosten und einem geringeren Flächenbedarf für die Anlage (**Tschätsch 2009; Brecher et al. 2010; Seliger 2012; Shabi et al. 2017**). Die in dieser Arbeit betrachtete Schmiermittelstrategie fokussiert daher ebenfalls den ökologisch vorteilhaften Prozess der MMS.

2.2.3 Spezifische Herausforderungen bei der Aluminiumbohrbearbeitung

Adhäsion und Aufbauschneiden

Obwohl Aluminium und seine Legierungen als leicht zu zerspanen gelten, bestehen einige spezifische Herausforderungen in der Zerspanung, wobei zuvorderst die Tendenz zur Anhaftung und der damit verbundenen Ausprägung von Aufbauschneiden zu nennen sind (**List et al. 2005; Rathod et al. 2016; Ranjan et al. 2019**).

Aufbauschneiden umschreiben allgemein die Anhaftung des Werkstückwerkstoffs im vorderen Bereich der Schneide und auf der Spanfläche (**Opitz et al. 1964**). Dabei können nach Heginbotham (**Heginbotham et al. 1961**) vier Grundformen unterschieden werden, welche sich in ihrer Stabilität unterscheiden und die abhängig von Spanwinkel und Schnittgeschwindigkeit ausgebildet werden.

Insbesondere die Grundformen des Typ I („positive wedge“) und Typ IV („layer“) haben sich als unterscheidbare Formen etabliert. Einige Autoren nutzen die dieser Logik nach durch Jacobson geprägten, abgrenzbaren Begriffe der BuE (Built-up Edge – Typ I) oder BuL (Built-up Layer – Typ IV) (**Gómez-Parra et al. 2013; Mainé et al. 2013; Desaignes et al. 2016**). Dabei wird die örtliche Verteilung auf der Spanfläche und an der Schneide vor allem in ihrer Entstehung differenziert beleuchtet und diskutiert. Der Überlegung von Gomez nach können BuL durch ein Verschmieren der BuE ausgehend von der Schneide über die Spanfläche hinweg erklärt werden (im Fall von Nickelbasiswerkstoffen). Bei Aluminium wird die Aufbauschneide als Konsequenz einer Aufstauung von Anhaftungsschichten auf der Spanfläche interpretiert. Diese Beobachtung zur Entstehung deckt sich mit den Erkenntnissen aus (**Calatoru et al. 2008**). Die begriffliche Unterscheidung hat auch eine praktische Relevanz, da bei genauer Kenntnis über die Entstehungsmechanismen gezielt Gegenmaßnahmen getroffen werden können.

Aus **tribologischer Sicht** lässt sich die Adhäsion zweier sich berührender Körper durch molekulare Wechselwirkungskräfte und chemische Bindungen erklären (**Czichos et al. 2015**). Insbesondere bei metallischen Kontaktpartnern führt die kombinierte Normal- und Schubspannungslast, wie sie für die Zerspanung typisch ist, zu einer Zerstörung von Absorptions- und Reaktionsschichten und einer Neuausbildung von Haftbrücken atomarer Bindungen zwischen den Reibpartnern, insbesondere dann, wenn aufgrund der Stofftrennung die neu ausgebildete Kontaktfläche chemisch aktiv ist (**Trent 1988; Kishawy et al. 2005; Grzesik 2008; Sommer et al. 2014**). Es ließ sich zudem zeigen, dass „... die Bedingungen zur Ausbildung einer großen (...) Kontaktfläche für kubisch flächenzentrierte Metalle günstiger sind...“ und somit Aluminium durch seine werkstofflichen Eigenschaften des hohen Formänderungsvermögens und der kfz-Gitterstruktur verstärkt zu Adhäsionen neigt bzw. neigen kann (**Czichos et al. 2015**). Im Falle metallischer Reibpartner werden diese Grenzflächenbindungen auch als Kaltverschweißung bezeichnet (**Czichos et al. 2015**). Starke Reibung zwischen dem ablaufenden Span und der Spanfläche ist eine akzeptierte Erklärung für Aufbauschneiden, insbesondere dann, wenn aufgrund hoher Spanflächenreibung die Scherfestigkeit

im Werkstoff überschritten wird (**Ernst et al. 1944**). Einige Quellen begründen das Phänomen sogar ausschließlich hierüber (**Davim 2010**).

Am Modell nach Zorev, welches in Abbildung 15 wiedergegeben ist, kann nachvollzogen werden, dass die **Spannungsverteilung** von Normal- und Scherspannung auf der Spanfläche einen wesentlichen Faktor zur Ausbildung von Anhaftungen darstellt. Die hohen Druckspannungen, insbesondere im vorderen Bereich nahe der Schneide, bewirken den Haftungsbereich. Die Reibung auf der Spanfläche, das Verhältnis von Schub- und Normalspannung sowie das Verhältnis aus Schub- zur ertragbaren Scherspannung des Werkstoffs sind für die Aufteilung der Gesamtkontaktlänge in Haftungs- und Gleitzone verantwortlich (**Zorev 1963; Özel 2006**). Erst mit Abfallen der wirkenden Schubspannung unter die Scherspannungsgrenze setzt ein Abgleiten auf der Spanfläche ein. Für Aluminiumwerkstoffe konnte durch Kato eine gleichmäßig weite Druckspannungsverteilung in der Nähe zur Schneide experimentell nachgewiesen werden. Zusätzlich wurde bestätigt, dass die Kontaktlänge von den Faktoren Verformungsverhalten und Kaltverfestigung des Werkstoffs sowie der Reibung auf der Spanfläche abhängen (**Kato et al. 1972**).

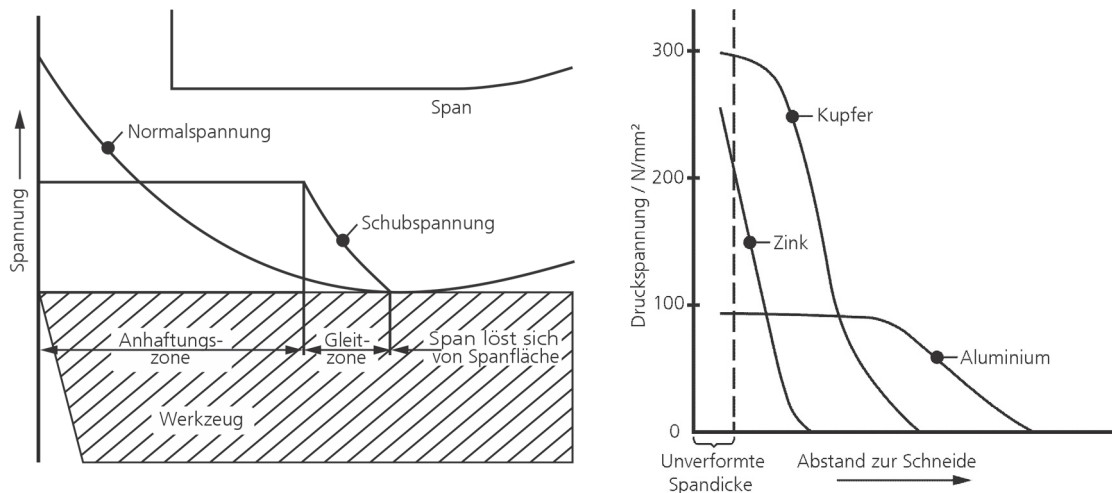


Abbildung 15: Spannungsverteilung am Schneidkeil; links: Modell nach (**Zorev 1963**); rechts: experimentelle Untersuchung nach (**Kato et al. 1972**)

Neben tribochemischen Erklärungsansätzen kann die Entstehung von Adhäsionen auch auf **Prozessgrößen** zurückgeführt werden. Niedrige Schnittgeschwindig-

keiten bei gleichzeitig hohen Vorschüben (hohe Druckbelastung) begünstigen die Aufbauschneiden- und Adhäsionsbildung am Schneidkeil (**Barani et al. 2014; Kümmel et al. 2014**). Die Verteilung der Anhaftungen entlang der Schneide und Spanfläche ist gleichfalls schnittgeschwindigkeitsabhängig (**Scholze et al. 2011**). Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit nimmt die Größe einer Aufbauschneide ab (**Heginbotham et al. 1961; Williams et al. 1970**). Dies kann u.a. mit einer für hohe Schnittgeschwindigkeiten abnehmenden Scherzonendicke begründet werden (**Philip 1971**).

Die **Werkzeuggeometrie** hat ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Ausbildung von Aufbauschneiden. Kleine Spanwinkel fördern nach Untersuchungen von Atlati die Aufbauschneidenbildung bei Aluminium AA2024-T351 (**Atlati et al. 2015; Atlati et al. 2017**). Dabei erhöhen diese die Reibung in der sekundären Scherzone und verlangsamen den Spanablauf. Die gesteigerte plastische Umformarbeit erhöht zudem die Temperatur, welche in dieser Studie schlussfolgernd als Grund für die Aufbauschneidenbildung angeführt wurde.

Im Zusammenhang mit beschichteten VHM-Werkzeugen und der Bearbeitung von Aluminium (UNS A92924 und UNS A97050) ist unter dem Aspekt erhöhter **Temperaturen** die Feststellung von Gómez relevant, nach der an den Funktionsflächen eines Werkzeugs hauptsächlich reines Aluminium feststellbar war (**Gómez-Parra et al. 2013**). Hohe Temperaturen können die Aluminiummatrix erweichen und das Herauslösen von quasi reinem Aluminium aus der Legierungsphase begünstigen, welches dann am Werkzeug kontinuierlich aufbaut. Die Rückführung dieser Beobachtung allein auf die Temperatur lässt allerdings die wechselwirkenden Effekte der genutzten TiN-Beschichtung unter Trockenbedingung außen vor. Hohen Temperaturen als Ursache für Aufbauschneiden widersprechend, wird diese Prozessbedingung in anderen Veröffentlichungen als zur Vermeidung positiv benannt (**Takeyama et al. 1968; Williams et al. 1970; Yamada 1985; Yasar et al. 2017**). So konnte bei der Zerspanung von C45-Stahl eine kritische Temperatur (ca. 290 °C) beobachtet werden, bei der die Aufbauschneide am stärksten ausgeprägt war und nach deren Überschreiten ein kontinuierlicher Abfall feststellbar war (ab 500 °C ohne Aufbauschneide) (**Ze-Hua**

1981). Höhere Temperaturen verursachen eine Veränderung des Metallgefüges und damit einhergehend verliert der Werkstoff in der Aufbauzone seine durch Umformung erworbene Härte. Diese Argumentation konnte bereits 1966 in Kuznetsovs Beitrag über das Phänomen von Aufbauschneiden nachvollzogen werden (**Kuznetsov et al. 1966**).

Die **metallurgische Eigenschaft** zur Kaltverfestigung eines zu zerspanenden Werkstoffes als grundsätzliche Voraussetzung zur Ausbildung von Aufbauschneiden ist allgemein anerkannt und fand darüber hinaus in (**Takeyama et al. 1968; Philip 1971; Haan et al. 1997; Batzer et al. 1998**) Bestätigung. Heterogene, mehrphasige Legierungen oder Werkstoffe, welche bei Verformung einer Aufhärtung unterliegen, sind somit anfällig für die Ausbildung von Aufbauschneiden (**Takeyama et al. 1968; Philip 1971; Trent 1979**).

Auswirkung von Aufbauschneiden

Aufbauschneiden führen im Prozess zu einer erhöhten Rauheit am Werkstück und beeinflussen die Bearbeitungsqualität negativ (**Kümmel et al. 2014**). Im Zusammenhang mit der Bohrbearbeitung werden Aufbauschneiden mitunter ursächlich für Unrundheit oder Bohrlochaufweitungen betrachtet (**Coldwell et al. 2004**). Untersuchungen wie von Kümmel (**Kümmel et al. 2014; Kümmel 2015; Kümmel et al. 2015**) nutzen den gezielten, kaltverfestigten Werkstoffaufbau an der Schneide zwar als Schneidstoffschutz vor Verschleiß. Das gleichwohl unkontrollierte Auf- und Abwandern führt in der Konsequenz zu einer veränderlichen effektiven Schneidkeilgeometrie und somit zu nicht vorhersehbaren dimensional Abweichungen am Bauteil. Teile der Aufbauschneide können bei Abriss zudem mit der neu entstandenen Werkstückoberfläche verpresst werden und nachgelagerte Prozesse negativ beeinflussen oder beim Auswurf die Bohrungswandung beschädigen (**Denkena et al. 2011b**). Auch auf den Werkzeugverschleiß haben Aufbauschneiden allgemein einen negativen Effekt (**Ramaswami 1971**). Lediglich gegenüber Diffusionsverschleiß können Aufbauschneiden durch Abschirmung positiv Einfluss nehmen. Allgemein sind Aufbauschneiden in der Zerspanung allerdings unerwünscht.

Spanbildung bei Aluminium

Allgemein können Spanbildungsarten entsprechend der vier Versagensmodi unterschieden werden (**Grzesik 2008**). Bei der Aluminiumbearbeitung sind grundsätzlich alle Spanformen zu erwarten, wobei mit steigender Härte und Festigkeit eine Verschiebung hin zu kürzer brechenden Spänen auftritt. Folgende Späneigenschaften können den verschiedenen Werkstoffzuständen zugeordnet werden (**Ostermann 1998**):

- Reinaluminium und weiche Knetwerkstoffe haben *langspanende* Eigenschaften.
- Höher- bzw. hochfeste Knetlegierungen zeigen *kurzspanende* Eigenschaften.
- Gusswerkstoffe sind hinsichtlich des eutektischen Zustands her zu unterscheiden nach:
 - untereutektisch → kleine *Wendel- und Spiralspäne*,
 - eutektisch → Neigung zu längeren Spänen,
 - übereutektisch → kurze *Bröckelspäne*.
- Automatenlegierungen haben spanbrechende Legierungselemente.

Die Bohrbearbeitung erfordert kurze Späne, um einen sicheren Spanauswurf zu ermöglichen und ein Verklemmen mit der Bohrungswandung zu vermeiden (**Batzer et al. 1998; Essig 2010**). Die Spanlänge ist maßgeblich von der Kontaktlänge mit dem Werkzeug und den dabei vorherrschenden Reibungsbedingungen abhängig. Eine Verkürzung der Kontaktlänge und Optimierung der Reibung kann zu kompakteren und prozesssicheren Spänen führen und Adhäsionen vermeiden (**Yokota et al. 2014**).

2.2.4 Werkzeugverschleiß bei der Aluminiumbohrbearbeitung

Die Bearbeitung von Aluminiumwerkstoffen führt zu einer spezifischen Verschleißcharakteristik am Werkzeug. Die dominanten Verschleißmechanismen sind Reibungs-, Adhäsions- und Diffusionsvorgänge (**Johne 1984; List et al. 2005; Nouari et al. 2005**). Festigkeitsgebende Legierungsbestandteile wie Silizium wirken überdies abrasiv und begünstigen den Kolkverschleiß und Freiflächenverschleiß

(**Hamade et al. 2005; Kishawy et al. 2005**). Hochfeste Legierungen neigen zudem zur Lamellenspanbildung mit Spansegmentierung. Dieser Spantyp ist durch ein periodisches Stauchen und Gleiten gekennzeichnet, wobei Lastwechselfrequenzen in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit von 50 kHz und mehr auftreten können. Bei spröden Schneidstoffen kann diese Anregung in Kombination mit der mechanischen Grundlast der Spantrennung zur Kammrissbildung führen und im Ausbröckeln der Schneide resultieren (**Andrae 2002**).

Die Affinität von Aluminium zu den Härteträgern des Schneidstoffs führt zu Diffusionsverschleiß. Aluminium kann ab Temperaturen von 300°C in das Kobalt des Hartmetalls eindiffundieren und Kobaltaluminide ausbilden, wodurch die mechanischen Eigenschaften des Schneidstoffs negativ beeinflusst werden. Der Adhäsionsverschleiß steht in Zusammenhang mit den vorbezeichneten Vorgängen der Adhäsion und Aufbauschneidenbildung. Dabei haftet der weichere Werkstückwerkstoff an den harten Schichten des Schneidstoffs an. Die verfestigten Anhaftungen (Pressschweißungen) können zu Aufbauschneiden anwachsen und sich bei Erreichung einer kritischen Größe ablösen, was mit einem Stoffverlust im Schneidstoff verbunden ist (**Denkena et al. 2011a**).

Beim Bohren findet der Verschleiß vor allem an den Führungsphasen und Schneidecken statt (**GdA 1994**). Gängige Größen zur Festlegung der Standzeitgrenze liegen im Bereich von 0,3 - 0,5 mm Verschleißmarkenbreite an der Freifläche (**Johne 1984; Ostermann 2014**). Der zunehmende Werkzeugverschleiß kann auch indirekt an der Werkstückqualität erfasst werden. Messgrößen sind hierbei eine zunehmende Gratbildung am Ein- und Austritt sowie eine Aufweitung des Durchmessers.

2.3 Optimierungsansätze mit geometrischen Merkmalen am Schneidkeil

Moderne Werkzeuge sind in ihrer Makrogeometrie auf die jeweiligen Anwendungsfälle hin ausgelegt. Optimierungspotenzial besteht daher zuvorderst im Hinblick auf die Werkzeugmikrogestaltung und Beschichtungstechnik. Nachfolgende Kapitel beschäftigen sich mit Optimierungsmöglichkeiten in der Mikrogestaltung eines Bohrwerkzeugs.

2.3.1 Schneidenschärfe und Kantenpräparation

Die Hauptschneiden eines Bohrwerkzeugs sind für die eigentliche Stofftrennung verantwortlich. Die meisten Bohrwerkzeuge sind zweischneidig ausgelegt, besitzen also zwei Hauptschneiden und eine verbindende Querschneide (abhängig von der Art der Ausspitzung).

Bedingt durch den schleifenden Herstellungsprozess weisen die Schneiden keine idealtypisch spitze Geometrie auf, sondern sind vielmehr durch eine Schartigkeit geprägt, die durch Mikrodefekte wie Ausbrüche und Abplatzungen entlang der Schneidkante charakterisiert ist (**Biermann et al. 2012**).

Die Ziele der Schneidkantenpräparation sind in der Literatur einheitlich umschrieben und werden mit einer Leistungssteigerung von Zerspanungswerkzeugen und einem verbesserten Einsatzverhalten durch eine homogene Gestaltung der Schneide assoziiert (**Tikal et al. 2009; Biermann et al. 2012; Heisel 2014**). Je nach Anwendung und Ausgangssituation konnten somit Standwegerhöhungen zwischen 30% und 360% ermittelt werden (**Kötter 2006; Risse 2006; Lehmann 2006; Tikal et al. 2009; Biermann et al. 2013a; Zhao et al. 2017**).

Schneidencharakterisierung

Bei mikroskopischer Betrachtung kann der Übergang zwischen Span- und Freifläche durch eine Krümmung beschrieben werden. Die Charakterisierung der Schneide ist somit durch drei wesentliche Kenngrößen möglich, die in Abbildung 16 beschrieben sind (**Klocke et al. 2007; Denkena et al. 2011b**).

Δr (Delta-Radius): Der Delta-Radius beschreibt die Distanz der Idealspitze eines Werkzeugs, gegeben durch den Schnittpunkt der fortlaufenden Flächentangenten von Frei- und Spanfläche auf den Scheitelpunkt (höchster Punkt) der eigentlichen Werkzeugspitze.

K-Faktor (Formfaktor): Der K-Faktor bildet sich als Quotient aus der Länge der fortgesetzten Tangenten (Linie 3 und 4 in Abbildung 16) von Span- und Freifläche zum Schnittpunkt in der idealen Werkzeugspitze. Dieses Verhältnis beschreibt die Orientierung der Kantenverrundung im Hinblick darauf, zu welcher Schneidkeifläche der Radiusscheitelpunkt verschoben ist (**Biermann et al. 2014; Denkena et al. 2014**).

Schneidkantenradius r_β : beschreibt als Idealradius die Krümmung im Übergang der Span- zur Freifläche.

Die genannten Kriterien dienen der Einordnung und Beschreibung des Zustands der Schneide sowohl hinsichtlich des Verschleißes als auch einer gezielten Gestaltung (**Denkena et al. 2007**).

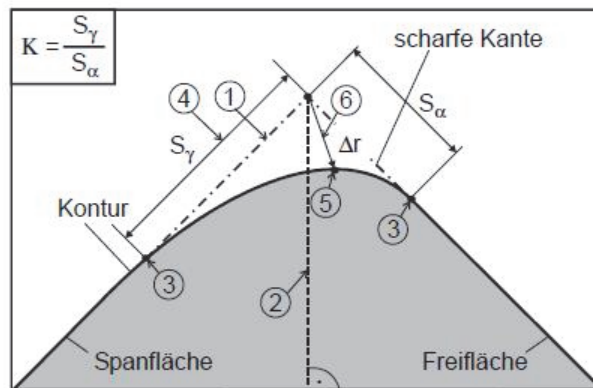


Abbildung 16: Charakterisierung der Schneidkanten geometrie (**Denkena et al. 2005a; Denkena et al. 2005b**)

Kantenpräparation mittels Laser

Die Laserbearbeitung erlaubt eine Kantenpräparation auch hochfester und harter Schneidstoffe mit hoher Genauigkeit im Mikrobereich und ohne schleifbedingte Ausbrüche (**Reisacher 2011**). Die thermischen Einflüsse und Wechselwirkungen des Lasers mit dem Sinterwerkstoff können allerdings zu einer Stoffumwandlung von Wolfram in der Form WC zum wesentlich weicheren W₃C oder dem Aufschmelzen der Kobaltphase und somit zu einer Partikelfreilegung der Hartphase führen, weshalb dieses Verfahren noch Gegenstand der wissenschaftlichen Untersuchungen ist (**Bouzakis et al. 2014**). Kürzere Pulszeiten und höhere Scangeschwindigkeiten des Lasers sind nach vorliegenden Studien zu bevorzugen (<20 ns), da hierdurch die Oxidation des Wolfram-Anteils reduziert und eine Kobalt-Verarmung vermieden werden kann (**Denkena et al. 2005a; Denkena et al. 2005b**). Beispiele mittels Lasertechnik verrundeter Schneiden sind in Abbildung 17 dargestellt.

Am Beispiel der Hartbearbeitung von Gusseisen konnte das Einsatzverhalten von mittels Laser (Nd:YVO₄; $\lambda=1064\text{nm}$) verrundeten Fräs Werkzeugen exemplarisch

untersucht werden (**Aurich et al. 2011**). Unter diesen Einsatzbedingungen konnten die verrundeten Werkzeuge eine beinahe doppelte Standzeit erreichen¹.

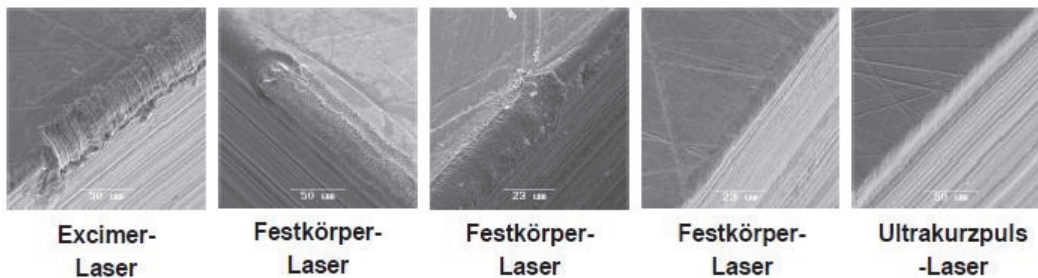


Abbildung 17: Laserverrundete Schneiden (**Denkena et al. 2005b**)

2.3.2 Ausspitzung der Querschneide

Die Zentrumsschneide, auch Querschneide genannt, stellt das Verbindungsstück der Hauptschneiden über den Bereich des Werkzeugkerns dar. Abhängig von der Anschliffform der Bohrerspitze kann dieser Bereich unterschiedlich ausgestaltet sein. Bei existierender Querschneide nimmt das Bohrwerkzeug im Mittenbereich die Vorschubkräfte als Streckenlast auf, wohingegen eine Ausspitzung der Querschneide die Vorschubkräfte auf einen Punkt respektive eine verkürzte Strecke konzentriert. Nach (**Denkena et al. 2011b**) wird die Art des Anschliffs eines Bohrers in Abhängigkeit verschiedener Kriterien und Anforderungen ausgeführt und soll sich am gegebenen Anwendungsfall orientieren:

- Zentrier- und Führungseigenschaften sollen gegeben sein, ebenso wie
- Vorhandensein ausreichender Freiwinkel über die gesamte Schneidenlänge,
- ausreichend stabiler Schneidkeil,
- kurze Querschneidenlängen sind bei Möglichkeit zu bevorzugen (wegen ungünstiger Zerspanbedingungen).

Häufigste Anschliffform ist der Kegelmantelanschliff. Daneben gibt es weitere Anschliffformen, die teilweise genormt oder anwendungs- und herstellerspezifisch angeboten werden. Nach Tikal (**Tikal et al. 1993**) kann die Anzahl an verschiedenen Anschliffformen auf ca. 150 beziffert werden. Die DIN 1412 erfasst normativ fünf Grundformen für HSS-Wendelbohrer auf Basis des Kegelmantelanschliffs (**DIN**

¹ Verschleißkriterium: $VB_{\max} = 300 \mu\text{m}$

1412). Aufgrund des spröden Werkstoffverhaltens werden für Hartmetallbohrer allerdings kurze oder im Übergang zur Hauptschneide kontinuierlich ausgeführte Querschneiden empfohlen, die einem Verlaufen in der Anbohrphase entgegenwirken und einen geringen Druck beim Bohransatz aufbauen (**Paucksch 2008**). Für die Hauptschneiden wird eine Fase mit negativem Spanwinkel vorgeschlagen, um Kantenausbrüche zu vermeiden. Für Hartmetallbohrer wird zuvorderst der Vierflächenanschliff (Kegelmantelanschliff mit Sekundärfläche) empfohlen. Abbildung 18 zeigt die gängigen Grundformen der Werkzeuganspitzung (**DIN 1412**).

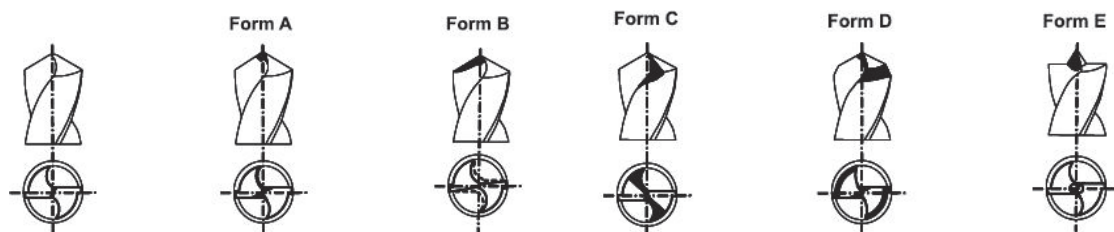


Abbildung 18: Grundformen der Werkzeuganspitzung (**Klocke et al. 2007**)

Die Grundformtypen sind nach (**DIN 1412; Klocke et al. 2007; Paucksch 2008; Denkena et al. 2011b**) wie folgt spezifiziert und werden für benannte Anwendungen empfohlen:

Formtyp A sieht eine Halbierung der Querschneidenlänge vor, wodurch die Vorschubkräfte stark herabgesetzt werden. „*Man wendet ihn an, wenn die Zentrierwirkung verbessert werden soll und vor allem, um die Axialkraft (...) für hochfeste Werkstoffe zu verringern*“ (**Paucksch 2008**).

Formtyp B ist durch eine zusätzliche Korrektur des Spanwinkels an den Hauptschneiden charakterisiert. Dadurch wird ein über die gesamte Länge der Hauptschneide gleichbleibender Spanwinkel erreicht und dem Schneidkeil eine größere Stabilität verliehen.

Formtyp C wird auch als Kreuzanschliff bezeichnet. Die Querschneide ist dabei auf ca. 6% des Außenradius reduziert, wodurch sich sogar positive Spanwinkel im

Querschneidenbereich umsetzen lassen. Diese Maßnahmen verbessern die Zentriereigenschaften des Werkzeugs und verkleinern die Vorschubkräfte.

Formtyp D zeichnet sich durch einen variablen, zu den Schneidecken hin verkleinerten Spitzenwinkel aus. Ein kleiner Spitzenwinkel am Außenradius reduziert dabei das Auftreten von Ausbrüchen bei der Gussbearbeitung. Für langspanende Werkstoffe ist diese Anschliffform hingegen ungeeignet.

Formtyp E markiert einen Sonderanschliff mit Zentrumsspitze. Er ist besonders für die Blechbearbeitung geeignet und bietet hervorragende Zentriereigenschaften.

2.3.3 Geometrien zur Spanleitung und -brechung

Bearbeitungsverfahren mit kontinuierlichem Schneideneingriff, wie es beim Bohren und insbesondere beim Drehen der Fall ist, neigen zur Ausbildung von langen Spänen. Ein natürlicher Spanabriss, wie er beim Fräsen durch den Werkzeugaustritt und damit dem Durchlaufen einer Nullspanungsdicke gegeben ist, findet hier nicht statt. Lange Späne können die Prozessstabilität negativ beeinflussen und zum Versagen eines Werkzeugs führen (**Biermann et al. 2013b**). Zudem wird das Werkzeug durch eine verkürzte Kontaktlänge bei kompakten Spanarten thermo-mechanisch nicht so hoch belastet (**Braun 2010**).

Änderungen in der Werkstoffzusammensetzung, beispielsweise der Verzicht auf Bleizusätze bei Aluminium, oder generelle Werkstoffweiterentwicklungen mit erhöhten Zähigkeits-, Dehn- oder Formänderungseigenschaften (Dehnverfestigung bei Stahl) verändern die Zerspanbarkeit von Werkstückwerkstoffen oftmals negativ im Hinblick darauf, dass die werkstoffgegebene Eigenschaft zum Spanbruch reduziert wird (**Becker 2009**). Diesen Veränderungen kann durch eine geometrische Anpassung und Auslegung der Schneidkeilgestaltung eines Zerspanungswerkzeugs Rechnung getragen werden. Insbesondere für das Verfahren Drehen haben sich daher Spanbrecher und Spanleitstufen zur gezielten Spanbrechung etabliert. Folgende Formen sind dabei zu unterscheiden:

- Spanbrechernut (eingeformte Vertiefung in der Spanfläche)
- Spanbrecherstufe (Erhöhung auf der Spanfläche)
- aufgesetzter Spanbrecher (lösbar befestigtes Hindernis auf der Spanfläche)

Der positive Effekt solcher Spanbrecher auf die Spanmorphologie ist in zahlreichen Veröffentlichungen untersucht worden. Das vollständige Verständnis der komplexen Kontaktbedingungen, die entweder durch eine Kollision oder durch gezielte Umlenkung zum Versagen des Spans führen, ist dabei essentiell. Frühere Untersuchungen zur Auslegung von spanbrechenden Merkmalen eines Werkzeugs haben sich dabei auf die Spanstufenbreite als Haupteinflussfaktor beschränkt, da durch sie der effektive Spanwinkel des Werkzeugs und somit die erzwungene Spankrümmung stark beeinflusst werden kann (**Reinhold 1963**). Jüngere Ansätze betrachten den Prozess der Spanbildung unter Berücksichtigung peripherer Gegebenheiten, wie dem Einsatz von Kühlschmierstoffen, die einen steilen Temperaturgradienten im Span erzeugen und somit die zusätzlich Bruch-eigenschaften verändern (**Kelly et al. 2002; Essig 2010**).

Die Lasertechnik ermöglicht die Einbringung komplexer Geometrievierungen, auch in hochharten Werkstoffen wie polykristallinem Diamant. Einige Anwendungsbeispiele zeigt Abbildung 19. Die Ultra-Kurzpuls-Laser-Bearbeitung erlaubt eine schädigungsarme Bearbeitung. Ein Beispiel für einen positiven Beitrag durch mittels Laser strukturierte Wendeschneidplatten auf eine Verkürzung der Späne lieferten Mattes und Klein (**Mattes 2007; Klein et al. 2009**).

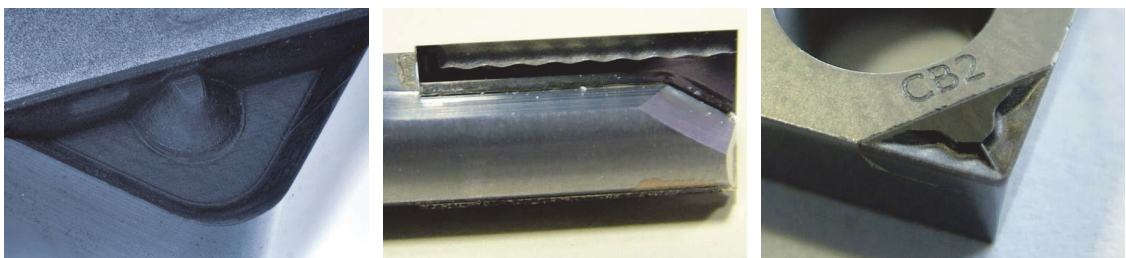


Abbildung 19: Beispiele gelasierter Spanbrechergeometrien: links - gelaserte Spanleitstufe ; mittig - Schaftfräser mit Spanleitstufe; rechts - WSP mit gelasierter Spanleitstufe (**Becker 2009**)

2.3.4 Mikrostrukturierung der Span- und Freifläche

Maßnahmen zur Optimierung der Funktionalität der Span- und Freifläche an einem Bohrwerkzeug sind vielfältig möglich und reichen von der geometrischen Einstellung des Keil-, Span- und Freiflächenwinkels bis hin zur Beschaffenheit der Oberfläche

(Beschichtung, Struktur, makrogeometrische Merkmale). Dieses Unterkapitel hat den Anspruch, ein möglichst umfangreiches Abbild der aktuellen Maßnahmen und Erkenntnisse zu skizzieren, die sich mit der periodischen und eigenschaftsdeterministischen Gestaltung der benannten Oberflächen im Sub-Millimeterbereich auseinandersetzen und darauf abzielen, die tribologischen Eigenschaften zu optimieren oder sonstige Funktionalitäten zu erreichen. Dazu zählen: Spanabfluss erleichtern, Prozesskräfte reduzieren, thermische und mechanische Lasten herabsetzen und Verschleißbeständigkeit verbessern. Die betrachteten Oberflächen ordnen sich gemäß der Terminologie nach Evans als „strukturierte Oberflächen“ ein und sind durch geometrische Merkmale unterscheidbarer Muster und einen speziellen funktionalen Zweck charakterisierbar (**Evans et al. 1999**). Die Oberflächenstrukturierung ist insbesondere vom Begriff der „Textur/Texturierung“ abzugrenzen, da dieser in seiner standardisierten Bedeutung die Gesamtheit der Merkmale Rauheit, Welligkeit und Lage umschreibt (**ASME 2010**).

Definition der Lage- und Dimensionsparameter - Hauptmerkmale

Aufgrund einer nicht einheitlichen Nomenklatur und Benennung der Strukturen, ihrer Dimensionen sowie ihrer Orientierung werden folgende Konventionen durch den Autor festgelegt und als Kriterium zur besseren Einordnung des Stands der Technik genutzt. Die **Strukturparameter** werden damit für die gesamte Arbeit konsistent definiert und bezeichnet (Abbildung 21). Die Angaben aus den Primärquellen werden in dieses Schema übersetzt, sofern Angaben gemacht wurden. Ein verrundetes Profil wird gemäß Abbildung 20 idealisiert. Als Strukturparameter werden definiert:

Tiefe „T“: Tiefe der Kavität von der Werkzeugoberfläche aus gemessen.

Breite „B“: Breite der Kavität gemessen an der Oberfläche (z.B. weiteste Öffnung des gaußähnlichen Strukturquerschnitts).

Länge „L“: Strukturlänge, bei diskontinuierlichen Strukturen ist die Einzellänge anzugeben.

Strukturabstand/Interdistanz „A“: Abstand zum jeweils gleichorientierten, nächsten Strukturelement; bei unterteilten Strukturen: Hauptabstand ist senkrecht zur Strukturhaupttrichtung (Dimension der Länge), Nebenabstand ist parallel zur

Strukturrichtung zu messen (Dimension der Breite), bei sich kreuzenden Strukturen ist der jeweils kürzeste Abstand zu messen. Der Abstand ist an den äußersten Stellen der Struktur zu messen und berücksichtigt somit die gesamte Strukturbreite. Die durch den Laserstrahl bedingte Abflachung im Randbereich ist somit der Strukturbreite zuzuzählen.

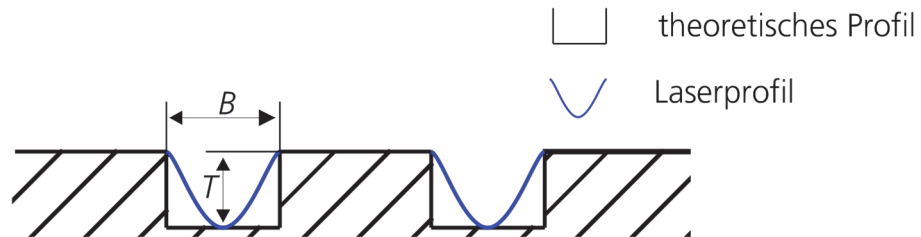


Abbildung 20: Darstellung der Strukturparameter Tiefe und Breite

Abstand zur Schneide „AS“: Die strukturierte Fläche ist als geschlossene Einheit im Grenzbereich der strukturierten zur unstrukturierten Fläche abzugrenzen (siehe Strukturband), somit kann das Strukturband gesamtheitlich zur Bezugsgröße einer ideal scharfen Schneide gemessen werden; eine mögliche Variabilität der Abstandsgrößen bei variabler Strukturierung ist zu berücksichtigen, gegebenenfalls durch Unterteilung.

Strukturart: Linie, Kreise (Ellipsen), Kurven, Punkte; mit den Attributen: offen/geschlossen.

Ausrichtung „ ϕ “ bzw. Winkel „ W “: Orientierung der Strukturhaupttrichtung in Bezug auf die Schneide; bei Ellipsen ist dies die Orientierung der Hauptachse. Die Winkel nehmen mit dem Uhrzeigersinn zu. Die parallele Ausrichtung von Strukturen entspricht einem Winkelmaß von 0° . Eine 90° -Orientierung bezeichnet somit senkrecht zur Schneide liegende Strukturen.

Funktionslage: Beschreibt die Verortung der Mikrostrukturen am Werkzeug auf den Flächen: Spanfläche, Freifläche, Querschneidenspan-, Querschneidenfreifläche oder Nebenfriefläche bzw. Führungsfase.

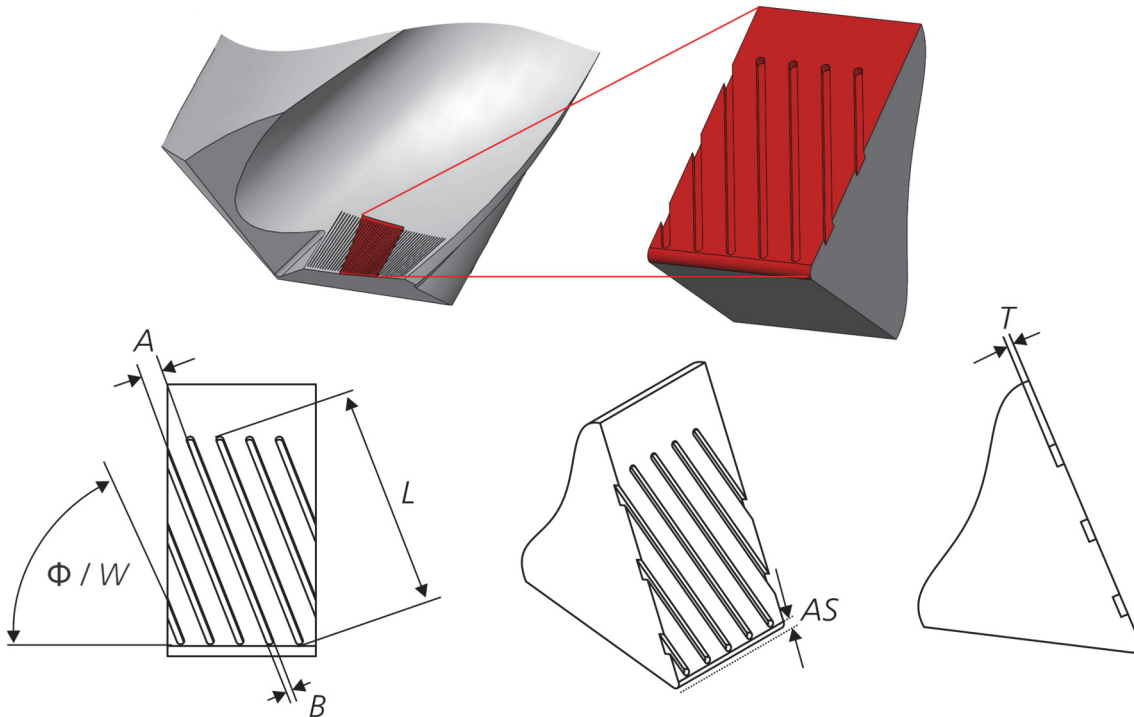


Abbildung 21: Einordnung der Strukturparameter am Schneidkeil

Effekte der Mikrostrukturen auf den Prozess

Nachfolgend werden die recherchierten Untersuchungen zu Mikrostrukturen auf der **Spanfläche** wiedergegeben.

Zhang et al. untersuchten lasermikrostrukturierte Werkzeuge im Drehprozess an AISI 1045 Stahl. Hierbei wurden parallel zur Hauptschneide auf der Spanfläche strukturierte Werkzeuge mit unstrukturierten Werkzeugen verglichen. Die Strukturierung bewirkte unter Schmierstoffzugabe (KSS) eine signifikante Reduktion der mittleren Prozesskräfte, was zuvorderst auf die Reservoirbildung des Schmierstoffs in den Kavitäten zugeführt wurde (Abbildung 22). Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten (Variation zwischen 40 - 200 m/min) konnte der größte Effekt mit einer Reduktion um etwa 35% ermittelt werden (**Zhang et al. 2015b**).

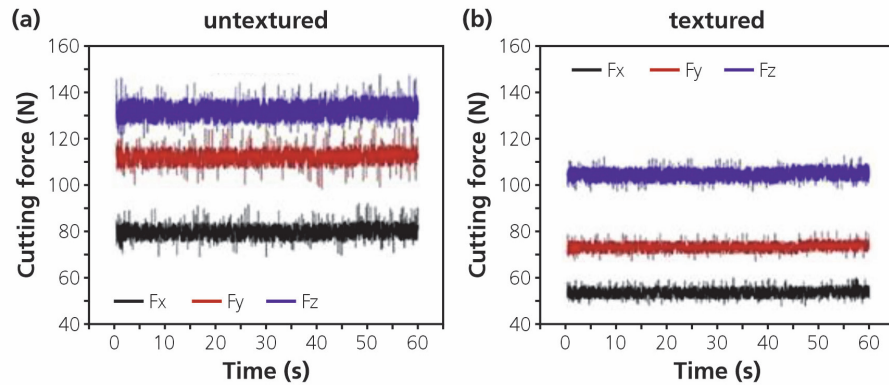


Abbildung 22: Effekt mikrostrukturierter VHM-Werkzeuge im Vergleich zu einem konventionellen Werkzeug am Drehprozess (Zhang et al. 2015b)

In einer weiteren Untersuchung der Autoren Zhang et al. wurde der Effekt von Mikrostrukturen in erweiterter Betrachtung mit einer Beschichtungspräparation mittels Laser im Nanobereich untersucht. Die doppelt strukturierten Werkzeuge zeigten die geringsten Reibkoeffizienten bei gleichzeitig größtem Scherwinkel im Drehprozess unter Emulsion (Abbildung 23). Zudem konnten die geringsten Werkstoffanhaftungen auf der Spanfläche für die strukturierten Werkzeuge festgestellt werden (Zhang et al. 2015a).

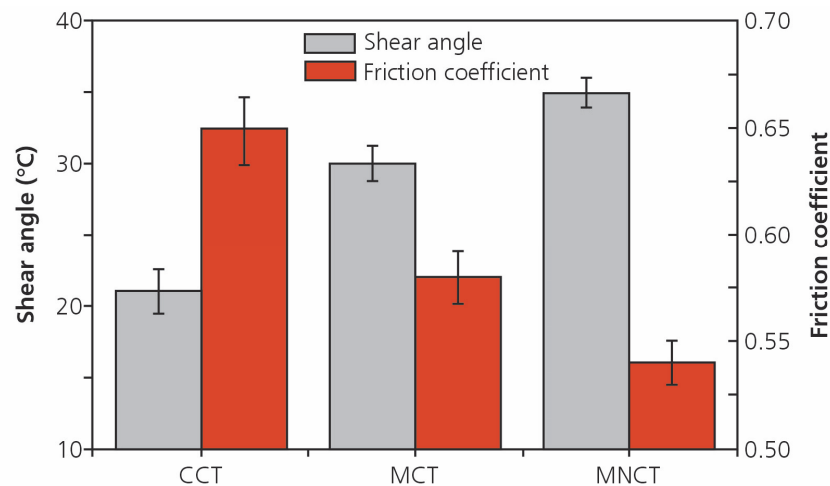


Abbildung 23 : Reibungskoeffizient und Scherwinkel in Abhängigkeit der Spanflächen-beschaffenheit ; (sic (°C)) (Zhang et al. 2015a)

In einer konsekutiven Studie griffen die Autoren diese Erkenntnisse auf und kombinierten Mikrostrukturen mit dem Einsatz von Trockenschmierstoffen (MoS_2).

Dabei zeigte sich, dass die Werkzeuge mit Mikrostrukturen der Dimension $T = 50 \mu\text{m}$ und $B = 40 \mu\text{m}$ in periodisch paralleler Anordnung im Abstand $A = 400 \mu\text{m}$ zur Schneide und einer zur TiAlN-Beschichtung zusätzlich applizierten Trockenschmierstoffbeschichtung von $2 \mu\text{m}$ Schichtdicke die geringsten mittleren Reibungskoeffizienten aufwiesen. Die sehr geringen Reibkoeffizienten bei diesen Werkzeugen ($0,19 \pm 0,03$) wurden ebenfalls durch eine kontinuierliche Schmierstoffversorgung durch die Strukturkavitäten erklärt. Die Verschleißbeständigkeit ergab sich aus dem Erklärungsansatz, dass Abrasivpartikel in der Reibwirkzone durch die Strukturen aufgefangen und damit dem Prozess entzogen werden konnten (**Zhang et al. 2016**).

Arulkirubakaran et al. untersuchten die Effekte strukturierter Werkzeug-schneidflächen bei der trocken-geschmierten (MoS_2) Drehbearbeitung von Ti-6Al-4V auf die Zerspankraft, Temperaturverteilung und Spanmorphologie. Die Strukturierung wurde durch Drahterodieren realisiert. Die Dimension der Strukturen war auf $B = 250 \mu\text{m}$ und $T = 100 \mu\text{m}$ festgelegt, weitere Angaben fehlen. Die Strukturlage der Linienmuster war parallel und senkrecht zur Schneide orientiert. Ein weiteres Muster ergab sich durch die Überlagerung beider Linienstrukturen zu einem Kreuzmuster (**Arulkirubakaran et al. 2016**).

Bei den strukturierten Werkzeugen konnte eine Verkürzung der Werkzeug-Span-Kontaktlänge um bis zu 75% (Orthogonalstruktur) sowie um bis zu 10% geringere Reibkoeffizienten festgestellt werden. Die strukturierten Werkzeuge erzeugten zudem kompaktere Späne (kleinerer Krümmungsradius), geringere Prozess-temperaturen und geringere Prozesskräfte. Die orthogonale Auslegung (90°) wurde für den Anwendungsfall als die geeignetste Struktur bezeichnet. Hier konnten die Prozesskräfte um bis zu 20% und auf minimal 495°C gemessener Zerspan-temperatur reduziert werden (**Arulkirubakaran et al. 2016**).

Die Autoren Enomoto und Sugihara untersuchten in einer Vielzahl an Studien den Effekt von Mikrostrukturen. Englischsprachige Artikel konnten für den Zeitraum 2009 bis 2013 recherchiert werden. Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen werden in chronologischer Reihenfolge nachfolgend zusammengefasst.

In der frühesten Untersuchung wurden drei Strukturarten am Fräsprozess von Aluminium Al5052 unter Trocken- und Nassbedingungen vergleichend untersucht (**Sugihara et al. 2009**). Bei der Trockenbearbeitung konnte eine Erhöhung der Konzentration von anhaftenden Aluminiumpartikeln an den DLC-beschichteten WSP festgestellt werden, wohingegen die Nasszerspannung zu einem gegenteiligen Anhaftungsverhalten führte. Die Funktionalität der Strukturen wurde durch zwei wesentliche Rollen beschrieben. Zum einen halten diese den eingesetzten Schmierstoff in einer Art Reservoir vor, zum anderen wirken diese Struktur reduzierend auf die effektive Kontaktlänge des Spans mit dem Werkzeug.

In einer Fortführung untersuchten die Autoren ferner die Adhäsionsneigung dezidiert (**Enomoto et al. 2010, 2011**). Dabei konnten die Erkenntnisse aus der früheren Studie bestätigt werden. Die parallele Struktur erzeugte die größten Scherwinkel, wodurch eine stärkere Spankrümmung erzielt wurde und sich daraus resultierend die Kontaktlänge zwischen Span und Werkzeug reduziert. Als Grund nahmen die Autoren an, dass die Späne bei der parallelen Struktur in unterbrochenem Kontakt die Spanfläche überlaufen und in diesem Vorgang Schmierstoff aus den Kavitäten ziehen. Diesen Erklärungsansatz veranschaulicht Abbildung 24. Zudem wiesen die parallelen Strukturen mit $\mu_r = 0,56$ die geringsten Reibkoeffizienten auf. Die Adhäsionsfläche war mit ca. $0,05 \text{ mm}^2$ um den Faktor 7 kleiner als bei den polierten Werkzeugen ausgeprägt.

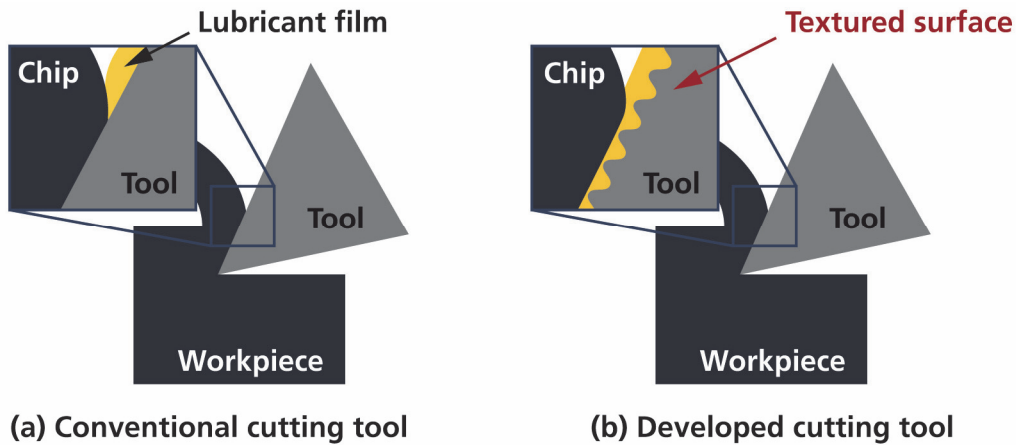


Abbildung 24: Erklärungsansatz der Wirkungsweise von Mikrostrukturen durch Reservoirbildung von Schmierstoff (**Enomoto et al. 2011**)

Sugihara et al. entwickelten parametrisch Mikrostrukturen und bewerteten die Werkzeuge hinsichtlich ihres Adhäsionsverhaltens (**Sugihara et al. 2012**). Die Tiefe T wurde auf $5\ \mu\text{m}$ konstant eingestellt, die Strukturparameter der Abstände A und Breite B wurden auf den Faktorstufen 20, 50 und $100\ \mu\text{m}$ variiert. Das Minimum an Aufbauhöhe unter Nassbedingungen wurde mit der Strukturvariante $T = 5\ \mu\text{m}$, $B = 20\ \mu\text{m}$ und $A = 20\ \mu\text{m}$ erreicht. Unter Trockenbedingungen erzielte die Strukturvariante mit $T = 5\ \mu\text{m}$, $B = 20\ \mu\text{m}$ und $A = 50\ \mu\text{m}$ die geringsten Werkstoffanhaftungen auf der Spanfläche sowie mit 10% geringeren Prozesskräften im Vergleich zum unstrukturierten Werkzeugen die niedrigsten Schnittkräfte. Mit größer werdendem Abstand A ließ die Wirkung der Strukturierung allerdings nach. Bezüglich der Orientierung konnte, wie in Abbildung 25 dargestellt, eine bessere Wirkung der parallelen Ausrichtung erkannt werden. Im Hinblick auf die Spanmorphologie konnte eine über den Schnittweg von 1800 m beinahe kontinuierliche Spanform mit strukturierten Werkzeugen beibehalten werden, wohingegen sich die Späne des unstrukturierten Werkzeuges im Radius stark weiteten.

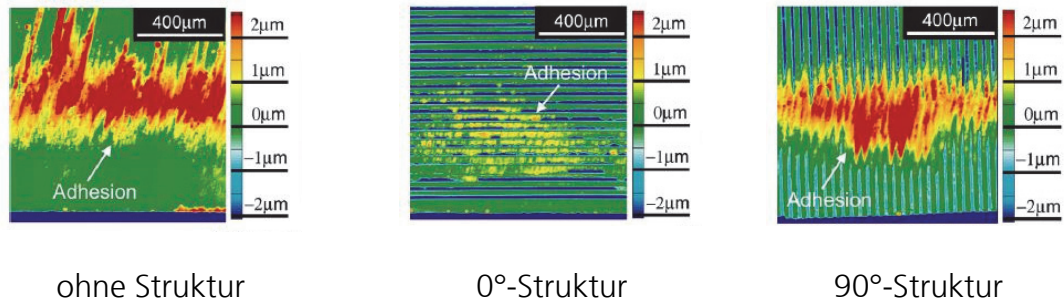


Abbildung 25: Adhäsionen an mikrostrukturierten Spanflächen (**Sugihara et al. 2012**)

Die vorbezeichneten Strukturvarianten aus (**Sugihara et al. 2012**) wurden weiterführend an einem Kohlenstoffstahl mit einem Kohlenstoffgehalt von 0,55% untersucht (**Sugihara et al. 2013**). Dabei zeigte sich, dass die orthogonalen Strukturen im Vergleich zum konventionellen Werkzeug höhere Verschleißerscheinungen aufwiesen. Die parallelen Mikrostrukturen hingegen zeigten geringere Abnutzungen auf der Spanfläche, was durch eine bessere Benetzung durch die Emulsion und die Aufnahme von Verschleißpartikeln im Sinne eines „... *micro-trap for wear debris*...“ begründet wurde. Abbildung 26 verdeutlicht den Effekt unterschiedlicher Strukturkonfigurationen an parallelen Strukturen. Bei der Nasszerspanung zeigten sich breitere Strukturen als vorteilhaft, da ein größeres Schmierstoffreservoir gebildet werden konnte. Bei der Trockenbearbeitung hingegen zeigten sich Strukturen über ein Breite-zu-Tiefe-Verhältnis von größer 1:1 als nachteilig. Gemäß den Ausführungen wurde der Effekt der Strukturbreite durch den tatsächlichen Kontaktdruck auf die verbleibenden Stege überkompensiert. Gleichwohl konnten die mikrostrukturierten Werkzeuge unter Trockenbedingungen den Kolk-Verschleiß leicht reduzieren.

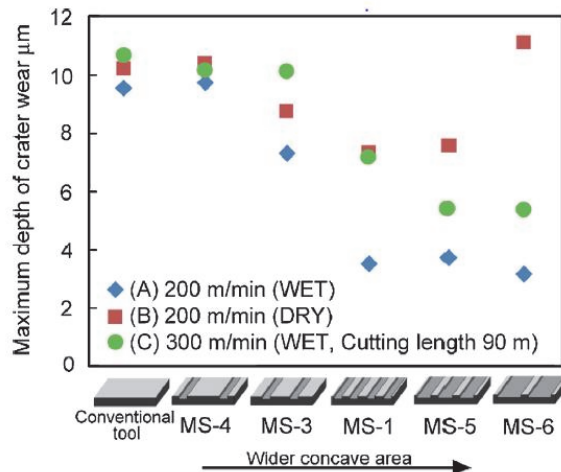


Abbildung 26: Einfluss der Strukturbreite auf das Verschleißverhalten bei unterschiedlichen Schmierbedingungen (**Sugihara et al. 2013**)

Rathod et al. untersuchten die Effekte von Mikrostrukturen auf der Werkzeugspanfläche von unbeschichteten Wendeschneidplatten am Drehprozess von Al6063 mit Trockenschmierstoff MoS₂ (**Rathod et al. 2016**). Dabei wurden die Strukturparameter Tiefe T , Breite B und der Abstand A in einem reduzierten CCD-Experiment methodisch untersucht. Die Strukturparameter wurden in der Breite zwischen 1-5 µm, in der Tiefe zwischen 1-5 µm und im Abstand zwischen 5-25 µm variiert. Wie in Abbildung 27 dargestellt, wurden auch Quadratmuster aufgebaut.

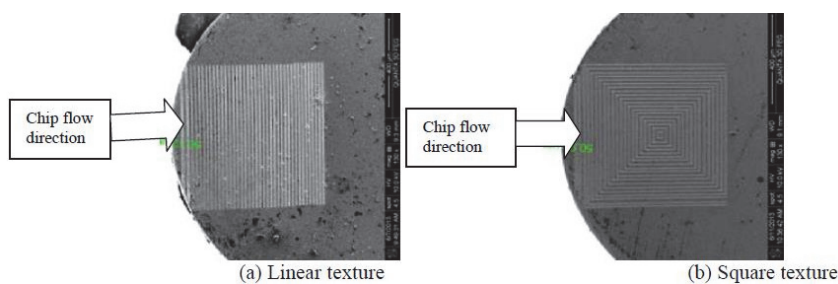


Abbildung 27: Spanfläche mit unterschiedlichen Mikrostrukturen (**Rathod et al. 2016**)

Für alle untersuchten Strukturen konnte eine Reduktion der Prozesskräfte bei höheren Schnittgeschwindigkeiten festgestellt werden. Bei kleinerer Spanungsdicke erhöhte sich zudem der Scherwinkel. Bei größer werdender Strukturbreite konnten

abnehmende Zerspankräfte gemessen werden. Für alle strukturierten Werkzeuge waren geringere Anhaftungen feststellbar. Mit dem quadratischen Muster gelang eine maximale Herabsetzung der Schnittkraft um bis zu 30% und mit dem linearen Muster um bis zu 20% im Vergleich zu einem unstrukturierten Werkzeug.

Fatima et al. entwickelten am Drehprozess von SAE4140 Stahl Mikrostrukturen mit paralleler Strukturorientierung. Ziel war unter parametrischer Variation der Faktoren Breite, Tiefe und Abstand zur Schneide die Wirkeinflüsse der genannten Struktur- und Lageparameter zu bestimmen. Die Strukturparameter wurden mit nachfolgenden Faktorstufen eingestellt: $AS = 100, 150, 200 \mu\text{m}$; $T = 10, 15, 20 \mu\text{m}$; A und $B = 50, 100, 150 \mu\text{m}$. Das Resultat der ausgeführten Varianzanalyse (ANOVA) zur Bestimmung der Signifikanz der untersuchten Faktoren ergab, dass lediglich für den Strukturabstand AS ein statistisch signifikanter Beitrag mit 84 % Vorschubkrafteinfluss erkannt werden konnte. In Konklusion der Auswertung erklärten die Autoren „... *the criterion should be to aim for an overlap between structures and the tool chip contact area* (.)“, um eine Strukturwirkung überhaupt zu erreichen. Im Anwendungsfall lag die Kontaktlänge bei ungefähr $250 \mu\text{m}$, woraus sich eine nur geringfügige Überlappung der Strukturfläche mit dem ablaufenden Span ergab und sich die erwartete Wirkung aufgrund dieses nur kleinen Übergriffs nicht ausprägen konnte (**Fatima et al. 2013**).

Eine weitere Untersuchung von Fatima et al. umfasste eine Parameterstudie zur Prozessführung der Laserstrukturierung an WSP und eine daran anschließende experimentelle Vergleichsanalyse von unstrukturierten und strukturierten Werkzeugen (**Fatima et al. 2014**). Beim Drehen von SAE4040-Stahl wurden die Werkzeuge bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten eingesetzt. Die parallelen Strukturen waren dimensioniert mit: $AS = 300 \mu\text{m}$, $B = 50 \mu\text{m}$ und $A = 140 \mu\text{m}$ - die Strukturtiefe wurde nicht benannt. Die Werkzeuge wurden vergleichend unter trockenen und nassen Schmierbedingungen getestet, wobei die Strukturen unter Emulsion die höchste Kraftreduktion bewirkten (Abbildung 28).

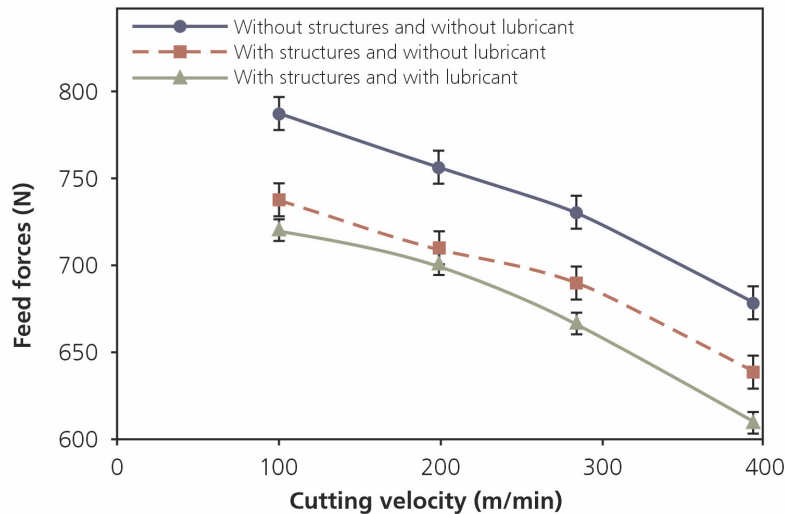


Abbildung 28: Effekt von Mikrostrukturen auf die Vorschubkraft (**Fatima et al. 2014**)

In der Studie von Chang et al. (**Chang et al. 2011**) wurden Linien mit 0°-, 45°- und 90°-Orientierung zur Schneide an Fräswerkzeugen mit 2 mm Durchmesser an NAK80 Stahl untersucht. Die Strukturdimensionen waren festgelegt mit $T = 7,5$; $B = 4,5$ und $A = 4,5 \mu\text{m}$. Unter trockener Prozessführung versagte das unstrukturierte Werkzeug bei bereits 400 mm Vorschubweg. Die strukturierten Werkzeuge konnten hingegen den Soll-Vorschubweg erreichen. Sowohl unter Nass- als auch Trockenbedingungen konnten geringere Prozesskräfte und eine bessere Oberflächenqualität am Werkstück festgestellt werden.

Obikawa et al. (**Obikawa et al. 2011**) studierten den Effekt von Mikrostrukturen am Drehprozess von Aluminium AW-6061-T6 unter Minimalmengenschmierung für vier verschiedene Strukturvarianten. Ergänzend zu den Strukturarten parallel und orthogonal wurden zwei Matrix-Varianten hinzugezogen, die durch stehende (pits) respektive eingebrachte (dots) regelmäßige Punktmuster charakterisiert sind.

Im Mittel erreichten die strukturierten Werkzeuge eine Verkürzung sowohl der Span-Kontaktlänge als auch der Kontaktbreite, was auf verbesserte Reibungsbedingungen zurückgeführt wurde. Die parallele Struktur konnte dabei die Reibkräfte auf der Spanfläche am effektivsten reduzieren. Mit Einschränkung auf die orthogonale Struktur bewirkte auch eine gleichzeitige Verkürzung des Parameters AS von $150 \mu\text{m}$ auf $100 \mu\text{m}$ eine Herabsetzung der Reibkräfte. Dieser Umstand war

mit der festgestellten Neigung zur Werkstoffanhaftung im vorderen Bereich der Spanfläche erklärt worden, wonach die orthogonale Struktur die einzige war, die trotz der hohen Normalspannung einen Werkstoffabfluss ermöglichte. Im gesamten Vergleich wurde den schmalen Strukturen ($B = 25 \mu\text{m}$) ein erhöhtes Potenzial zur Verbesserung der Schmierstoffwirkung zugesprochen (**Obikawa et al. 2011**).

Im Beitrag von Kawasegi et al. (**Kawasegi et al. 2009**) wurden WSP mit Nano- und Mikrostrukturen unter MMS in der Drehbearbeitung des Werkstoffs A-5052 entwickelt und getestet. Die Strukturen wurden jeweils parallel, orthogonal und im Fall der Mikrostrukturen auch gekreuzt zur Spanflussrichtung auf der Spanfläche des Werkzeugs appliziert. Folgende Dimensionierungen wurde gewählt: a) Mikrostrukturen: $T = 1,3 \mu\text{m}$, $B = 2,2 \mu\text{m}$, $A = 10 \mu\text{m}$; b) Nanostrukturen: $T = 0,150 \mu\text{m}$ und variabel mit {1,3; 1,5; 3;8}, $B = 0,80 \mu\text{m}$, $A = 10 \mu\text{m}$ und variabel mit {10; 15; 20; 40}.

In der vergleichenden Betrachtung erwiesen sich die Nanostrukturen im Hinblick auf die Reduktion der Prozesskraft als überlegen. Die Analyse des Effekts der Strukturausrichtung ergab, dass im Falle der Mikrostrukturen orthogonal verlaufende Strukturen eine signifikante Reduktion der Prozesskräfte ergaben, wohingegen die parallele Struktur auf dem Kraftniveau des unstrukturierten Werkzeugs lag. Das gekreuzte Strukturmuster führte zu einer Krafterhöhung.

Im Falle der Nanostrukturen konnte kein signifikanter Unterschied der Strukturorientierung erkannt werden, gleichwohl bewirkten beide Strukturvarianten eine Herabsetzung der Prozesskräfte.

Niketh und Samuel betrachteten als einzigen recherchierten Beitrag die Entwicklung der Mikrostrukturierung von Spanwerkzeugen an Bohrwerkzeugen für die Bearbeitung von Titan Ti-6Al-4V. Zur Qualifizierung der Strukturvarianten wurde ein Pin-on-disc-Tribologieversuchsstand genutzt. Die aufgebauten Strukturmuster waren zum einen ein regelmäßiges Punkteraster mit den Dimensionen $T = 60 \mu\text{m}$; $B = 50 \mu\text{m}$; $A = 80 \mu\text{m}$, und zum anderen parallel angeordnete Linien mit den Dimensionen $T = 60 \mu\text{m}$; $B = 50 \mu\text{m}$; $A = 80 \mu\text{m}$. In den tribologischen Voruntersuchungen erreichte das Linienmuster eine maximale Reduktion des Reibkoeffizienten um 16% und das Punktemuster eine Reduktion um 14%.

Ungeachtet des besseren Abschneidens der Linienstruktur wurde an den Versuchswerkzeugen das benannte Punktemuster umgesetzt. Die Strukturen wurden an zwei Versuchswerkzeugen, einmal auf der Spanfläche und im anderen Fall auf der Nebenfreifläche, eingebracht (Abbildung 29). Sowohl die tribologische Voruntersuchung als auch die Bohrbearbeitung fanden unter Trockenbedingungen statt.

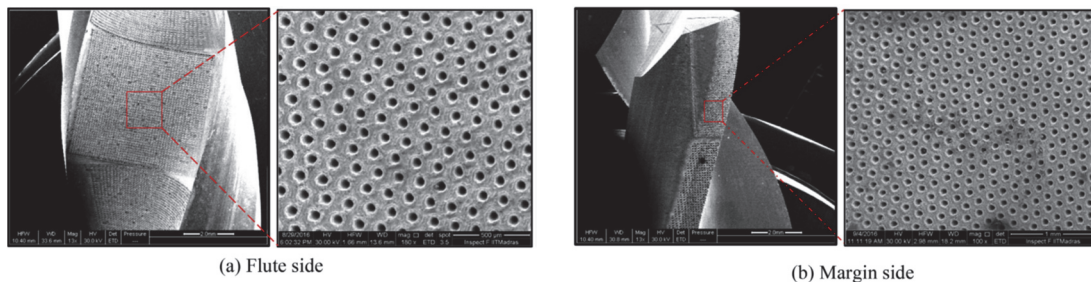


Abbildung 29: Mikrostrukturierte Bohrwerkzeuge mit Punktstrukturen auf der Spanfläche (links) und Punktstrukturen auf der Führungsfase (rechts) (**Niketh et al. 2017**)

Unter den untersuchten Prozessbedingungen (Schnittgeschwindigkeit: 40 - 60 m/min; Vorschub: 0,04 - 0,07 mm) zeigte sich die Strukturierung der Nebenfreifläche am wirkungsvollsten auf die Reduktion des Bohrmoments und der Vorschubkraft. Maximal konnte das Bohrmoment um 12% und die axiale Vorschubkraft um 10% reduziert werden (**Niketh et al. 2017**).

Eine rein **numerische Betrachtung** (AdvantEdge) des Effektes von Mikrostrukturen am orthogonalen Schnitt unter Trockenbedingungen an AISI 1045 führte Ma (**Ma et al. 2015**) durch. Die in dieser Studie verwendete Nomenklatur sieht dabei keine Strukturierung im Sinne eingebrachter Kavitäten vor, sondern beschreibt sogenannte „Bumps“, die einer Art Kollisionsschwelle gleich aus der Oberfläche herausragen. Auch unter Anwendung dieser Oberflächengestaltung konnte eine Reduzierung der Prozesskräfte im Mittel um mehr als 10% und der Momente um mehr als 20% erreicht werden. Ebenfalls rein numerisch wurden Mikrostrukturen für die Zerspanung von Ti-6Al-4V in der Studie von Uhlmann entwickelt (**Uhlmann**

et al. 2019). Bei geeigneter Auslegung konnten sowohl die Zerspanntemperatur als auch die Zerspankräfte reduziert werden.

2.4 Einordnung zum Stand der Technik

Die Mikrostrukturierung von Funktionsflächen eines Werkzeugs ist seit einigen Jahren Gegenstand der akademischen Forschung mit dem Ziel, das Einsatzverhalten und die Spanbildung zu verbessern. Kommerzielle Produkte mit durch Mikrostrukturen tribologisch eingestellten Funktionsflächen sind allerdings noch nicht am Markt erhältlich. Beispiele, die dem in dieser Forschungsarbeit bezeichneten Ansatz nahe kommen sind die Produkte von *Gühring* (FluidStruktur) und *Walter Titex DC*. In beiden Fällen wird das Flächendesign der Freiflächen (Gühring → Hauptfreifläche, Walter → Nebenschneidenfreifläche) durch Strukturen oder Taschen modifiziert, um eine bessere Kühlung bzw. einen verbesserten Einsatz des KSS zu ermöglichen.

Mikrostrukturierte Flächen wurden wissenschaftlich an den Verfahren Drehen, Fräsen und Bohren untersucht, wobei die Verfahren Drehen und Fräsen am häufigsten betrachtet wurden. Überwiegend wurden die Mikrostrukturen für die Bearbeitung von Stahlwerkstoffen entwickelt, gefolgt von Aluminium und Titan. Die Applikation der Mikrostrukturen fand beinahe ausschließlich auf der Spanfläche eines Werkzeugs statt, nur selten an der Freifläche. Mit über 60% Nennungen waren die Strukturen als Linien ausgeführt. In wenigen Fällen wurden Punkte und noch seltener auch Ellipsen untersucht.

Die Prozessschmierung war in den meisten Fällen überflutend eingestellt (KSS). Abseits eigener Erkenntnisse (**Schneider et al. 2017**) konnte lediglich eine Studie identifiziert werden, die sich der Mikrostrukturierung von Werkzeugen in Kombination mit MMS widmete (**Kawasegi et al. 2009**). Es sei darauf verwiesen, dass Mikrostrukturen unter nicht geschmierten Bedingungen (trocken) auch zum gezielten Aufbau von Aufbauschneiden genutzt wurden. Durch diesen Aufbau sollte die eigentliche Schneide geschützt werden (**Kümmel et al. 2014; Kümmel et al. 2015; Kümmel 2015**). Die Strukturauslegung kann somit am Wirkungsziel ausgerichtet werden und ist daher im Systemkontext zu vollziehen. Die Wirksamkeit

der Strukturen ist nach Sichtung der relevanten Quellen sowohl von der Parametrierung der geometrischen Strukturgrößen, des Werkstoffmaterials als auch von der Schmier- und Kühlstrategie abhängig. Die gesamte statistische Erhebung zum Stand der Technik und Wissenschaft ist in Abbildung 30 illustriert (23 Quellen).

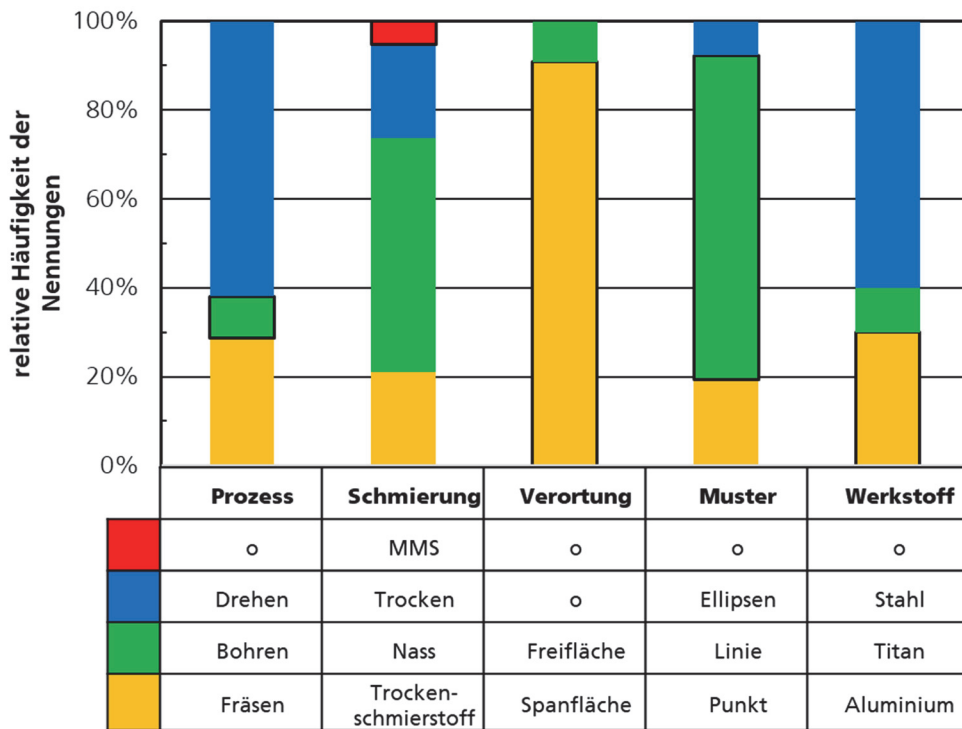


Abbildung 30: Aktueller Stand der Wissenschaft zu Mikrostrukturen an Zerspanwerkzeugen (Quellen gesamtheitlich in Anhang 1)

Wie in Kapitel 2.3.4 angeführt, ist ein Schema zur Beschreibung der Strukturdimensionen des Linientyps vorgelegt worden. Alle recherchierten Studien wurden in weiterer Analyse dieser Bewertung unterzogen, die Angaben zur jeweils gewählten Strukturdimension ausgewertet und, sofern verwertbar, in dieses Schema übertragen (häufig waren die Angaben unvollständig). Aufgrund der hohen Varianz dieser Angaben wurden Größenintervalle gebildet und die Einzelangaben eingegliedert. Strukturen kleiner 1 µm können entsprechend der Ausführungen der jeweiligen Autoren als Nanostrukturen bezeichnet werden. Auch diese Strukturen sind mittels Lasertechnik appliziert worden und sollten primär das Anhaftungs-

verhalten von Beschichtungen verbessern. Für die weitere Betrachtung scheiden Dimensionen kleiner $1\ \mu\text{m}$ aus.

Die häufigste Werteinstellung für den Strukturabstand A liegt gemäß der Erhebung um $100\ \mu\text{m}$ und größer (Abbildung 31). Dieser Umstand ist darauf zurückzuführen, dass die Strukturen in den gesichteten Studien selten enger beieinanderlagen als sie selbst breit waren und am häufigsten mindestens die Eigenbreite oder ein Vielfaches davon als Abstand aufwiesen.

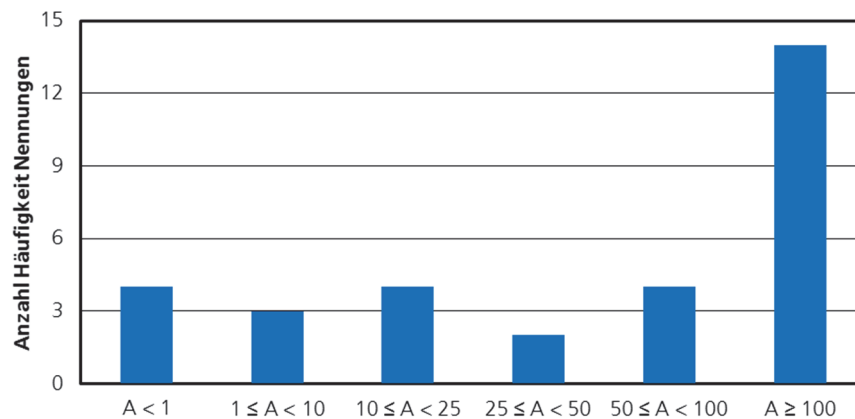


Abbildung 31: Strukturabstand A in μm nach Häufigkeit der Nennung aus der Literatur

Die Strukturbreite B ist am häufigsten auf Werte zwischen $50\ \mu\text{m}$ und $100\ \mu\text{m}$ eingestellt worden (Abbildung 32). Die Angaben zur Strukturtiefe mit den meisten Nennungen liegen im Intervall zwischen $1\ \mu\text{m}$ und $25\ \mu\text{m}$ (Abbildung 33). Der Maximalwert zur Tiefenangabe wurde mit $100\ \mu\text{m}$ benannt, tiefere Strukturen wurden lediglich theoretisch in numerischen Simulationen betrachtet (**Ma et al. 2015**).

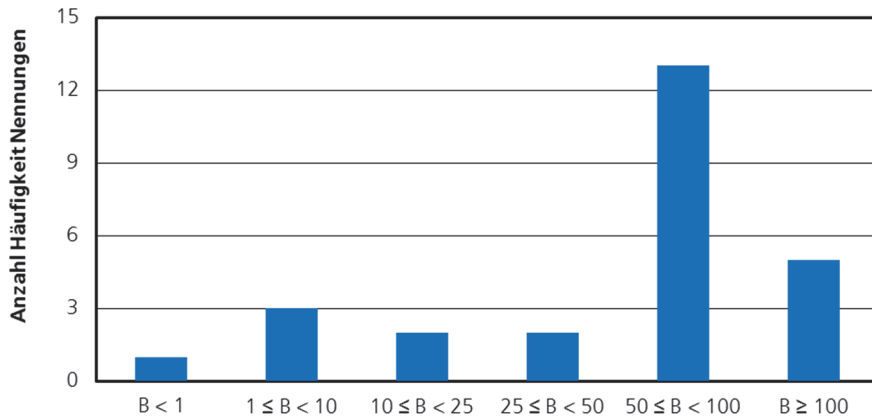


Abbildung 32: Strukturweite B in μm nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur

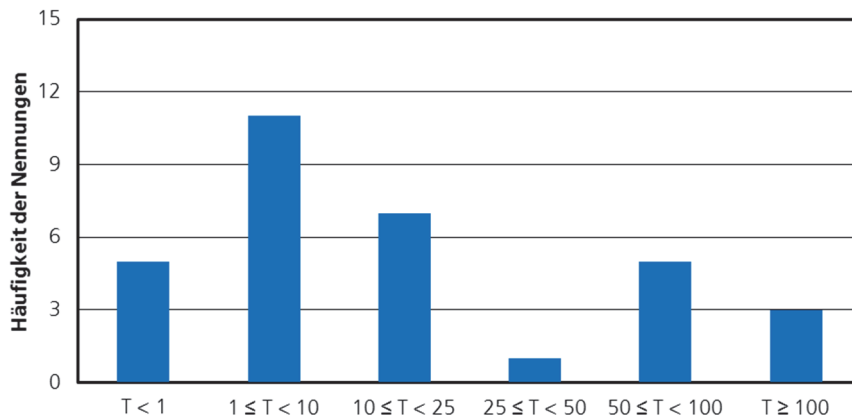


Abbildung 33: Strukturweite T in μm nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur

Die oben dargestellte Sachlage über die häufigste Strukturvariante als Linie erklärt auch die Einordnung der Angaben zur Strukturweite in das höchste Intervall. Ellipsen und Punkte können ohnehin nicht in dieses Schema überführt werden. Zudem wurden Linien auf die gesamte Fläche übertragen und waren somit nur durch die Flächengegebenheiten am Werkzeug begrenzt. Mit lediglich vier Nennungen ist dieser Dimensionsparameter in den Veröffentlichungen überwiegend nicht benannt worden (Abbildung entfällt daher).

Der Abstand zur Schneide AS stellt einen ebenfalls wesentlichen Faktor dar und definiert die konkrete Lage des Strukturfelds relativ zur Schneidkante (Abbildung 34). In nur zehn Fällen konnte zu diesem Parameter eine Angabe gefunden werden.

In neun dieser zehn Fälle lag das Strukturfeld in einem Abstand von mindestens 100 μm zur Schneide.

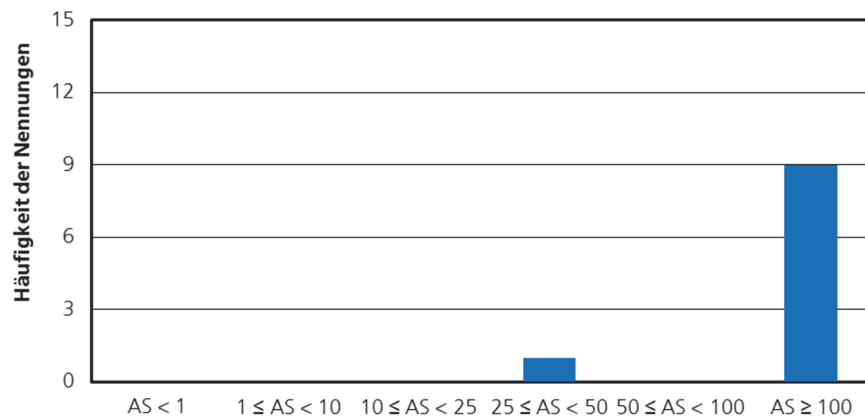


Abbildung 34: Abstand AS in μm zur Schneide nach Häufigkeit der Nennungen aus der Literatur

Der relevante Bereich der methodischen Erforschung von Mikrostrukturen wird im Hinblick auf die Strukturparameter Tiefe, Breite, Winkel und Strukturabstand für die vorliegende Arbeit somit auf die Spannweite zwischen 1 μm bis maximal 100 μm festgelegt. Vor dem Hintergrund möglicher mechanischer Einflüsse durch Mikrostrukturen und deren Kerbwirkung auf die strukturelle Festigkeit der Schneide wird als Mindestabstand für den Parameter AS das Maß von 100 μm übernommen.

3 Lösungsansatz

Der Stand der Technik und die darin aufgeführten Studien machen das Potenzial von Mikrostrukturen an Zerspanwerkzeugen deutlich. Die bisherigen Erkenntnisse sind allerdings anwendungs- und werkstoffspezifisch. Eine systematische Entwicklung der Strukturparameter und Bewertung der Faktorwirkung auf die Ziel- / Messgrößen (Spankrümmungsradius, Prozesskräfte, etc.) fand nur eingeschränkt statt - in den überwiegenden Fällen wurde die Wirkung einer a priori definierten Struktur auf den Prozess untersucht. Durch die Einbringung von Mikrostrukturen konnten allerdings wesentliche Prozessmerkmale und Leistungskenngrößen verbessert werden. Das Einsatzverhalten der Werkzeuge wird im Hinblick auf Standzeit, Anhaftungen und Prozesskräfte signifikant verbessert.

Die Wirkungsweise von Strukturen wird in der wissenschaftlichen Auseinandersetzung dabei hauptsächlich der Kontaktlängenreduzierung und den veränderten Reibbedingungen auf der Spanfläche sowohl bei Nass- als auch bei der Trockenbearbeitung zugeschrieben. Die Kavitäten erlauben die Bevorratung des Schmierstoffs und eine Wieder-Freisetzung im Prozess, sodass auch beim Spanüberlauf eine spanunterseitige Benetzung stattfinden kann (**Andersson et al. 2007**).

Die veränderten Reibbedingungen auf der Spanfläche führen zu einem leichteren Abgleiten des Spans und einer allgemeinen Reduzierung der notwendigen Prozesskräfte sowie -momente. Der mechanische Beitrag kann auf die Zwangsablösung des Spans von der Spanfläche durch eine Unterbrechung sowie der faktischen Verkleinerung der Kontaktfläche durch die Strukturkavität selbst mit Einfluss auf Spanlänge und -krümmung zurückgeführt werden.

Sowohl die Verkürzung der mechanischen Kontaktfläche als auch die verbesserte Tribologie der Spanfläche stehen in Zusammenhang mit der Zielstellung dieser Arbeit und adressieren die benannten Problemstellungen der Adhäsion des Werkstückwerkstoffs am Werkzeug und dessen Neigung zur Langspanbildung bei kontinuierlichen Prozessen. Für die Verfahren Fräsen und Drehen kann der Einsatz von Mikrostrukturen als nachweislicher Lösungsansatz anerkannt werden. Die

Erforschung und systematische Entwicklung von Mikrostrukturen an Bohrwerkzeugen in Kombination mit MMS und der Bearbeitung von Aluminiumwerkstoffen stehen hingegen noch aus. Die Aufgabenstellung dieser Forschungsarbeit sieht einen Übertrag dieses Lösungsansatzes von den etablierten Anwendungen der Dreh- und Fräsbearbeitung auf das Bohrverfahren vor.

Entsprechend der formulierten Zielsetzung dieser Arbeit sind mikrostrukturierte Spanflächen im Anwendungszusammenhang der Bohrbearbeitung von Aluminiumlegierungen zu entwickeln. Mit dieser Arbeit wird die erkannte Forschungslücke im vorbezeichneten Anwendungsfall geschlossen und darüber hinaus weitere Erkenntnisse zur methodischen Auslegung und Optimierung von Mikrostrukturen an Zerspanwerkzeugen erbracht. Als Zielgrößen zur Auslegung von Mikrostrukturen werden die durch die eingesetzte Messtechnik ermittelbaren Größen Schnittkraft, Bohrmoment, Vorschubkraft, Spanlänge und -radius benannt, anhand derer die Ermittlung einer optimierten Konfiguration vollzogen werden sollen.

Wie dargestellt existiert keine allgemeingültige Vorgehensweise zur Auslegung oder Optimierung von Mikrostrukturen. Hingegen ist die Wirkungsweise von Strukturen benannt und über den erklärenden Einfluss von Reibungsminderung und Kontaktflächenreduzierung akzeptiert. Mit dieser Arbeit soll ein tieferes Verständnis der Strukturwirkung und eine anwendungsbezogene Vorgehensweise zur Auslegung entwickelt werden. Mikrostrukturen werden auf einen gegebenen Anwendungsfall hin explizit und methodisch entwickelt. Die Lösung wird anhand der nachfolgend aufgeführten Maschinen- und Messtechnik und der in 1.4 vorgestellten Methodik erarbeitet.

4 Experimentelle Rahmenbedingungen

4.1 Maschinen- und Messtechnik

4.1.1 Versuchsmaschine

Die experimentellen Untersuchungen wurden an einem 5-Achs-Präzisionsbearbeitungszentrum Typ *DMG HSC 70 linear* durchgeführt. Die Anlage wird mit einer Heidenhain 3D-Steuerung TNC 640 betrieben. Die Linearantriebe

erlauben eine maximale Vorschubgeschwindigkeit von bis zu 80 m/min. Die Genauigkeit in den Achsen X/Y/Z wird über ein lineares fotoelektrisches Wegmesssystem mit einer Messschrittweite von 0,1 µm realisiert und arbeitet mit einer Positionierunsicherheit nach VDI/DGQ 3441 von 0,005 mm bei 20 °C. Die Werkzeugaufnahme erfolgt über eine HSK-63A Schnittstelle. Zusätzlich besteht die Möglichkeit einer Minimalmengenschmierung (MMS), die sowohl extern als auch Werkzeugintern betrieben werden kann. Die technischen Spezifikationen sind in Tabelle 3 beschrieben (**DMGMori 2018**).

Tabelle 3: Technische Spezifikation DMG HSC 70 linear nach Betriebsanleitung

Spindel	Drehzahl	20 bis 28.000 U/min
	Drehmoment	80 Nm (40% ED) 56 Nm (100% ED)
	Antriebsleistung	30 kW (40% ED) 20 kW (100% ED)
Verfahrbereich	X = 850 mm / Y = 600 mm / Z = 450 mm	
Vorschubgeschwindigkeit	80 m/min (Eilgang)	



Abbildung 35: Versuchsanlage DMG HSC 70 linear (**DMGMori 2018**)

4.1.2 Minimalmengenschmierstoffsystem

Das Bearbeitungszentrum ist mit einem integrierten einkanaligen MMS-System vom Typ *GAT Aerosol Booster AB250* ausgestattet. Die verbaute Variante „C“ erlaubt eine maximale Ölfördermenge von bis zu 75 ml/h. Das Minimalmengenschmieröl ist

ein *Fuchs Ecocut Mikro Plus 20* auf Basis von Fettalkohol mit hoher EP-Legierung. Der Schmierstoff ist ökologisch abbaubar und zeichnet sich durch Freigabe der Luft- und Raumfahrtanwendung für die Aluminiumbearbeitung aus. Der Eingangsdruck ist mit 6 bar vorgegeben, der Betriebsdruck wurde auf 4,6 bar und der Aerosoldruck auf 5,9 bar eingestellt.

4.1.3 Messtechnik

Zur Beurteilung der Bearbeitungsqualität der Werkstücke sowie des Verschleißzustands der Werkzeuge kommt ein Auflichtmikroskop vom Typ *Alicona IFM G4* zum Einsatz. Auf Basis der Fokusvariation können Proben dreidimensional, berührungslos und optisch gemessen werden. Der automatisierte Werkzeughalter erlaubt die Drehung um die Werkzeuglängsachse, sodass eine dreidimensionale digitale Abbildung der gesamten Hüllfläche möglich ist. Zur weiteren fotorealen Lichtmikroskopie der Werkzeuge wird ein *Keyence VHX-600* genutzt.

Die Zerspankräfte beim Bohren werden mittels eines sensorischen Werkzeughalters vom Typ *SPIKE HSK – A63* mit Seriennummer *0xA04F* der Firma *Promicron* erfasst. Die Kraftmessung erfolgt über vier am Umfang im geschwächten Halterbereich in Brückenschaltung angebrachte Dehnmessstreifen mit 90°-Phasenverschiebung. Der Werkzeughalter kann dadurch während der Bearbeitung die Axialkraft F_a , das Biegemoment M_b sowie das Torsionsmoment M_t erfassen und aufzeichnen. Die technische Spezifikation des Halters kann

Anhang 2 entnommen werden.

Die werkstückseitige Krafterfassung erfolgt mittels eines Kistlers 4-Komponenten-Dynamometers vom Typ *9272* in Kombination mit einem Kistler Mehrkanal-Ladungsverstärker vom Typ *5070A*. Die vier Komponenten beziehen sich auf die in Abbildung 36 dargestellten Kräfte in den korrespondierenden Richtungen X, Y und Z sowie eines Moments um Z (nicht dargestellt, da für diese Arbeit nicht relevant). Die Kraftmessung erfolgte ohne Filtereinstellung bei einer Abtastrate von 1000 Hz im Kraftmessbereich bis 5000 N für F_x und F_z sowie im Bereich bis 2000 N für F_y .

4.1.4 Prüfstand

Um die Wirkungsweise von Mikrostrukturen im Prozess isoliert bewerten zu können, kommt ein eigens für diese Arbeit konstruierter Prüfstand zum Einsatz. Der Wirkbeitrag von Mikrostrukturen wird dazu unter vereinfachten Zerspanbedingungen im Orthogonalschnitt evaluiert. Um die Schmierbedingungen des Bohrprozesses annähern zu können, wurde der Prüfstand in die Bearbeitungsmaschine integriert, wodurch das MMS-System auch für diesen Testaufbau nutzbar gemacht werden konnte.

Der Prüfstand ist so aufgebaut, dass horizontal eingespannte Werkstoffproben im Orthogonalschnitt zerspannt werden. Die *DMG HSC 70 linear* wird hierzu als Führungsmaschine genutzt. Der Aufbau zur Halterung der Proben befindet sich auf dem Maschinentisch. Die Maschine führt die über einen Spindelkranz gehaltenen Stoßwerkzeuge über die Proben. Der Probenhalter ist auf dem vorbezeichneten Kistler 4-Komponenten-Dynamometer montiert, welches die auftretenden Kräfte in Schnitt- (X) und Schnittnormalrichtung (Z) aufzeichnet. Um Einflüsse der Kinematik zu vermeiden, ist der Tisch dabei stehend eingerichtet und die Verfahrbewegung wird über den Y-Schlitten der Anlage realisiert. Der Aufbau, wie in Abbildung 36 dargestellt, erlaubt die Nachstellung der ungefähren Schnittgeschwindigkeit im halben Werkzeugradius. Die Stoßwerkzeuge sind entsprechend dieses Querschnitts geometrisch ausgelegt. Der Prüfstand erlaubt die direkte Bewertung der Wirkung von mikrostrukturierten Spanflächen auf die Prozesskräfte und den Spanabfluss. Ohne Umrüstung kann das MMS von intern auf extern umgestellt werden, sodass eine annähernd gleiche Beschmierung stattfindet.

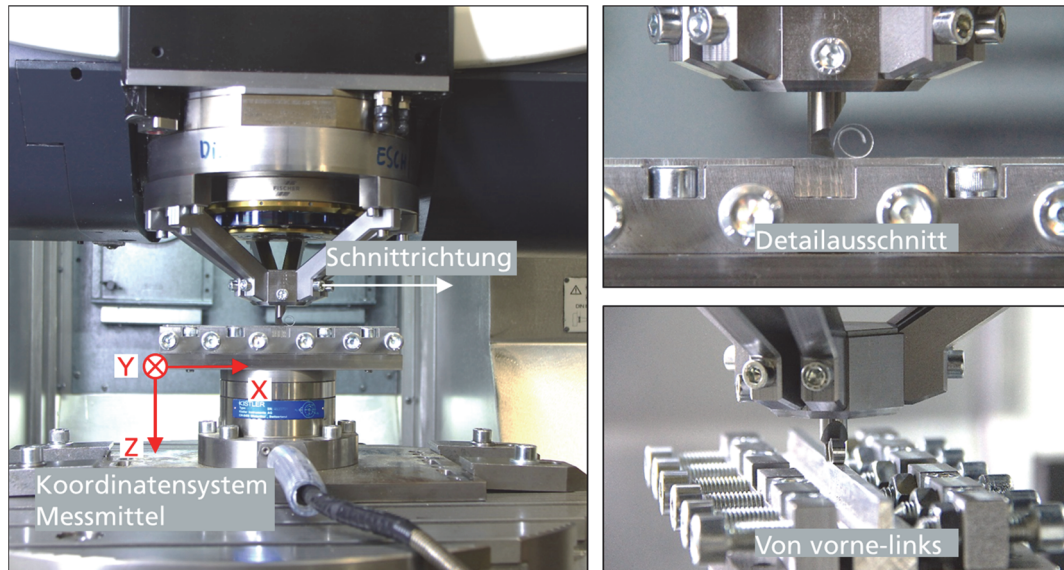


Abbildung 36: Versuchsaufbau Orthogonalschnittversuch

Die Werkzeuge für den Orthogonalschnittversuch sind auf Basis der Geometrie des Referenzwerkzeugs Typ 56 entstanden. Hierzu wurde die Geometrie direkt in der Schleifsoftware gemessen. Die Werkzeuge sind dabei in der Werkzeug-orthogonalebene mittig der Hauptschneide geschnitten und gemessen worden (Abbildung 37).

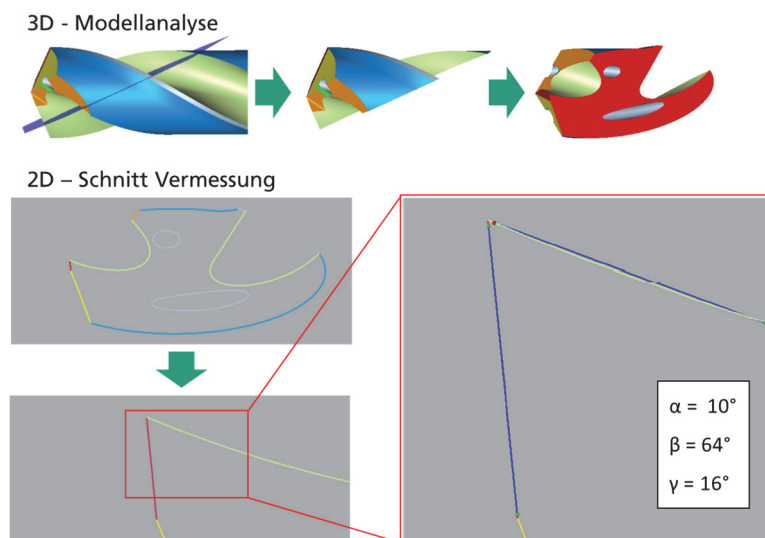


Abbildung 37: Herleitung der Werkzeuggeometrie (Bilder: Wolf GmbH)

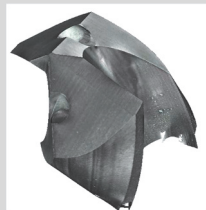
4.2 Versuchswerkzeuge und -Werkstoffe

Die Entwicklung der Mikrostrukturen wurde anhand eines bereits existierenden Werkzeugs für die Aluminiumbearbeitung vorgenommen und bewertet. Folgend wird dieser Werkzeugtyp sowie dessen Einsatzverhalten in noch unstrukturiertem Zustand als Leistungsreferenz beschrieben und analysiert.

4.2.1 Beschreibung Ausgangswerkzeug

Als Entwicklungsbasis wurde der Werkzeugtyp 10502656 der Fa. Wolf Werkzeugtechnologie GmbH vorgesehen, bestehend aus einem *CTS20D* VHM der Firma Ceratizit mit 10-%igem Kobalt-Anteil. Das Werkzeug besitzt die in Tabelle 4 dargestellten Geometriewerte. Die Winkelangaben beziehen sich auf die geometrischen Verhältnisse des senkrechten Querschnitts der Werkzeug-orthogonalebene in der Spanflächenmitte. Aufgrund der komplexen Geometrie von Bohrwerkzeugen werden diese Bedingungen als Referenz für die Grundlagenuntersuchungen genutzt (Auslegung für den Orthogonalschnitt).

Tabelle 4: Spezifikation Referenzwerkzeug

	Durchmesser / mm	Freiwinkel / °	Keilwinkel / °	Spanwinkel / °	Spiralwinkel / °	Fasenbreite / μm	Kantenradius / μm	Ø Kühlkanal / μm
	10	10,74	54	21	30	800	3	1,3

4.2.2 Leistungsbeschreibung der Referenzwerkzeuge

Um einen vollwertigen Vergleich unter Einsatzbedingungen anstellen zu können, wurden zwei Werkzeuge eingesetzt, die je 900 Bohrungen in AW-6082 ausführten. Die Werkzeuge wurden mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 200$ m/min und einem Vorschub von $f = 0,3$ mm betrieben.

Jede Bohrung wurde einzeln messtechnisch erfasst und im Hinblick auf das mittlere Drehmoment im Volleingriff bis kurz vor dem Rückhub ausgewertet. Nach je 100

Bohrungen wurde das Bohrwerkzeug mikroskopiert und die Anhaftungen auf der Spanfläche an beiden Schneiden dokumentiert. Die Werkzeuge sind für diese Aufnahmen nicht aus dem sensorischen Halter ausgespannt worden, um Effekte des erneuten Anzugs zu vermeiden. Gleichwohl ist die Unterbrechung im Prozess für beide Verläufe erkennbar (rote Linie stellt den Mittelwert dar). Erklärbar ist dieser Umstand durch eine Abkühlung des Werkzeugs und des sensorischen Spannftters sowie der Unterbrechung der Schmierung.

Abbildung 38 lässt einen deutlichen Einlauf über die ersten 100 Bohrungen erkennen. Nach dieser Einfahrphase stabilisiert sich das mittlere Drehmoment auf ca. 4,75 Nm. Wie Abbildung 39 zu entnehmen, gibt es insbesondere im Querschneidenbereich starke Anhaftungen. Zusätzlich baut sich eine erkennbare Aufbauschneide längs der gesamten Hauptschneide auf. Des Weiteren sind Werkstoffanhaftungen auf der Spanfläche in Ablaufrichtung des Spans sichtbar.

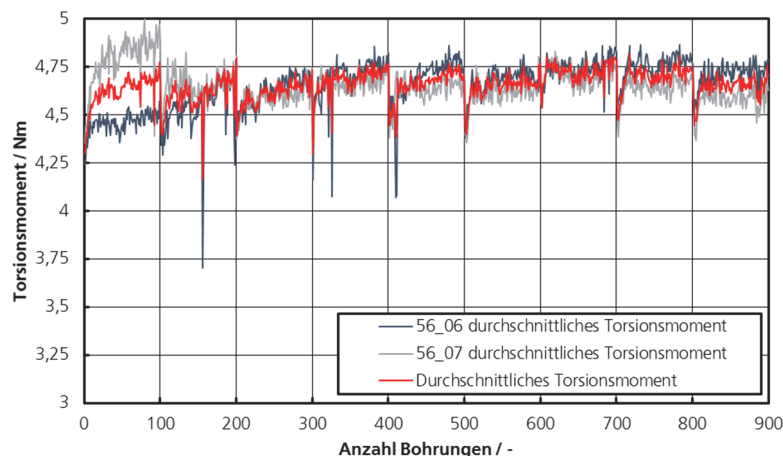


Abbildung 38: Leistungsbeschreibung Referenzwerkzeug

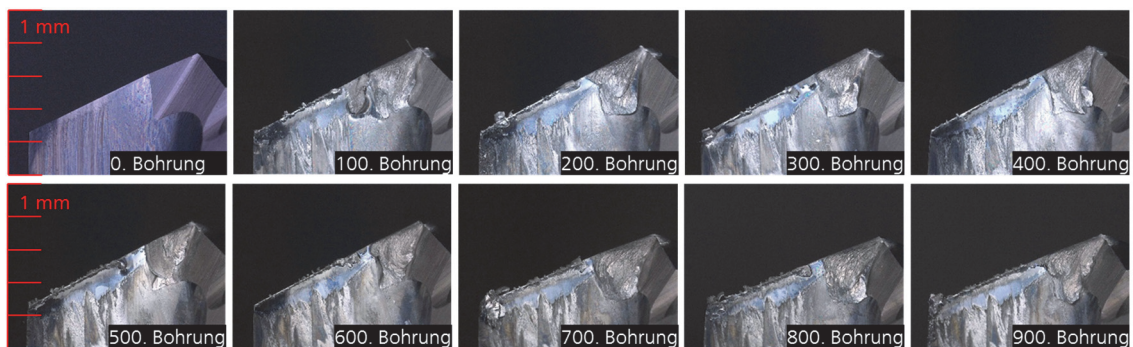


Abbildung 39: Darstellung des Werkzeugzustands in Abhängigkeit der Bohrungsanzahl

4.2.3 Werkstoff EN AW-6082-T651

Der untersuchte Werkstückwerkstoff ist eine Aluminiumlegierung der 6000-Serie des Herstellers Constellium. Der Werkstoff wurde nach EN 485 T651 vergütet und auf 20 mm gewalzt. Die Vergütung umfasst dabei die Schritte des Lösungsglühens, Reckens und der Warmauslagerung. Entsprechend des Prüfberichtes (Anhang 3) sind die somit eingestellten mechanischen Eigenschaften für die vorliegende Charge gegeben mit:

Tabelle 5: Mechanische Eigenschaften von AW-6082 nach Prüfbescheinigung

	Zustand	R _m / MPa	R _{p0,2} / MPa	A _{50 mm} / %
Min - max	T651	≥ 295	≥ 240	≥ 8
Charge	T651	358	315	14

Die chemische Zusammensetzung der Legierung EN AW-6082 ist für die Bestandteile mit nachfolgenden Toleranzen gegeben. Die Charge der Testwerkstoffe wurde auf diese Bestandteile hin geprüft und weist die in Tabelle 6 ausgewiesenen Anteile auf. Der ausgestellte Prüfbericht durch den Werkstofflieferant befindet sich in Anhang 3.

Tabelle 6: Chemische Zusammensetzung AW-6082 in Gewichts-%

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti
Min	0,70	-	-	0,40	0,6	-	-	-	-
Max	1,30	0,50	0,10	1,00	1,0	0,25	0,05	0,20	0,10
Charge	1,00	0,23	0,07	0,48	0,8	0,04	<0,01	0,05	0,02

5 Untersuchung zur Lasertechnik für die Mikrobearbeitung

Die besondere Eignung von modernen Lasersystemen für die Mikrobearbeitung von Werkstoffen ist vielfach beschrieben (**Fleischer et al. 2007b, 2007a; Wang et al. 2018**). Wie auch in der Konklusion zum Stand der Technik konstatiert, werden mehrheitlich UKP-Laser zur Mikrostrukturierung von VHM eingesetzt. Herausforderungen bestehen in der thermisch schädigungsfreien und gleichzeitig präzisen Bearbeitung von Werkstoffen ohne Spannungsrisse und frei von Partikelablagerungen durch den Schmelzaustrieb (**Tan et al. 2010; Metzner et al. 2019**). Nachfolgend wird die Lasertechnik für den Anwendungsfall der Mikrostrukturierung von VHM-Werkstoffen näher untersucht und gewonnene Erkenntnisse in der Prozessführung zur Mikrobearbeitung ausgeführt.

Das Ziel des Kapitels ist, die Umsetzbarkeit der relevanten dimensional Parameter von Tiefe und Breite sowie deren Grenz-Aspekt-Verhältnis mit kommerziell erhältlichen Lasersystemen zu bewerten. Die ermittelten Strukturdimensionen dienen sodann als Grundlage für die weitere Auslegung der Stoßwerkzeuge.

5.1 Laserbearbeitung von VHM

In der Lasermikrobearbeitung werden kurze Pulsdauern bei gleichzeitig kleinen Spotdurchmessern genutzt, um das zu bearbeitende Material mit möglichst geringem Schmelzanteil zu ablatieren. Unterschreitet die Laserpulsdauer die Relaxationszeit zur Herstellung eines thermischen Gleichgewichts (Wärmeleitung in den Festkörper), kann die durch den Laserstrahl deponierte Energie fast vollständig zur Ablation genutzt werden (**Weikert 2006**).

Die bei kurzen Pulsdauern zur Ablation notwendige Energie wird unter Berücksichtigung des Laserspotdurchmessers als Schwellfluenz bezeichnet – erst ab dieser Energiedichte findet ein tatsächlicher Abtrag statt. Energiedichten unterhalb dieser Schwellfluenz bewirken lediglich eine Gefügeänderung oder Aufschmelzung (**Schille et al. 2009**). Die Schwellfluenz ist daher als untere Pulsenergiegrenze für die in dieser Arbeit wichtige Materialbearbeitung zu verstehen. Nach oben ist die Laserfluenz durch thermische Schädigungen am Bauteil sinnvoll zu begrenzen. Die

Ermittlung der Schwellfluenz findet in der Praxis zumeist durch die Betrachtung von Einzelimpulsen statt.

Einzelpulsbearbeitung

Liu stellte 1982 einen ersten Ansatz zur praxisnahen Herleitung der Abtragsschwelle von Einzelimpulsen durch die Ausmessung eines ablatierten Kreises vor. Grundlegende Annahme dieser Methode ist die gegebene Proportionalität der quadrierten Durchmesser der Schädigungszone zur jeweiligen Spitzenfluenz der Einzelimpulse.

$$D^2 \propto \ln\left(\frac{\varphi}{\varphi_{th}}\right)$$

5-1

Die experimentell ermittelten Daten werden in der Darstellung D^2 als Funktion der Energiedichte von $\ln(2 \cdot E_p)$ in ein Koordinatensystem eingetragen. Formal ist dieser Zusammenhang gegeben durch:

$$D^2 = 2 \cdot \omega^2 \cdot [\ln(2 \cdot E_p) - \ln(\varphi_{th} \cdot \pi \cdot \omega^2)]$$

5-2

Die Schwellfluenz wird, wie in Abbildung 40 dargestellt, im Schnittpunkt der Geraden mit der Abszisse ermittelt (**Liu 1982**). Rechnerisch erfolgt die Gleichsetzung von Schwellwert und Energiedichte des Strahls zum Abstand $D/2$ von der Strahlachse (**Hügel et al. 2014**).

Der Vorteil dieser Methode liegt darin, dass die Schwellfluenz immer an dem Durchmesser gemessen wird, an dem die Schwellbedingung der Ablation gerade noch erfüllt wird. Nachteilig an der Methode ist, dass hierüber die Abhängigkeit der Schwellfluenz von der Pulsdauer nicht abbildbar ist und bei deren Variation eine neue Ermittlung stattfinden muss. Gleichwohl zeichnet sich die Methode durch ihre Praxisnähe und Einfachheit aus und kann zur groben Einschätzung genutzt werden. Die Steigung p der Geraden weist zudem den Strahldurchmesser aus, wodurch dieser ebenfalls empirisch ermittelbar ist.

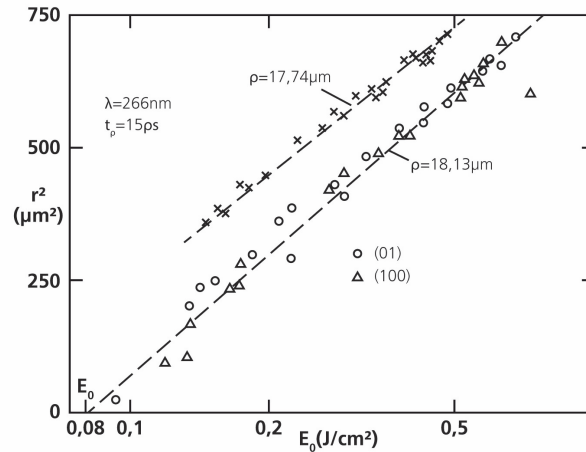


Abbildung 40: Ermittlung der Schwellfluenz nach Liu (**Liu 1982**)

Eine alternative Methode beschreibt Hügel in seinem Standardwerk (**Hügel et al. 2014**). Dieser Ansatz misst die Ablationstiefe z in Abhängigkeit von der Energiedichte φ . „Dazu werden die gemittelten Abträge $\overline{\Delta z}$ je Puls – gewonnen aus der sich bei einer bestimmten Pulszahl ergebenden Tiefe - als Funktion der Fluenz φ aufgetragen und der Schnitt der durch diese Messwerte gelegten Kurve mit der Abszisse als Schwellfluenz φ_{th} definiert“. Mit l_α wird dabei die optische Eindringtiefe berücksichtigt.

$$\Delta z = l_\alpha \cdot \ln\left(\frac{\varphi}{\varphi_{th}}\right)$$

5-3

Anders als die Methode nach Liu wird hierbei die Ablationstiefe gemessen, die bei tiefen Strukturen ungleich schwieriger exakt zu bestimmen ist als die lateralen Dimensionen eines oberflächennahen Kreises.

Bei niedriger Laserfluenz ($\varphi_0 < 1 \text{ J/cm}^2$) ist die Ablationsrate durch die optische Eindringtiefe α^{-1} bestimmt. Bei Pulsenergie-dichten größer 1 J/cm^2 ist die Warmediffusionslange der Elektronen „ l “ bestimmend, woraus sich unterscheidbare Ablationsregime ergeben (**Mannion et al. 2002; Kramer et al. 2018**). In Konsequenz bedeutet dies einen überproportionalen Tiefenabtrag bei hohen Pulsenergien und somit auch energieabhängige Schwellfluenzen.

$$\text{Für } \varphi_0 < 1 \text{ J/cm}^2 \text{ gilt: } L \approx \alpha^{-1} \cdot \ln\left(\frac{\varphi_0}{\varphi_{th}^\alpha}\right)$$

5-4

$$\text{Für } \varphi_0 > 1 \text{ J/cm}^2 \text{ gilt: } L \approx l \cdot \ln\left(\frac{\varphi_0}{\varphi_{th}^l}\right)$$

5-5

Nedialkov stellte hierzu ergänzend fest, dass der Anstieg der Abtragsrate bei höheren Fluenzen nicht alleinig auf die Wärmediffusionslänge zurückführbar ist (**Nedialkov et al. 2004**). Das theoretische Modell überzeichnet die Abtragsrate, da Effekte der Überhitzung und Gasdruckauswürfe nicht berücksichtigt sind. Eine vollständige Modellbildung der Vorgänge im UKP-Ablationsbereich steht daher noch aus. Bei der Fluenzermittlung über die Tiefenmessmethode ist dieser Umstand zu berücksichtigen.

Neue Ansätze, wie durch Sakamoto vorgestellt, schlagen alternativ zur Fluenz eine intensitätsabhängige Ablationsschwelle vor, die unabhängig von der Fokussierung und Energiedichte ist (**Sakamoto 2013**). Im Nanosekundenbereich konnten hierzu bereits Erkenntnisse gewonnen werden. Die Bearbeitungsschwelle würde sich dann in MW/cm² ausdrücken lassen und wäre zudem materialspezifisch ermittelbar.

Mehrpulsbearbeitung

Zur Bearbeitung von Volumina werden Einzelimpulse überlappend appliziert, um einen Abtrag sowohl in der Fläche (lateral) als auch in der Tiefe (axial) zu realisieren. Bei der Mehrpulsbearbeitung treten Effekte auf, die sich aus dieser Art der Prozessführung ergeben und die ebenfalls eine Wirkung auf die ermittelbare Schwellfluenz haben können. Das Modell nach Jee (**Jee et al. 1988; Neuenschwander et al. 2013**) beschreibt den Inkubationseffekten einer Pulsfolge N auf die Schwellfluenz. S bezeichnet dabei einen werkstoffspezifischen Inkubationskoeffizienten. Durch eine Mehrpulsbearbeitung wird die Schwellfluenz gesenkt.

$$\varphi_{th}(N) = \varphi_1 \cdot N^{S-1}$$

5-6

Weitere Effekte wie beispielsweise Wärmeakkumulation (bereits vorgewärmtes Material), Pulsüberlagerung oder Pulsabschirmung (Verdampfungswolke des

Werkstoffs durch vorangegangenen Impuls) können ebenfalls eine Veränderung der ermittelbaren Ablationsschwelle bewirken (**Weber et al. 2014; Bauer et al. 2015; Kramer et al. 2016**). Ein weiterer Einfluss stellt das Prinzip der Mehrfachreflexion bei tieferen Strukturen dar. Die Reflexion an den Flanken einer Kavität kann das Verhalten der Energieeinkopplung verändern (**Weikert 2006**). Durch die angestellten Flanken trifft die Energie des Laserstrahls auf eine vergrößerte Fläche auf. Die bei der Mehrpulsbearbeitung ermittelte Schwellfluenz ist somit prozessspezifisch zu interpretieren.

Analytische Ermittlung der Schwellfluenz

Neben der experimentellen Ermittlung kann die Schwellfluenz auch rechnerisch bestimmt werden. Zur Ermittlung der Schwellfluenz nach theoretischem Ansatz liegen dem Autor folgende formale Zusammenhänge vor, welche unter anderem durch Pascale (**Pascale 2001**) beschrieben sind. Unter der Voraussetzung gleichbleibender Pulsdauer und Wellenlänge besitzt jedes absorbierende Material einen spezifischen Wert einer Ablationsfluenz. Diese lässt sich aus dem Quotienten des Produkts der Dichte mit der Sublimationsenthalpie zum Produkt der Reflektivität mit dem Absorptionskoeffizienten und der molaren Masse wie folgt bestimmen:

$$\varphi_{th} = \frac{\Delta H_S \cdot \rho}{(1 - R) \cdot \alpha \cdot M} \quad 5-7$$

Alternativ kann die Schwellfluenz auch in Abhängigkeit der Energieeindringtiefe und spezifischen Verdampfungstemperatur ausgedrückt werden (**Neuenschwander et al. 2012**) als:

$$\varphi_{th} = \frac{\delta}{1 - R} \cdot \rho \cdot \Omega_{vap} \quad 5-8$$

Die theoretische Bestimmung hatte in keiner der betrachteten Studien zur Fluenzermittlung eine Relevanz. Grund hierfür ist, dass die notwendigen Parameter aufwendig und zumeist experimentell zu bestimmen sind. Bereits eine Abweichung der Oberflächenbeschaffenheit kann den Reflektionsgrad beeinflussen und somit die Schwellfluenz verschieben. Zudem findet häufig eine Bearbeitung von Werkstoffverbunden bzw. Mischwerkstoffen statt (auf mikroskopischer Ebene

betrachtet), insofern müsste auch der Parameter der molaren Masse gemittelt angenommen werden. Aus diesen Gründen haben sich die praktisch-experimentellen Methoden etabliert. Für diese Arbeit wird die Ermittlung der Schwellfluenz nach der Methode von Liu gewählt.

5.2 Auswahl einer für die Mikrobearbeitung geeigneten Lasertechnik

Die Untersuchung zur Qualifizierung eines geeigneten Lasersystems umfasst eine Studie über fünf verschiedene Lasersysteme. Die in Absprache mit den jeweiligen Herstellern ausgewählten Anlagen haben die in Tabelle 7 benannten Spezifikationen.

Tabelle 7: Technische Spezifikation der untersuchten Laseranlagen

Typ	TruMicron 5080	TruMicron 5270	ACSYS Orca μ	EWAG	GF Laser P400
Laseraktives Medium	Yb:YAG	Yb:YAG	Nd:YVO ₄	Faserlaser Prototyp	Ytterbium
Pulsdauer	900 fs	6 ps	<10 ps	300 fs	10 ps
Wellenlänge	1030 nm	515 nm	1064 nm	515 nm	1060 nm
Maximale Pulsfrequenz	1 MHz	1 MHz	8,2 MHz	1 MHz	2 MHz
Maximale Pulsenergie	200 μ J	150 μ J	200 μ J	20 μ J	40 μ J

Der Materialabtrag wurde unter Variation einer Vielzahl an Prozessparametern durchgeführt. Die variierten Parameter der Prozessführung umfassen die in Tabelle 8 aufgeführten Einstellungen.

Tabelle 8: Prozessparameter der Laserqualifizierung

Wellenlänge / nm	1030, 515
Scanning Speed / mm/s	1000 – 1980 in 20 mm/s Schritten

Anzahl Überfahrten pro Linie	1, 5, 10, 50, 100
Lateraler Pulsüberlapp	2 Linien 50% w_0 , 3 Linien 50% w_0
Pulsenergie / μJ	1 - 100
Pulsdauer / s	$900 \cdot 10^{-15}$, $6 \cdot 10^{-12}$

Ziel der Analyse ist die Identifikation von Einstellungen der Prozessführung zur Umsetzung von definierten Mikrostrukturen in VHM. Die Betrachtung erlaubt zudem die Ableitung von technologischen Grenzen in der Herstellung von Mikrostrukturen mit den gegebenen und technisch verfügbaren Lasersystemen.

5.3 Auswertung der untersuchten Lasersysteme

Die beschriebenen Lasersysteme wurden genutzt, um die Herstellbarkeit von Mikrostrukturen in den Dimensionen Tiefe und Breite zu bewerten. Darüber hinaus konnten Effekte und Wechselwirkungen in der Prozessführung identifiziert werden, mit deren Kenntnis die nicht in der Feldstudie erreichten Strukturdimensionen durch eine Anpassung der Prozessführung gezielt eingestellt oder zumindest annähernd erreicht werden können.

5.3.1 Umsetzbare Mikrostrukturdimensionen und Bearbeitungsqualität

Die applizierten Linien wurden in den Dimensionen Tiefe und Breite messtechnisch erfasst. Alle messbaren Linien sind in Abbildung 41 synoptisch dargestellt. Die Systemkonfiguration der ausgewählten Laser ist geeignet, um Strukturen bis 5 μm Breite B zu realisieren - die dabei erreichbare Nuttiefe T lag bei ebenfalls 5 μm (gemessen 5,7 μm). Die kleinste Strukturweite für IR-Laser lag bei ca. 10 μm . Der theoretisch erreichbare Fokussdurchmesser ist bei Lasern direkt abhängig von der Wellenlänge. Da die Wellenlänge von grün zu rot genau das Doppelte misst, sind bei grünen Lasern halb so große Spotdurchmesser erreichbar. Eine hohe Fokussierung, mit welcher ebenfalls direkt Einfluss auf den Spotdurchmesser genommen werden kann, hat allerdings den Nachteil, dass die Strahlweitung vor und nach dem Fokus verstärkt wird. Entsprechend verkürzt sich die Rayleighlänge,

wodurch die Tiefenbearbeitung ohne Tiefennachstellung limitiert wird (**Fleischer et al. 2007a, 2007b**).

Hinsichtlich der Verteilung der Strukturdimensionen kann festgestellt werden, dass der von der Breite abhängigen Strukturtiefe zwei Verhältniszone zugeordnet werden können. Verhältniszone I umfasst Strukturturen, welche maximal dem Zweifachen der Strukturbreite entsprechen. Über eine Strukturbreite von 70 μm hinaus können in Verhältniszone II Strukturturen mit einem Vielfachen der Strukturbreite erzeugt werden. Grund hierfür ist, dass zur Erzeugung dieser breiten Linien die Strukturbahn mehrfach und im Versatz überfahren werden kann. Somit kann der Laserstrahl günstiger einkoppeln, ohne an der steilen Strukturwand zu reflektieren. Strukturen mit einer Tiefe von über 50 μm sind nach Meinung des Autors und in Anbetracht der bisherigen Forschungsarbeiten allerdings nicht zielführend für die Mikrostrukturierung anzuwenden, da hierdurch eine zu große Kerbwirkung auf den Keil wirken kann. Zur Einschätzung dieses Sachverhaltes findet in Kapitel 6.7 eine FEM-Bewertung statt, um die Strukturtiefe sinnvoll eingrenzen zu können.

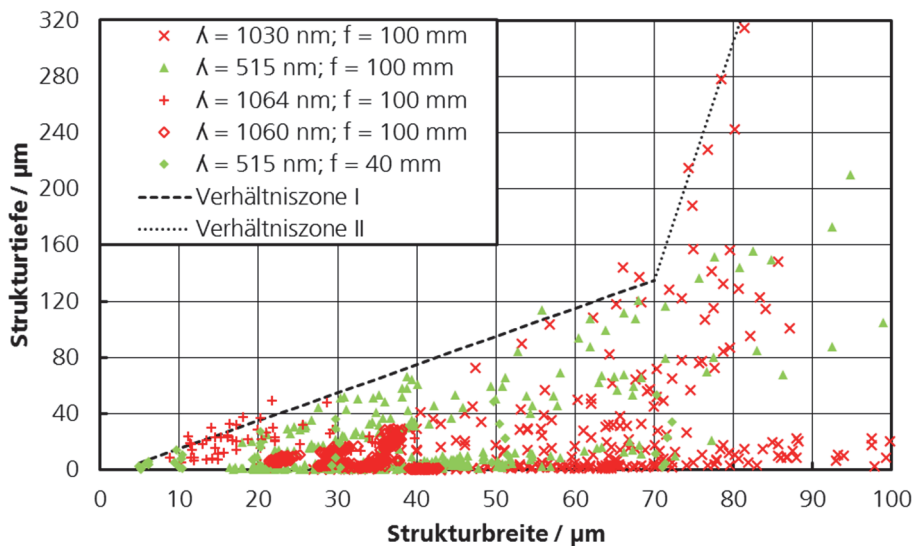


Abbildung 41: Gesamtdarstellung realisierter Strukturdimensionen

Die erzeugten Strukturen wurden neben der messtechnischen Erfassung auch einer qualitativen Beurteilung unterzogen. Da die Ablation einen thermischen Prozess darstellt, können Schädigungen oder Qualitätseinflüsse in der Randzone der Bearbeitung nicht ausgeschlossen werden. Die erzeugten Proben wurden unter

Anwendung der Auflichtmikroskopie auf thermische Einflüsse hin untersucht. Die Laserbearbeitung hinterließ bei einigen Proben, insbesondere bei höheren Pulsenergien, Schmauchspuren an der Oberfläche, welche allerdings durch Reinigung (Glasfaserbürste, Ultraschallbad und Aceton) beseitigt werden konnten. Verbleibende Spuren beziehungsweise Merkmale können somit als Schädigung bezeichnet werden. Abbildung 42 zeigt am Beispiel von vier Probenausschnitten die wesentlichen Qualitätsmerkmale, die je nach Prozesseinstellung typisch waren. Bildpunkte 1 und 2 zeigen Strukturlinien, die mit einer einzelnen Überfahrt erzeugt wurden. Der Strukturgrund ist homogen und weist keine Aufwerfungen auf. Strukturen, die zur Aufweitung der Breite mit einem lateralen Versatz von zwei Linien erzeugt wurden, wie ebenfalls in Bildpunkt 2 illustriert, weisen allerdings „zittrige“ Randbereiche auf. Die Bildpunkte 3 und 4 zeigen Strukturlinien, die mit Mehrfachüberfahrten erzeugt wurden. Erkennbar ist für Fälle hoher Pulsenergien, dass der Strukturgrund dunkel gefärbt und stark zerfurcht erscheint. Gleichwohl wird die Qualität des Strukturgrundes für den Prozess und die Wirksamkeit der Mikrostrukturen als unkritisch angesehen. Von höherer Relevanz hingegen ist die Strukturkante am Rand, welche im Übergang von der Spanfläche in die Kavität nicht scharfkantig ausgeprägt sein sollte, um Kraftspitzen und Schartigkeiten, welche den Spanablauf behindern können, zu vermeiden. Hierzu und auch um die Mikrostrukturen simulativ ab- und somit konstruktiv nachbilden zu können, wurden die Strukturquerschnitte auf den erwarteten gaußformähnlichen Querschnitt hin untersucht und bewertet. Exemplarisch sind nachstehend vier Proben gezeigt, die trotz unterschiedlicher Prozessführung und Systemkonfiguration einen abgerundeten Verlauf des Querschnitts im Strukturgrund und im Übergang zur Spanfläche belegen (Abbildung 43 bis Abbildung 46).

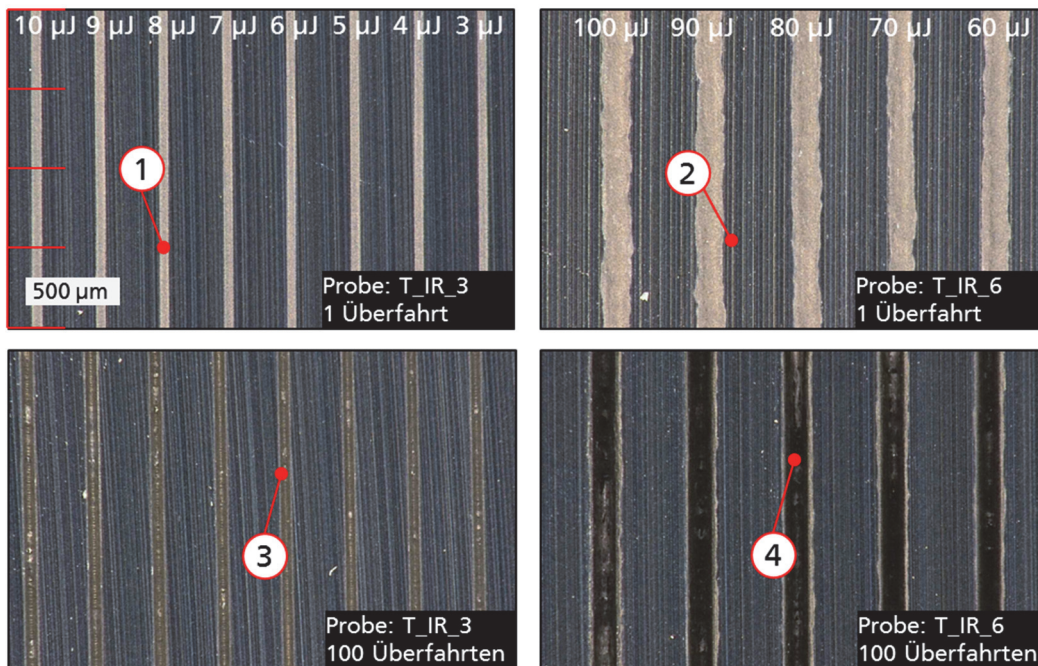


Abbildung 42: Qualitative Bewertung der Strukturierung

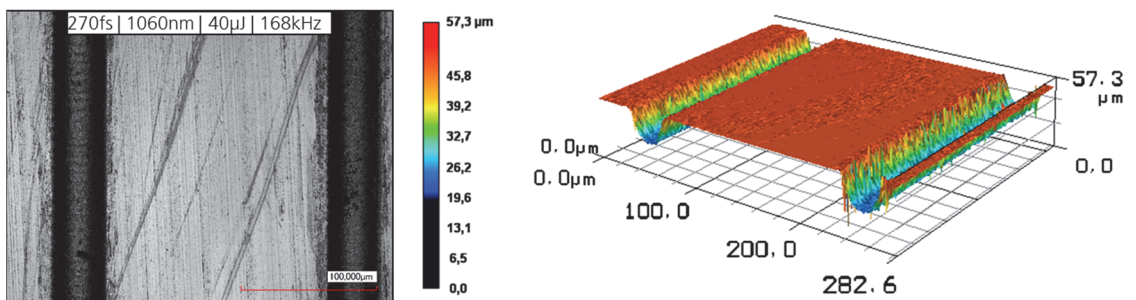


Abbildung 43: Laserprobe „GF_IR_4“ Linie 9 und 10

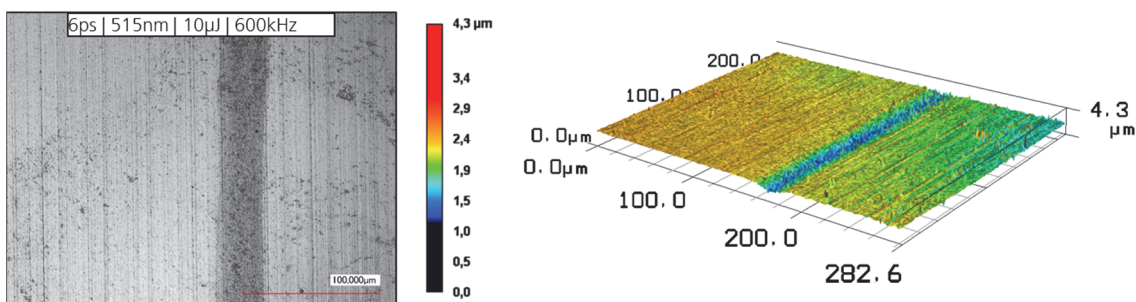


Abbildung 44: Laserprobe „T_G_3“ Linie 1

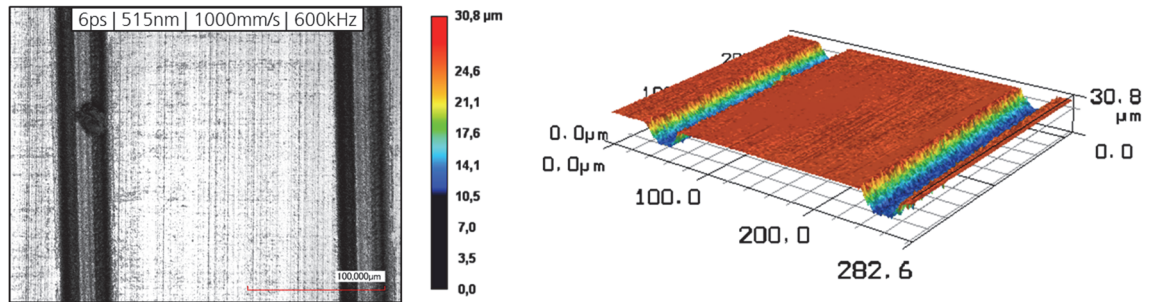


Abbildung 45: Laserprobe „T_G_6“ Linie 31 (1 μJ) und Linie 32 (2 μJ)

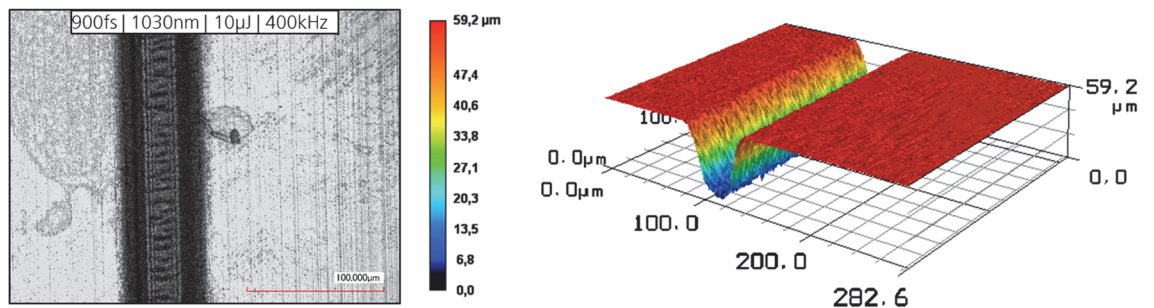


Abbildung 46: Laserprobe „T_IR_5“ Linie 50

5.3.2 Schwellfluenz und Enthalpiebewertung

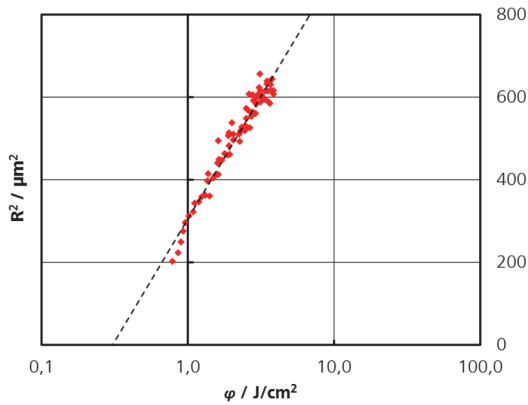
Mit den verwendeten Trumpf Lasersystemen wurde die zur Strukturzeugung notwendige flächenbezogene Ablationsenergie (Schwellfluenz) experimentell ermittelt. Entsprechend der Methode nach Liu wurden hierfür Einzelimpulse unterschiedlicher Impulsenergien appliziert. Um thermische Effekte zu vermeiden, wurde allgemein eine Impulsenergie kleiner $100 \mu\text{J}$ eingestellt. Die Wellenlänge zeigt einen signifikanten Effekt auf die Schwellfluenz, wobei der im Spotdurchmesser stärker fokussierte grüne Laser eine halb so hohe Schwellfluenz aufweist. Die Ergebnisse stehen in guter Übereinstimmung mit den Untersuchungen von Pfeiffer (**Pfeiffer et al. 2011**) und Dumitru (**Dumitru et al. 2002**), wonach für jeweils einen Femtosekundenlaser (150 fs) eine Schwellfluenz an VHM von $0,38 \text{ J/cm}^2$ bei einer Wellenlänge $\lambda = 775 \text{ nm}$ respektive eine Schwellfluenz im Bereich $0,3 - 0,4 \text{ J/cm}^2$ für eine Wellenlänge $\lambda = 800 \text{ nm}$ ermittelt wurden. Hajri ermittelte abweichend hierzu eine niedrigere Schwellfluenz in Höhe von $0,1 \text{ J/cm}^2$ für VHM mit einem infraroten UKP-Laser, wobei hier eine neuartige Methode mit

rotierenden Proben genutzt wurde (**Hajri et al. 2018**). Tabelle 9 zeigt die in der vorliegenden Arbeit ermittelten Schwellfluenzen. In Abbildung 47 sind die nach der Methode von Liu gemessenen Radien für unterschiedliche Fluenzen dargestellt.

Tabelle 9: Experimentell ermittelte Schwellfluenz und Spotdurchmesser

Lasersystem	$\varphi_{th} / \text{J/cm}^2$	f / mm	$\omega_0 / \mu\text{m}$
Trumpf IR a)	0,30	100	32
Trumpf Grün b)	0,17	100	16

a)



b)

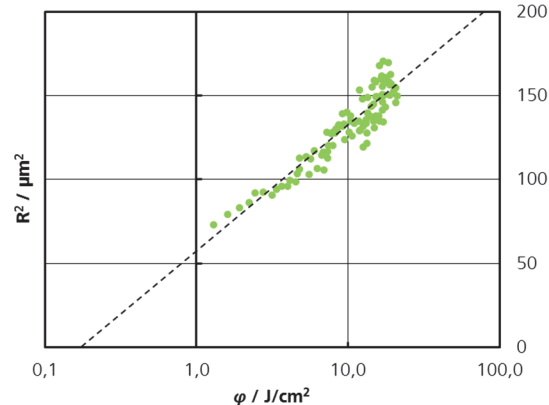


Abbildung 47: Experimentell ermittelte Schwellfluenz für die infrarote a) und grüne b) Wellenlänge

In weiterer Analyse wurde die erreichte Strukturtiefe für zehn aufeinander folgende Einzelimpulse untersucht. Die Anzahl der Pulse wurde so gewählt, dass eine Erfassung der Abtragstiefe mit dem Laserscanning-Mikroskop Keyence VK-9000 möglich war und eine Unterscheidung zur Oberflächenrauheit der Probenkörper erfolgen konnte (bei einem Puls war dies nicht gegeben). Für beide Wellenlängen liegt die optische Eindringtiefe bei einer Pulsfolge von zehn im Bereich geringer zweistelliger Nanometer pro gemitteltem Einzelpuls. Aufgrund von Inkubationseffekten bei der Multi-Spot-Bearbeitung verschiebt sich die Schwellfluenz allgemein hin zu niedrigeren Werten (**Raciukaitis 2009**). Insofern wird folglich die Eindringtiefe überschätzt. In (**Neuenschwander et al. 2013**;

Armbruster et al. 2017) werden für Metalle entsprechende Inkubationseffekte bestätigt. Ermittelte Eindringtiefen für Metalle lagen hierbei zwischen $41,1 \pm 6$ nm (Kupfer) und $57,9 \pm 10$ nm (Aluminium). Im Fall des grünen Lasers können Wärmeakkumulationseffekte bei steigender Pulsenergie für den steten Anstieg der berechneten Eindringtiefe verantwortlich gemacht werden (**Weber et al. 2014**). Zudem konnte in (**Lauer et al. 2015**) gezeigt werden, dass bei geringen Spotdurchmessern, wie hier im Fall des grünen Lasersystems gegeben, Abtragstiefen größer als die Eindringtiefe erzeugt werden können. Das größer werdende Verhältnis aus optischer Eindringtiefe zur tatsächlichen Ablationstiefe zeigt den steigenden thermischen Anteil bei hohen Pulsenergien, insbesondere beim grünen Lasersystem (Abbildung 48).

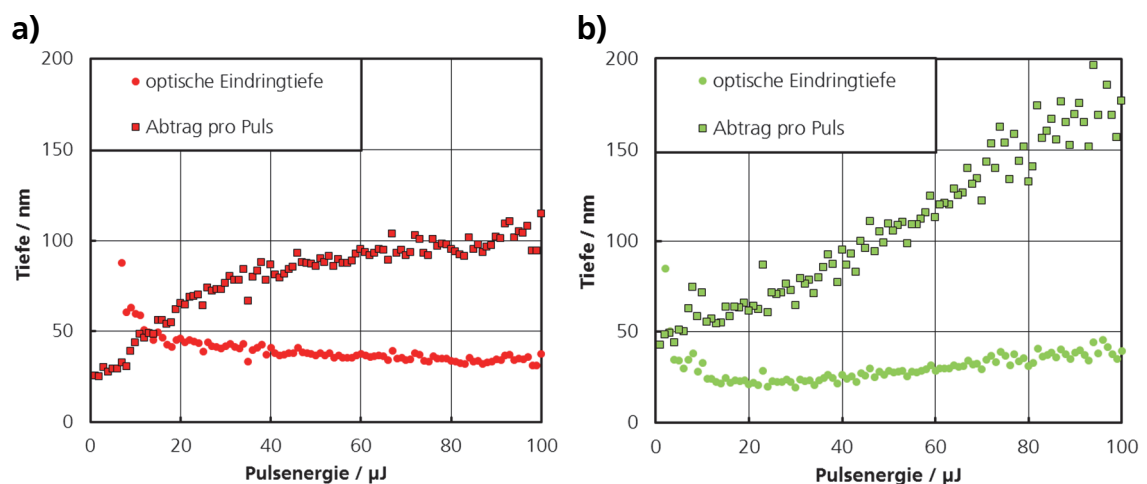


Abbildung 48: Errechnete optische Eindringtiefe für zehn aufeinander folgende Einzelimpulse für den a) IR und b) grünen Laser

Um den im Werkstück verbleibenden thermischen Anteil zu bewerten, wurde die eingebrachte Energie auf das verdampfte Volumen bezogen und in Relation zur Verdampfungsenthalpie von Vollhartmetall ausgedrückt. Ersatzweise wird die Verdampfungsenthalpie von Wolfram mit 824 kJ/Mol für den gesamten Sinterverbund herangezogen (**Greenwood et al. 1990**). Für hohe Pulsenergien nimmt das Verhältnis aus Verdampfungsenthalpie zur Enthalpie des tatsächlich verdampften Volumens auf das Zweifache im Fall des IR-Lasers und auf das bis zu Neunfache beim grünen System zu (Abbildung 49). Dies lässt den Schluss zu, dass

mit steigender Pulsenergie der thermische Anteil steigt und die energiebezogene Abtragseffizienz sinkt. Ein gleiches Verdampfungsvolumen benötigt bei höheren Impulsenergien überproportional mehr Energie, um verdampft zu werden. Die im Werkstoff deponierte Energie kann nicht mehr rein zur Ablation genutzt werden und setzt sich zunehmend in einen mit der Pulsenergie ansteigenden residualen Wärmeanteil um. Dies gilt es vor dem Ziel der thermisch-schädigungsarmen Bearbeitung von spröden Werkstoffen zu beachten.

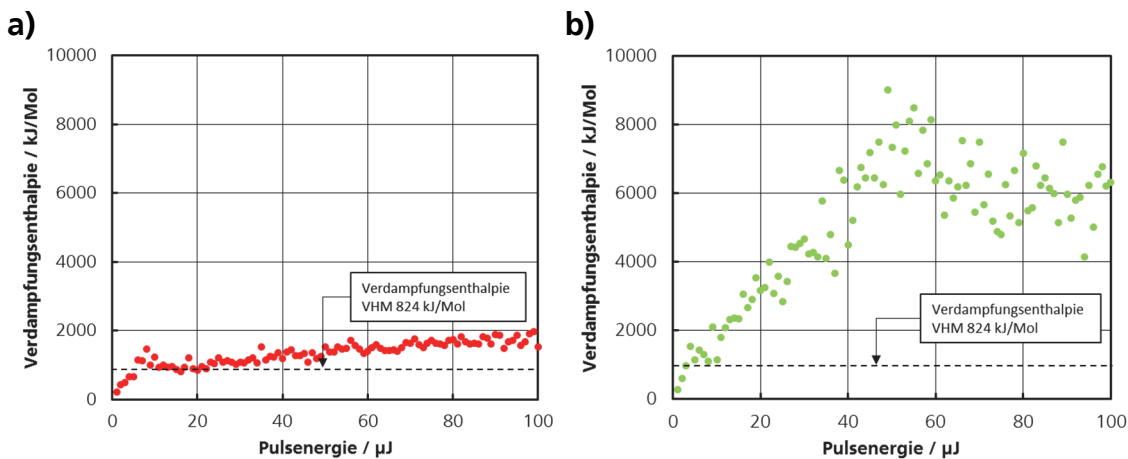


Abbildung 49: Berechnete Verdampfungsenthalpie in Abhängigkeit steigender Pulsenergie für das IR System a) und das grüne Lasersystem b)

5.3.3 Prozessführung in der Multispotbearbeitung

Die bisherige Analyse umfasste lediglich die Einzelpulsbearbeitung. Um jedoch zweidimensionale Linien zu erzeugen, ist die Mehrpulsbearbeitung mit Pulsüberlappung notwendig.

Abbildung 50 zeigt den Effekt unterschiedlicher Pulsdauern und Wellenlängen bei variiertes Anzahl an Abtragsüberlagerungen (Überfahrten) unter Variation der Pulsenergie. In Vergleich der beiden Trumpplasersysteme mit grüner und infraroter Wellenlänge fällt der Effekt kürzerer Pulsdauern durch einen höheren Tiefenabtrag auf. Diese Beobachtung wird insbesondere bei einer hohen Anzahl an Überfahrten deutlich. Grund hierfür ist die zeitbezogene Energiedeposition, welche beim grünen Lasersystem mit etwa $1,66 \cdot 10^6$ W nur etwa 15% der Leistung des roten Systems mit $1,11 \cdot 10^7$ W entspricht beziehungsweise mit $1,04 \cdot 10^{13}$ W/cm² zu

$3,47 \cdot 10^{13} \text{ W/cm}^2$ nur etwa 30% dessen Intensität erreicht. Die Abtragseffizienz ist somit für den infraroten Laser höher.

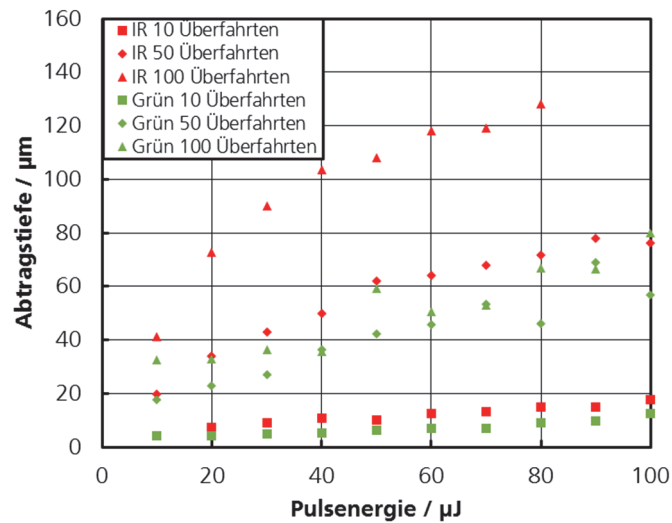


Abbildung 50: Abtragstiefe in Abhängigkeit der Pulsenergie und Überfahrten

Über Stellgrößen der Prozessführung kann darüber hinaus auch auf das Abtragsverhalten Einfluss genommen werden. Am Beispiel des IR-Lasers von *GF* zeigt sich der Effekt der Überfahrgeschwindigkeit in gleichzeitiger Abhängigkeit der Wiederholung an Überfahrten (Abbildung 51). Mit erhöhtem Vorschub reduziert sich die Abtragstiefe in beinahe linearer Form. Die Abtragstiefe bei niedriger Überfahrgeschwindigkeit entspricht dabei exakt der halben Abtragstiefe bei doppeltem Vorschub. Dieser Zusammenhang gilt im hier vorliegenden Untersuchungsrahmen für alle drei Überfahrbeobachtungen.

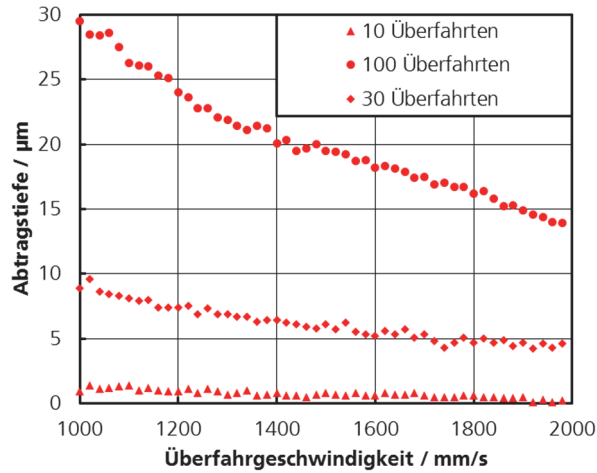


Abbildung 51: Abtragstiefen in Abhängigkeit der Überfahrten

In weiterer Analyse der beiden Trumpf-Lasersysteme wurden vergleichend die Anzahl Überfahrten bei gleichzeitiger Variation der Pulsenergie betrachtet. Bei Pulsenergien kleiner $5 \mu\text{J}$ ist ein sehr geringer Effekt auf die Abtragstiefe erkennbar und die gewählte Anzahl an Überfahrten beeinflusst die erreichbare Linientiefe vordergründig. Erst ab $6 \mu\text{J}$ ist für den infraroten Laser eine deutliche Steigerung in der Abtragsrate erkennbar. Ab einer Pulsenergie von $6 \mu\text{J}$ wechselwirkt die Pulsenergie positiv mit der Anzahl an Überfahrten, sodass tiefere Strukturen erzeugbar werden. Das grüne Lasersystem zeigt ein ähnliches wenn auch nicht vergleichbar stark ausgeprägtes Verhalten (hier liegt die Grenze bei $3 \mu\text{J}$). Abbildung 52 stellt den Zusammenhang aus energieabhängiger Strukturtiefe für die beiden Lasersysteme dar.

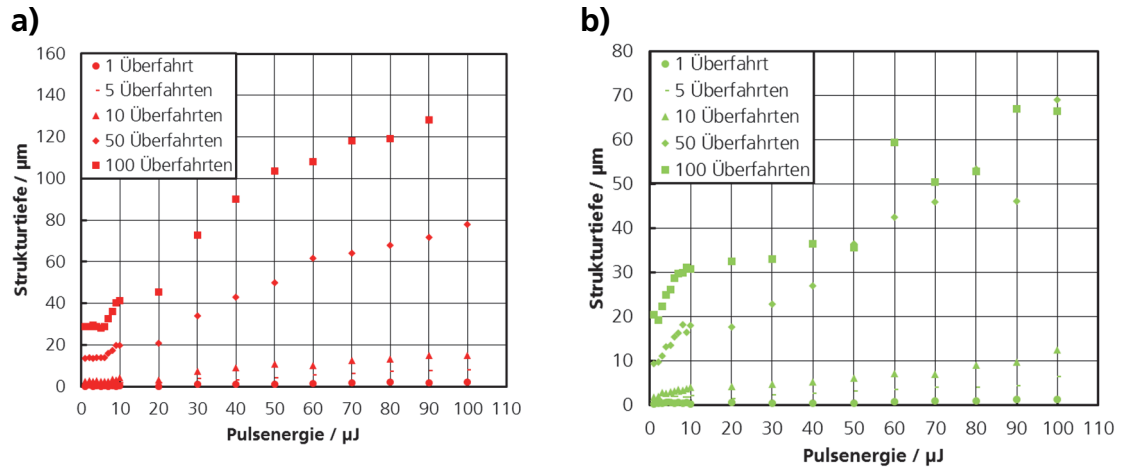


Abbildung 52: Abtragstiefen in Abhängigkeit der Überfahrten und Pulsenergie für infrarote Wellenlänge a) und grüne Wellenlänge b)

Erklärt werden kann dieses Verhalten mit dem bereits durch Nolte und Nedialkov beschriebenen Phänomen der fluenzabhängigen Abtragsregime (**Nolte et al. 1997; Nedialkov et al. 2004**). Wird die flächenbezogene Pulsenergie unter Berücksichtigung der jeweiligen Abtragsbreite (hier als Ersatzmaß für den Spotdurchmesser) herangezogen, ist der Übergang der beiden Abtragsregime bei der benannten Grenzfluenz von 1 J/cm^2 an VHM ebenfalls erkennbar (**Mannion et al. 2002; Pfeiffer et al. 2011**). Die Veränderung der bestimmenden Mechanismen zeigt sich in einer deutlichen Steigerung der Abtragstiefe bei Fluenzen $> 1 \text{ J/cm}^2$. Exemplarisch ist dieses Verhalten für den IR-Laser in Abbildung 53 dargestellt.

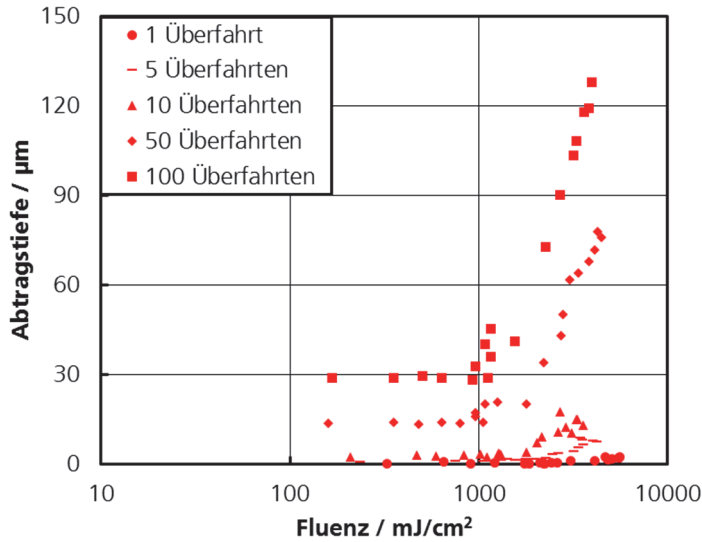


Abbildung 53: Abtragsregime in Abhängigkeit der Fluenz

Für die Prozessführung lässt sich daraus ableiten, dass bei klein gewählter Pulsenergie die Tiefeneinstellung zuvorderst über die Anzahl an Überfahrten einstellbar ist, für höhere Pulsenergien gilt es die Wechselwirkung der Überfahrstrategie mit der Pulsenergie zu berücksichtigen.

Um neben der Tiefendimension auch Breitenaspekte darstellen zu können, wurde in einer weiteren Analyse der Effekt des lateralen/bahnparallelen Pulsüberlapps vollzogen. Die Bahnüberlappung betrug dabei 50% des fokussierten Laser-spotdurchmessers. Die Auswertung ist in Abbildung 54 exemplarisch für das IR-Trumpflasersystem dargestellt.

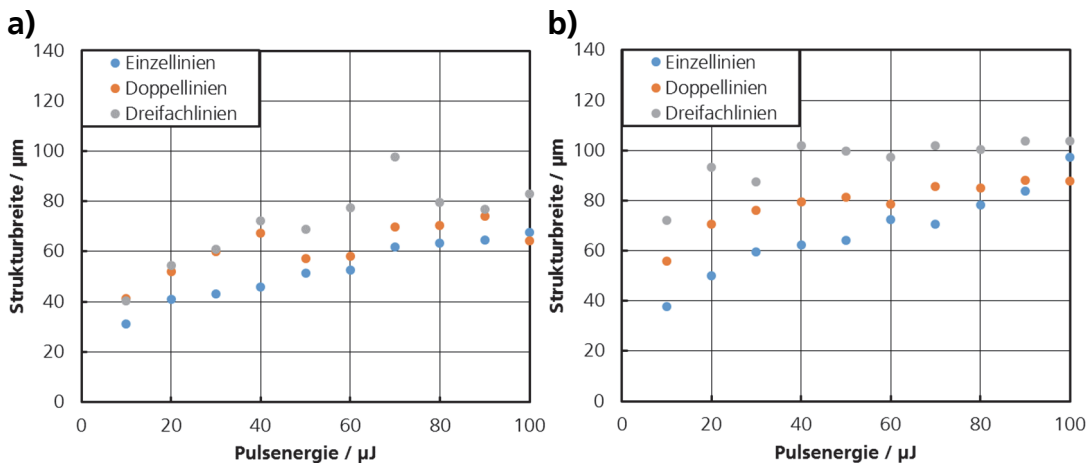


Abbildung 54: Effekte des überlappenden Linienversatzes auf die Strukturbreite, a) bei einfacher Überfahrt und b) bei zehnfacher Überführung

Die Darstellungen lassen erkennen, dass bereits die Erhöhung der Pulsenergie zu einer signifikanten Breitenaufweitung der Mikrostrukturen führt, welche zudem durch die Anzahl an Überfahrten beeinflusst wird. Durch eine höhere Pulsenergie verbreitert sich auch der Radius des Schwellfluenzbereichs, sodass mehr Material im Randbereich ablatiert werden kann. Eine höhere Spitzenfluenz führt konsequenterweise zu einer Verlagerung der Schwellfluenz hin zu größeren Durchmessern. Durch häufiges Überfahren der Linie wirken zudem Wärmeakkumulationseffekte in der Randzone, sodass auch hier eine Ablation oder zumindest Aufschmelzungen auftreten können, die die Linienbreite beeinflussen. Mit gesteigerter Anzahl an Überfahrten und gleichzeitig hohen Pulsenergien können somit bereits bei versatzloser Linienabfahrt Breiten von bis zu 80 μm realisiert werden. Die Überfahrstrategien der Doppel- und Dreifachlinien mit einem Linienversatz von jeweils 50% des Spotdurchmessers (17 μm) zeigen ebenfalls einen erkennbaren Effekt, insbesondere bei kleinen Pulsenergien. Im Hinblick auf die Prozessführung zur kontrollierten Herstellung von Mikrostrukturen können allerdings nur geringe Pulsenergien (bis 10 μJ) und wenige Überfahrten empfohlen werden. Hierdurch lassen sich Wechselwirkungseffekte und thermische Wärmeakkumulationseffekte vermeiden und Breitenvorgaben exakt abbilden.

5.4 Fazit Lasertechnik

Die untersuchten Lasersysteme sind allesamt geeignet, Strukturen nach Art der Vorgabe herzustellen. Für die Trumpf-Lasersysteme wurde jeweils eine Schwellfluenz für die Bearbeitung von VHM ermittelt. Da die Schwellfluenz immer am äußeren Rand eines Laserprofils vorliegt, bestimmt diese nicht nur die Abtragtiefe, sondern vor allem die Breitendimension einer Struktur.

Die Betrachtung der Eindringtiefe und Enthalpiebilanz hat die im Werkstück verbleibende Restenergie (Wärmeeintrag) abschätzbar gemacht. Mit steigender Pulsenergie nimmt der Wärmeanteil sehr stark zu. Dies gilt es, in der Prozessführung zu berücksichtigen. Zur schadensarmen Tiefenbearbeitung sind Strategien der Mehrfachüberfahrung bei gleichzeitig geringer Pulsenergie zu bevorzugen.

5.5 Ableitung geeigneter Strukturdimensionen

Die Strukturdimensionen, welche eine technologische Abhängigkeit vom Fertigungsverfahren besitzen, sind die Strukturbreite B und die Strukturtiefe T . Die Voruntersuchungen zur Qualifikation von Lasersystemen zeigen eine eindeutige technologische Grenze in der Umsetzbarkeit von Mikrostrukturen an den untersuchten konventionellen Lasersystemen. Abbildung 55 zeigt die Punkte, welche in Verhältniszone I ein maximales Aspektverhältnis von Breite zu Tiefe zulassen.

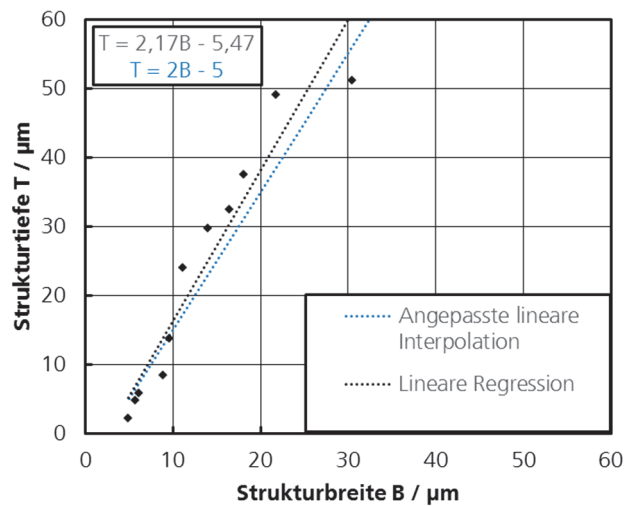


Abbildung 55: Technologische Grenze zur Umsetzung von Mikrostrukturen

Die gezeigten Punkte können mit einer einfachen linearen Regressionsgeraden angenähert werden. Im Sinne der Einfachheit und um für das statistische Screening-Modell gerundete Werte zu erhalten, wurde diese Annäherung auf ganze Zahlen geglättet. Die erzeugte Gerade zur Beschreibung des umsetzbaren Aspekt-Verhältnisses wurde dabei in den Raum der nachweislich umsetzbaren Strukturkombinationen versetzt. Dadurch wird die Ableitung nicht umsetzbarer Parameterkombinationen vermieden. Die Umsetzung von minimalen Strukturweiten erfordert eine Breite von mindestens $5 \mu\text{m}$ – darunter konnte keine von der Oberflächenrauheit abgrenzbare Struktur erzeugt werden. Technologisch sind diese Grenzen an den einstellbaren Spotdurchmesser des Lasers sowie die zum Abtrag minimal notwendigen Pulsenergie gekoppelt. Aus dieser Betrachtung zieht sich die

Geradenkonstante C , welche die maximale Tiefe von $5 \mu\text{m}$ bei minimaler Breite abbildet. Die mathematische Beschreibung der technologischen Grenze kann wie folgt formuliert werden und besitzt für den in dieser Arbeit untersuchten Betrachtungsrahmen Gültigkeit mit:

$$f(B)/\mu\text{m} = T/\mu\text{m} = \begin{cases} 0 & \text{für } B < 5 \mu\text{m} \\ 2 \cdot B - 5 & \text{für } B \geq 5 \mu\text{m}. \end{cases}$$

5-9

6 Experimentelle Versuchsdurchführung

Das Vorgehen zur Identifikation einer zielgrößenoptimalen Strukturgestaltung untergliedert sich in drei Phasen. In einer ersten Phase werden die Strukturparameter unter Anwendung eines Screening-Versuchsplans nach Plackett-Burman auf ihre Effektstärke hin untersucht. Haupteffekte werden identifiziert und fortführend in eine voll-faktorielle Parameterstudie (Phase 2) übernommen, um damit auch nicht-lineare Effekte abbilden zu können. Das daraus ableitbare testwertbasierte Beschreibungsmodell liefert ein lokales Optimum (geltend für Testrahmen) für alle relevanten Bestimmungsparameter, welche in der dritten Phase auf einem Demonstratorwerkzeug appliziert und erprobt werden (Validierung). Abbildung 56 stellt die Entwicklungsphasen zusammenfassend dar.

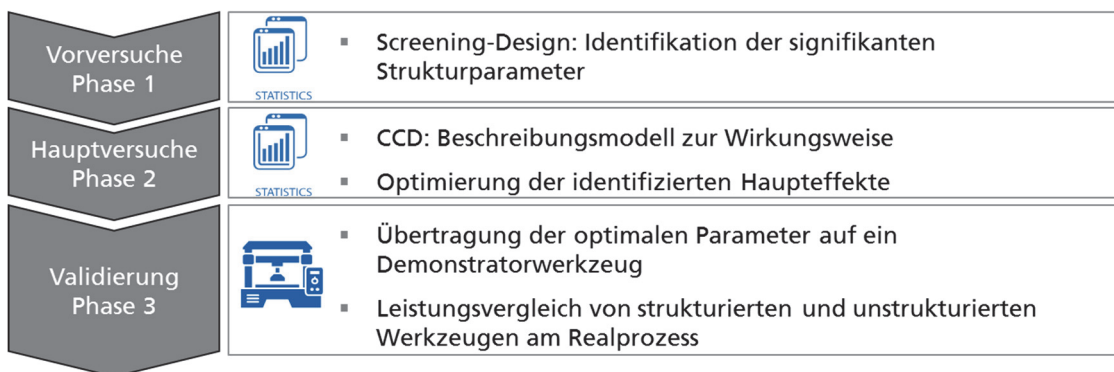


Abbildung 56: Methodisches Vorgehen der Entwicklung

6.1 Statistische Signifikanzbewertung

In der statistischen Versuchsplanung werden zur Systembeschreibung die Begriffe der Ziel- und Einflussgrößen benannt. Zielgrößen stellen nach Kleppmann die messbaren Ergebnisgrößen eines Versuches dar (**Kleppmann 2013**).

Die Einflussgrößen beeinflussen diese Zielgrößen und werden entsprechend der Möglichkeit zur Einstellung in Steuergrößen und Störgrößen unterteilt. Steuergrößen umfassen dabei die kontrolliert einstellbaren Parameter, wohingegen Störgrößen auch zufällig wirkende Einflüsse beschreiben.

Alle in einem Versuchsplan enthaltenen *Parameter* nach Siebertz (**Siebertz et al. 2010**) beziehungsweise *Steuergrößen* nach Kleppmann (**Kleppmann 2016**) werden *Faktoren* genannt, wobei die Einstellung dieser Faktoren als *Level* oder *Stufe* bezeichnet ist. An dieser Stelle sei auch vermerkt, dass eine statistische Signifikanz keine technische Relevanz bedeuten muss und umgekehrt. Neben der formalen Ergebnislage ist auch immer ein ingenieurwissenschaftliches Gespür zur Bewertung notwendig und eine sinnvolle Versuchskonstruktion, für die es in keinem Fall eine Vorlage gibt.

Die Signifikanzbewertung von Faktoren auf die gewählte(n) Zielgröße(n) wird in der ersten Entwicklungsphase (Screening) der vorliegenden Arbeit eingesetzt und in Kapitel 6.3 ausgeführt. Hierzu wird bei zweistufig eingestellten Faktoren die folgend beschriebene *Kontrastmethode* eingesetzt (**Kleppmann 2013**), um den überzufälligen Wirkbeitrag von Faktoren auf die Zielgröße zu bestimmen. Dabei wird die mittlere Veränderung der *Zielgröße* durch Faktor *X* beim Wechsel der Einstellung von „-“ nach „+“ quantifiziert. Der Effekt \bar{d} des Faktors *X* berechnet sich wie folgt:

$$\bar{d}_X = \frac{2}{m} \sum_{i=1}^m (\text{Vorzeichen} \cdot \bar{y}_i)$$

6-1

mit

m = Anzahl der Faktorstufenkombinationen

n = Anzahl der Einstellungen je Faktorstufe = $m/2$

\bar{y}_i = Mittelwert der Einzelversuche je Faktorstufenkombination

Um die Wirkung von Faktoren hinsichtlich eines *Effekts* auf das System und somit auf die Zielgrößen einschätzen zu können, finden Signifikanztests Anwendung. „Die Signifikanz eines Faktors (wird dabei) durch Vergleich seines Effekts mit der Breite des Vertrauensbereichs beurteilt. Der Effekt ist die Differenz der Mittelwerte der Versuchsergebnisse bei den beiden Faktorstufen. Der Vertrauensbereich überdeckt den wahren, festen, aber unbekanntem Wert der gesuchten Größe mit einer Wahrscheinlichkeit, die mit dem Vertrauensniveau vorgegeben wird.“ (**Kleppmann 2016**). Ein Faktor ist demnach als signifikant einzustufen, wenn dieser den Bereich

der Zufallsstreuung bzw. seines Vertrauensbereiches übersteigt. Der Schätzwert für $s_{\bar{d}}$ ist dabei umso kleiner, je größer der Versuchsumfang N ist. Auch der Vertrauensbereich wird für höhere Stichprobenumfänge schmaler.

Zur Auswertung sind drei Schritte auszuführen.

- 1.) Der Effekt wird durch die Differenz der beiden Stichprobenmittelwerte berechnet:

$$\bar{d} = \bar{y}_2 - \bar{y}_1$$

- 2.) Berechnung des Vertrauensbereichs für die Differenz δ :

$$\bar{d} - t \cdot s_{\bar{d}} \leq \delta \leq \bar{d} + t \cdot s_{\bar{d}} \text{ mit}$$

$$s_{\bar{d}} = \sqrt{\frac{2}{n}} \cdot s \text{ als Standardabweichung des Effekts,}$$

$$s^2 = \frac{s_1^2 + s_2^2}{2} \text{ als gemittelte Varianz der Einzelwerte und mit}$$

$$f = 2 \cdot (n - 1) = N - 2 \text{ als Freiheitsgrad.}$$

Der Schätzwert der Standardabweichung $s_{\bar{d}}$ wird für die Berechnung des Vertrauensbereichs mit einem sog. t-Wert für jedes Vertrauensniveau multipliziert (Anhang 4). N definiert den gesamten Versuchsumfang von zwei Gruppen über: $N = 2 \cdot n$

- 3.) Einschätzung der Signifikanz nach folgenden Regeln:
 - a. Ist im Vertrauensbereich der Wert 0 enthalten, kann auch die wahre Differenz 0 sein, woraus sich ableitet, dass der Effekt nicht signifikant ist, da die Differenz zufällig entstanden sein kann.
 - b. Enthält der Vertrauensbereich hingegen den Wert 0 nicht, so kann ein wahrer, überzufälliger Unterschied vorliegen. Der Effekt ist somit signifikant.

6.2 Statistische Versuchspläne – Design of Experiment

Screening-Versuchspläne

Mit Screening-Versuchsplänen lassen sich auf effiziente Weise eine hohe Anzahl an Faktoren untersuchen. *Plackett* und *Burman* stellten 1946 eine Versuchskonstruktion für zweistufige Faktoren vor, die sich durch eine irreguläre Feldkonstruktion auszeichnet (**Plackett et al. 1946**). „Irregulär heißt, dass das

Produkt zweier Spalten nur zu diesen Spalten orthogonal ist, aber nicht zu den anderen Spalten des Feldes. Die Haupteffekte sind daher mit Anteilen der Zweifachwechselwirkungen vermengt. Wechselwirkungen schlagen also nicht zu 100% in die Haupteffektberechnung durch, verfälschen aber alle Haupteffekte der nicht an der jeweiligen Zweifachwechselwirkung beteiligten Faktoren.“ (**Siebertz et al. 2010; Jones 2016**). Die Effekte werden wie bei fraktionellen faktoriellen Plänen berechnet, „indem man die Versuchsergebnisse mit der jeweiligen Vorzeichenspalte multipliziert, aufaddiert und durch die Anzahl Paare $m/2$ dividiert“ (**Kleppmann 2013**). Die Vermengungsstruktur, auch Aliasstruktur genannt, kann anhand der Auflösung eines gegebenen Versuchsplans abgelesen werden und gilt für jede Art Versuchsplan. Nach internationalem Standard werden vier Auflösungsgruppen unterschieden (**Siebertz et al. 2010**):

- III: Haupteffekte und Zweifachwechselwirkungen sind vermengt. Das Feld ist nur zum Screening geeignet.
- IV: Haupteffekte und Dreifachwechselwirkungen sind vermengt sowie Zweifachwechselwirkungen untereinander. Haupteffekte können eingeschränkt bestimmt werden, Zweifachwechselwirkungen lassen sich jedoch sicher zuordnen.
- V: Haupteffekte sind mit Vierfachwechselwirkungen vermengt, wodurch diese zuverlässig beschrieben werden können. Lineare Modelle können mit dieser Versuchsplanauflösung ausreichend versorgt werden.
- V+/voll-faktoriell: Haupteffekte und Zweifachwechselwirkungen sind praktisch unvermengt – quadratische Beschreibungsmodelle können mit dieser Auflösung bedient werden.

CCD-Versuchspläne

Detaillierte Untersuchungen, welche auch die Herleitung einer optimierten Struktur-Konfiguration erlauben, sollten mehrstufig ausgelegt sein, um auch Nicht-Linearitäten abbilden zu können. Das *Central Composite Design* (CCD) nach Box (**Box et al. 1951**) baut hierzu auf einem zweistufigen Konstrukt auf, welches durch weitere Sternpunkte und einen Zentralpunkt ergänzt wird. „Ein „Stern“ entsteht

durch Variation der einzelnen Faktoren, ausgehend von der Mittelstellung, dem sogenannten center point. Der Stufenabstand dieser Variation übersteigt den Stufenabstand des Würfels, so wird letztlich jeder Faktor auf fünf Stufen getestet.“

(Kleppmann 2016). Die Sternpunkte können die Stufen des Würfels durch einen sogenannten Verlängerungsfaktor α überragen. Mit dieser Methode können annähernd so viele Informationen wie bei einem *Full-Factor-Design* generiert werden, mit dem weiteren Vorteil minimaler Versuchsaufwände (Witek-Krowiak et al. 2014).

6.3 Voruntersuchung – Screening (Phase 1)

Das Screening wurde zur Identifizierung und Effektbestimmung von Hauptfaktoren ausgeführt (Witek-Krowiak et al. 2014). Das unterstellte lineare Faktorverhalten kann für diesen Zweck akzeptiert werden (Dougherty et al. 2015). Um den formalen Anforderungen zu genügen und um die Effekte hinreichend abgrenzen zu können, wurden die Faktorstufen zweistufig und mit gegebenen großen Stufenabstand variiert. Die Wahl der Faktorstufen orientiert sich dabei zuvorderst an der Herstellbarkeit sowie der Auswertung der wissenschaftlichen Erkenntnislage aus Kapitel 2.4.

Tabelle 10: Screening Versuchsplanung

Stoßwerkzeug -Nr.	Tiefe $T / \mu\text{m}$	Breite $B / \mu\text{m}$	Winkel $\phi / ^\circ$	Abstand $A / \mu\text{m}$	Strukturanteil an Spanfläche
S5	5	20	0	100	17%
S2	25	20	0	20	50%
S1	25	20	90	20	50%
S4	5	20	90	100	17%
S10	25	50	90	20	71%
S8	5	50	0	20	71%
S11	25	50	0	100	33%
S9	5	50	90	100	33%
S12	25	50	0	100	33%
S6	5	20	0	20	50%
S3	25	20	90	100	17%
S7	5	50	90	20	71%

Der ausgeführte Plackett-Burman-Versuchsplan zeichnet sich durch die Orthogonalität aller Spalten aus. Die Auflösung IV genügt der Identifikation der Hauptfaktoren. Die eingestellten Faktorstufen sind in Tabelle 10 dargestellt.

Die Werkzeuge sind unter Anwendung der im Abschnitt 5.3 zur Laserqualifikation herausgearbeiteten Prozessparameter hergestellt worden. Die Abweichungen, die sich in der Fertigung der Strukturen ergaben sind nachfolgend aufgeführt. Der Abstand und die Strukturbreite konnten mit einer mittleren Abweichung von 5% respektive 7% zur Sollvorgaben eingehalten werden. Die Strukturtiefe war hingegen deutlich schwieriger einzustellen, insbesondere flache Strukturen mit einer Tiefe von 5 μm sind durch eine Abweichung von bis zu -40% gekennzeichnet. Die Strukturvorgabe von 5 μm konnte nur in einem Fall präzise erreicht werden. Die Strukturen können gleichwohl aufgrund ihrer Breite und Homogenität von der gegebenen Oberflächenrauheit abgegrenzt werden (vgl. hierzu Abbildung 44). Im Experiment der Voruntersuchung wird die Wirkung flacher Strukturen daher erwartungsgemäß unterschätzt. Abbildung 57 zeigt die Varianten der erzeugten Spanflächenstrukturierungen vor dem Zerspaneinsatz.

Tabelle 11: Messvalidierung der Laserstrukturierung

Stoßwerkzeug -Nr.	Ist-Tiefe / μm	Ist-Breite / μm	Ist-Abstand / μm	Abweichung in %		
				Tiefe	Breite	Abstand
S5	3,7	21,7	100,4	-26%	+9%	0%
S2	26,5	19,2	21,3	+6%	-4%	+7%
S1	22,9	19,2	21,6	+8%	-4%	+8%
S4	3,2	20,9	96,9	-35%	+4%	-3%
S10	21,9	56,6	15,2	+12%	+13%	-24%
S8	5,0	45,5	20,6	0%	-9%	+3%
S11	26,3	44,8	101,8	+5%	-10%	+2%
S9	4,6	49,4	96,9	-8%	-1%	-3%
S12	28,9	44,1	104,7	16%	-12%	+5%
S6	3,0	21,3	19,9	-40%	+7%	0%
S3	23,4	19,0	100,7	+6%	-5%	+1%
S7	3,8	47,0	20,9	-24%	-5%	+4%
Gesamtmittel:				16%	7%	5%

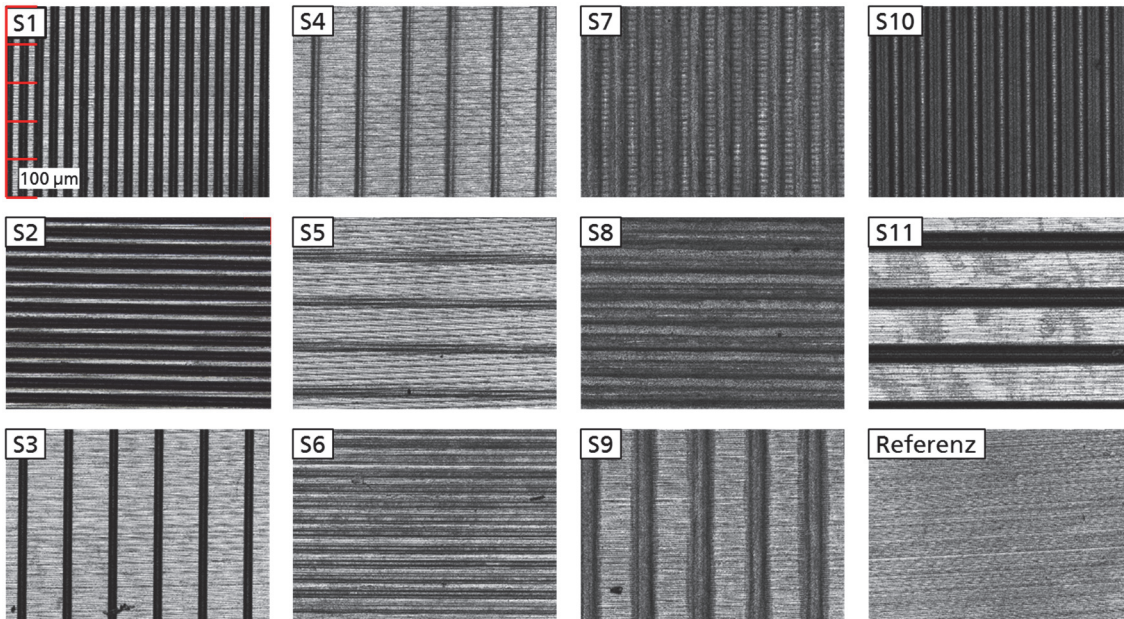


Abbildung 57: Laserstrukturierte Spanflächen vor Zerspanungseinsatz

Um mögliche Anhaftungen auf der Spanfläche beurteilen zu können, wurden die Werkzeuge vor und nach den Versuchen mikroskopisch dokumentiert. Abbildung 57 zeigt die Werkzeugspanflächen im Zustand nach der Laserstrukturierung und vor dem Zerspaneneinsatz. Die Werkzeuge sind nach der Laserstrukturierung mit Iso-Propanol und im Ultraschallbad von noch anhaftenden Partikeln gereinigt worden.

6.4 Ergebnisse Versuchsdurchführung Screening

Im Orthogonalschnittversuch konnten die Kraftkomponenten in Schnitt- (X) und Schnittnormalrichtung (Z) erfasst werden. Die Versuche wurden je Stoßwerkzeug zehn Mal wiederholt. Um Effekte des Werkzeugein- und -austritts zu eliminieren, wurde der mittlere Bereich der Messung von 0,02 s bis 0,12 s ausgewertet (verwerteter Messbereich ist in Abbildung 58 blau hinterlegt).

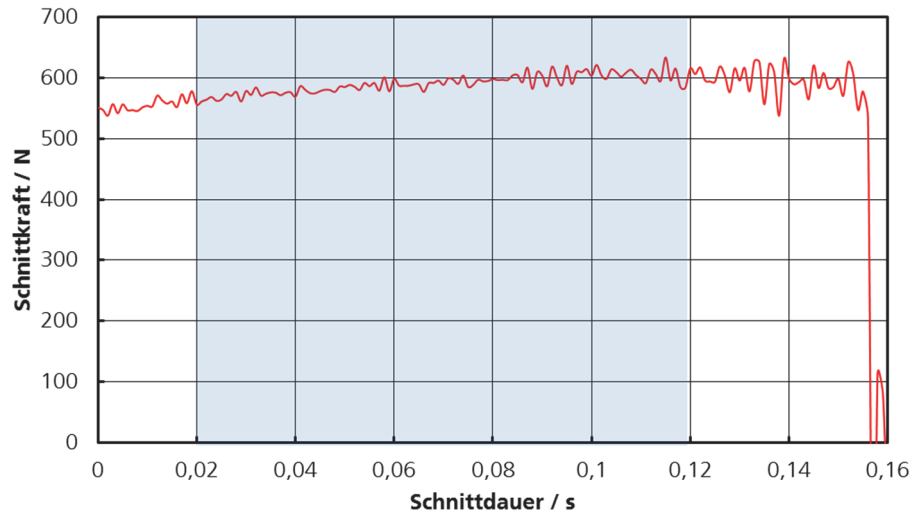


Abbildung 58: Orthogonalschnitt - Beispiel eines Verlaufs der Schnittkraft F_c

Die auf das Werkstück wirkenden Kräfte wurden mit dem Kistler Kraftmesssystem erfasst und im vorbezeichneten Messzeitbereich für zehn Versuche gemittelt. Die Schnitt- und Schnittnormalkraft entsprechen dabei den Messkoordinatenachsen X und Z. Unter Anwendung des Modells von Ernst und Merchant (**Ernst et al. 1941**) konnten die messtechnisch erfassten Kraftkomponenten in die auf die Spanfläche des Werkzeugs (Index WZ) wirkende Reibkraft F_{WZ} und Normalkraft N_{WZ} transformiert werden. Die Koordinatentransformation wurde entsprechend der in Abbildung 59 dargestellten Logik vollzogen.

$$F_{WZ} = F_c \cdot \sin \gamma + F_{cN} \cdot \cos \gamma \quad 6-2$$

$$N_{WZ} = F_c \cdot \cos \gamma - F_{cN} \cdot \sin \gamma \quad 6-3$$

$$\mu = \frac{F_{WZ}}{N_{WZ}} \quad 6-4$$

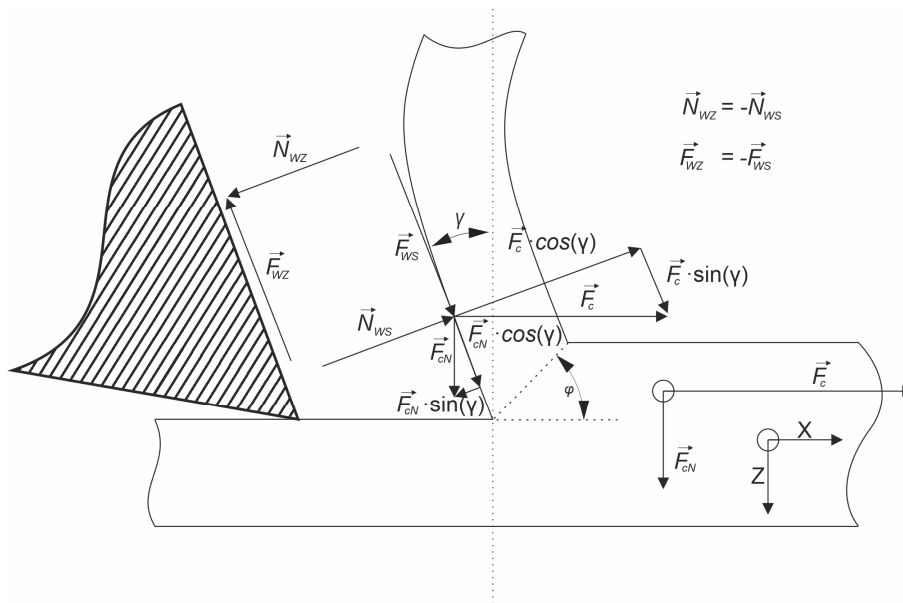


Abbildung 59: Freigestellte Kraftverhältnisse und Koordinatentransformation am Schneidkeil (**Ernst et al. 1941; Ernst et al. 1944**)

Einführung einer technischen Kennzahl zur Reibungsbestimmung

Der Quotient aus den Kräften F_{WZ} und N_{WZ} ergibt den für die jeweilige Spanfläche anzunehmenden Reibkoeffizienten μ . Gemäß der klassischen Coulomb'schen Reiblehre werden hier reine, flächenunabhängige Gleitreibungsbedingungen unterstellt. Bei hohen Normalkräften löst sich allerdings das lineare Verhalten des Reibkoeffizienten μ auf (**Nielsen et al. 2017**). Flächeneffekte tragen dazu bei, dass ein Übergang von Gleit- zur Scherreibung stattfindet (**Bowden et al. 1942; Popov 2010; Vakis et al. 2018**). Der in der vorliegenden Arbeit verwendete Reibkoeffizient ist daher von der Coulomb'schen Gleitreibung abzugrenzen. In Anlehnung an Atlati (**Atlati et al. 2017**) ist unter dem errechneten Reibkoeffizienten ein Mischkoeffizient zu verstehen, welcher in der Quelle als μ_{apparent} , also als scheinbarer Reibkoeffizient, benannt ist und die Grenzkontaktbedingungen zwischen Spanfläche und Spanunterseite mit den Gegebenheiten der Gleit-, Misch- und Scherreibung berücksichtigt. Dieser Definition schließt sich der Autor an. Aus Gründen der Einfachheit soll die Nomenklatur als Reibkoeffizient μ bestehen bleiben.

Die Kräfte für die jeweiligen Komponenten der Schnittkraft F_c und Schnittnormalkraft F_{cN} sind in Abbildung 60 zusammengefasst. Der Fehlerbalken gibt die erste Standardabweichung der zehn Messungen im relevanten Auswertebereich wieder. Die Gesamtzerspannungslänge betrug pro Werkzeug 2 m. Effekte des Verschleißes an der Freifläche oder durch Kantenverrundung waren daher nicht zu erwarten. Aufgrund des nominell hohen Freiflächenwinkels von 10° können die Reibeinflüsse durch die Freifläche ebenfalls vernachlässigt werden.

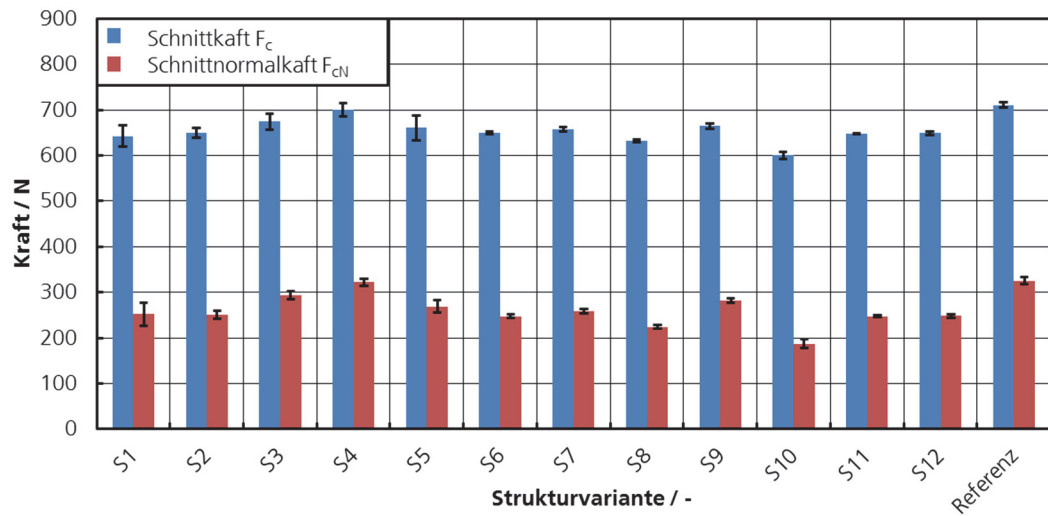


Abbildung 60: Schnitt- und Schnittnormalkraft im Orthogonalschnitt für unterschiedliche Strukturvarianten

Die aus den transformierten Kräften ermittelten Reibkoeffizienten sind in Abbildung 61 dargestellt. Das Referenzwerkzeug erzeugt die höchsten Reibbeiwerte. Bis auf den Fall S4 liegen alle übrigen Reibkoeffizienten unterhalb des Referenzwerts.

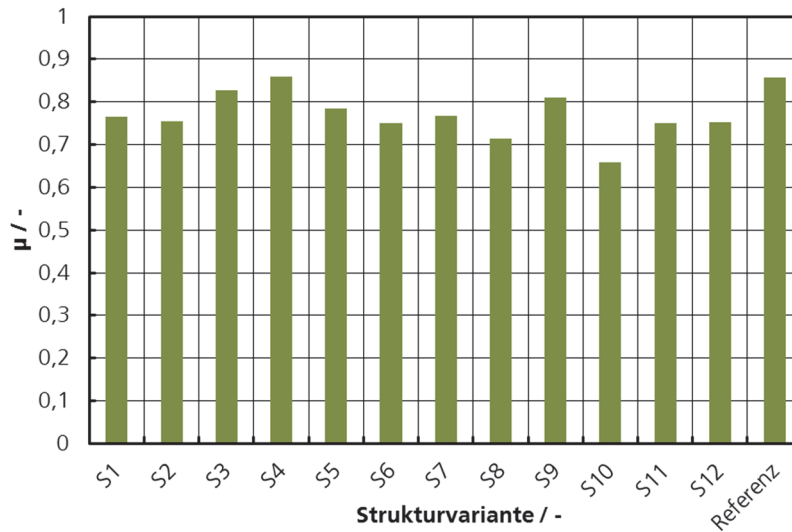


Abbildung 61: Errechnete Reibkoeffizienten für unterschiedliche Strukturen

Die Spanmorphologie wurde anhand einer Annäherung des Spanradius' an eine Archimedische Spirale beschrieben. Da das Spanbild dieser Geometrie sehr ähnelt, konnte die beschreibende Spiralkonstante a als Vergleichsgröße herangezogen und gemessen werden.

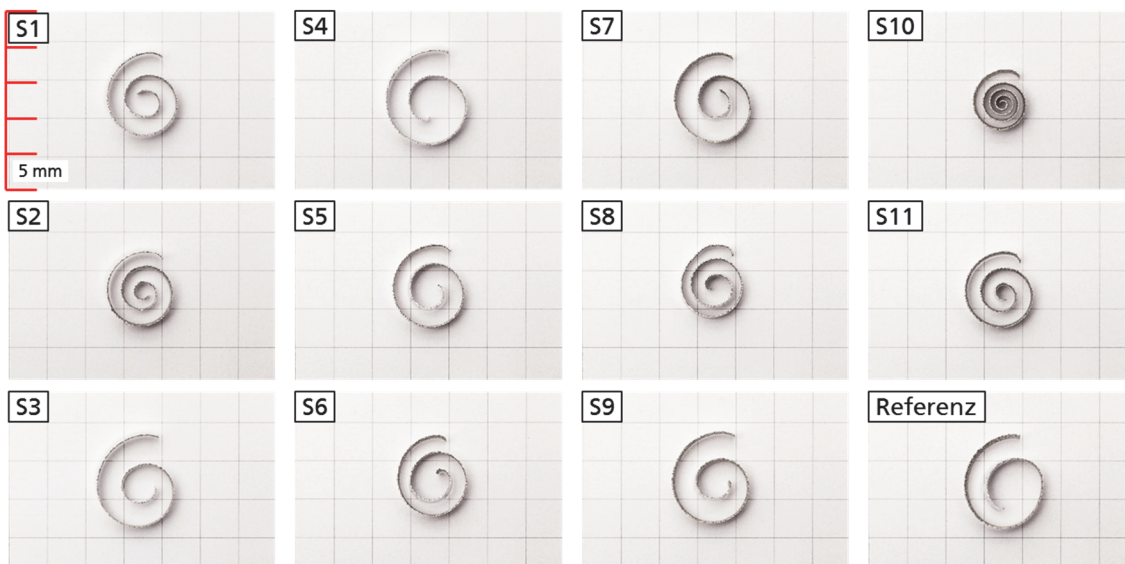


Abbildung 62: Spanmorphologie in Abhängigkeit der Spanflächenstrukturierung

Abbildung 62 zeigt die im Orthogonalschnitt erzeugten Späne. Die Referenz bezieht sich auf das unstrukturierte Werkzeug, welches im Sinne der

Vergleichbarkeit in den Untersuchungsreihen mitberücksichtigt wurde. Die Auswertung der Spiralkonstanten zeigt Abbildung 63. Der Fehlerbalken indiziert die erste Standardabweichung der Spiralkonstanten.

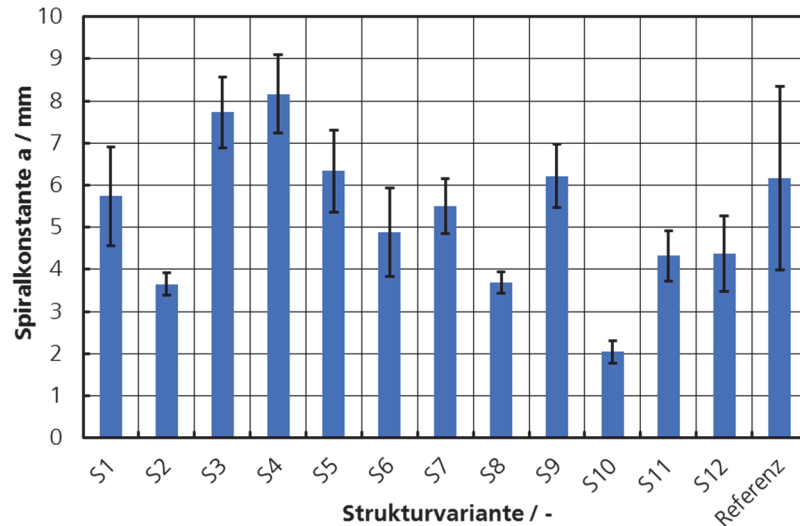


Abbildung 63: Ermittelte Spiralkonstante als Maß für die Spankrümmung in Abhängigkeit der Spanflächenmikrostruktur

6.5 Methodische Bewertung und Erkenntnisgewinn - Screening

Eine Mikrostrukturierung der Spanfläche hat nach Auswertung der Screening-Ergebnisse einen erkennbaren Effekt auf die Zielgrößen der Zerspankräfte, Reibkoeffizienten und das Spanbild. Das Stoßwerkzeug *S10* erreichte bei geringstem ermittelten Reibkoeffizienten μ auch gleichzeitig die kompakteste Spanform. Die ermittelten Spiralkonstanten und Reibkoeffizienten korrelieren mit einem Bestimmtheitsmaß R^2 von 0,82 sehr stark (Abbildung 64).

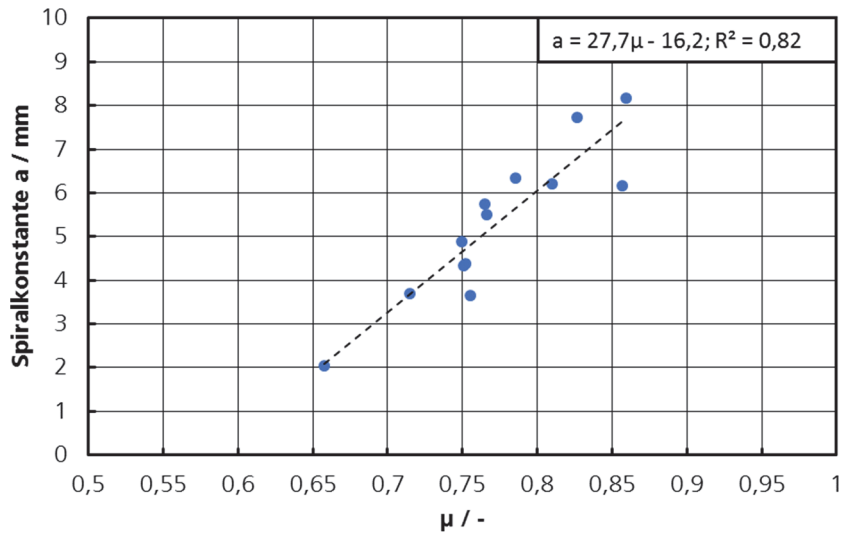


Abbildung 64: Korrelation von Spiralkonstanten und Reibkoeffizient

Der errechnete Reibkoeffizient suggeriert eine einheitliche Reibbedingung auf der Spanfläche. Allerdings sind bei Mikrostrukturen Bereiche der strukturierten Flächenanteile abzugrenzen (hier ist kein Reibkontakt möglich und der Reibkoeffizient wäre lokal = 0). Der ermittelte Reibkoeffizient μ entspricht daher korrekterweise und wie bereits erwähnt einem gemischten Reibkoeffizienten, welcher die Kontaktbedingungen (Reibung, Anhaftung etc.) auf der Spanfläche vermengt. Die Hauptuntersuchung wird auf diesen Umstand näher eingehen.

Abbildung 65 stellt die Werkzeugspanfläche nach 2 m Schnittweg phänomenologisch dar. Die Mikrostrukturen wirken sich erkennbar auf die Lokalisierung der Anhaftungen und die Größe des Kontaktbereichs aus. Beim Referenzwerkzeug ist der Werkstoffaufbau an der Spanfläche großflächig verteilt, wobei die Anhäufung zur Schneide hin zunehmen. Hingegen ist bei den strukturierten Werkzeugen ein definierter Kontaktbereich erkennbar.

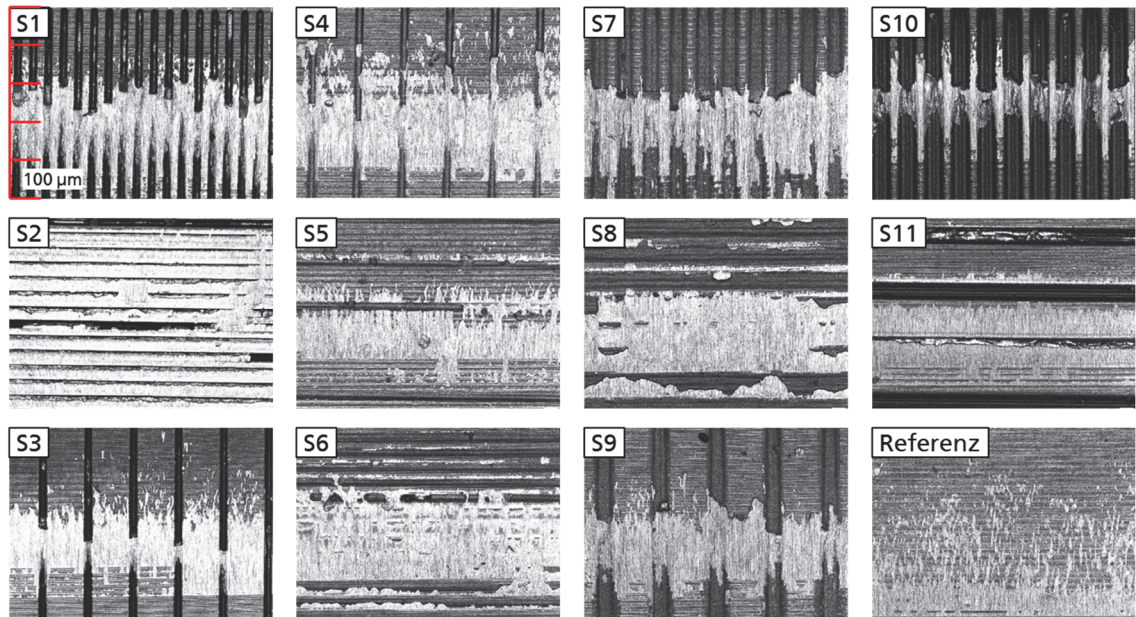


Abbildung 65: Darstellung der Werkzeugspanfläche nach Zerspaneinsatz

Ein weiteres Ziel der Voruntersuchung war die Festlegung und Auswahl der zu variierenden Strukturparameter der Mikrostrukturen. Hierzu wurde die statistische Signifikanz der Strukturparameter auf die Ausgangsgröße der Zerspankräfte analog zur in 6.1 vorgestellten Methode geprüft. Hierzu wurden je zwei Stichprobengruppen, die sich in der Verstellung nur einer Faktorstufe eines Parameters unterscheiden, miteinander verglichen (paarweiser Vergleich). Den paarweisen Vergleich für die gewählten Strukturparameter mit Effekt auf die Schnittkraft zeigt Abbildung 66 und auf die Schnittnormalkraft Abbildung 67. Die Auswertung zeigt für jeden Faktor auf dem Vertrauensniveau von 95% mindestens eine Faktoreinstellung eines Strukturparameters mit statistischer Signifikanz an.

Bei Umstellung der jeweils anderen Faktoren ist teilweise eine geringere bzw. keine Signifikanz belegbar. Dies deutet auf Wechselwirkungen bzw. Nicht-Linearitäten hin. Der paarweise Vergleich zeigt somit, dass alle Faktoren (Strukturparameter) signifikant sind bzw. abhängig signifikant sein können.

Zur Veranschaulichung soll aus Abbildung 66 ein Beispiel betrachtet werden. Der Vergleich des Werkzeugpaars S5/S4 zeigt einen deutlichen von Null unterscheidbaren Effekt des Winkels auf die Kraftkomponente in Schnittrichtung. Die Strukturparameter Tiefe (5 µm), Breite (20 µm) und Abstand (100 µm) sind

jeweils festgehalten. Hingegen ist der Effekt des Winkels im Paarvergleich von S2/S1 nicht mehr signifikant (Nulllinie wird überschritten). Hierbei haben sich lediglich die Faktorstufen der Strukturparameter Tiefe (25 μm), Breite (20 μm) und Abstand (20 μm) verändert. Für die Hauptuntersuchungen wird daher kein Ausschluss an den zu untersuchenden Strukturparametern vorgenommen, da die Signifikanz für mindestens einen Fall erwiesen werden konnte.

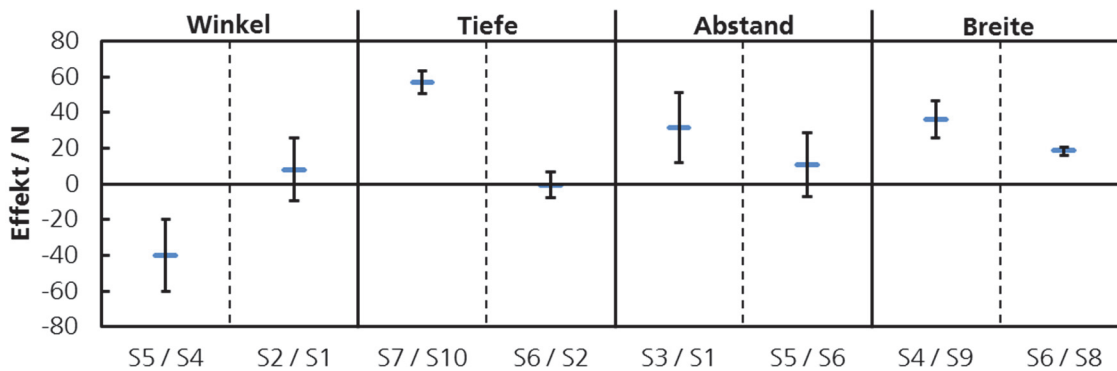


Abbildung 66: Signifikanzbewertung im paarweisen Vergleich auf dem Vertrauensniveau 95% für die Kraftkomponente in Schnittrichtung (X)

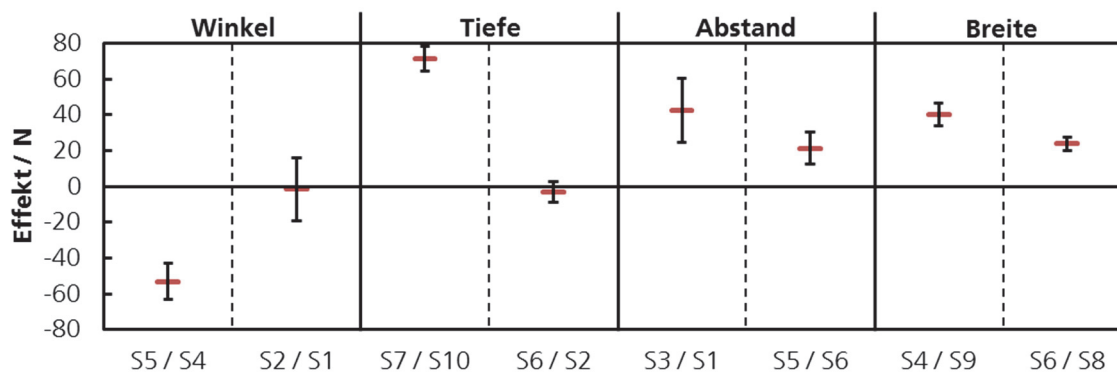


Abbildung 67: Signifikanzbewertung im paarweisen Vergleich auf dem Vertrauensniveau 95% für die Kraftkomponente in Schnittnormalrichtung (Z)

Abbildung 68 und Abbildung 69 zeigen die jeweiligen Strukturparameter mit einem qualitativ identischen Einfluss auf die Schnitt- und Schnittnormalkraft. Eine Faktorverstellung führt in jedem der gezeigten Fälle zur gleichen Konsequenz im Messausgang, so führt eine tiefere Struktur sowohl zu geringen mittleren Kräften in Schnitt- (X) als auch in Schnittnormalrichtung (Z). Für die weitere Analyse wird somit

die Zerspankraft als Vektorsumme beider Kraftvektoren als weitere Vergleichsgröße zur Zielwertbestimmung verwendet.

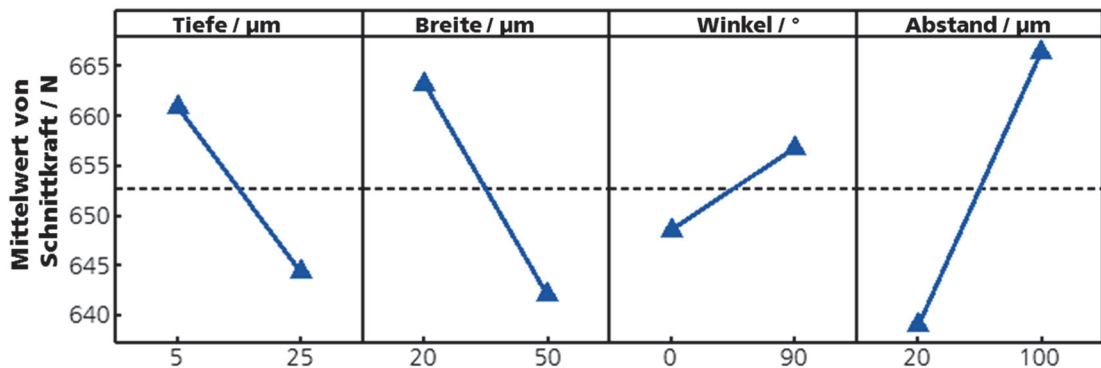


Abbildung 68: Haupteffekte auf Kraftkomponente F_x

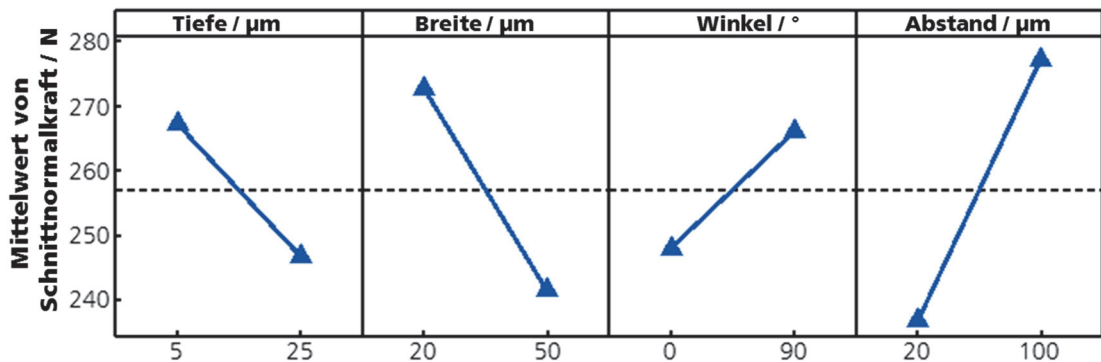


Abbildung 69: Haupteffekte auf Kraftkomponente F_z

Zur Beurteilung der aus der Signifikanzanalyse nahegelegten Wechselwirkungseffekte wurde eine Wechselwirkungsanalyse mit der Software MiniTab 19.0 ausgeführt. Eine Abweichung von der Parallelität der Faktorwirkung über die beiden Faktorstufen hinweg bedeutet eine Wechselwirkung der gezeigten Faktoren. Ein paralleler Verlauf der Effektkurven bedeutet keine Wechselwirkung durch eine Variation der Faktorstufen.

Das Beispiel von Winkel und Tiefe bzw. Winkel und Abstand in Abbildung 70 zeigt eine sehr starke Wechselwirkung. Weniger stark ausgeprägte Wechselwirkungen können zwischen den Faktoren Breite und Tiefe bzw. Tiefe und Abstand angenommen werden. Gleichwohl sind die Zwischenräume der Stufenabstände aufgrund des zweistufigen Versuchsplans nicht besetzt.

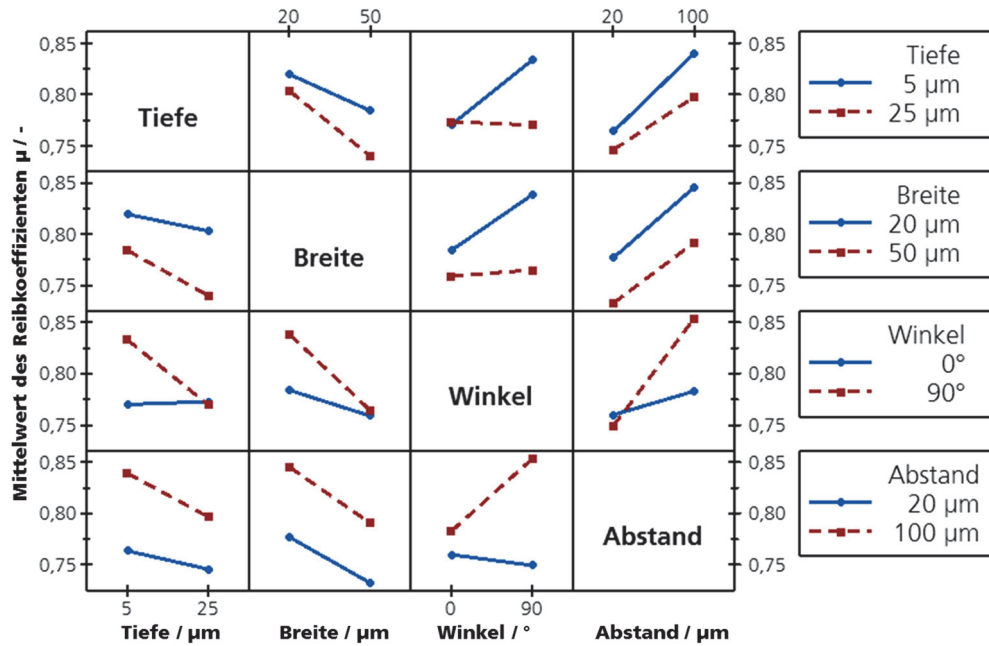


Abbildung 70: Wechselwirkungsdiagramm für den Reibkoeffizienten μ

6.6 Fazit Voruntersuchung

Zusammenfassend konnten die vier strukturbestimmenden Parameter Tiefe, Breite, Winkel und Abstand als signifikante Bestimmungsfaktoren für die Wirkungsweise von Mikrostrukturen bestätigt werden. Für die weitere Untersuchung werden die Faktorstufen angepasst und in den Bereich des indizierten Optimums zu höheren Faktorstufenwerten verschoben. Geringe Strukturabstände bei gleichzeitig großer Breite und großer Tiefe führen zu einer Reduzierung des Reibkoeffizienten (damit auch gleichzeitig zu einer kompakteren Spanform) und der Zerspankraft. Die Aufspannung der Faktorstufen wird dieser Indikation Rechnung tragen.

In Erweiterung zu den bisherigen Analysen werden zudem die Kontaktbedingungen bewertet, um weiteren Aufschluss auf die Wirkungsweise von Mikrostrukturen zu erlangen. Aufgrund der gleichsam ausgeprägten Wirkung von Mikrostrukturen auf die Schnitt- und Schnittnormalkraft wird die Zerspankraft (vektorielle Summe) als aggregierte Kenngröße genutzt.

6.7 Voll-faktorielle Parametervariation (Phase 2)

Die bisherigen Untersuchungen haben die Auswahl signifikanter Strukturparameter ermöglicht. Im folgenden Abschnitt werden diese Strukturparameter dezidiert untersucht. Unter Anwendung eines CCD-Versuchsplans werden somit Aussagen zur versuchsrahmenoptimalen Parameterkonfiguration ermöglicht und ein quadratisches Beschreibungsmodell zur Zielgrößenoptimierung abgeleitet.

Die Erweiterung des Versuchsfelds ist in Abbildung 71 dargestellt. Zur einfacheren Visualisierung im zweidimensionalen Raum sind nur zwei der vier Faktoren verzeichnet. Die Tiefe und Breite sind zudem voneinander abhängig und an das vorhandene Lasersystem geknüpft.

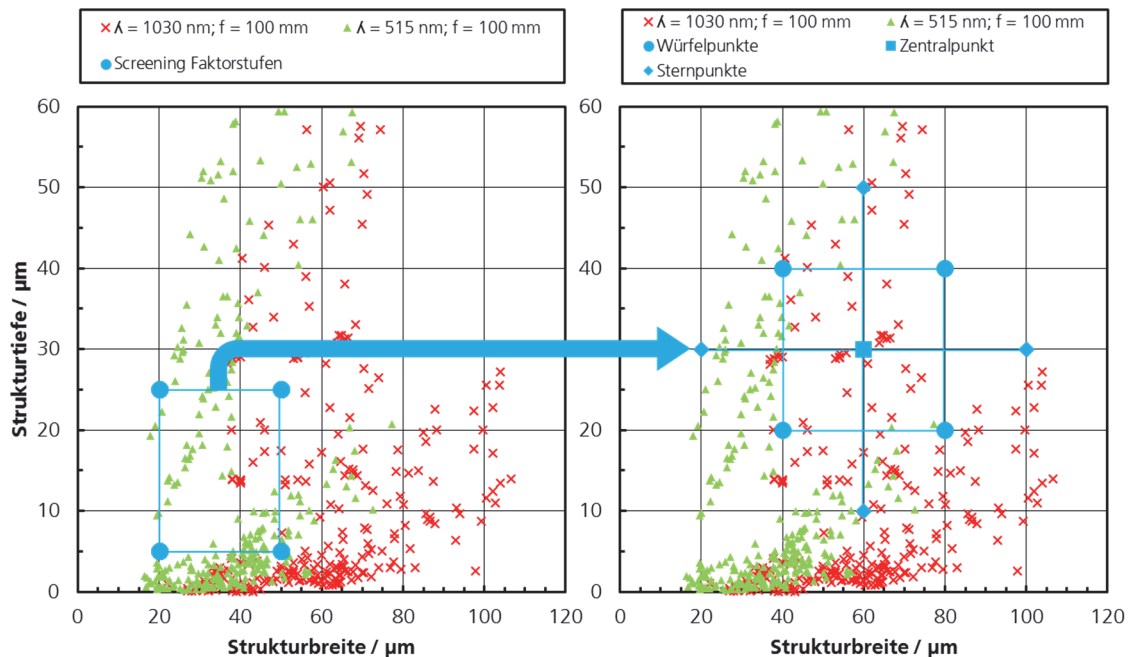


Abbildung 71: Entwicklung des Hauptversuchsplans

Nach Abbildung 71 sind die Faktorstufen um je drei weitere Stufeneinstellungen durch einen Zentralpunkt und zwei Sternpunkte ergänzt. Die Verschiebung des Felds erfolgte in Erwartung des indizierten Optimums in Richtung tieferer und breiterer Einstellwerte. Die Spreizung des Winkelfaktors zwischen 0° und 90° ist identisch übernommen worden, da im Orthogonalschnitt eine Symmetrie um die Werkzeugorthogonalebene vorliegt. Hier kann nunmehr durch die Unterteilung in

fünf Stufen mit einer Abstufung von $22,5^\circ$ Schritten eine optimierte Konfiguration ermittelt werden. Der Faktor Abstand wurde in Richtung kürzerer Abstände verschoben und deckt nun eine Spreizung von $10\ \mu\text{m}$ bis $90\ \mu\text{m}$ ab. Durch die Wahl des Verlängerungsfaktors von $\alpha = 2$ sind die Stufenabstände für alle Faktoren gleichmäßig über die fünf Stufen verteilt. Tabelle 12 stellt die festgelegten Faktoreinstellung auf. Die aufgebauten Werkzeuge (SH_X = Stoßwerkzeug Hauptversuche) sind mit der jeweiligen Konfiguration in Anhang 5 aufgelistet.

Tabelle 12: Faktorstufeneinstellung CCD Hauptversuchsplan

Faktor	Würfelpunkt		Zentralpunkt	Sternpunkt	
Tiefe / μm	20	40	30	10	50
Breite / μm	40	80	60	20	100
Winkel / $^\circ$	22,5	67,5	45	0	90
Abstand / μm	30	70	50	10	90

Die hohe Einstellstufe des Faktors Tiefe bedingt insbesondere am vorderen Bereich zur Schneide eine strukturelle Schwächung des Schneidkeils. Aufgrund dieser Überlegung ist zur Festlegung des oberen Einstellwerts eine statische FEM-Simulation ausgeführt worden. Die Angaben des Herstellers zu den mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs sind in Tabelle 14 zusammengefasst. Die Festigkeitsanalyse ist mit einer festen Strukturbreite von $50\ \mu\text{m}$ und unter Variation der Tiefe zwischen $25\ \mu\text{m}$ und $100\ \mu\text{m}$ durchgeführt worden. Zur konservativen Abschätzung war die Struktur mit größter Kerbwirkung parallel zur Schneide angeordnet. Als Lastfall wurde das aus der Leistungsbeschreibung der Bohrwerkzeuge ermittelte Drehmoment auf eine Kraft für den Streckenlastabschnitt von $1\ \text{mm}$ umgerechnet (es ergaben sich $50\ \text{N}$). Den mehrachsigen Spannungszustand am Kerbgrund der Kavität kann der Hauptnormal-spannungstheorie nach *Rankine* die erste Hauptspannung als Vergleichsgröße für spröde Werkstoffe zuverlässig annähern (**Radaj et al. 2007**). Eine Biegebelastung der auf den vorderen Kantenabschnitt wirkenden Kraft stellt den nächsten Lastfall der Elemente dar, weshalb die Biegebruchfestigkeit als Versagensgrenze herangezogen wurde (Tabelle 13).

Die erste Hauptspannung überschreitet bis ca. 60 μm Tiefeneinstellung die zulässige Biegebruchbelastung von 4000 MPa nicht, darüber wird ein Versagen aufgrund zu hoher Belastung wahrscheinlich. Auf Basis dieser Überlegung wird die maximale Tiefe einer Mikrostrukturierung auf 50 μm begrenzt, um zusätzlich eine Sicherheit zu erhalten und den unter dynamischen Lasten erhöhten Kraftspitzen Rechnung zu tragen.

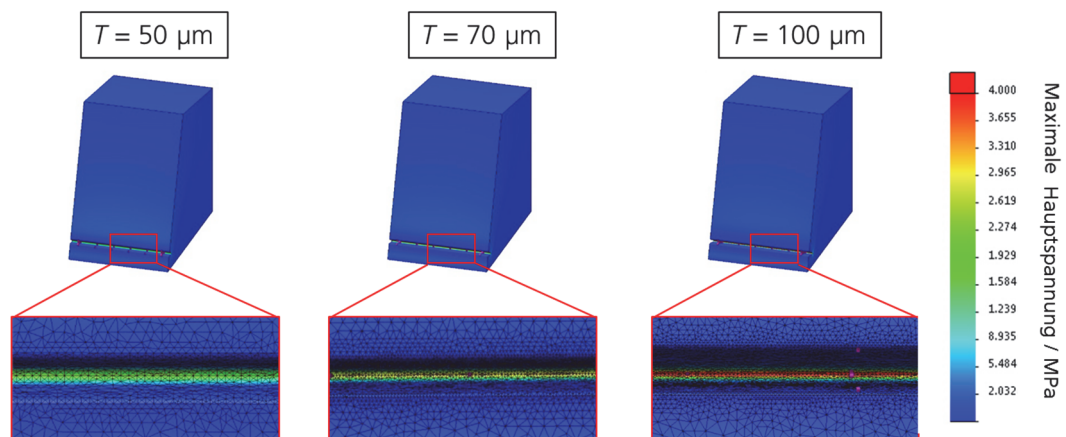


Abbildung 72: Statische FEM-Simulation zur strukturellen Schwächung

Tabelle 13: Auswertung der max. Hauptspannung mittels FEM-Strukturfestigkeitsanalyse

Tiefe / μm	25	30	40	50	70	100
$\sigma_{1, \max}$ / MPa	1940	2025	2541	2894	4196	5511

Tabelle 14: Eigenschaft VHM CTS20D (Herstellerangaben)

Eigenschaft	Zeichen	Wert	Einheit
Elastizitätsmodul	E	569	GPa
Dichte	ρ	14,38	g/cm^3
Wärmeleitfähigkeit	λ	80	W/mK
Biegebruchfestigkeit	-	4000	MPa
Druckfestigkeit	-	6000	MPa
Zugfestigkeit	-	2000	MPa

6.8 Ergebnisse der Hauptversuche

Die Versuchsreihe der Hauptuntersuchung wurde mit 30+1 Werkzeugen durchgeführt, darunter ein nicht-strukturierter Keil als Referenz. Eine gewählte Kenngröße zur Verwertung in der Zielgrößenbestimmung wurde, wie in 6.6 ausgeführt, auf die Zerspankraft als aggregierte Kennzahl der Schnittkräfte festgelegt. Aufgrund der starken Korrelation zwischen Spankrümmungsradius (Vergleichsmaß ist die Spiralkonstante a) und dem Reibkoeffizienten μ sowie dem Reibkoeffizienten μ mit der Zerspankraft wurde letztere als stellvertretende Zielgröße festgelegt. Die Kontaktfläche ist eine weitere mögliche Zielgröße. Sie wird in 6.9 betrachtet.

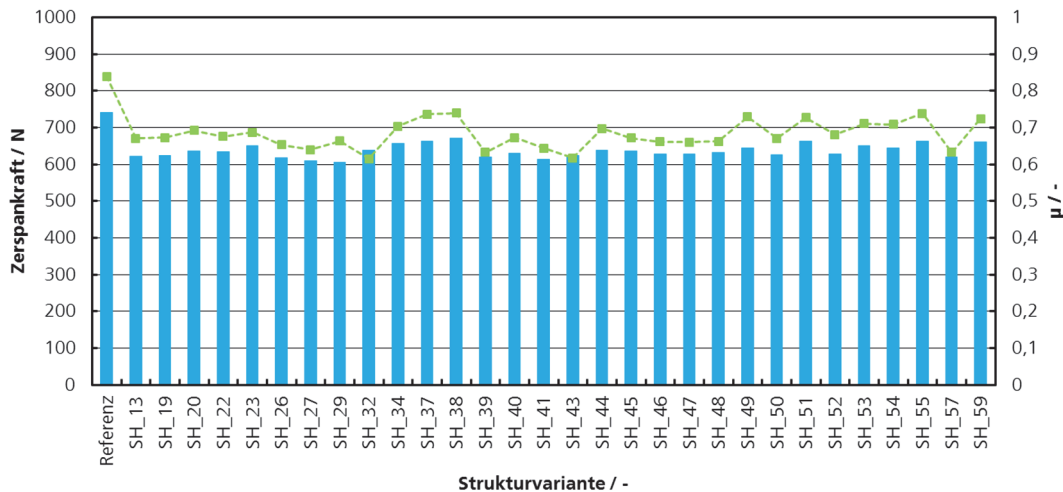


Abbildung 73: Zerspankraft (links) und Reibkoeffizient (rechts) der untersuchten Stoßwerkzeuge aus der Hauptuntersuchung

Abbildung 73 zeigt die gemessenen Zerspankräfte und berechneten Reibkoeffizienten für alle untersuchten Stoßwerkzeuge. Sowohl für die Zerspankraft als auch den Reibkoeffizienten führt eine Mikrostrukturierung zu einer Herabsetzung des jeweiligen Kennwerts. Maximal konnte die Zerspankraft um 15% (SH_29) und der Reibkoeffizient um 27% (SH_32) im Vergleich zur Referenz reduziert werden.

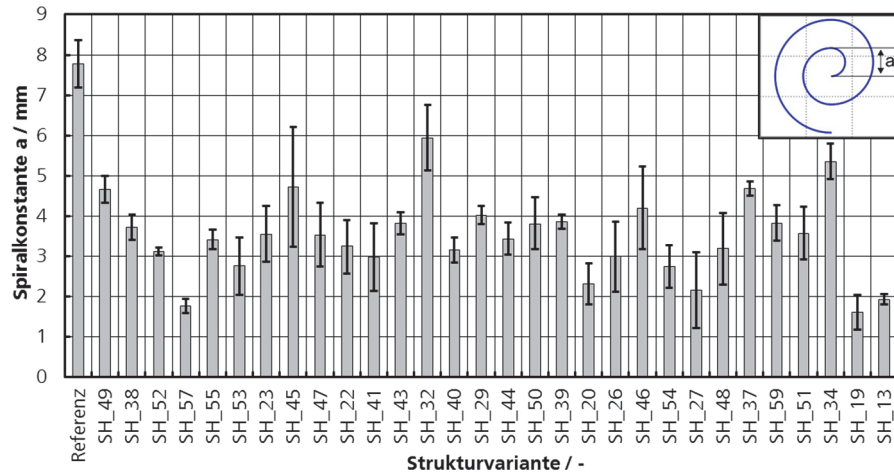


Abbildung 74: Effekt mikrostrukturierter Spanflächen auf die Spankrümmung

Im Hinblick auf die Spanmorphologie konnte ebenfalls eine durchgängige Kompaktierung gemessen an der Spiralkonstanten a erkannt werden. Allerdings war die Zuordnung zur festgelegten Spiralkonstanten a als charakterisierende Größe aufgrund der 3D-Formung schwieriger als es noch im Screening der Fall war. Abbildung 75 stellt den Effekt der Winkelorientierung der Mikrostrukturen an ausgewählten Beispielen dar. Für den 0° und 90° beschreibt der Span eine (beinahe) ebene Spirale, wohingegen bei den Winkeln $22,5^\circ$ bis $67,5^\circ$ eine starke dreidimensionale Verformung erkennbar ist. Durch Mikrostrukturen ist es daher auch möglich, gezielt auf die Spanformung Einfluss zu nehmen.

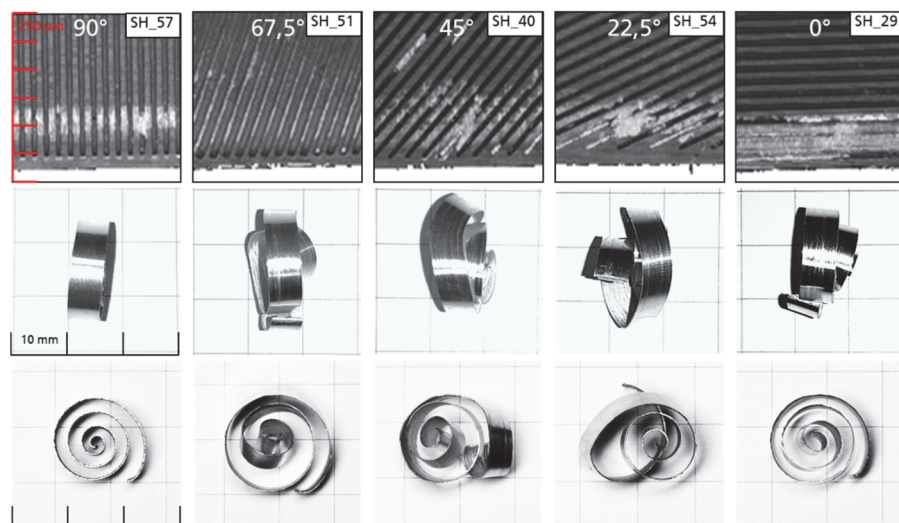


Abbildung 75: Effekt unterschiedlicher Strukturwinkel auf die Spanformung

6.9 Methodische Bewertung und Erkenntnisgewinn – Hauptversuche

Die Betrachtung der ermittelten Zerspankräfte und Reibkoeffizienten zeigt eine deutliche Abhängigkeit. Hohe Zerspankräfte korrelieren dabei direkt mit einem erhöhten Spanflächenreibkoeffizienten (Abbildung 76). Dieser Zusammenhang deckt sich mit den Erkenntnissen bzw. Annahmen aus (**Dautzenberg et al. 1999; Wei et al. 2017**), wonach erhöhte Reibbedingungen auf der Spanfläche als ursächlich für hohe Zerspankräfte angenommen werden können.

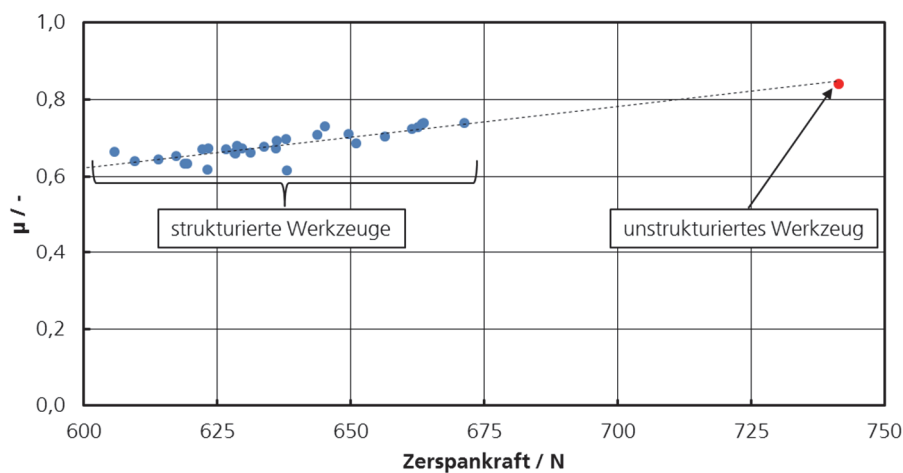


Abbildung 76: Korrelation Zerspankraft und Reibkoeffizient

Bewertung Reibkoeffizient und Kontaktfläche

Die Auflösung der Zerspankraft in die auf die Spanfläche wirkenden Kraftkomponenten der Reibkraft F_R und der Spanflächennormalkraft F_N zeigt, dass die Reibkraft deutlich durch eine Veränderung der Reibverhältnisse auf dem Schneidkeil beeinflusst wird (Abbildung 77). Die Normalkraft zeigt hingegen keine so starke Veränderung an. Gleichwohl ist die Normalkraft der strukturierten Werkzeuge erkennbar unterschiedlich zum unstrukturierten Werkzeug.

In diesem Kontext sind die Arbeiten von (**Fallqvist et al. 2013; Schultheiss et al. 2013**) relevant, die den Effekt unterschiedlicher Oberflächenrauheiten auf die tribologischen Eigenschaften einer Spanfläche und die damit verbundene Verschiebung von Kontaktbedingungen bewerteten. Das Verhältnis zwischen den Anteilen der Misch-/Grenzreibung (Gleiten) und der Festkörperreibung (Adhäsion)

ist für unterschiedliche Rauheiten nicht proportional. Suh beschrieb den Reibkoeffizient μ als Funktion von Adhäsion, Mikrodeformation und Mikro- pflügevorgängen der Grenzkontaktflächen. Auch in dieser Arbeit wurden die unterschiedlichen Wirkbeiträge der einzelnen Reibkomponenten auf den messbaren Reibkoeffizienten μ festgestellt (**Suh et al. 1981**). Bowden und Tabor erkannten früh Abhängigkeiten zwischen der Reibkraft und der realen Kontaktfläche (**Bowden et al. 1942**). Mit zunehmender Normalkraft ist aufgrund der asymptotischen Annäherung der realen Fläche an die nominale Fläche ein abnehmender Reibkoeffizient zu erwarten (**Gatermann et al. 1998; Popov 2010**).

Die Kontaktfläche ist somit von großem Interesse. Zu ihrer Bewertung wurden, wie in Abbildung 78 dargestellt, die mikroskopierte Spanflächen bildtechnisch verarbeitet. Durch Binärisierung in Schwarz-Weiß-Bilder konnte die gesamte, reale Kontaktfläche ausgewiesen werden (Eine Differenzierung von Adhäsion und Reibkontaktfläche ist methodisch nicht möglich). Durch Umrechnung der ausgezählten Weißpixel konnte die Kontaktfläche berechnet werden.

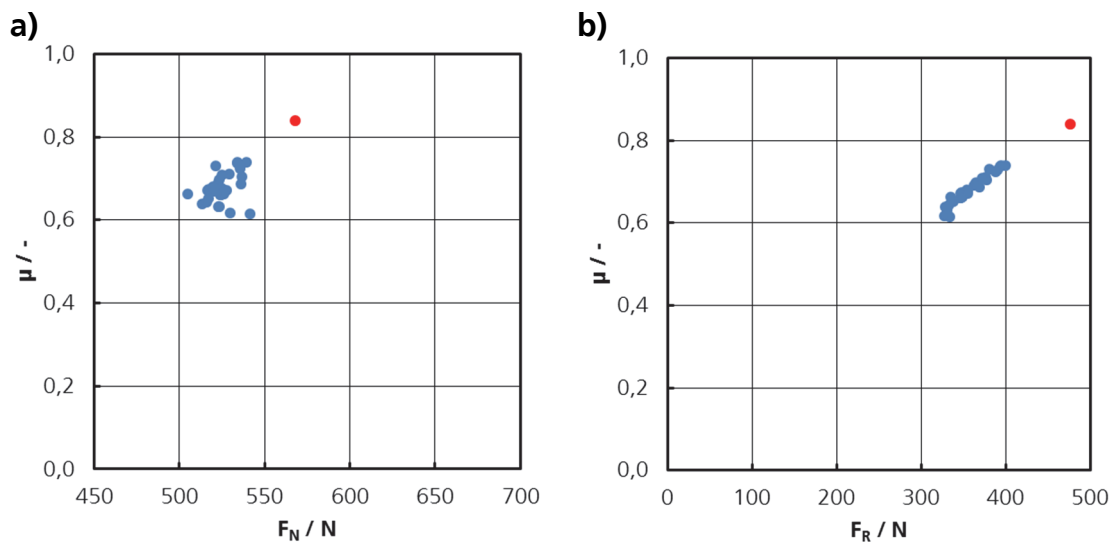


Abbildung 77: Zusammenhang von Reibkoeffizient der Spanfläche zur Normalkraft a) und Reibkraft b)

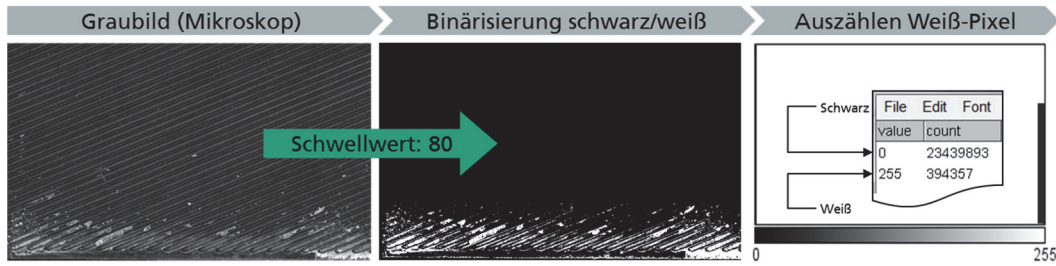


Abbildung 78: Auswertung der Spanflächenanhaftung durch Bild-Binärisierung

Die Auswertung der Kontaktfläche zeigt Abbildung 79. Mikrostrukturen auf der Spanfläche bewirken eine erkennbare Veränderung der Kontaktbereiche, wobei die Strukturen in Abhängigkeit ihrer Konfiguration aufbauend (Kontaktflächen vergrößernd) oder reduzierend wirken können. Abbildung 80 stellt die Haupteffekte der Strukturkonfiguration auf die Kontaktfläche qualitativ dar. Insbesondere mittlere Faktorstufeneinstellungen führen zu einer ausgeprägten Kontaktfläche. Der Strukturabstand entwickelt nur einen nachrangigen Effekt.

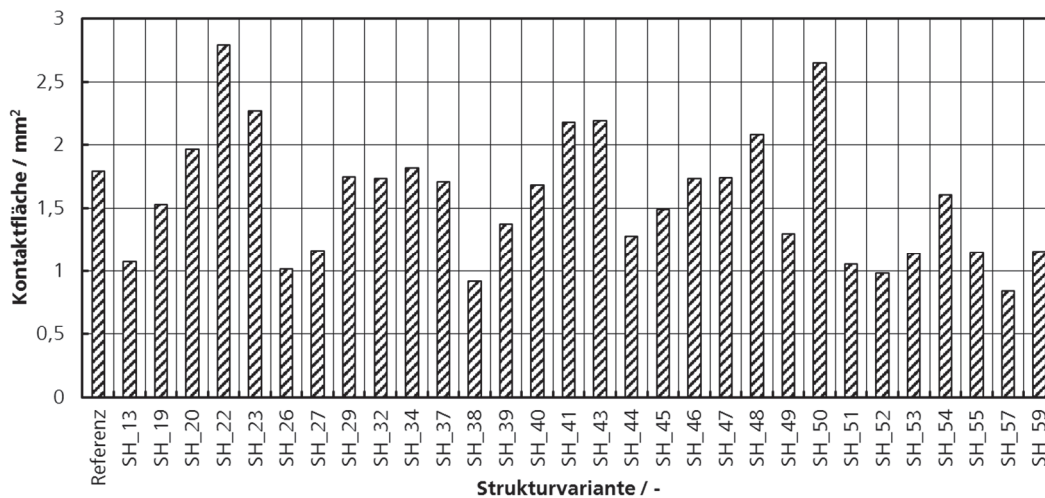


Abbildung 79: Kontaktflächenauswertung in Abhängigkeit der Mikrostruktur

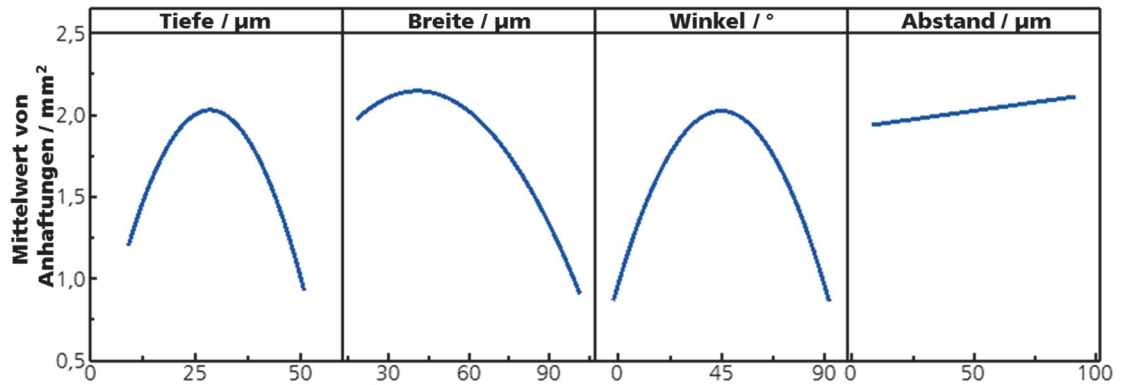


Abbildung 80: Haupteffektediagramm auf Anhaftungen und Kontaktfläche

Die gemessene Kontaktfläche wird zur weiteren Diskussion genutzt und in die Bewertung mit einbezogen. Eine korrelierende Abhängigkeit der Spanflächennormalkraft F_N zum Reibkoeffizienten μ stellt sich ein, wenn sowohl die Normalkraft als auch der Reibkoeffizient auf die gemessene Kontaktfläche bezogen ausgedrückt werden. Hierzu wird der spezifische Reibkoeffizient als beschreibende phänomenologische Kennzahl eingeführt. Die Fläche des nicht-strukturierten Werkzeugs wird als Referenzfläche genutzt. Veränderungen werden in Relation dazu quantifiziert. Der spezifische Reibkoeffizient μ_{spez} berechnet sich wie folgt:

$$\mu_{spez} = \frac{\mu}{\frac{A_{Strukturvariante}}{A_{unstrukturiertes\ Werkzeug}}}$$

6-5

Die somit errechnete Flächennormalspannung σ_N korreliert deutlich mit dem spezifischen Reibkoeffizienten μ_{spez} (Abbildung 82). Eine veränderliche Normalspannung (Abbildung 81) kann nunmehr durch die Berücksichtigung der sich verändernden Kontaktfläche erklärt werden. Die Streuung der Normalkraft kann ebenfalls durch den Flächeneinfluss begründet werden. Veränderte Kontaktbedingungen beeinflussen somit nicht nur unmittelbar die Reibkraft sondern auch die erfassbare Normalkraft.

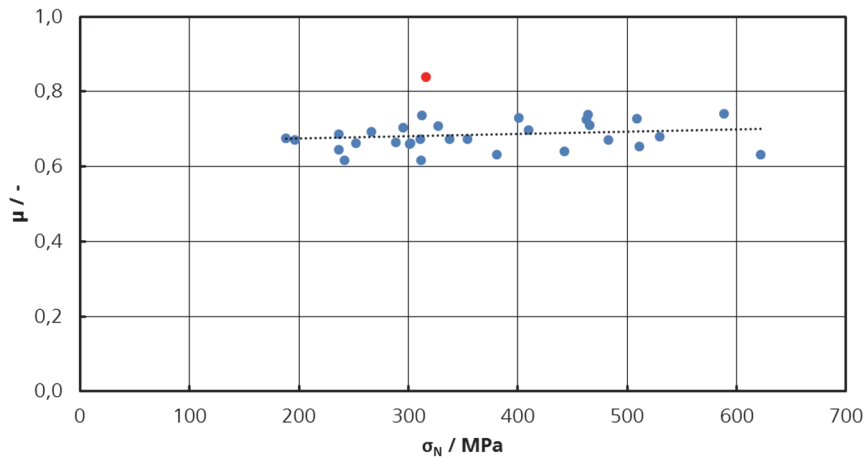


Abbildung 81: Verhältnis von Normalspannung zum Reibkoeffizienten (unkorreliert)

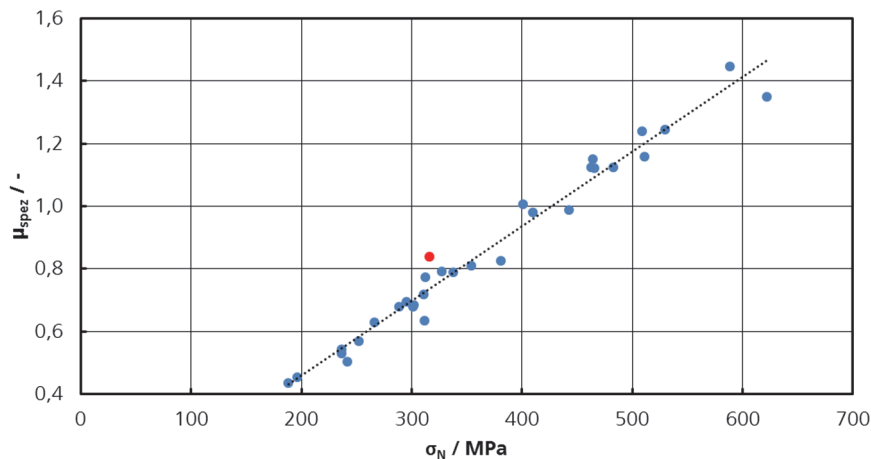


Abbildung 82: Verhältnis von Normalspannung zum spezifischem Reibkoeffizienten (korreliert)

Die Betrachtung der wirkenden Spannungen kann analytisch fortgesetzt werden. Nach 6-6 kann die Coulomb-Gesetzmäßigkeit auch durch die Beziehung der wirkenden Schub- und Normalspannung ausgedrückt werden (**Lange 2002; Czichos et al. 2015**).

$$\tau_F = \mu \cdot \sigma_N$$

6-6

Entsprechend der Gestaltänderungsenergiehypothese tritt nach *von Mises* plastisches Fließen eines duktilen Werkstoffs im Hauptachsensystem bei Überschreiten folgender Bedingung ein (**Lange 2002; Rösler et al. 2006**):

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{6} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]}$$

6-7

Unter Bedingungen des einachsigen Drucks, welcher der Normalspannung gleichgesetzt werden kann, beginnt Fließen bei (**Lange 2002**):

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - 0)^2 + (0 - 0)^2 + (\sigma_1 - 0)^2]}$$

6-8

Die ertragbare Schubspannung reduziert sich bei rein wirkender Normalkraft dann auf (**Lange 2002**):

$$\tau_{max} = 0,5 \cdot \sigma_1 = 0,5 \cdot k_f$$

6-9

Bei reiner Schubbelastung (Reibkraft) im ebenen Spannungszustand liegt die Fließgrenze etwas höher mit (**Lange 2002**):

$$\tau_{max} = \sigma_1 = \frac{k_f}{\sqrt{3}} = 0,577 \cdot k_f$$

6-10

Das Einsetzen in Gleichung 6-6 führt zu folgenden Identitäten und theoretisch maximalen Fließspannungsgrenzen des Werkstoffs abhängig vom Lastfall:

$$0,5 \cdot k_f = \mu \cdot \sigma_N \quad (\text{reiner Druck / nur Normalkraft})$$

bzw.

$$0,577 \cdot k_f = \mu \cdot \sigma_N \quad (\text{reiner Schub / nur Reibkraft})$$

6-11

Die isolierte Betrachtung beider Spannungszustände dient jedoch nur der Abschätzung eines theoretisch maximalen Reibkoeffizienten μ ohne interne Werkstoffabscherung. Unter Zerspanbedingungen treten auf der Spanfläche Normal- und Scherspannungen kombiniert auf, wodurch die Fließgrenze heraufgesetzt wird. Aufgrund der Spannungsüberlagerung ist ein

Reibkoeffizienten μ ohne interne Abscherung nicht auf 0,5 beziehungsweise 0,577 begrenzt, sondern kann bei Aluminiumwerkstoffen Werte bis 2 annehmen (**Grzesik 2008; Melkote et al. 2017**). Für hohe Spannungszustände sind dennoch gleichzeitige hohe Reibkoeffizienten auf der Spanfläche zu vermeiden, da auch bei kombinierter Reib- und Normalspannung die ertragbare Fließgrenze überschritten werden kann. Hierdurch steigt die Wahrscheinlichkeit zur internen Materialabscherung an und externe Werkstoffanhaftungen am Schneidkeil können entstehen. Abbildung 84 weist die berechnete Schubspannungen in Korrelation mit dem spezifischen Reibkoeffizienten μ_{spez} aus. Zum Vergleich der Fließspannung ist in Anhang 7 die in dieser Arbeit zur numerischen Berechnung angewandte Fließspannungskurve angegeben.

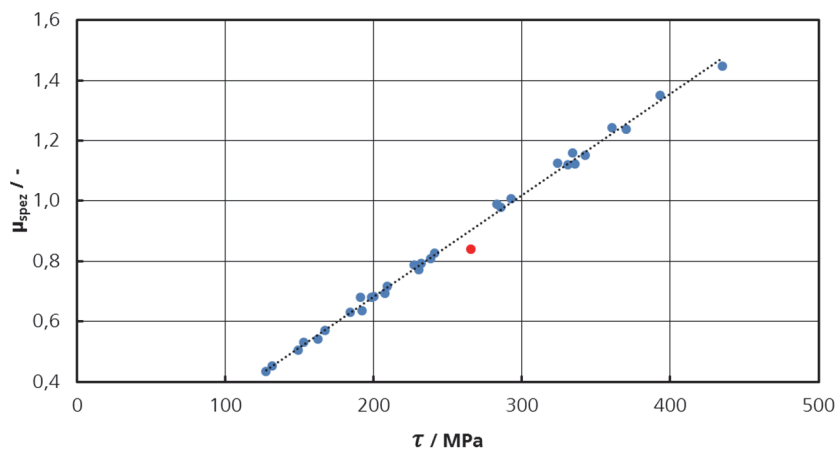


Abbildung 83: Verhältnis von Schubspannung zum spezifischem Reibkoeffizienten (korreliert)

Der zur Darstellung technologischer Zusammenhänge eingeführte spezifische Reibkoeffizient μ_{spez} ist gegenüber der Veränderung der Kontaktfläche in Abbildung 84 dargestellt. Eine Reduzierung des Traganteils der gemessenen Kontaktfläche führt zu einer überproportionalen Erhöhung des flächenbezogenen Reibkoeffizienten. Geringere Flächentraganteile, wie sie durch Mikrostrukturen bedingt sein können (vgl. die Angaben aus Tabelle 10), führen in Konsequenz zu lokal hohen Reibbedingungen und mechanischen Belastungen. Durch hohe Flächenspannungen verändert sich ein punktueller Kontakt an Rauheitsspitzen zu einem Flächenkontakt

(Ausfüllung der Rauheitstäler), wodurch ein mechanisches Verkrallen bis hin zur Ausbildung atomarer Verbindungen (van-der-Waals-Kräfte) wahrscheinlich wird (**Popov 2010; Czichos et al. 2015**).

Die notwendige Berücksichtigung der Fläche wird auch im Vergleich von Abbildung 81 bis Abbildung 83 ersichtlich. Alle in Abbildung 77 b) gezeigten Reibkoeffizienten und -kräfte sind geringer als die des unstrukturierten Keils. Geringe Reibkräfte können jedoch bei entsprechender Flächenreduktion fallspezifisch hohe Reibspannungen bedeuten. Die Spannungsanalyse erlaubt eine höhere Auflösung der tribologischen Bedingungen und eine dezidierte Einordnung der Wirkung von Mikrostrukturen.

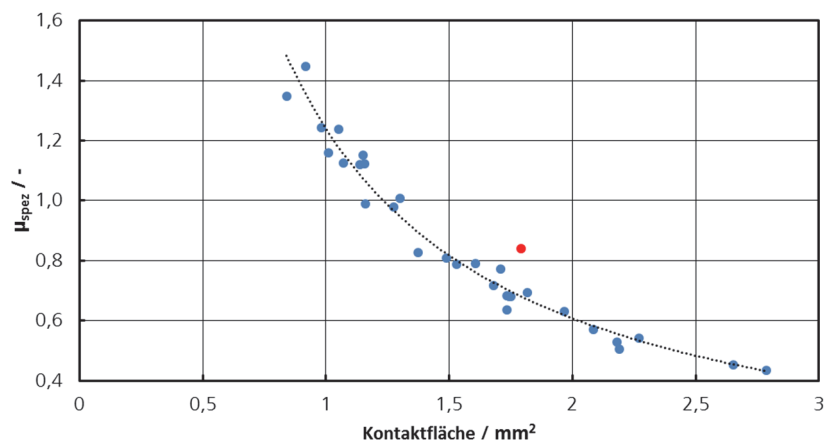


Abbildung 84: Abhängigkeit des spezifischen Reibkoeffizienten von der realen Kontaktfläche

Mit der ausgeführten Argumentation entfällt die messbare Kontaktfläche als Zielgröße für die weitere Betrachtung dieser Arbeit. Die Lokalisierung von Normal- und Scherspannungen bei reduzierter Kontaktfläche, insbesondere im vorderen Kantenabschnitt, steht im Konflikt zu den Zielen dieser Arbeit, die Zerspannung zu verbessern und die auf das Werkzeug wirkende mechanische Last zu verringern sowie Anhaftungen zu vermeiden.

Gemäß der Ausführung ist für Letztere unter Bedingungen stark reduzierter Kontaktflächen eine hohe Auftretenswahrscheinlichkeit zu erwarten. Der Beitrag der mechanisch bedingten Materialanhaftung aufgrund der Struktur selbst

(Kollisionskante) kann hierüber allerdings nicht aufgelöst werden. Die Unschärfe in der Ermittlung der Kontaktfläche (fehlende Differenzierbarkeit zwischen Anhaftung und Reibfläche) sowie der Umstand, dass der Reibungskoeffizient aus dem Kraftverhältnis abgeleitet wird, worüber Effekte der Kontaktbedingungen ebenfalls mit einfließen, stellt eine Unsicherheit dar, welche die Bestimmung der Kontaktfläche als Zielgröße zudem vereitelt.

Spanmorphologie

Wie bereits im Screening belegt, existiert eine erkennbare Abhängigkeit von Spankrümmung (gemessen am Ersatzmaß der Spiralkonstanten) und Reibkoeffizient μ der Spanfläche. Aufgrund der dreidimensionalen Formung durch angestellte Strukturen wurde diese Korrelation jedoch aufgelöst, wie Abbildung 85 zeigt.

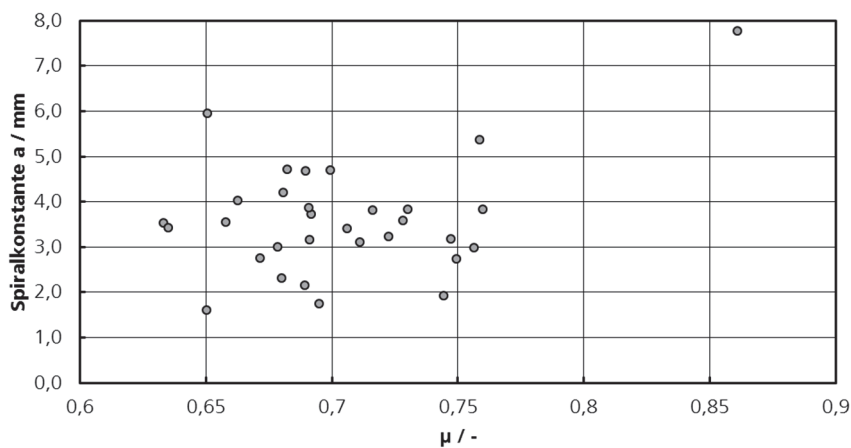


Abbildung 85: Spankrümmung in Abhängigkeit der Reibung unter Berücksichtigung angestellter Strukturen

Der Effekt von mikrostrukturierten Spanflächen und dadurch veränderter Reibbedingungen auf die Spanformung kann neben der phänomenologischen Betrachtung auch analytisch über die Auswertung des Scherwinkels erfolgen (Vgl. Abbildung 60). Hierzu wird der formale Zusammenhang des Reibkoeffizienten μ zum Reibwinkel β_r nach (Ernst et al. 1941; Trent et al. 2000) angewandt.

$$\mu = \tan \beta_r$$

Ernst und Merchant schlugen unter Annahme der geltenden Scherebenentheorie für den Scherwinkel die Berechnungsmöglichkeit nach 6-13 vor (**Ernst et al. 1941; Ernst et al. 1944**). Entsprechend der Bewertung von Vaziri (**Vaziri et al. 2015**) liefert dieses Modell eine sichere Prognose zur Abschätzung des Scherwinkels für duktile Werkstoffe und soll daher in der vorliegenden Arbeit Anwendung finden.

$$\varphi = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\beta_r}{2}$$

6-13

Durch Einsetzen des Reibwinkels β_r und des Spanwinkels γ kann der Scherwinkel φ berechnet werden. Abbildung 86 zeigt die Abhängigkeit des Scherwinkels vom Reibkoeffizienten μ .

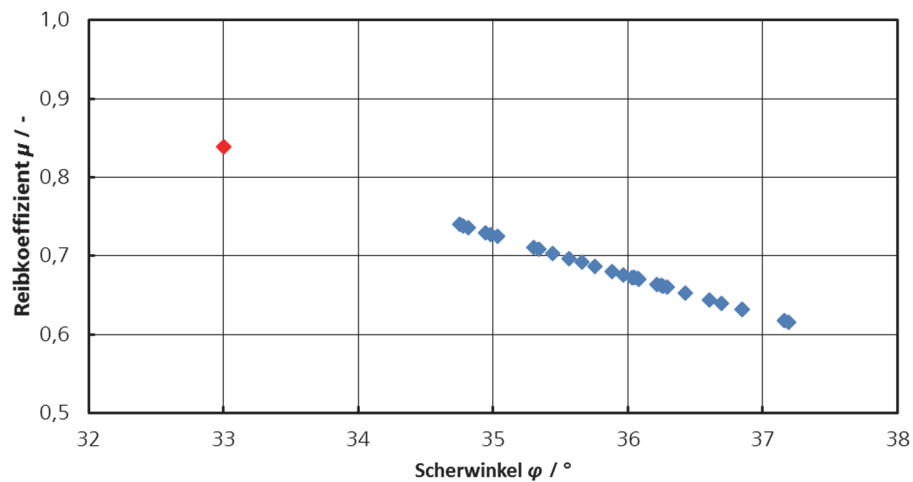


Abbildung 86: Abhängigkeit des Scherwinkels von der Reibung der Spanfläche

In Übereinstimmung zu den Erkenntnissen aus (**Jianxin et al. 2012; Sharma et al. 2016b; Sharma et al. 2016a; Zhang et al. 2016**) ist die Korrelation aus höherem Scherwinkel und reduzierter Spanflächenreibung in Abbildung 86 erkennbar. Nach dem formalen Zusammenhang aus dem Scherwinkel φ und der Spannungsdicke h in Formel 6-14 verkürzt sich durch steile Scherwinkel auch die Länge der primären Scherzone (**Grzesik 2008**).

$$l_{\text{Scherzone}} = \frac{h}{\sin \varphi}$$

6-14

Im vorliegenden Fall beträgt die Verkürzung der primären Scherzone bis zu 10% im Vergleich zum unstrukturierten Werkzeug. Größere Scherwinkel bedeuten geringere Umformgrade, da die Spanstauchung in Dickenrichtung abnimmt (**Kaufeld 1994**). Gleichzeitig reduziert sich auch die thermische Belastung auf das Werkzeug. Die in den Experimenten gezeigte stärkere Späneinrollung bei mikrostrukturierten Spanflächen kann somit durch zwei wesentliche Effekte erklärt werden. Zum einen reduzieren Mikrostrukturen die dem Spanfluss entgegenwirkende Reibkraft auf der Spanfläche, wodurch der Span leichter abgleiten kann. Zum anderen bewirkt die verkürzte Scherzone eine Reduzierung der Spanstauchung, sodass der Span - im Analogiemodell als Biegebalken gedacht (**Gatermann et al. 1998; Sharma et al. 2016a**) – bei dünnerem Querschnitt einer Verformung weniger entgegenhalten und somit stärker einrollen kann. Mechanisch fließt die Querschnittsdicke mit der dritten Potenz in das Trägheitsmoment ein. Entsprechend führen auch geringe Dickenabnahmen zu einer signifikanten Veränderung der Belastbarkeit eines Querschnitts – im gegebenen Fall resultieren geringere Schnittkräfte.

Die numerische Betrachtung aus Abbildung 87 visualisiert den *von Mises* Vergleichsumformgrad und die gemessene Spandicke in der Spanwurzel. Der Span weist im Fall des strukturierten Werkzeugs eine in der Scherzone gemessene geringere Dicke auf. Zudem sind geringere Farbanteile höherer Umformgrade im Span selbst erkennbar. Das unstrukturierte Werkzeug erzeugt eine höhere Stauchung in der Spanwurzel mit einer daraus resultierenden höheren Spandicke. Im Span sind gleichzeitig mehr Farbanteile höherer Umformgrade ersichtlich.

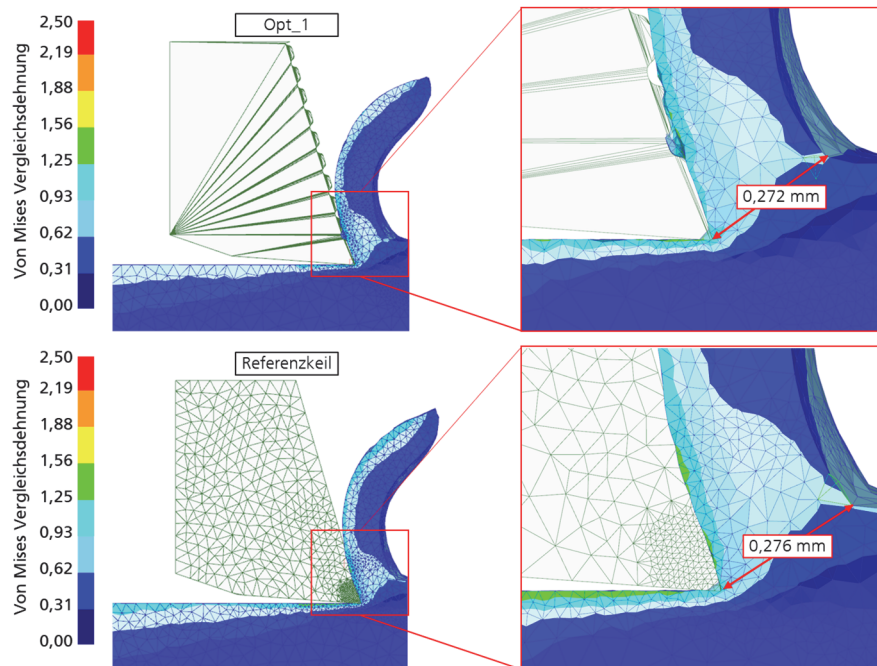


Abbildung 87: Wirkung mikrostrukturierter Spanflächen auf die Spandicke und Umformgrade im Span

Die höhere Spanstauchung in Dickenrichtung kann auch analytisch nachvollzogen werden. Nach Groover (**Groover 2007**) besteht zwischen dem Scherwinkel φ , dem Spanwinkel γ und dem Spandickenverhältnis r folgender Zusammenhang:

$$\tan \varphi = \frac{r \cdot \cos \gamma}{1 - r \cdot \sin \gamma}$$

6-15

Das Spandickenverhältnis r wird aus dem Quotient von Spannungsdicke h zur erhaltenen Spandicke h_c (**Groover 2007**) gebildet.

$$r = \frac{h}{h_c}$$

6-16

Abbildung 88 stellt das Verhältnis des Scherwinkels zur Spandicke dar. Die höhere Spankrümmung aufgrund geringerer Spandicken kann sowohl analytisch erklärt als auch messtechnisch belegt werden. Durch Mikrostrukturen wird das Spandickenverhältnis r um bis zu 19% reduziert. Die gemessenen Spandicken verhalten sich analog zum theoretischen Modell und zeigen eine mit steigendem

Scherwinkel reduzierte Dicke an, wobei die gemessene Spandicke aller Späne um den Faktor zwei stärker ist als das theoretische Modell prognostiziert.

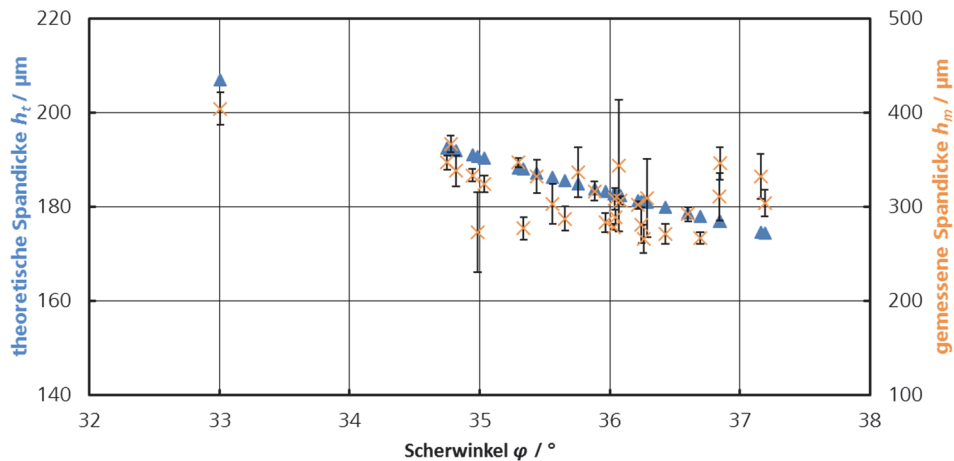


Abbildung 88: Spandicke in Abhängigkeit des Scherwinkels

Die hohe Varianz der Messwerte ergibt sich aus der Wahl von fünf Messpunkten längs des eingerollten Spans. Entsprechend sind Dickenmessungen an unterschiedlichen Radien der Spiralspäne vorgenommen worden. Abseits dieser Messungengenauigkeit kann der Effekt von Mikrostrukturen auf den Scherwinkel φ und die Spandicke h als evident angesehen werden.

7 Optimierung der Mikrostrukturen (Phase 3)

Die ausgewählte Zielgröße für die Optimierung der Mikrostrukturen ist entsprechend der Argumentation des vorherigen Kapitels auf die Minimierung der Zerspannkraft entfallen. Die im Rahmen der Hauptuntersuchung erhaltenen Messwerte zur Zerspannkraft werden nun genutzt, um ein testwertbasiertes Beschreibungsmodell zu generieren, welches dann die Berechnung der Strukturparameterkonfiguration für eine minimale Zerspannkraft erlaubt.

7.1 Modellentwicklung

Die empirischen Daten aus den Versuchen werden genutzt, um ein Vorhersagemodell der ausgewählten Zielgröße zu erhalten. Das entwickelte Beschreibungsmodell ist dabei nur für den gesetzten Untersuchungsrahmen gültig. Darüber hinaus gehende Extrapolationen der Verhaltensbeschreibung entsprechen keiner gesicherten Vorhersage. Ein weiterer zu berücksichtigender Aspekt betrifft die „Anlern Daten“ des Modells. Wie in Tabelle 11 dargestellt, gibt es Abweichungen der Sollvorgabewerte zu den tatsächlich umgesetzten Strukturdimensionen am Probenkörper. Das Modell idealisiert die Dimensionen und leichte Abweichungen werden vernachlässigt.

Die erhaltenen Modellgleichungen geben darüber hinaus keine physikalischen Abhängigkeiten wieder. Die Strukturparameter werden ohne Einheit als rein numerische Größen behandelt. Die Modellterme umfassen zur vollständigen Verhaltensbeschreibung neben linearen auch quadratische und zweifachwechselwirkende Effektterme. Das CCD liefert ohne weitere Beschränkung in der Faktorauswahl folgende Gleichung zur Modellierung der Zerspannkraft:

Modell 1: Zerspannkraft / N = 771,6 - 3,96 **T** - 2,39 **B** - 0,599 **W** - 0,25 **A**
+ 0,0404 **T**² + 0,01102 **B**² - 0,00261 **W**² + 0,00388 **A**²
+ 0,0103 **T·B** + 0,0134 **T·W** + 0,0083 **T·A**
+ 0,01514 **B·W** - 0,00363 **B·A** + 0,00002 **W·A**

Das Modell beschreibt die Haupteffekte der einzelnen Strukturparameter auf die Zerspannkraft entsprechend Abbildung 89. Im Vergleich zu Abbildung 68 und

Abbildung 69 kann hier der gekrümmte Kurvenverlauf erkannt werden. Die Effekte werden, anders als im Screening-Design, nicht mehr linear sondern quadratisch beschrieben. Die somit erhaltene Wirkungsfläche zur Beschreibung der Zerspankraft ist im dreidimensionalen Raum für die variablen Faktoren Tiefe und Breite mit fixierten Stufenwerten für den Winkel (0°) und einem festen Abstand von 20 µm in Abbildung 90 exemplarisch dargestellt.

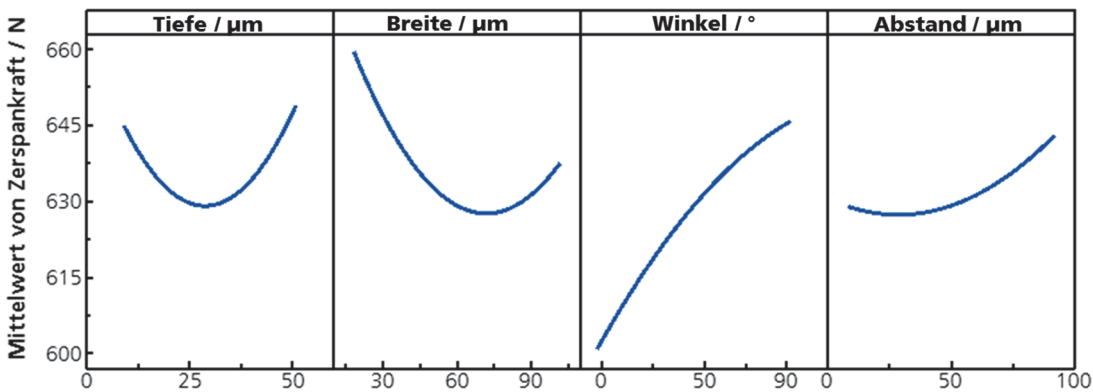


Abbildung 89: Haupteffekte für Zerspankraft

Analog zu den Haupteffekten können nunmehr auch die Wechselwirkungseffekte dezidiert aufgelöst werden. Abbildung 91 stellt diese Wechselwirkungen synoptisch dar. Wechselwirkungen können sich in Abhängigkeit der Faktorstufenstellung unterschiedlich ausprägen. Diese Betrachtung macht die Notwendigkeit hochauflösender Versuchspläne und Beschreibungsmodelle erkennbar.

Nach Abbildung 91 sind für einige Strukturparameterkombinationen Wechselwirkungen vorhanden. Die sich ändernde Spreizung im Kurvenverlauf der Darstellungen von *Tiefe-Breite*, *Tiefe-Winkel* und *Breite-Winkel* zeigen einen starken Wechselwirkungseffekt auf die mittlere Zerspankraft. Für die Kombination aus Winkel*Abstand ist hingegen keine Wechselwirkung erkennbar.

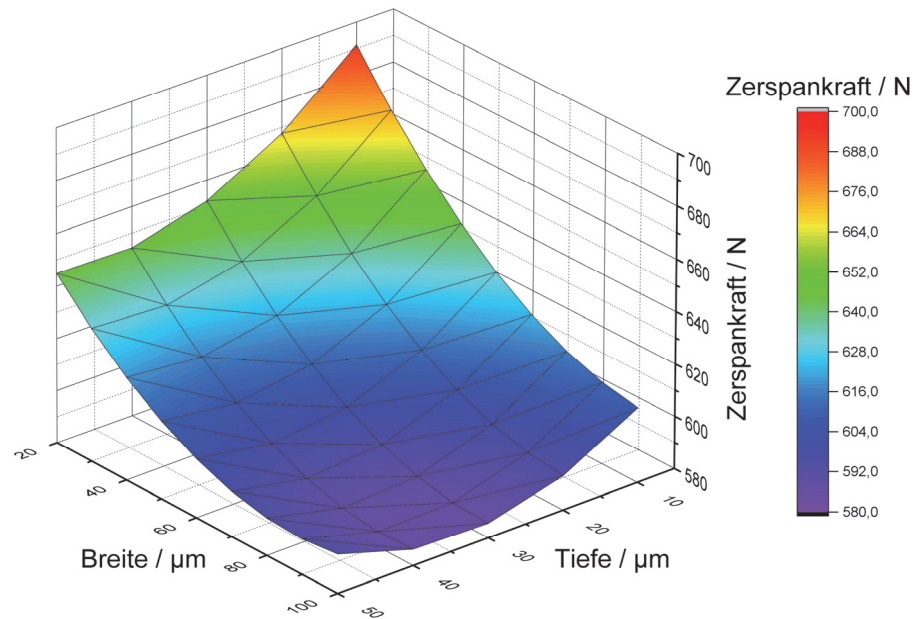


Abbildung 90: Wirkungsfläche für Zerspankraft unter Variation der Tiefe und Breite (Haltepunkte: Winkel = 0° und Abstand = 20 μm)

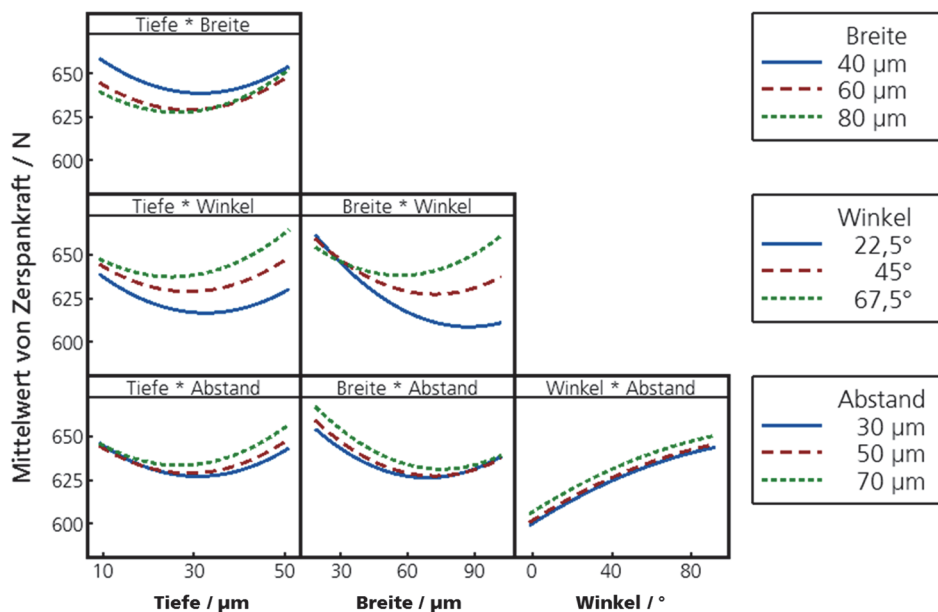


Abbildung 91: Wechselwirkungsdiagramm für die Strukturparameter auf die Zerspankraft

Durch Faktorauswahl auf einem Signifikanzniveau von $\alpha = 0,30$ kann die Modellgleichung gleichzeitig reduziert und vereinfacht werden. Nachteilig ist, dass Modellterme entfallen, wodurch unter Umständen die Modellgüte reduziert und die

Residuen erhöht werden. Die verkürzte Modellgleichung umfasst nunmehr nur all diejenigen Terme, welche auf einem Niveau von 30% signifikant sind, was bedeutet, dass ein Risiko von 30% besteht, auf eine Assoziation zwischen den Termen (Bestimmungsparameter und Koeffizient) und der Antwortvariablen (Zerspankraft) zu schließen, obwohl tatsächlich keine vorhanden ist.

Modell 2: Zerspankraft / N = $728,6 - 2,31 \mathbf{T} - 2,257 \mathbf{B} - 0,431 \mathbf{W} + 0,167 \mathbf{A}$
 $+ 0,0401 \mathbf{T}^2 + 0,01095 \mathbf{B}^2 + 0,01514 \mathbf{B} \cdot \mathbf{W}$

Ein drittes Modell wurde analog zu Modell 2 aufgebaut. Aufgrund des Versagens eines SH_29 Werkzeugs (einzige parallele Anordnung der Mikrostruktur zur Schneide) wurde dieses Modell jedoch ohne diese parallele Konfiguration ausgeführt. Hiermit konnte ein Optimum unter Ausschluss der kerbwirksamsten Ausrichtung mit zur Schneide parallelen Strukturen erreicht werden.

Modell 3: Zerspankraft / N = $727,8 - 2,26 \mathbf{T} - 2,233 \mathbf{B} - 0,441 \mathbf{W} + 0,167 \mathbf{A} +$
 $0,0393 \mathbf{T}^2 + 0,01075 \mathbf{B}^2 + 0,01514 \mathbf{B} \cdot \mathbf{W}$

Um das Vorgehen abzusichern, wurden alle drei Modellgleichungen mit der Zielgröße lokal minimaler Zerspankraft ausgeführt. Die erhaltenen jeweiligen optimalen Konfigurationen wurden zur Validierung im 2D-Orthogonal-schnittversuch aufgebaut.

7.2 Modellbewertung

Die entwickelten Beschreibungsmodelle können anhand der Residuen-Verteilung grafisch beurteilt werden. Exemplarisch ist die Modellbewertung für das Modell 1 ausgeführt. Die beiden linken Diagramme bewerten die Residuen entsprechend ihrer Verteilung. Residuen sollten möglichst normalverteilt sein und einen Erwartungswert von 0 aufweisen. Die Betrachtung im Histogramm offenbart, dass das Modell leicht linksschief ist, woraus folgt, dass das Modell die Zerspankräfte im Mittel leicht überschätzen wird. Die beiden rechten Diagramme bewerten die geschätzten Störgrößen in Abhängigkeit der Anpassungen und Versuchsreihenfolge. Für hohe Zerspankräfte nimmt die Streuung der Residuen zu. Gleichzeitig ist eine leichte Trendwirkung in der Versuchsreihenfolge zu beobachten. Muster im Kurvenverlauf oder Schwerpunktbildungen (Haufenbildung) im

Verteilungsraum sind hingegen nicht zu beobachten. Aus dieser Bewertung ergibt sich, dass dem Modell keine nicht plausibel hohen Abweichungen immanent sind. Fremdeinwirkungen, wie sie durch einen Wechsel der ausführenden Person verursacht werden können, Veränderungen in der Versuchsabfolge oder Umwelteinflüsse (Änderung der Umgebungstemperatur, Schmiermittelabriss etc.) würden sich entsprechend in wahrnehmbaren Schwerpunkten und starken Trendverläufen manifestieren.

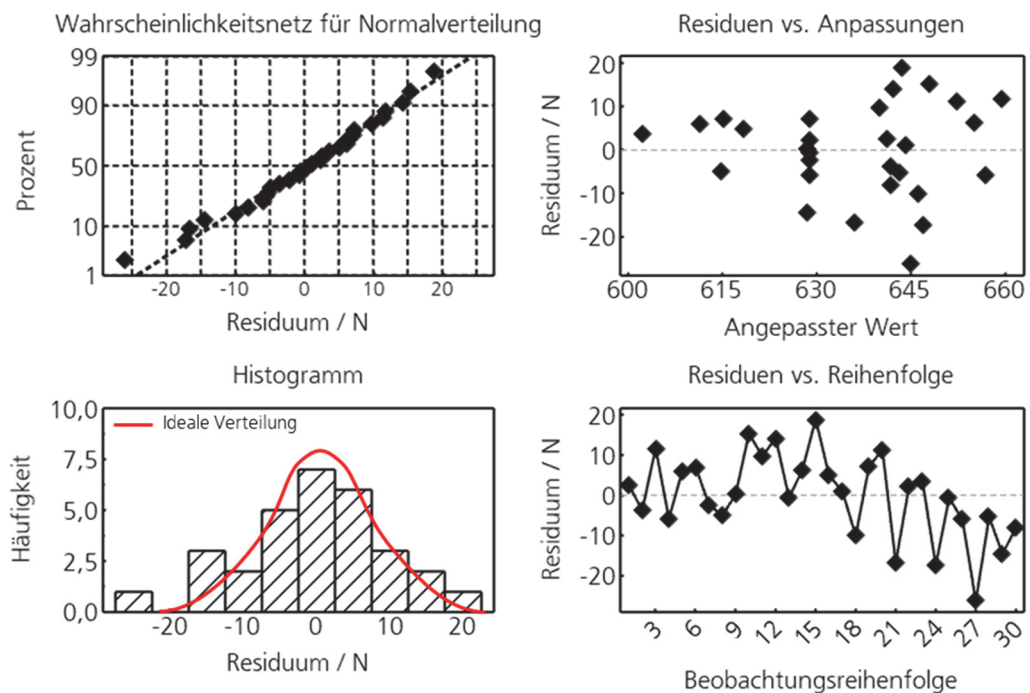


Abbildung 92: Modellbewertung anhand der grafischen Residuen

Das Modell beschreibt die Zielgröße der Zerspankraft mit einer internen Streuung von $S = 14,5 N$ (Streuung wird in der Einheit der Antwortvariablen angegeben) als ausgewiesene Kennzahl des durchschnittlichen vertikalen Abstands der Modelldatenwerte zur tatsächlichen Wirkungsfläche. Diese Streuung misst dabei die halbe erste Standardabweichung der Schnitkraft ($\approx 29 N$) des Referenzkeils. Obschon der R^2 -Wert als Kennzahl der Anpassungsgüte mit 64% eher mittelmäßig anmutet, wird das Beschreibungsmodell als brauchbar bewertet.

Zur Veranschaulichung wurde für drei ausgewählte Konfigurationen die Gegenprobe ausgeführt. Der Referenzkeil mit der Konfiguration $T = 0, B = 0, \phi = 0$ und $A = 0$ lag in den Anlerndaten nicht vor. Dennoch wird mit Ausnahme des ersten Modells auch dieser Zielwert sehr genau geschätzt. Im Hinblick auf die Modellgüte sei auch darauf verwiesen, dass der aufgespannte Untersuchungsraum mit Faktorstufenweiten von minimal $10 \mu\text{m}$ sehr dicht besetzt ist und somit auch die Messstreuung einen starken Einfluss erhält (Trennschärfe). Vor diesem Hintergrund und dem Befund der rechnerischen Gegenprüfung wird die erreichte Modellgüte für alle drei Beschreibungsmodelle als geeignet und brauchbar für die weitere Anwendung bewertet.

Tabelle 15: Rechnerische Modellvalidierung der Zerspankraft

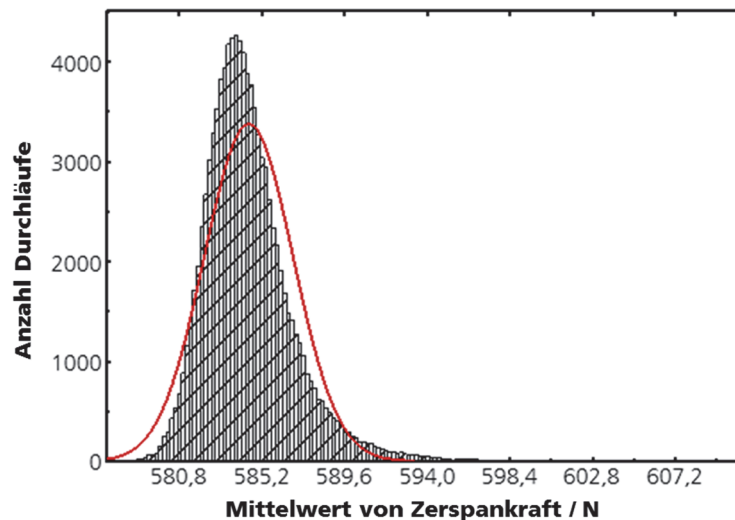
Tiefe / μm	Breite / μm	Winkel / $^\circ$	Abstand / μm	Messwert / N	Modell-Schätzwert / N		
					Modell 1	Modell 2	Modell 3
40	80	67,5	30	647,5	652,4	647,5	647,3
0	0	0	0	728,6	771,5	728,6	727,8
30	20	45	50	657,2	657,1	657,2	657,1

Die Belastbarkeit der optimierten Strukturkonfiguration wurde überdies mittels einer *Monte-Carlo-Simulation* überprüft. Hierzu wurde eine normalverteilte Pseudo-Population an Werten generiert, welche die jeweiligen Bestimmungsfaktoren unter Berücksichtigung ihrer ersten Standardabweichung aus der Herstellvarianz abbildet (**Mooney 2003**). Für den Winkel wurde ersatzweise eine Standardabweichung von 1° angenommen (Tabelle 16). Für einen Datensatz mit 100.000 Werten konnte die Modellgleichung so auf ihre Stabilität hin gegenüber Varianzen innerhalb der Fertigung geprüft werden.

Tabelle 16: Optimierte Bestimmungsparameter und deren Fertigungsstreuung

Bestimmungsparameter	Tiefe / μm	Breite / μm	Winkel / $^\circ$	Abstand / μm
Optimale Konfiguration	32	100	0	45
Standardabweichung der Fertigungsstreuung	5,46	7,08	1,00	4,88

Wie in Abbildung 93 dargestellt, ist die ermittelte Strukturkonfiguration mit einem Mittelwert von 584,48 N gegenüber den fertigungsbedingten Varianzen der einzelnen Strukturparameter stabil. Der ursprünglich von der Modellgleichung gelieferte Wert für diese Konstellation betrug 582,2 N und weicht damit nur unwesentlich ab.

**Abbildung 93:** Monte-Carlo-Simulation für eine ausgewählte optimierte Strukturkonfiguration

7.3 Zielgrößenoptimierung

Die drei erhaltenen Beschreibungsmodelle wurden genutzt, um jeweils eine optimierte Strukturkonfiguration für eine minimale Zerspankraft zu erhalten. Die Zielgrößenoptimierung wurde hierzu mit Minitab 19 ausgeführt. Abbildung 94 zeigt die Zielgrößenbestimmung am Beispiel des Modell 1 auf. Die optimierte Konfiguration zum Erhalt einer minimalen Zerspankraft ist durch einen roten Vertikalbalken visualisiert.

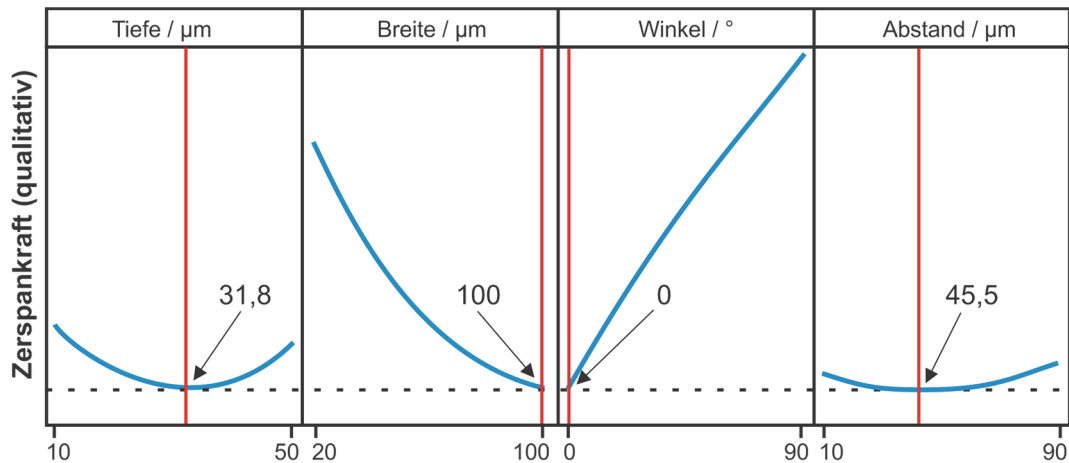


Abbildung 94: Zielgrößenoptimierung am Beispiel Modell 1

Wie bereits erwähnt, ist zur Absicherung des Vorgehens für jedes der drei Beschreibungsmodelle ein Optimum ermittelt worden. Zusätzlich wurde ein S_10 ähnlicher Werkzeugkeil aufgebaut, der die 90° Strukturorientierung, welche im Screening die besten Ergebnisse erzielt hatte, abgebildet. Die Aufnahme der vierten Strukturkonfiguration begründet sich auch im sehr guten Abschneiden innerhalb der numerischen Betrachtung. Folgende Strukturkonfigurationen sind demnach für die Validierung im 2D- und 3D-Prozess umgesetzt worden.

Tabelle 17: Optimale Strukturkonfigurationen für minimale Zerspankraft

Modell	Tiefe / μm	Breite / μm	Winkel / $^\circ$	Abstand / μm	Benennung für weiteres Vorgehen
1	32	100	0	45	Opt_1
2	29	100	0	10	Opt_2
3	29	88	22,5	10	Opt_3
1 (90°)	32	100	90	45	Opt_4

8 Numerische Analyse

Die numerische Simulation wurde genutzt, um zusätzlich die im Experiment nicht realisierbaren Geschwindigkeitsbedingungen von 160 m/min (doppelte Schnittgeschwindigkeit des Experiments) umzusetzen und den Effekt der Strukturen unter Bedingungen der eigentlichen Prozessparameter anzunähern. Modelliert wurden die aus den Hauptversuchen ermittelten vier optimalen Strukturkonfigurationen.

8.1 Werkstoffmodell

Die numerische Abbildung des Prozesses wurde mit DEFORM v12.0 realisiert. Ein Materialmodell zur Verhaltensbeschreibung des Fließverhaltens von AW-6082 wurde nach Angaben zu den Bestimmungsparametern aus der Literatur aufgebaut. Die gesichteten Quellen und zugehörigen Parameterangaben befinden sich in Anhang 6. Nach Auswahl der für die Zerspanung relevanten Parameter wurden diese gemittelt und in das Werkstoffmodell übernommen².

Die berücksichtigten Parameter beruhen auf im Testverfahren *Split Hopkins Pressure Bar (SPHB)* ermittelten Werten. Obwohl dabei hohe Dehnraten erzeugbar sind, entspricht die Dehnung mit maximal $\varepsilon = 0.5$ nur unzureichend den Bedingungen innerhalb der Zerspanung (**Ducobu et al. 2017**).

Gemäß der Verfahrensunterscheidung nach (**Dautzenberg et al. 1999; Jaspers et al. 2002a; Jaspers et al. 2002b**) ist die Zerspanung mit Dehnungen von $\varepsilon = 1 - 10$ und mit Dehnraten von $\dot{\varepsilon} = 10^3 - 10^6 / s^{-1}$ im Bereich der primären Scherzone zu assoziieren. Die gesammelten Johnson-Cook (JC)-Modellparameter beziehen sich zudem auf einen vollständig ausgehärteten T6-Werkstoff, wohingegen der Testwerkstoff im Zustand T651 mit niedrigerer Festigkeit vorlag. Entsprechend dieser Einschränkung ist eine Abweichung zu den experimentell ermittelten Zerspankräften zu erwarten. Abseits dieses Umstands ist das JC-Modell das am häufigsten eingesetzte Materialmodell in der Simulation (**Klocke et al. 2007; Melkote et al.**

² Bestimmungsparameter zum einachsigen Zugversuch und dem Rührreischweißen wurden vernachlässigt.

2017). Im Vergleich zu anderen Beschreibungsmodellen bietet das JC-Modell insbesondere für Aluminiumwerkstoffe eine sehr gute Annäherung (**Jaspers et al. 2002a; Fang 2005**).

Tabelle 18: Johnson-Cook Materialmodell für AL-6082-T6

A / MPa	B / MPa	n	C	m	$T_{\text{melt}} / ^\circ$
410,86	306,48	0,82	0,00324	1,463	582,00

Das JC-Materialmodell beschreibt das Fließverhalten von Werkstoffen in Abhängigkeit der Dehnung, Dehnrates und Temperatur (**Johnson et al. 1985**). In Gleichung 0-1 beschreibt der erste Term – auch *Ludwik's Term* genannt – das elastoplastische Verhalten mit einer hinzuaddierten Verfestigungskomponente B (**Ludwik 1909**). Der zweite Term korrigiert die Fließspannung um Effekte der Dehnrates und somit der Verformungsgeschwindigkeit. Der letzte Term berücksichtigt die Temperatur und darüber auch eine mögliche thermische Entfestigung.

$$\sigma = [A + B \cdot \varepsilon^n] \cdot \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}}\right)^m\right]$$

0-1

Als Vernetzungsbedingung wird die Werkstoffeindringung durch den Keil mit 70% der kleinsten Elementkantenlänge definiert. Damit bleibt das Werkstoffvolumen beinahe konstant und kann in den Span übergehen.

8.2 Werkzeug- und Werkstückmodellierung

Um die Mikrostrukturen möglichst realitätsnah nachzubilden, wurde der gaußförmige Querschnitt der ablatierten Laserstrukturen nachmodelliert. Dieser parametrisierte Querschnitt wurde anschließend extrudiert und gemäß der Konfigurationsvorgabe der entsprechenden Winkel und Abstände mit der Spanfläche verschmolzen. Der Profilverlauf der Strukturquerschnitte ist damit auch im Modell am Übergang zur Spanfläche stetig und leicht verrundet.

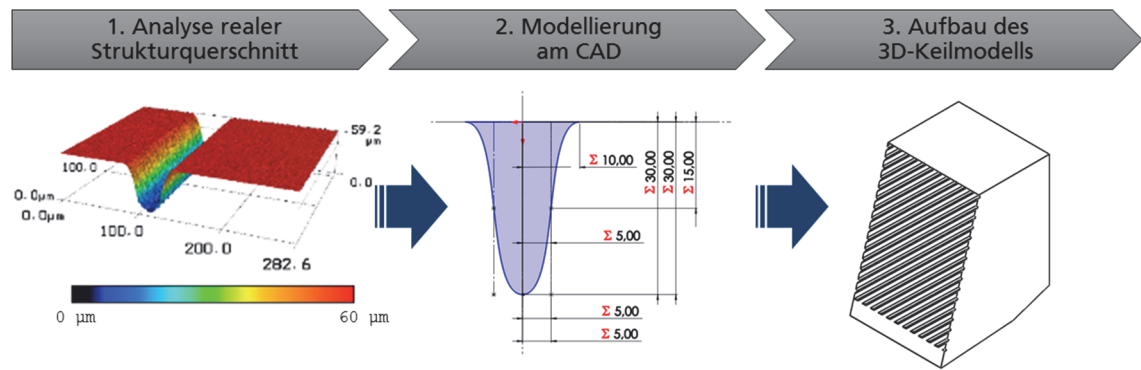


Abbildung 95: Aufbau des strukturierten Werkzeugs

Die kompakten Strukturen erfordern zur korrekten Darstellung (verzerrungsfrei und ohne Kanten) eine sehr kleine Vernetzung im Bereich der Spanfläche und der Schneide sowie der Werkstoffdurchdringung im Werkstück. Hierzu wurden vier ineinander verschachtelte und der Schnittgeschwindigkeit zugeordnete Vernetzungsfenster (mitgeführte „Mesh Windows“) genutzt, um eine homogene und stetige Elementverkleinerung zu erzielen.

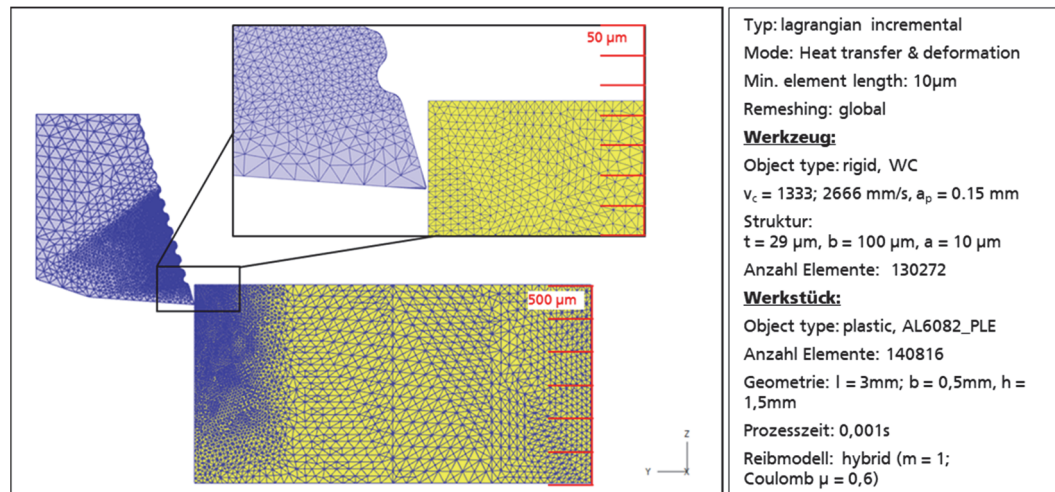


Abbildung 96: Modelleinstellung 3D FEM-Simulation

Abbildung 96 zeigt weitere Modell- und Simulationseinstellungen, welche für diese Anwendung genutzt wurden. Aufgrund der Winkelanordnung mancher Strukturen musste auf eine 3D-Simulation anstatt einer 2D-Simulation zurückgegriffen werden.

Damit erhöhten sich die Anzahl der Elemente und die notwendige Rechenzeit pro Durchlauf.

8.3 Simulationsergebnisse

Zur Validierung wurden die Simulationsergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Hierzu wurden die Schnitt- und Schnittnormalkräfte des Referenzkeils in einer separaten Betrachtung bei $v_c = 80$ m/min gegenübergestellt (Anpassung an die Gegebenheiten des Experiments).

Wie in Abbildung 97 dargestellt, ist eine starke Überzeichnung der Schnittkraft und eine Unterschätzung der Schnittnormalkraft in der Simulation erkennbar. Für die weitere Betrachtung werden die berechneten Schnittkräfte der Simulation mit zwei Faktoren zur Anpassung an die real erhaltenen Werte des Experiments verrechnet. Für die aus der Simulation erhaltene Schnittkraft F_c ergibt sich ein Korrekturfaktor von 0,7, für die Schnittnormalkraft F_{cN} ein Faktor von 2,2. Grund der hohen Abweichung wird, wie in 8.1 geschildert, in den unzureichenden Verformungsgraden der ausgewählten Materialmodelle gesehen, über die die Gleichungsvariablen ermittelt wurden sowie dem unterschiedlichen Vergütungs-zustand der Modellwerkstoffe zum vorliegenden Testwerkstoff.

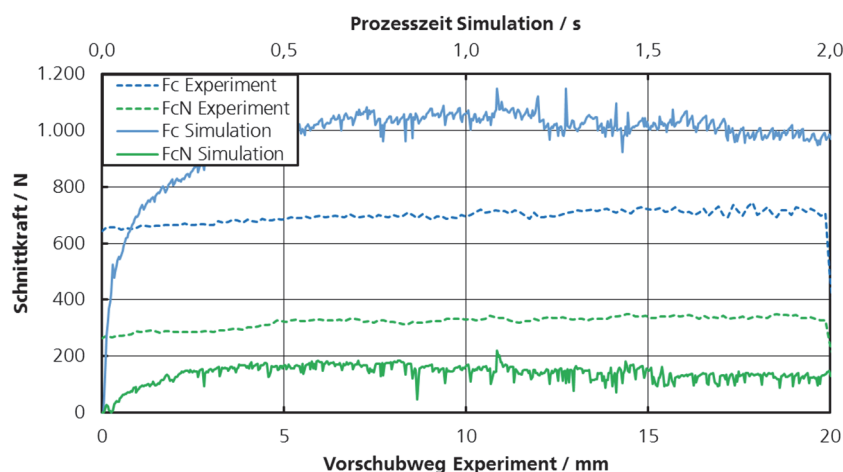


Abbildung 97: Vergleich der Schnittkräfte von Simulation und Experiment bei einer Schnittgeschwindigkeit von 80 m/min

Der reduzierende Effekt von Mikrostrukturen auf die Zerspankraftkomponenten konnte numerisch ebenfalls erkannt werden, allerdings ist der Effekt weniger deutlich ausgeprägt als in den Experimenten oder der abschließenden Validierung. Die Modellvariante Opt_4 weist dabei die stärkste Reduktion auf. Der Grund für das gute Abschneiden dieser Strukturvariante innerhalb der numerischen Betrachtung ist im ungehemmten Spanflussverhalten zu sehen. Anders als bei den Strukturvarianten mit paralleler Anordnung kann der Span ungehindert und auf einer reduzierten Kontaktfläche abfließen. Bei den parallelen Strukturen floss der Werkstoff in die Kavitäten hinein und erhöhte durch diesen zusätzlichen Umformvorgang den potenziellen Fließwiderstand. Die Variante Opt_1, welche im Experiment die stärkste Reduktion aufwies, kann in der simulierten Betrachtung kaum mit statistischer Signifikanz vom unstrukturierten Keil unterschieden werden. Als Ersatzmaß zur Fehlerindikation der Zerspankraft wurde die erste Standardabweichung der Hauptkomponente der Vorschubkraft herangezogen. Den Gesamtvergleich der korrigierten Kraftverhältnisse aus der Simulation gibt Abbildung 98 wieder.

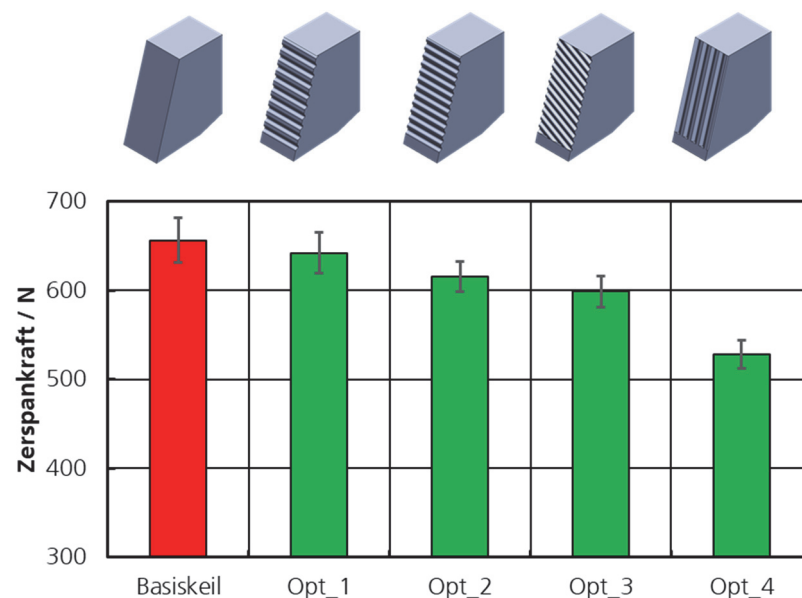


Abbildung 98: Ergebnis der Simulationsauswertung zur Zerspankraft bei Schnittgeschwindigkeit $v_c = 160$ m/min

Analog zum Experiment wurde in der Simulation ebenfalls das Spankrümmungsverhalten und die Kontaktbedingungen analysiert. Wie Abbildung 99 zeigt, kann beim mikrostrukturierten Werkzeug eine höhere Kompaktierung des Spans bei gleichzeitig kürzerer Kontaktlänge auf der Spanfläche erkannt werden.

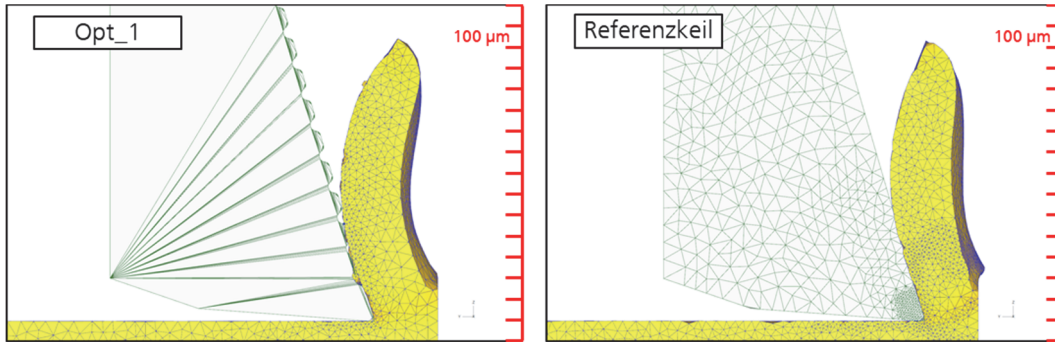


Abbildung 99: Effekt mikrostrukturierter Spanflächen in der Simulation bei Schnittgeschwindigkeit $v_c = 80$ m/min

Die gemessene Kontaktlänge auf der Spanfläche verkürzt sich von 0,54 mm auf 0,45 mm, der entsprechende Krümmungsradius des Spans wird von 1,7 mm auf 1,07 mm reduziert. Zur Plausibilisierung wurden die experimentellen Zerspanversuche mit einer Hochgeschwindigkeitskamera mit 3000 Bildern / s aufgezeichnet. Eine Analyse der Kontaktlänge konnte aufgrund der Vergrößerung nicht vollzogen werden, gleichwohl zeigt sich ein deutlicher Effekt auf die Spankrümmung. Abbildung 100 stellt einen strukturierten (links) und unstrukturierten Keil (rechts) bei trockener Bearbeitung dar³.

³ Aufgrund des Kameraeinsatzes musste auf eine KSS- oder MMS-Bearbeitung verzichtet werden, um die technische Ausstattung zu schützen.

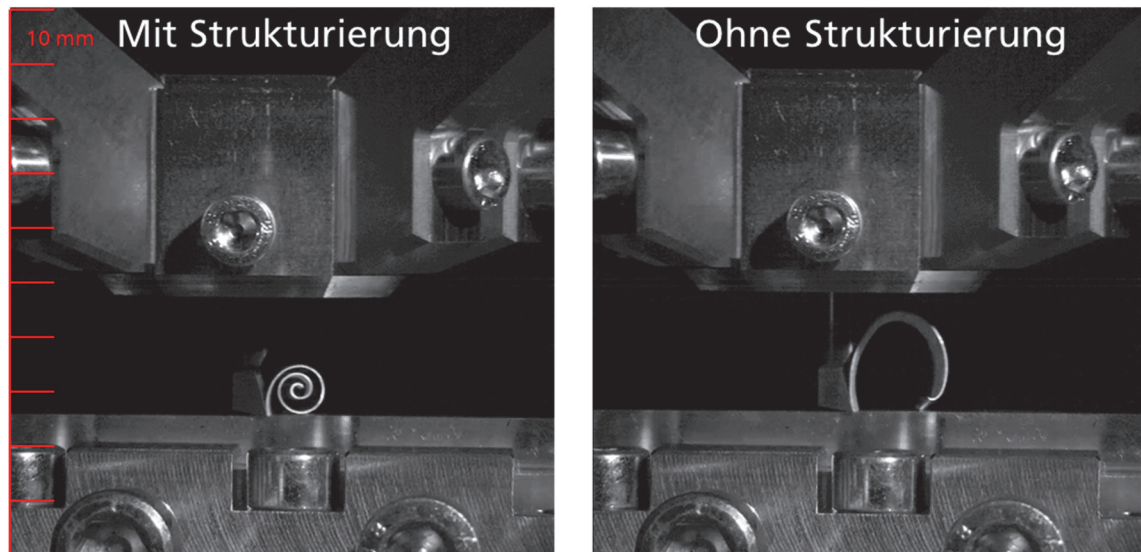


Abbildung 100: Hochgeschwindigkeitsanalyse im 2D-Orthogonalschnitt trocken bei einer bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 80$ m/min

8.4 Fazit Simulation

Die numerische Betrachtung erlaubt die explizite Analyse der Umformvorgänge im Span und innerhalb der Scherzone. Eine Verkürzung der Kontaktlänge und der Spandicke konnte gleichsam im Experiment als auch in der Simulation nachgestellt werden. Die Simulation ergänzt die experimentelle Arbeit und stützt durch die ausgeführte Analyse die gewählten Erklärungsansätze zur Wirkungsweise von Mikrostrukturen.

Zur Optimierung von Mikrostrukturen nach Art und Methode dieser Arbeit kann die Simulation allerdings nicht empfohlen werden. Das Fließverhalten der Werkstoffe ist numerisch unter den gewählten Modellparametern nicht ausreichend nachstellbar, um eine Optimierung anzustellen. Erforderlich ist eine statistisch abgrenzbare Kraftanalyse sowie den realen Bedingungen entsprechende Kraftverhältnisse, was unter den Rahmenbedingungen nicht gegeben war.

9 Validierung der optimierten Strukturkonfiguration

9.1 Validierung im 2D-Prozess

Die aus den Modellgleichungen erhaltenen optimalen Strukturkonfigurationen wurden vor der Übertragung auf Bohrwerkzeuge im 2D-Prozess validiert. Zum Zweck einer kompakten Darstellung werden die Ergebnisse der Strukturvarianten aggregiert dargestellt und die Differenzierung zugunsten der Darstellung der Schmierbedingungen genutzt. Nach Abbildung 101 führen mikrostrukturierte Werkzeuge unter allen Schmierbedingungen (MMS und KSS) und sogar bei der Trockenbearbeitung zu einer signifikanten Herabsetzung der Zerspankraft. Auch eine stärkere Spankompaktierung konnte über die Versuche hinweg erkannt werden. Die in Kapitel 7.3 ermittelten Strukturoptima werden somit als bestätigt angenommen. Die aus dem CCD-Modell erhaltenen optimierten Strukturkonfigurationen sind somit in ihrer Wirkungsweise validiert und konnten im weiteren Vorgehen auf reale Bohrwerkzeuge übertragen werden.

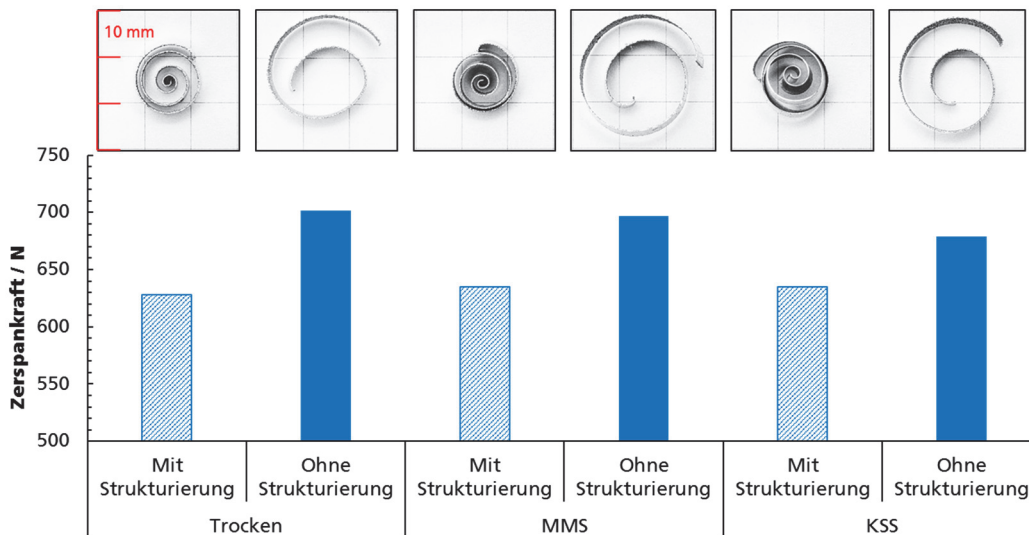


Abbildung 101: Ergebnisse der Validierung im 2D Prozess

9.2 Konstruktion und Aufbau der Demonstratorwerkzeuge

Die Bohrwerkzeuge wurden am Photonik-Zentrum Kaiserslautern nach Vorgabe des Verfassers strukturiert. Die Umsetzung der Strukturen erfolgte ähnlich einem CAM-

Ansatz. Die Volumendifferenzen aus den strukturierten Bohrermodellen (Abbildung 102) und dem unstrukturierten Basismodell des Werkzeugs ergaben die Bearbeitungszonen für den subtraktiven Laserprozess.

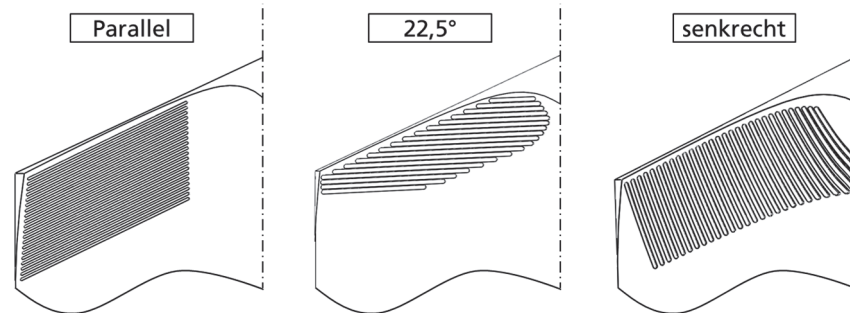


Abbildung 102: CAD-Werkzeugkonstruktionen mit strukturierten Spanflächen (Beispielhaft für die drei Orientierungsvarianten)

Die aufgebauten Werkzeuge sind in Abbildung 103 dargestellt. Zur Umsetzung kam ein IR-Laser mit $\lambda = 1030 \text{ nm}$ und einer Pulsdauer von 400 fs zum Einsatz. Weitere Einstellungen der Prozessführung umfassten:

- Galvano-Scanner: Scanlab intelliscan 14
- Scangeschwindigkeit: 1000 mm/s
- Optische Brennweite f : 100 mm
- Pulsabstand: 5 μm
- Pulsüberlapp in Vorschubrichtung: 75 %
- Pulsüberlapp in Querrichtung: 75 %
- Pulsenergie E_p : 1,6 μJ
- Frequenz: 200 kHz

Abweichungen zur Sollgeometrie betrafen die Modelle Opt_3 und Opt_4, wobei in ersterem Fall der Versatz zur Schneide mit 130 μm zu weit auf die Spanfläche reichte (Übermaß von 30 μm). Das vierte Modell wurde mit Strukturen im Abstand 10 μm statt 45 μm gefertigt. Ungeachtet dieser Abweichungen ist die Strukturierungsqualität sehr hoch. Durch eine schwellfluenznahe Pulsenergie sind keine thermischen Einflüsse (Schmauchspuren, Aufschmelzungen etc.) erkennbar.

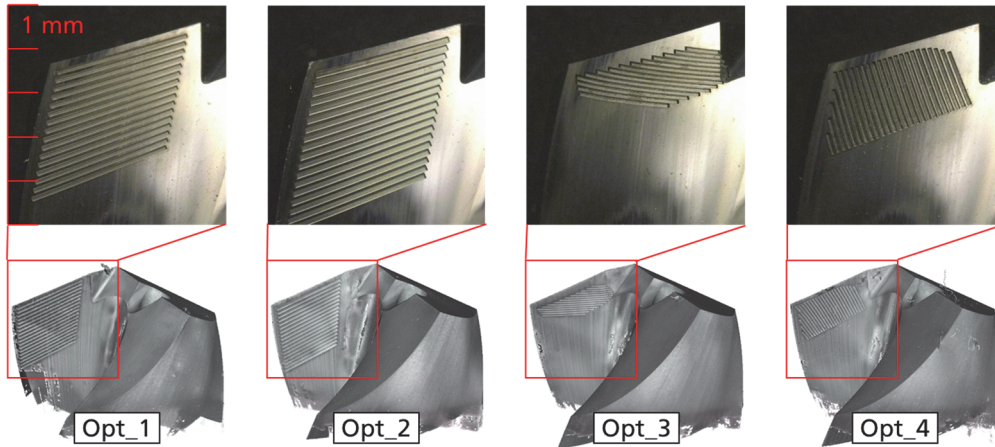


Abbildung 103: Aufgebaute und 3D-mikroskopierte Demonstratorwerkzeuge

9.3 Einsatzverhalten der Demonstratorwerkzeuge

Die Wirkung mikrostrukturierter Spanflächen wurde am Bohrprozess validiert. Abbildung 105 stellt das Einsatzverhalten der entwickelten Werkzeuge im Vergleich zur Entwicklungsreferenz dar. Alle Strukturvarianten konnten eine signifikante Reduktion der maximalen axialen Vorschubkraft und des mittleren Drehmoments als Vergleichsgröße der Schnittkraft erreichen. Die Prozesskennzahl der maximalen axialen Vorschubkraft wurde ausgewählt, weil einige Bohrungen einen mit der Bohrungstiefe ansteigenden Verlauf aufweisen (Abbildung 104). Ein Kraftanstieg am Bohrungsaustritt beziehungsweise kurz zuvor ist im Hinblick auf Grat- und Kappenbildung als kritisch zu werten.

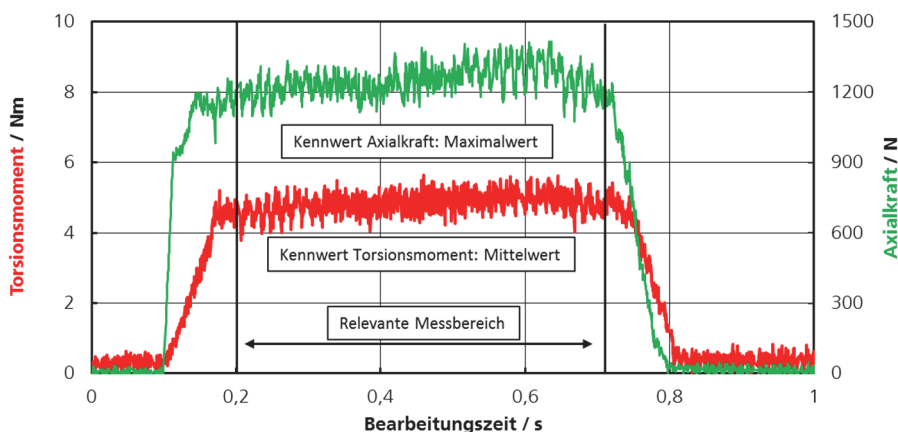


Abbildung 104: Kraftverlauf einer exemplarischen Einzelbohrung (Referenzwerkzeug)

Die in Abbildung 105 gezeigten Werte stellen die über 900 Bohrungen gemittelten durchschnittlichen Torsionsmomente und die ebenfalls über 900 Bohrungen gemittelten maximalen Axialkräfte eines wie in Abbildung 104 gezeigten Kraftverlaufs dar.

Bestes Ergebnis erzielte die Variante Opt_1 mit einer durchschnittlichen Reduktion der maximalen Axialkraft um 25% und einer durchschnittlichen Herabsetzung des mittleren Drehmoments (ohne Anbohrphase und Rückhub) um 19%.

Aus dem Vergleich der Ergebnisse von Modell Opt_1 und Opt_2 kann zudem die Strategie der Modellanpassung bewertet werden. Modell 1 umfasste alle Modellterme, wohingegen für Modell 2 ein Ausschluss von nicht signifikanten Termen auf dem Signifikanzniveau von 30% vorgenommen wurde. Diese Modellanpassung hätte zu einer Pareto-ineffizienten Konfiguration geführt. Bei stark wechselwirkenden Faktoren, wie in diesem Fall gegeben, ist eine Modellreduzierung nicht zwingend sinnvoll, zumal gemäß den Erkenntnissen aus der Voruntersuchung die Signifikanz der einzelnen Faktoren von der Stufeneinstellung der anderen Faktoren abhängt. Das aus der numerischen Betrachtung erwartete positive Ergebnis der vierten Modellvariante konnte nicht bestätigt werden.

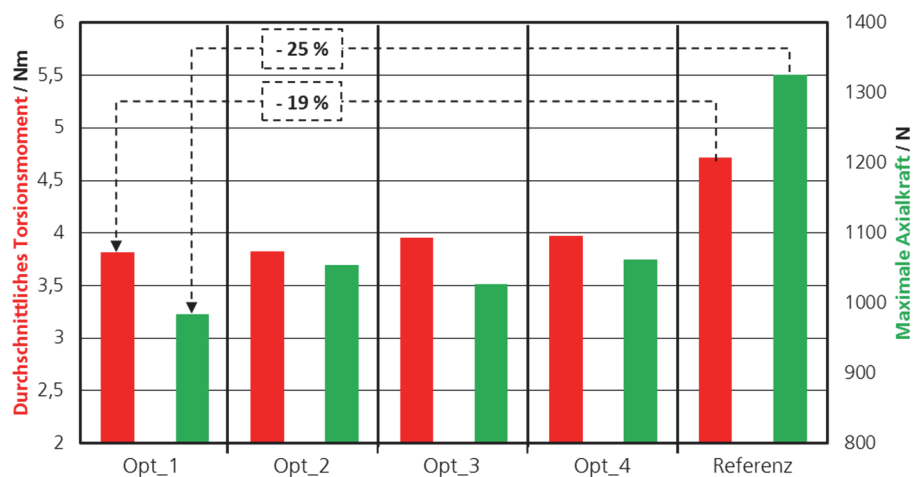


Abbildung 105: Einsatzverhalten der Werkzeuge in Mittelung über 900 Bohrungen

Alle Werkzeuge entwickelten einen gleichmäßigen Verlauf der aufgezeichneten Messwerte für das Drehmoment und die Axialkraft. Sowohl das Referenzwerkzeug als auch die strukturierten Werkzeuge haben ohne Versagen 900 Bohrungen erreicht (900 Bohrungen entsprechen einem Gesamtvorschubweg von 18 m). Abbildung 106 zeigt die mikroskopierten Spanflächen aller Werkzeuge. An den strukturierten Werkzeugen ist eine zur Rotationsachse des Werkzeugs hin stärkere Späneinrollung erkennbar (durch den roten Pfeil visualisiert). Darüber hinaus weisen die Strukturen am hinteren Randbereich in Spanablafrichtung (Kollisionskante) deutliche Materialanhaftungen auf. Gleichwohl sind die Strukturen auch nach 900 Bohrungen noch als solche erkennbar und nicht vollständig zugesetzt.

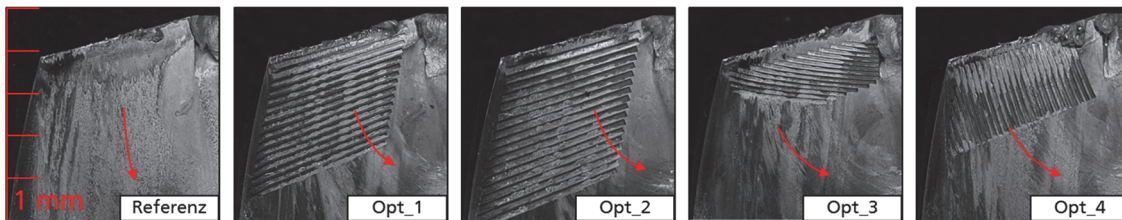


Abbildung 106: Auflichtmikroskopische Spanflächendarstellung nach 900 Bohrungen

Das Einsatzverhalten und der Verschleiß der besten Werkzeugausführung (Opt_1) soll im weiteren Verlauf näher betrachtet werden. Abbildung 107 zeigt den vergleichenden Drehmomenten- und Axialkraftverlauf des Referenzwerkzeugs und des optimierten Werkzeugs (Prozesskennwerte wie oben beschrieben). Beide Kurven stellen die gemittelten Werte von je zwei identischen Werkzeugen dar. Nach je 300 Bohrungen fand ein Plattenwechsel statt. Diese Unterbrechungen sind durch das Messprinzip bedingt für beide Werkzeugtypen durch Einschnitte im Kurvenverlauf der Axialkraft und dem Drehmoment erkennbar. Innerhalb der je 300 Bohrungen umfassenden Bearbeitungsabschnitte ist jedoch für keines der Werkzeuge eine Abweichung im Verlauf erkennbar.

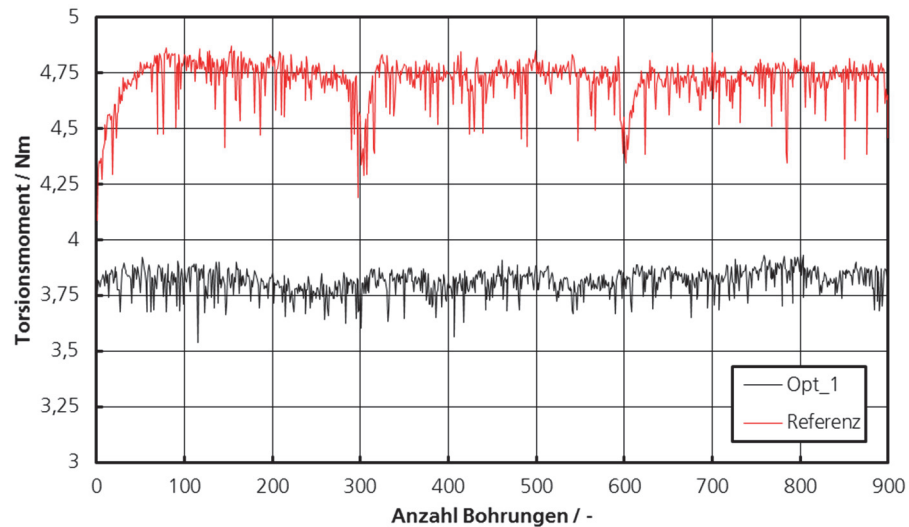


Abbildung 107: Drehmomentvergleich unter Einsatzbedingungen

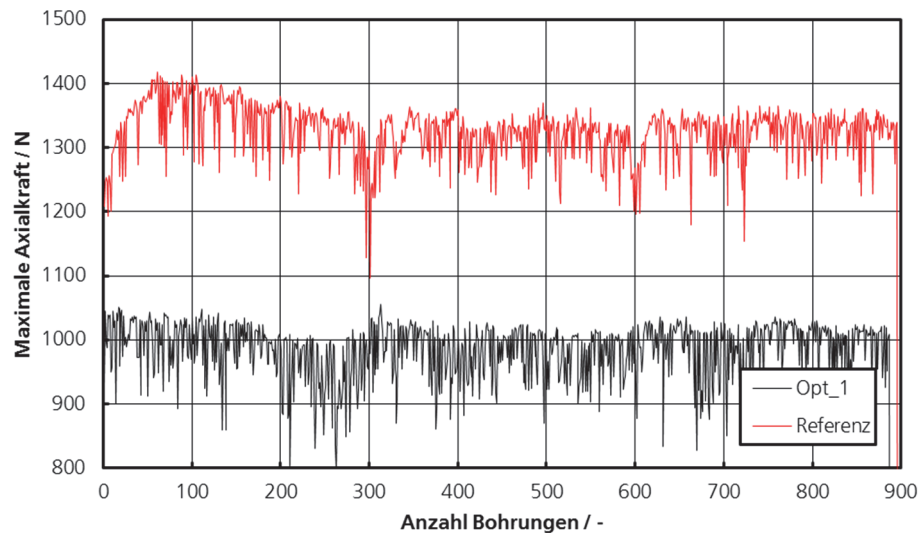


Abbildung 108: Axialkraftverlauf unter Einsatzbedingungen

Neben der Kraftdarstellung wurden die Werkzeuge auf ihr Adhäsionsverhalten und einen möglichen Werkzeugverschleiß hin untersucht. Abbildung 109 zeigt deutliche Materialanhaftungen im Bereich der Querschneide (Messpunkt 5: +512 μm). Die Strukturen selbst sind teilweise mit Material besetzt. Gleichwohl betrifft dies nur einen geringen Anteil der Kavität, insbesondere an der in Spanabflussrichtung liegenden oberen Kante, sodass die Strukturen als solche sowie deren Funktionalität erhalten bleiben. Messpunkte 2 bis 4 wurden innerhalb der Kavitäten platziert. Der

innerhalb einer Kavität gemessene maximale Aufbau an Werkstückwerkstoff lag mit $17\ \mu\text{m}$ unterhalb der Struktureigentiefe von $32\ \mu\text{m}$.

Im Bereich der Schneide ist des Weiteren ein leichter Grat zu erkennen, der bei allen Werkzeugen (auch der Referenz) auftrat und der außerhalb des Wirkungsbereichs der strukturierten Spanfläche liegt. Ausbrüche, Verrundungen der Schneide oder sonstige Verschleißerscheinungen konnten nicht festgestellt werden. Verschleißerscheinungen derart hätten auch im jeweiligen Kurvenverlauf aus Abbildung 107 und Abbildung 108 erkannt werden können.

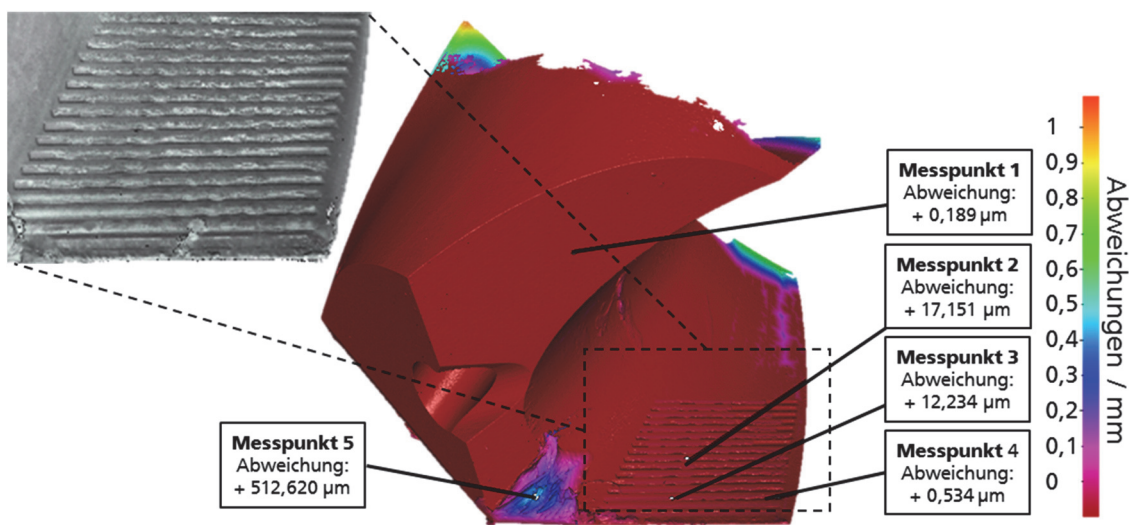


Abbildung 109: Verschleißbewertung am strukturierten Werkzeug mittels 3D-Differenzmessung

9.4 Bewertung der Bearbeitungsqualität

Die Standzeit eines Werkzeugs kann anhand der Bearbeitungsqualität bzw. der Einhaltung vorgegebener Toleranzen in Abhängig der Einsatzdauer indirekt beurteilt werden. Gängige Durchmesser-toleranzen für die Bohrbearbeitung liegen im Bereich zwischen H6 und H8. Für den Durchmesser 10 mm ergibt sich somit ein Toleranzband von 10,022 mm bis 10,000 mm für eine H8-Bohrungsqualität. Neben der Einhaltung von Durchmesser-toleranzen kann auch die Qualität der Bohrwandung sowie die Gratbildung am Bohrungsaustritt Aufschluss über den Verschleißzustand geben.

Zur Beurteilung der Durchmessertoleranz wurde der größte einbeschriebene Kreis (Pferchkreis) der erzeugten Bohrungen für das Referenzwerkzeug und das optimierte Werkzeug (Opt_1-Variante) bei zwei Verschleißzustände ausgewertet (Abbildung 110). Die H8-Toleranzvorgaben werden auch nach über 1000 Bohrungen in beiden Fällen eingehalten. Ein relevanter Verschleiß kann daher für beide Werkzeug im untersuchten Bereich ausgeschlossen werden.

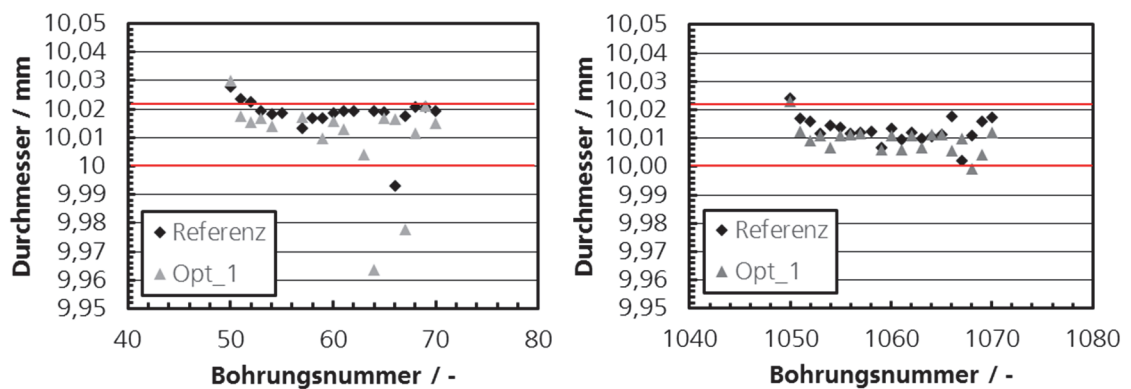


Abbildung 110: Auswertung der Durchmessertoleranz in Abhängigkeit des Verschleißzustands links) zwischen Bohrung 50 - 70 und rechts) zwischen Bohrung 1050 – 1070

Die Gratbildung am Austritt ist im Fall des strukturierten Werkzeugs hingegen erkennbar geringer ausgeprägt. Reduzierte Vorschubkräfte wirken sich positiv auf die Wahrscheinlichkeit und Höhe eines Ausgangsgrats aus. Geringere Schnittkräfte und eine reduzierte Umformarbeit bewirken eine Herabsetzung der Wärmeentwicklung im Werkstoff. Dadurch ist dieser insbesondere in der Vorlaufzone der Werkzeugschneiden weniger plastisch duktil. Vereinzelt konnte beim Referenzwerkzeug (Abbildung 111 – linke Bildhälfte) auch eine Kappenbildung festgestellt werden.

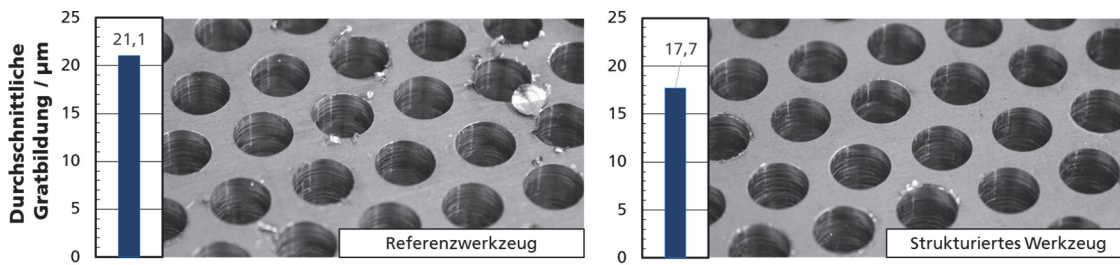


Abbildung 111: Gratbildung eines unstrukturierten Werkzeugs (links) im Vergleich zu einem strukturierten Werkzeug (rechts)

Im Hinblick auf die Qualität der Bohrungswandung konnte auch eine Verbesserung durch mikrostrukturierte Spanflächen festgestellt werden. Die entlang der Bohrungsachse gemessene Rauheit Rz ist für das strukturierte Werkzeug geringer ausgeprägt. Rauheitsspitzen an der Bohrungswandung stammen entweder von Spänen, die beim Auswerfen an der Wand entlang rieben, oder von sich an der Schneidenecke aufbauenden Anhaftungen. In beiden Fällen reißt verfestigter Werkstoff an der Bohrung und hierlässt messbare Furchen.

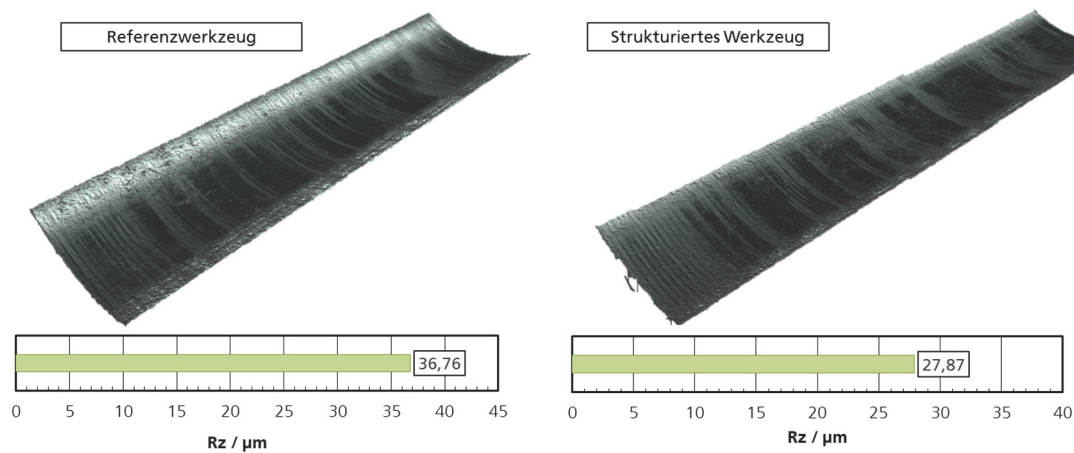


Abbildung 112: Rauheit Rz der Bohrungswand eines unstrukturierten Werkzeugs (links) im Vergleich zu einem strukturierten Werkzeug (rechts)

10 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde die Wirkungsweise von mikrostrukturierten Spanflächen auf das Einsatzverhalten von Bohrwerkzeugen untersucht. Die Eingrenzung des Themenfelds rund um mikrostrukturierte Werkzeuge betraf die Bohrbearbeitung von Aluminiumwerkstoffen unter Minimalmengenschmierung. In dargelegter methodischer Weise wurden für diesen Anwendungsfall konkrete Linienstrukturen entwickelt und optimiert. Die für die Bohrbearbeitung kritische Spanlänge und Spanflächenanhaftungen konnten reduziert und das allgemeine Einsatzverhalten der Werkzeuge durch eine Herabsetzung der aufzubringenden Vorschubkraft um bis zu 25% und der Bohrmomente um bis zu 19% verbessert werden. Die gestellten Forschungsfragen konnten für den gesetzten Untersuchungsrahmen beantwortet werden.

Die ausgewählten strukturkonstituierenden Faktoren konnten als technologisch relevant identifiziert und anschließend optimiert werden. Als optimale Konfiguration erwies sich die Struktureinstellung mit den Parameter $T = 32 \mu\text{m}$; $B = 100 \mu\text{m}$; $W = 0^\circ$; $A = 45 \mu\text{m}$. Die verwendete UKP-Lasertechnologie ist unter besonderer Einstellung der Prozessführung geeignet den Werkstoff präzise und thermisch schädigungsarm zu bearbeiten. Die Strategie versatzweiser Überfahrten mit geringer Pulsenergie kann hierzu genutzt werden.

Die Wirkungsweise von Mikrostrukturen im Prozess ist auf unterschiedliche Effekte zurückzuführen. Zum einen erzwingen die Kavitäten auf der Spanfläche eine Zwangsablösung des Spans von der Spanfläche. Zum anderen verändern die Vertiefungen die effektiven Kontaktverhältnisse auf der Spanfläche in der Weise, dass die Kontaktfläche und entsprechend mit ihr die Normalspannungsverhältnisse beeinflusst werden. Die Kontaktfläche zwischen Span und Werkzeug wird abhängig von der Strukturausführung entweder reduziert oder erhöht. Die Betrachtung der flächenbezogenen Reibung zeigt, dass eine reduzierte Kontaktfläche hohe lokale Reibung verursacht, wodurch Anhaftungen gefördert werden und mechanische Belastungen stark lokalisiert werden können.

Des Weiteren konnte, wie in Anhang 7 erläutert, der Kapillareffekt unter statischen Bedingungen erkannt und nachgewiesen werden. Inwieweit dieser Effekt auch unter dynamischen Bedingungen existiert konnte nicht geprüft werden, kann aber laut der Beschreibungen in der gesichteten Literatur unterstellt werden.

Durch die veränderten Kontaktbedingungen und einem besseren Schmierstoffeinsatz aufgrund der MMS-Reservierung innerhalb der Kavität bewirken die untersuchten Strukturen eine Herabsetzung der Zerspankraft und Reibung. Die erfasste Zerspankraft korreliert dabei linear mit der berechneten Spanflächenreibung. Als Folge verbesserter Reibverhältnisse auf der Spanfläche konnte auch eine stärkere Kompaktierung der Späne erreicht werden. Zurückführen lässt sich dieser Effekt auf das leichtere Abgleiten des Spans über die Spanfläche (geringe Scherspannung in der sekundären Scherzone) sowie die geringeren Umformgrade durch größere Scherwinkel in der primären Scherzone. Hierdurch wird die Spanstauchung in Längsrichtung reduziert und der Span kann aufgrund der reduzierten Dicke leichter einrollen (geringerer Verformungswiderstand). Aufgrund einer Winkelstellung der Mikrostrukturen trat auch ein relativ zum Spanabfluss beobachtbarer Effekt auf die Spanlenkung, respektive Spanformung auf.

Mittels statistischer Methoden konnten alle Parameter der untersuchten Linienstrukturen, nämlich Tiefe, Breite, Winkel und Abstand, in ihrer Wirkung auf die Reduktion von Kräften und der Spanformung als statistisch signifikant belegt werden. Durch Anwendung dieser Methoden konnte der notwendige Versuchsumfang effizient gestaltet und von 625 auf 30 Strukturvarianten reduziert werden. Unter Variation der Strukturparameter konnte innerhalb eines CCD-Experiments eine auf die Minimierung der Zerspankraft hin optimierte Strukturkonfiguration identifiziert werden. Die erhaltenen, optimalen Strukturkonfigurationen wurde validiert und auf die realen Bohrwerkzeuge übertragen (Zur Absicherung wurden weitere Modelloptima aufgebaut).

Zur Validierung der Strukturwirkung am realen Bohrprozess wurden Werkzeuge mit den unterschiedlichen Strukturkonfigurationen über jeweils 900 Bohrungen eingesetzt. Über diese Anzahl an Bohrungen hinweg konnte ein stabiles Verhalten der strukturierten Werkzeuge beobachtet werden. Die anschließende Betrachtung

ließ keinen Verschleiß im untersuchten Rahmen an den Strukturen erkennen. Die durchgeführte Analyse zur Bearbeitungsqualität ließ ein unter den Aspekten der Durchmessertoleranz, Gratbildung und Rauheit an der Bohrungswand überlegenes Einsatzverhalten für mikrostrukturierte Werkzeuge erkennen.

Für die weitere Erforschung des Themenfelds bietet sich der methodische Übertrag zur Entwicklung optimierter Strukturkonfigurationen auf verwandte Bearbeitungsverfahren wie das Drehen und Fräsen an. Zudem können auch alternative Strukturtypen untersucht werden, bspw. diskontinuierliche Linien oder geschlossene Kreisstrukturen.

Die Lasertechnik kann über die sogenannte „Graviertechnik“ hinaus zur Optimierung von Werkzeugen eingesetzt werden. Es gibt bereits Ansätze zur Nanostrukturierung der gesamten Werkzeugoberfläche, um die Schichtanhaftung zu verbessern. Dieser Ansatz wäre mit der Mikrostrukturgebung kombinierbar. Des Weiteren kann der Laser zur gezielten Kantenpräparation genutzt werden. Auch hierzu gibt es bereits Forschungsansätze. Darüber hinaus könnten mikrostrukturierte Werkzeuge stärker nach bionischen Prinzipien, also nach dem Vorbild der Natur, funktionalisiert werden. So könnte etwa ein aktiver Schmiermitteltransport auf der ansonsten für die Zuströmung verdeckten Spanfläche umgesetzt werden. Mit diesem Ansatz kann der Schmiermittelbedarf weiter reduziert und die eingesetzte Menge in ihrer Effektivität gesteigert werden. Entsprechende Strukturen – nach tierischen Vorbildern wie dem Wüstenmolch – konnten bereits im Labor aufgebaut werden (**Comanns et al. 2015; Tillmann et al. 2015**).

Die Arbeit möchte ich mit einer persönlichen Bemerkung beschließen. Ernst Knapp (1808 – 1896) bemerkte in seinem Hauptwerk „Grundlinien einer Philosophie der Technik“ (1877), dass sich „... die ganze Menschheitsgeschichte, genau geprüft, ... in die Geschichte der Erfindung besserer Werkzeuge (auf)löst...“. Die Menschheit hat sich beginnend mit dem Feuer und einfachen Steinwerkzeugen zur erfolgreichsten Spezies dieser Erde entwickelt. Wir haben uns Mittel geschaffen, die Erde und das All zu erobern. Das gewaltigste Werkzeug ist und bleibt aber unser eigener Verstand. Auf das wir ihn zum Guten nutzen.

11 Anhang

Anhang 1: Berücksichtigte Quellen zu mikrostrukturierten Werkzeugen mittels Laser

Quelle	Bearbeitungsprozess	Prozessparameter	Schmierbedingung	Werkstoff	Strukturart	Funktionsfläche am Werkzeug	Strukturorientierung	AS	T	B	A
(Enomoto et al. 2010)	Fräsen	vc = 380; ap = 3mm; f = 0,12mm/u	Emulsion	A5052	Linie	Spanfläche	parallel/senkrecht/poliert		0,1 - 0,2	-	0,7
(Castilla 2015)	Bohren	vc=15; n=945; fz=0,05mm/u	trocken	AISI 1045 und Al2050	Linien	Freifläche	parallel	150	100	120	100/150
(Arulkirubakaran et al. 2016)	Drehen (Simulation)	vc = 60, 90, 120 m/min; ap=0,5 mm; f = 0,1 mm/u	MoS2 mit SAE 40 oil (80:20)	Ti-6Al-4V	Linie	Spanfläche	parallel, senkrecht, gekreuzt	-	100	250	-
(Chang et al. 2011)	Fräsen	vc = 40 mm/min; ap= 0,15 mm	Emulsion und trocken	NAK80	Linie	Spanfläche	parallel, senkrecht, 45°	-	7,5	4,5	4,5
(Enomoto et al. 2011)	Fräsen	vc = 380; ap = 3mm; f 0,12mm/u	Emulsion	A5052	Linie	Spanfläche	parallel	-	0,1-0,2	-	0,7
(Jianxin et al. 2012)	Drehen	vc = 60-300 m/min; ap = 0,5 mm; f = 0,1 mm/r	trocken/MoS2	45# Stahl	Linie, Ellipsen	Spanfläche	parallel, linear	300	200	50	150
(Deng et al. 2013)	Drehen	vc=50-250m/min,; ap=0,3 mm; f= 0,1 mm/r	trocken/WS2	45# Stahl	Elliptische Fläche	Spanfläche	-	150	0,2		0,6
(Kawasegi et al. 2009)	Drehen	vc=60-600 m/min; ap=0,2 mm; f= 0,1 mm/rev	MMS	Aluminum alloy A5052	Linien	Spanfläche	parallel/senkrecht, Nano- und Mikrostrukturen	0	0,15/1/1,5/3/8	0,8 / 2,2	10/15/20/40
(Kümmel et al. 2014)	Drehen	vc=50-150 m/min; ap=1,0 mm; f=0,05 mm/rev	trocken	SAE 1045 plain carbon steel	Dimple/Linie n	Spanfläche	90°/0°	-	20/20	-/50	10%/50% der Fläche
(Ma et al. 2015)	Simulation (Drehen)	vc=120 m/min; ap=1 mm; f=0,3 mm/rev	trocken	AISI 1045 steel		Hubbel				20-620	
(Rathod et al. 2016)	Drehen	vc=100-500 m/min=	trocken/MoS2	Al 6063	Linien, Quadrate	Spanfläche	Quer	50	1-5	1-5	5-25
(Sugihara et al. 2009)	Fräsen	vc=380 m/min, ap=3 mm, f=0,12 mm/rev	Emulsion/trocken	A5052 W 75		Spanfläche	parallel, quer, "banded"	-	0,1 - 0,2	-	0,7
(Sugihara et al. 2013)	Fräsen	vc=200 m/min, ap=2 mm, f=0,2 mm/tooth	Emulsion/trocken	Medium carbon steel	Linien	Spanfläche	parallel, quer	-	5	20	20
(Sugihara et al. 2012)	Fräsen	vc=380 m/min, ap=3 mm, f=0,12 mm/rev	Emulsion/trocken	A 5052	Linien	Spanfläche	parallel, orthogonal	-	5	20, 50, 100	20, 50, 100
(Ling et al. 2013)	Bohren	vc=245 rev/min, f=24,9 mm/min	Vorab-in KSS halten	Titan 6Al-4V	Linien	Nebenfleifläche	unterbrochen, parallel	-	4	50	10% und 20%
(Zhang et al. 2015a)	Drehen	vc=200 m/min, ap=0,5 mm, f=0,2 mm/rev	Emulsion	AISI 316	Linien	Spanfläche	parallel	150	50	50	150
(Zhang et al. 2015b)	Drehen	vc=40-200 m/min; ap=0,3 mm; f=0,1 mm/rev	Emulsion	AISI 1045 hardened steel	Linien	Spanfläche	parallel	-	50	50	200
(Zhang et al. 2016)	Tribometrie (Ball on Disk) Last 40N	speed of 2–10 mm/s, a normal load of 10–40 N, a stroke of 8 mm and a sliding time of 7200 s.	trocken MoS2	AISI 316	Linien	Spanfläche	parallel	-	50	40	400
(Kümmel 2015)	Drehen	vc = 50...150; f = 0,05 mm/u	trocken	C45E	Näpfchen und Linien	Spanfläche	Parallel und orthogonal	-	20	50	100
(Fatima et al. 2013)	Drehen	vs=283m/min; vf=0,1mm/rev	nass/trocken	AISI/SAE 4140	Linien	Spanfläche	Parallel	100,150,200	10,15,20	50,100,150	50,150,200
(Fatima et al. 2014)	Drehen	vc=100,198,283,394; vf=0,3mm/rev	Emulsion	SAE 4040	Linie	Spanfläche	Parallel	300	-	50	140
(Niketh et al. 2017)	Bohren	vc=30,40,50,60; f (mm/rev) = 0.04,0.05,0.06,0.07	Trocken	Ti-6Al-4V	Näpfchen und Linien	Spanfläche und Nebenfleifläche	-	-	60/40	50	50/80

(Sharma et al. 2016a)	Drehen	vc=30-90;Ae=0,2;vf=0,2mm/rev	CaF2	C4340	Linien und Näpfchen	Spanfläche	-	-	50	80	200
-----------------------	--------	------------------------------	------	-------	----------------------	-------------	---	---	----	----	-----

Anhang 2: Technische Spezifikation ProMicron HSK-63A sensorischer Werkzeughalter

POS-NR.	BENENNUNG	BESCHREIBUNG	MENGE
1	WEP011002801B00	NA-HSKA63-MEGA 16N_L105	1
2	BIG-HSKA63-MEGA16N-105	BIG-Kaster+HSCA63 MEGA 16N-105	1
3	WEP01099905801_05	NA-Hulle ø63-114line_1ø41_5	1
	Epoxy_Molding Mass	sealing compound VERMS0	1

217.5

92

Production

SPIKE PROPERTIES

Calibration factors calculated:

- Tension: 0.339 N
- Torsion: 0.002 Nm
- Bending: 0.002 Nm

Balancing quality: 2.5G@25000min-1

Machine Topset Form: HSK-A 63

Tool Topset: N8C T6

Type of charging station: 410000047-ø64-WEP01100101D01

Comments:
Weakness: ATC, CT, low forces - using tool stop not allowed; speed max 18000 rpm

Spike calculated measuring range:

- Tension: 4540 N
- Torque: 31.69 Nm
- Bending: 32.28 Nm

42

32.5

30.5

62.5

53.5 (pos. strain gages)

ANSICHT A-A

1/0.01 A

actual value determined before delivery

All dimensions in millimeters

PROMICRON wifibess solutions	WEP01102801A02	A3
--	-----------------------	-----------

Anhang 3: Prüfbescheinigung Werkstoff



PRÜFBESCHEINIGUNG
EN 10204-3.1

Aerospace and Transportation
Constellium Valais SA
Route des Laminiers
CH-3960 Sierre

Lieferschein / Zert 0080332514

CI

Alois Schmitt GmbH & Co. KG
NL St.Ingbert
Im Schiffelland 48
DE - 66386 St.Ingbert

Vom	11/09/2018	Seite	1/1
Ihre Bestellung	453000		
Vom	06/09/2018		
Unsere Bestätigung N	174274-10		
Kunden Nr.	606975		
Herst. Nr.	6301959		
Kontaktperson Verkauf	+4127 457 6426		
Ihre Artikel	Abmessung [mm]	Stück	Gewicht
5501730	20x1520x3020	8	2026 Kg

ALUMINIUM PLATTEN AUS EN AW-6082-T651 MILL FINISH
Nach EN 485

Mechanische Eigenschaften

Los-Probe	Zust.	Rm/T	Rp0,2/T	A50/T
min-max	T651	>=295	>=240	>=8
Y61475	T651	358	315	14

Die Werte sind in MPa für Rm und Rp und in % für A ausgewiesen

Walzlos Y61475

Constellium Valais SA bestätigt hiermit, dass das unter dieser Bestellung gelieferte Produkt kontrolliert, geprüft und für konform befunden wurde in Bezug auf die hier erwähnten Spezifikationen und Sondervereinbarungen. Die Kennzeichnung des Walzloses kann mit internen Informationen zur Rückverfolgbarkeit von Platten und Prüfkörpern ergänzt werden. Dieses Zertifikat deckt das gesamte Material ab dessen Kennzeichnung mit dem oben referenzierten Walzlos beginnt.

A. Thurre
Quality Technician



9465599

Chemische Eigenschaften

Abgussnr.	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti
Min	0.7			0.40	0.6				
Max	1.3	0.50	0.10	1.0	1.2	0.25	0.05	0.20	0.10
81912661	1.0	0.23	0.07	0.48	0.6	0.04	<0.01	0.05	0.02

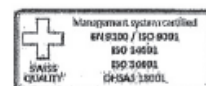
Die ausgewiesenen Werte sind in % des Gewichtes. Andere Spurenelement: jedes <= 0.05%, gesamt <= 0.15%

Analysenergebnis mit Testmethode basierend auf EN14726, ASTM E1251 und ASTM E1821. Labor: Constellium Valais SA, Alustrasse 49, 3940 Steg- Hohliern, Schweiz.

Anmerkungen

Das Glessen und die Wärmebehandlung des ausgewiesenen Loses wurden durchgeführt bei Constellium Valais SA, Schweiz. Es wurde kein Reparaturschweißen vorgenommen.

Definitionen der Abkürzungen auf Anfrage.
Sollten Sie ein Anliegen betreffend diesem Zertifikat haben, dann kontaktieren Sie uns bitte unter:
qualityplates.valais@constellium.com



Anhang 4: t-Wert Tabelle für Vertrauensbereich aus (Kleppmann 2016)

Freiheitsgrad f	t für Vertrauensniveau		
	95%	99%	99,9%
1	12,71	63,66	636,62
2	4,303	9,925	31,60
3	3,182	5,841	12,92
4	2,776	4,604	8,610
5	2,571	4,032	6,869
6	2,447	3,707	5,959
7	2,365	3,499	5,408
8	2,306	3,355	5,041
9	2,262	3,250	4,781
10	2,228	3,169	4,587
12	2,179	3,055	4,318
15	2,131	2,947	4,073
20	2,086	2,845	3,850
30	2,042	2,750	3,646
40	2,021	2,704	3,551
50	2,009	2,678	3,496
70	1,994	2,648	3,435
100	1,984	2,626	3,390
1000	1,962	2,581	3,300
∞	1,960	2,576	3,291

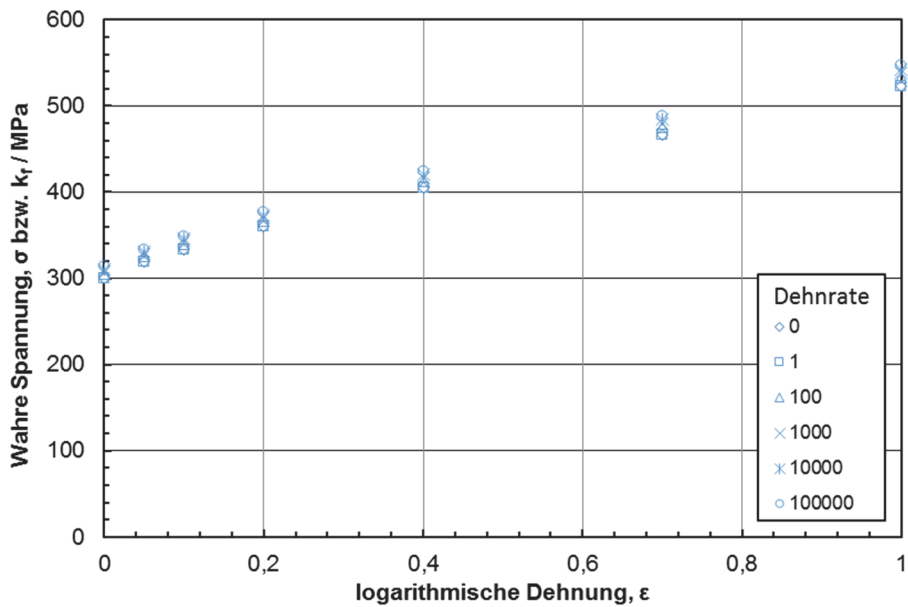
Anhang 5: Strukturvarianten und Konfiguration

Strukturvariante	Tiefe / μm	Breite / μm	Winkel / $^\circ$	Abstand / μm
SH_54	40	40	22,5	70
SH_32	20	40	67,5	30
SH_38	40	80	67,5	70
SH_43	30	60	45	50
SH_26	40	80	22,5	30
SH_45	30	60	45	50
SH_50	30	60	45	50
SH_27	20	80	22,5	30
SH_52	40	40	22,5	30
SH_37	20	40	67,5	70
SH_53	20	40	22,5	30
SH_34	40	40	67,5	30
SH_47	30	60	45	50
SH_59	40	40	67,5	70
SH_51	20	80	67,5	30
SH_19	40	80	22,5	70
SH_49	20	80	67,5	70
SH_20	20	40	22,5	70
SH_13	20	80	22,5	70
SH_55	40	80	67,5	30
SH_39	30	100	45	50
SH_48	30	60	45	50
SH_29	30	60	0	50
SH_40	50	60	45	50
SH_46	30	60	45	50
SH_23	30	20	45	50
SH_57	30	60	90	50
SH_44	10	60	45	50
SH_41	30	60	45	10
SH_22	30	60	45	90

Anhang 6: Übersicht Werkstoffparameter für JC-Materialmodell

Quelle	Werkstoff	Prozess	JC-Modellparameter						Auswahl berücksichtigt
			A (Mpa)	B (Mpa)	n	C	m	T _{mel}	
(Chen et al. 2017)	AA6082-T6	Zugversuch	277,33	307,93	0,69	0,0032	-	-	Nein
(Yibo et al. 2015)	AA6082-T6	Zugversuch	305,72	304,9	0,6796	0,00437	-	-	Nein
(Iordache et al. 2016)	AA6082-T6	Rührreibschweißen	285	94	0,41	0,002	1,34	588	Nein
(Özel et al. 2007)	AA6082-T6	Zerspanung	400,5	285,17	0,6607	0,0004	1,3494	582	Ja
(Özel et al. 2007)	AA6082-T6	Zerspanung	403,57	306,56	0,7769	0,00185	1,73	582	Ja
(Jaspers et al. 2002a)	AA6082-T6	Zerspanung	428,5	327,7	1,008	0,00747	1,31	582	Ja
(Zhou et al. 2012)	AA6082-T6	Zugversuch	-	288,7	0,064	0,0034	1,033	-	Nein

Anhang 7: Fließspannung von Aluminium Al-6082 nach Quellen aus Anhang 6



Anhang 8: Kapillareffekt

Die Überprüfung des Kapillareffekts fand unter statischen Bedingungen an ausgewählten Proben statt. Hierzu wurden gelaserte Proben in ein Ölbad mit 45° Schräglage gesteckt und die Steighöhe für eine vorgegebene Zeit von 30 sec auflichtmikroskopisch gemessen. Für die gezeigten Proben konnte mit Ausnahme der 5 µm tiefen Struktur bei allen Kavitäten eine Kapillarwirkung erkannt werden. Abbildung 113 zeigt den gewählten Versuchsaufbau. Zur besseren Abhebung wurde das Schmieröl mit Sudanrot eingefärbt.

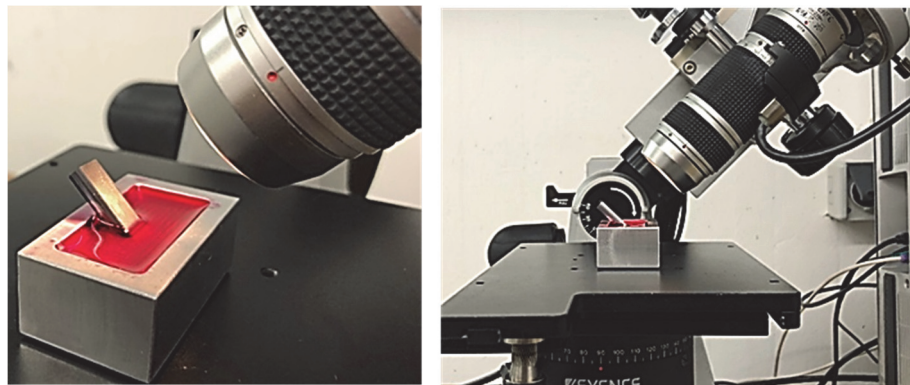


Abbildung 113: Versuchsaufbau Kapillareffekt

Abbildung 114 stellt die auflichtmikroskopischen Aufnahmen der Probenoberflächen dar. Der jeweilige rechte Kleinbildrand ist die nach unten gerichtete Probenseite. Das Schmieröl ist in den dargestellten Kavitäten nach oben gestiegen (zur linken Bildhälfte hin laufend). In den Einzelbildern ist die jeweilige Ölfront im Aufstieg erkennbar.

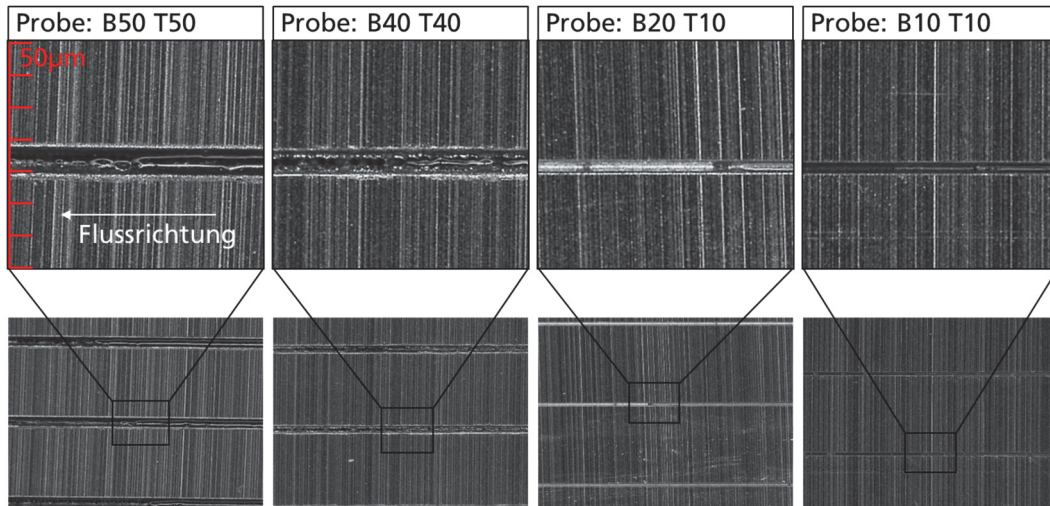


Abbildung 114: Mikrostrukturen mit Kapillareffekt

Die gemessene kapillare Steighöhe des Schmieröls an beschriebenem Versuchsaufbau ist in Abbildung 115 dargestellt. Die Proben mit einer Strukturweite von 5 µm haben keinen Kapillareffekt erzeugen können. Die dargestellte Kapillarsteighöhe wurde nach 30 s erreicht. Die Probe B50T50 erreichte mit etwas über 9 mm die volle zur Verfügung gestandene Steighöhe (gesamte Probenlänge) und füllte somit die komplette Kavität aus.

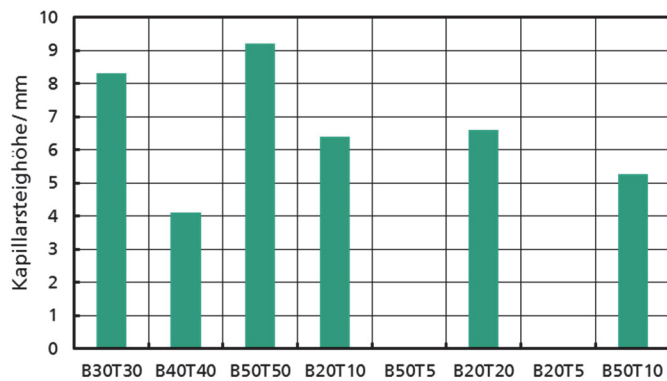


Abbildung 115: Kapillare Steighöhe des MMS-Öl

12 Literaturverzeichnis

- Abele et al. 2009** Abele, Eberhard; Hohenstein, Julien, 2009. Wandel im PKW-Antriebsstrang: Auswirkungen auf Produktionskonzepte.
Maschinenbau und Metallbearbeitung, Kuhn Fachverlag, Villingen-Schwenningen, S. 12–16
- Abeln et al. 2002** Abeln, Boias; Flores, Gerhard; Klink, Ulrich, 2002. Laserstrukturierung verbessert tribologische Eigenschaften von Oberflächen.
VDI-Z **144** (7/8)
- Adams 1996** Adams, Franz-Josef, 1996.
Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern.
Essen: Vulkan-Verl.
Schriftenreihe des ISF 1.
Dortmund, Univ., Diss., 1995.
ISBN 3802787005
- Andersson et al. 2007** Andersson, P; Koskinen, J; Varjus, S; Gerbig, Y; Haefke, H; Georgiou, S; Zhmud, B; Buss, W., 2007. Microlubrication effect by laser-textured steel surfaces.
Wear **262** (3-4), S. 369–379
DOI: 10.1016/j.wear.2006.06.003
- Andrae 2002** Andrae, Philipp, 2002.
Hochleistungszerspanung von Aluminiumknetlegierungen.
Hannover: PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH.
Berichte aus dem IFW 4.
ISBN 3-936888-06-X
- Armbruster et al. 2017** Armbruster, Oskar; Naghilou, Aida; Kitzler, Markus; Kautek, Wolfgang, 2017. Spot size and pulse number dependence of femtosecond laser ablation thresholds of silicon and stainless steel.
Applied Surface Science **396**, S. 1736–1740
DOI: 10.1016/j.apsusc.2016.11.229
- Arnold 2017** Arnold, Bozena, 2017.
Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure.
Berlin, Heidelberg: Springer.
ISBN 978-3-662-54547-8
DOI: 10.1007/978-3-662-54548-5

- Arulkirubakaran et al. 2016** Arulkirubakaran, D; Senthilkumar, V; Kumawat, Vijay, 2016. Effect of micro-textured tools on machining of Ti-6Al-4V alloy: An experimental and numerical approach.
International Journal of Refractory Metals and Hard Materials **54**, S. 165–177
DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2015.07.027
- Atlati et al. 2015** Atlati, S; Haddag, B; Nouari, M; Moufki, A., 2015. Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals.
Tribology International **90**, S. 217–227
DOI: 10.1016/j.triboint.2015.04.024
- Atlati et al. 2017** Atlati, S; Moufki, A; Nouari, M; Haddag, B., 2017. Interaction between the local tribological conditions at the tool–chip interface and the thermomechanical process in the primary shear zone when dry machining the aluminum alloy AA2024–T351.
Tribology International **105**, S. 326–333
DOI: 10.1016/j.triboint.2016.10.006
- Aurich et al. 2011** Aurich, J. C; Zimmermann, M; Leitz, L., 2011. The preparation of cutting edges using a marking laser.
Production Engineering **5** (1), S. 17–24
DOI: 10.1007/s11740-010-0275-9
- Awiszus 2003** Awiszus, Birgit (Hrsg.), 2003.
Grundlagen der Fertigungstechnik.
München: Carl-Hanser-Verl.
ISBN 9783446220577
- Barani et al. 2014** Barani, A; Amini, S; Paktinat, H; Fadaei Tehrani, A., 2014. Built-up edge investigation in vibration drilling of Al2024-T6.
Ultrasonics **54** (5), S. 1300–1310
DOI: 10.1016/j.ultras.2014.01.003
- Batzer et al. 1998** Batzer, S.A; Haan, D.M; Rao, P.D; Olson, W.W; Sutherland, J.W, 1998. Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast Aluminum alloys.
Journal of Materials Processing Technology **79** (1-3), S. 72–78
DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00324-5
- Bauer et al. 2015** Bauer, Franziska; Michalowski, Andreas; Kiedrowski, Thomas; Nolte, Stefan, 2015. Heat accumulation in ultra-short pulsed scanning laser ablation of metals.
Optics express **23** (2), S. 1035–1043
DOI: 10.1364/OE.23.001035

- Becker 2009** Becker, Werner, 2009. Quantensprung bei der Zerspaltung mit Diamantschneiden.
Diamond Business, S. 24–29
- DIN 6581** Deutsche Gesellschaft für Materialkunde 1992
DIN 6581:1985-10.
Begriffe der Zerspaltungstechnik Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges.
- DIN 6582** Deutsches Institut für Normung e.V. 1998
DIN 6582:1998-02.
Begriffe der Zerspaltungstechnik Ergänzende Begriffe am Werkzeug, am Schneidkeil und an der Schneide.
- DIN 6584** Deutsche Gesellschaft für Materialkunde 1992
DIN 6584:1992-10.
Begriffe der Zerspaltungstechnik Kräfte Energie Arbeit Leistungen.
- DIN 6580** Deutsches Institut für Normung e.V. 1985
DIN 6580:1985-10.
Bewegungen und Geometrie des Zerspaltungsvorganges.
- Bhowmick et al. 2008** Bhowmick, Sukanta; Alpas, Ahmet T., 2008.
Minimum quantity lubrication drilling of aluminium-silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills.
International Journal of Machine Tools and Manufacture **48** (12-13), S. 1429–1443
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2008.04.010
- Biermann et al. 2012** Biermann, Dirk; Heymann, T; Tiffe, Marcel, 2012.
Optimierung von Vollhartmetallbohrwerkzeugen durch eine Modellierung der thermomechanischen Belastung.
Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik **25**, S. 78–82
- Biermann et al. 2013a** Biermann, Dirk; Aßmuth, R; Wolf, M; Kipp, M. (Hrsg.), 2013.
Der letzte Schliff formt die Mikrogestalt: Neue Potenziale in der Schneidkantenpräparation mittels elastisch gebundener Diamantschleifscheiben
- Biermann et al. 2013b** Biermann, Dirk; Tiffe, Marcel; Zabel, Andreas, 2013.
Einfluss der Werkzeuggestaltung beim Drehen mit Spanleitstufen: Kombinierte Hart-Weich-Bearbeitung unter Einsatz von CBN-Werkzeugen mit Spanleitstufe.
wt Werkstatttechnik online **103** (1), S. 53–57

- Biermann et al. 2014** Biermann, D; Aßmuth, R; Heymann, T; Tiffe, M., 2014. Durch Schneidkantenpräparation zu optimierten Zerspanprozessen. *wt Werkstatttechnik online* **104** (11), S. 728–733
- Böhmermann et al. 2016** Böhmermann, Florian; Riemer, Oltmann, 2016. Tribological Performance of Textured Micro Forming Dies. *Dry Metal Forming Open Access Journal*, S. 67–71
- Borghi et al. 2008** Borghi, A; Gualtieri, E; Marchetto, D; Moretti, L; Valeri, S., 2008. Tribological effects of surface texturing on nitriding steel for high-performance engine applications. *Wear* **265** (7-8), S. 1046–1051
DOI: 10.1016/j.wear.2008.02.011
- Bouzakis et al. 2014** Bouzakis, K. D; Bouzakis, E; Kombogiannis, S; Makrimallakis, S; Skordaris, G; Michailidis, N; Charalampous, P; Paraskevopoulou, R; M'Saoubi, R; Aurich, J. C; Barthelmä, F; Biermann, D; Denkena, B; Dimitrov, D; Engin, S; Karpuschewski, B; Klocke, F; Özel, T; Poulachon, G; Rech, J; Schulze, V; Settineri, L; Srivastava, A; Wegener, K; Uhlmann, E; Zeman, P., 2014. Effect of cutting edge preparation of coated tools on their performance in milling various materials. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* **7** (3), S. 264–273
DOI: 10.1016/j.cirpj.2014.05.003
- Bowden et al. 1942** Bowden, F; Tabor, D., 1942. Mechanism of metallic friction. *Nature* **150** (3798), S. 197–199
DOI: 10.1038/150197a0
- Box et al. 1951** Box, G. E. P; Wilson, K. B., 1951. On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)* **13** (1), S. 1–45
- Braess et al. 2013** Braess, Hans-Hermann; Seiffert, Ulrich, 2013. *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien. ISBN 978-3-658-01690-6
DOI: 10.1007/978-3-658-01691-3
- Braun 2010** Braun, Steffen, 2010. *Intelligent produzieren: Liber amicorum*. Berlin [u.a.]: Springer. ISBN 978-3-642-13100-4

- Brecher et al. 2010** Brecher, C; Herfs, W; Klein, W; Beck, E; Triebs, J; Dorn, T., 2010. Ressourceneffizienz von Werkzeugmaschinen im Fokus der Forschung: Effizienzsteigerung durch Optimierung der Technologien zum Komponentenbetrieb. *wt Werkstatttechnik online* **100** (7/8), S. 559–564
- Briehl 2014** Briehl, Horst, 2014. *Chemie der Werkstoffe*. 3., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg. Lehrbuch. ISBN 978-3-658-06224-8
- Brinkmann 1997** Brinkmann, G., 1997. *Analytische Wissenschaftstheorie: Einführung sowie Anwendung auf einige Stücke der Volkswirtschaftslehre*. 3., überarb. und erw. Aufl. München: Oldenbourg. ISBN 3486241265
- Calatoru et al. 2008** Calatoru, V. D; Balazinski, M; Mayer, J.R.R; Paris, H; L'Espérance, G., 2008. Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills. *Wear* **265** (11-12), S. 1793–1800 DOI: 10.1016/j.wear.2008.04.052
- Castilla 2015** Castilla, Lucero, 2015. *Structured surface on drilling cutting tools to improve cutting performance*. Manchester, Univ., Master Thesis, 2015.
- Chang et al. 2011** Chang, Wenlong; Sun, Jining; Luo, Xichun; Ritchie, James M; Mack, Chris, 2011. Investigation of microstructured milling tool for deferring tool wear. *Wear* **271** (9-10), S. 2433–2437 DOI: 10.1016/j.wear.2010.12.026
- Chen et al. 2017** Chen, Xuanzhen; Peng, Yong; Peng, Shan; Yao, Song; Chen, Chao; Xu, Ping, 2017. Flow and fracture behavior of aluminum alloy 6082-T6 at different tensile strain rates and triaxialities. *PloS one* **12** (7), e0181983 DOI: 10.1371/journal.pone.0181983
- Chetan et al. 2015** Chetan; Ghosh, Sudarsan; Venkateswara Rao, P., 2015. Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: A review.

Journal of Cleaner Production **100**, S. 17–34
DOI: 10.1016/j.jclepro.2015.03.039

Coldwell et al. 2004

Coldwell, H. L.; Dewes, R. C.; Aspinwall, D. K.; Renevier, N. M.; Teer, D. G., 2004. The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy. *Surface and Coatings Technology*, S. 716–726
DOI: 10.1016/j.surfcoat.2003.08.012

Cole et al. 1995

Cole, G. S.; Sherman, A. M., 1995. Lightweight Materials for Automotive Applications. *Materials Characterization* (35), S. 3–9

Comanns et al. 2015

Comanns, Philipp; Buchberger, Gerda; Buchsbaum, Andreas; Baumgartner, Richard; Kogler, Alexander; Bauer, Siegfried; Baumgartner, Werner, 2015. Directional, passive liquid transport: the Texas horned lizard as a model for a biomimetic 'liquid diode'. *Interface* **12** (109), S. 4–15
DOI: 10.1098/rsif.2015.0415

Czichos et al. 2015

Czichos, Horst; Habig, Karl-Heinz, 2015. *Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 4., vollst. überarb. u. erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien. ISBN 978-3-8348-1810-2

Dautzenberg et al. 1999

Dautzenberg, J. H.; Jaspers, S. P. F. C.; Taminiau, D. A., 1999. The Workpiece Material in Machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **15** (6), S. 383–386
DOI: 10.1007/s001700050080

Davim 2010

Davim, J. Paulo, 2010. *Surface Integrity in Machining*. London: Springer. ISBN 978-1-84882-873-5
DOI: 10.1007/978-1-84882-874-2

Deng et al. 2013

Deng, Jianxin; Lian, Yunsong; Wu, Ze; Xing, Youqiang, 2013. Performance of femtosecond laser-textured cutting tools deposited with WS₂ solid lubricant coatings. *Surface and Coatings Technology* **222**, S. 135–143
DOI: 10.1016/j.surfcoat.2013.02.015

Denkena et al. 2005a

Denkena, Berend; Boehnke, David; Leon-Garcia, Luis, 2005. Einfluss der Schneidkantengeometrie auf die Zerspankräfte und auf das Verschleißverhalten. *ZWF* **100** (9), S. 490–494

- Denkena et al. 2005b** Denkena, Berend; Baumann, P. (Hrsg.), 2005. *Lasertechnologie für die Generierung und Messung der Mikrogeometrie an Zerspanwerkzeugen: Ergebnisbericht des BMBF Verbundprojektes GEOSPAN ; Projektzeitraum 01.01.2002 - 31.03.2005.* Garbsen: PZH Produktionstechn. Zentrum. ISBN 3-936888-94-9
- Denkena et al. 2007** Denkena, Berend; Kramer, Niklas; Siegel, Frank; Kästner, Jan, 2007. Leistungsoptimierung an der Schneidkante: Methoden zur Präparation von Zerspanwerkzeugen. *VDI-Z*, S. 24–26
- Denkena et al. 2011a** Denkena, Berend; Köhler, Jens; Meyer, Roland; Stiffel, Jan-Henrik, 2011. Modification of the Tool-Workpiece Contact Conditions to Influence the Tool Wear and Workpiece Loading during Hard Turning. *Int. J. of Automation Technology* **5** (3), S. 353–361
- Denkena et al. 2011b** Denkena, Berend; Tönshoff, Hans Kurt, 2011. *Spanen.* Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN 978-3-642-19771-0 DOI: 10.1007/978-3-642-19772-7
- Denkena et al. 2014** Denkena, B; Biermann, D., 2014. Cutting edge geometries. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **63** (2), S. 631–653 DOI: 10.1016/j.cirp.2014.05.009
- Desaigues et al. 2016** Desaigues, Jean-Edouard; Lescalier, Christophe; Bomont-Arzur, Anne; Dudzinski, Daniel; Bomont, Olivier, 2016. Experimental study of Built-Up Layer formation during machining of high strength free-cutting steel. *Journal of Materials Processing Technology* **236**, S. 204–215 DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.05.016
- DMGMori 2018** DMGMori, 2018. *HSC linear-Baureihe: Produktdatenblatt* Verfügbar unter: http://media.dmgmori.com/media/epaper/hsc_linear_de/epaper/hsc_linear_series_de.pdf
- Dougherty et al. 2015** Dougherty, Shane; Simpson, James R; Hill, Raymond R; Pignatiello, Joseph J; White, Edward D., 2015. Nonlinear screening designs for defense testing: An

overview and case study.
The Journal of Defense Modeling and Simulation: Applications, Methodology, Technology **12** (3), S. 335–342
DOI: 10.1177/1548512914542523

Ducobu et al. 2017

Ducobu, F; Rivière-Lorphèvre, E; Filippi, E., 2017. On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model. *International Journal of Mechanical Sciences* **122**, S. 143–155
DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.01.004

Dumitru et al. 2002

Dumitru, G; Romano, V; Weber, H. P; Sentis, M; Marine, W., 2002. Femtosecond ablation of ultrahard materials. *Applied Physics A* **74** (6), S. 729–739
DOI: 10.1007/s003390101183

Enomoto et al. 2010

Enomoto, T; Sugihara, T., 2010. Improving anti-adhesive properties of cutting tool surfaces by nano-/micro-textures. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **59** (1), S. 597–600
DOI: 10.1016/j.cirp.2010.03.130

Enomoto et al. 2011

Enomoto, T; Sugihara, T., 2011. Improvement of Anti-Adhesive Properties of Cutting Tool by Nano/Micro Textures and Its Mechanism. *Procedia Engineering* **19**, S. 100–105
DOI: 10.1016/j.proeng.2011.11.086

Ernst et al. 1941

Ernst, Hans; Merchant, Eugene, 1941. Chip Formation, Friction, and high Quality Machined Surfaces. *Trans. Am. Soc. Metals.* **29**, S. 299–378

Ernst et al. 1944

Ernst, H; Merchant, M. E., 1944. Chip Formation Friction and Finish. *Cincinnati Milling Machine Co.*

Essig 2010

Essig, Christoph Alexander, 2010. *Vorhersage von Spanbruch bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit Hilfe schädigungsmechanischer Ansätze.* 1. Aufl. Aachen: Apprimus-Verl. Ergebnisse aus der Produktionstechnik Technologie der Fertigungsverfahren 23.

- Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2010.
ISBN 978-3-940565-82-2
- Evans et al. 1999** Evans, Chris J; Bryan, James B., 1999. "Structured", "Textured" or "Engineered" Surfaces. *CIRP Annals* **48** (2), S. 541–556
DOI: 10.1016/S0007-8506(07)63233-8
- Fallqvist et al. 2013** Fallqvist, M; Schultheiss, F; M'Saoubi, R; Olsson, M; Ståhl, J. E., 2013. Influence of the tool surface micro topography on the tribological characteristics in metal cutting: Part I experimental observations of contact conditions. *Wear* **298-299**, S. 87–98
DOI: 10.1016/j.wear.2012.11.002
- Fang 2005** Fang, N., 2005. A New Quantitative Sensitivity Analysis of the Flow Stress of 18 Engineering Materials in Machining. *Journal of Engineering Materials and Technology* **127** (2), S. 192
DOI: 10.1115/1.1857935
- Fatima et al. 2013** Fatima, Anis; Mativenga, Paul T., 2013. Assessment of tool rake surface structure geometry for enhanced contact phenomena. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **69** (1-4), S. 771–776
DOI: 10.1007/s00170-013-5079-6
- Fatima et al. 2014** Fatima, Anis; Whitehead, David J; Mativenga, Paul T., 2014. Femtosecond laser surface structuring of carbide tooling for modifying contact phenomena. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **228** (11), S. 1325–1337
DOI: 10.1177/0954405413518516
- DIN 8589** DIN 8589-2:2003-09.
Fertigungsverfahren Spanen Teil 2: Bohren, Senken, Reiben Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- Finkelnburg 2007** Finkelnburg, Wolf-Dieter, 2007.
Wärmebehandlung von Aluminium-Legierungen. [Überarb. Ausg.].
Düsseldorf: GDA.
Merkblatt / Aluminium-Zentrale W 7.
ISBN 978-3-937171-19-7
- Fleischer et al. 2007a** Fleischer, J; Haupt, S., 2007. Laser material processing of micro structures by using picosecond lasers:

Proceedings of the 5th LANE 2007.
Laser assisted net shape engineering (5), S. 1187–
1193

Fleischer et al. 2007b

Fleischer, J; Haupt, S., 2007. Micro structuring by ultra short pulsed laser ablation.
Proceedings of the 8th International conference and exhibition on laser metrology, machine tool, CMM and robotic performance

Gatermann et al. 1998

Gatermann, H; Nedeß, C; Tönshoff, H., 1998.
Reibungseinflüsse auf die Spannbildung beim Drehen,
Zugl.: Hamburg-Harburg, Techn. Univ., Arbeitsbereich
Fertigungstechnik 1, Diss., 1998.
Als Ms. gedr.
Düsseldorf: VDI-Verl.
Fortschritt-Berichte / VDI Reihe 2, Fertigungstechnik
497.
ISBN 3-18-349702-6

Gehring 2019a

Gehring Technologies GmbH.
Laserhonen.
Verfügbar unter: https://www.gehring-group.com/sites/default/files/pdf/laserhonen-de-ww_1.pdf
Zugriff am: 13.01.2019

Gehring 2019b

Gehring Technologies GmbH. Laserstrukturieren
Verfügbar unter: https://www.gehring-group.com/sites/default/files/pdf/laserstrukturieren_de_web-de-ww.pdf
Zugriff am: 13.01.2019

GdA 1994

Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. (Hrsg.),
1994.
Spanen von Aluminium, Merkblatt B2.
4.
Düsseldorf: GDA

GdA 2003

Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. (Hrsg.),
2003.
Aluminium-Knetwerkstoffe.
Düsseldorf

GdA 2004

Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. (Hrsg.),
2004.
Der Werkstoff Aluminium, Merkblatt W1.
Düsseldorf

Goldschmidt 1925

Goldschmidt, Karl, 1925. Die Entdeckung des
Aluminiums.

- Zeitschrift für angewandte Chemie* **38** (47), S. 1057–1084
- Gómez-Parra et al. 2013** Gómez-Parra, A; Álvarez-Alcón, M; Salguero, J; Batista, M; Marcos, M., 2013. Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys.
Wear **302** (1-2), S. 1209–1218
DOI: 10.1016/j.wear.2012.12.001
- Greenwood et al. 1990** Greenwood, Norman N; Earnshaw, Alan, 1990.
Chemie der Elemente.
1. Aufl., 1. korr. Nachdr. 1990 der 1. Aufl. 1988.
Weinheim: VCH.
ISBN 3527261699
- Groover 2007** Groover, Mikell P., 2007.
Fundamentals of modern manufacturing: Materials, processes, and systems.
3rd ed.
Hoboken, NJ: J. Wiley & Sons.
ISBN 0-471-74485-9
- Grzesik 2008** Grzesik, Wit, 2008.
Advanced machining processes of metallic materials: Theory, modelling and applications.
Oxford, Boston: Elsevier.
ISBN 978-008-044534-2
- Gude et al. 2015** Gude, Maik; Just, Gordon; Kaufhold, Julia; Müller, Michael; Stegelmann, Michael; Meschut, Gerson; Gerkens, Michael; Zäh, Michael F; Hofmann, Daniel; Greitemann, Josef; Kamps, Tobias; Stock, Johannes; Lieberwirth, Holger; Krampitz, Thomas, 2015.
Chancen und Herausforderungen im ressourceneffizienten Leichtbau für die Elektromobilität: Forelstudie.
Dresden: Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik (ILK) Technische Universität Dresden.
ISBN 978-3-00-049681-3
DOI: 10.2314/GBV:883204193
- Haan et al. 1997** Haan, D. M; Batzer, S. A; Olson, W. W; Sutherland, J. W., 1997. An experimental study of cutting fluid effects in drilling.
Journal of Materials Processing Technology **71** (2), S. 305–313
DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00089-7

- Hajri et al. 2018** Hajri, Melik; Börner, Paul; Wegener, Konrad, 2018. An industry-relevant method to determine material-specific parameters for ultra-short pulsed laser ablation of cemented carbide. *Procedia CIRP* **74**, S. 709–713
DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.036
- Hamade et al. 2005** Hamade, R. F; Ismail, F., 2005. A case for aggressive drilling of aluminum. *Journal of Materials Processing Technology* **166** (1), S. 86–97
DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.07.099
- Hao et al. 2019** Hao, Xiuqing; Li, Hanlong; Yang, Yinfei; Xiao, Sinong; Song, Xiaolu; Li, Liang, 2019. Experiment on cutting performance of textured cemented carbide tools with various wettability levels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **103** (1-4), S. 757–768
DOI: 10.1007/s00170-019-03471-1
- Heginbotham et al. 1961** Heginbotham, W. B; Gogia, S. L., 1961. Metal Cutting and the Built-Up Nose. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **175** (1), S. 892–917
DOI: 10.1243/PIME_PROC_1961_175_058_02
- Heisel 2014** Heisel, Uwe, 2014. *Handbuch Spanen*. 2., vollst. neu bearb. Aufl. München: Hanser. Ed. Handbuch der Fertigungstechnik. ISBN 978-3-446-42826-3
DOI: 10.3139/9783446436992
- Hügel et al. 2014** Hügel, Helmut; Graf, Thomas, 2014. *Laser in der Fertigung: Grundlagen der Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. 3., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg. Lehrbuch. ISBN 978-3-8348-1817-1
- Iordache et al. 2016** Iordache, M; Badulescu, C; Iacomi, D; Nitu, E; Ciuca, C., 2016. Numerical Simulation of the Friction Stir Welding Process Using Coupled Eulerian Lagrangian Method. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* **145**, S. 22017
DOI: 10.1088/1757-899X/145/2/022017

- Williams et al. 1970** J.E.Williams; E.C. Rollason., 1970. Metallurgical and practical parameters affecting built-up edge formation in metal cutting.
Journal of the Institute of Metals **98**, S. 145–153
- Jadhav et al. 2018** Jadhav, S. S; Kakde, A. S; Patil, N. G; Sankpal, J. B., 2018. Effect of Cutting parameters, Point angle and reinforcement percentage on surface finish, in drilling of AL6061/Al 2 O 3p MMC.
Procedia Manufacturing **20**, S. 2–11
DOI: 10.1016/j.promfg.2018.02.001
- Jäger 2013** Jäger, Nicola, 2013.
In der Nische parkt der Trend.
Verfügbar unter: <https://power-shift.de/in-der-nische-parkt-der-trend/>
Zugriff am: 29.05.2017
- Jaspers et al. 2002a** Jaspers, S. P. F. C; Dautzenberg, J.H., 2002. Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone.
Journal of Materials Processing Technology **122**, S. 322–330
- Jaspers et al. 2002b** Jaspers, S.P.F.C; Dautzenberg, J.H, 2002. Material behaviour in metal cutting: Strains, strain rates and temperatures in chip formation.
Journal of Materials Processing Technology **121** (1), S. 123–135
DOI: 10.1016/S0924-0136(01)01227-4
- Jee et al. 1988** Jee, Yong; Becker, Michael F; Walser, Rodger M., 1988. Laser-induced damage on single-crystal metal surfaces.
Journal of the Optical Society of America B **5** (3), S. 648
DOI: 10.1364/JOSAB.5.000648
- Jianxin et al. 2012** Jianxin, Deng; Ze, Wu; Yunsong, Lian; Ting, Qi; Jie, Cheng, 2012. Performance of carbide tools with textured rake-face filled with solid lubricants in dry cutting processes.
International Journal of Refractory Metals and Hard Materials **30** (1), S. 164–172
DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2011.08.002
- Johne 1984** Johne, P., 1984.
Handbuch der Aluminiumzerspanung.
Düsseldorf: Aluminium-Verlag.
ISBN 3-87017-172-3

- Johnson et al. 1985** Johnson, Gordon; Cook, William, 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* **21**, S. 31–48
- Jones 2016** Jones, Bradley, 2016. 21st century screening experiments: What, why, and how. *Quality Engineering* **28** (1), S. 98–106
DOI: 10.1080/08982112.2015.1100462
- Kaiser et al. 2016** Kaiser, Oliver; Dr. Krauss, Oliver; Dr. Seitz, Heike; Kirmes, Stefan, 2016. Ressourceneffizienz im Leichtbau November, VDI ZRE Publikationen: Kurzanalyse Nr. 17, November 2016
- Kato et al. 1972** Kato, S; Yamaguchi, K; Yamada, M., 1972. Stress Distribution at the Interface Between Tool and Chip in Machining. *Journal of Engineering for Industry* **94** (2), S. 683
DOI: 10.1115/1.3428229
- Kaufeld 1994** Kaufeld, Michael, 1994. *Rationalisierung durch Hochgeschwindigkeitsbearbeitung: Ein Weg zur Fabrik 2000?* Renningen-Malmsheim: expert-Verl. Kontakt & Studium Werkstoffe 424. ISBN 3816908926
- Kawasegi et al. 2009** Kawasegi, Noritaka; Sugimori, Hiroshi; Morimoto, Hideki; Morita, Noboru; Hori, Isao, 2009. Development of cutting tools with microscale and nanoscale textures to improve frictional behavior. *Precision Engineering* **33** (3), S. 248–254
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2008.07.005
- Ke et al. 2005** Ke, Feng; Ni, Jun; Stephenson, D. A., 2005. Continuous chip formation in drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **45** (15), S. 1652–1658
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.03.011
- Kelly et al. 2002** Kelly, J.F; Cotterell, M.G, 2002. Minimal lubrication machining of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology* **120** (1-3), S. 327–334
DOI: 10.1016/S0924-0136(01)01126-8
- Kishawy et al. 2005** Kishawy, H. A; Dumitrescu, M; Ng, E. -G; Elbestawi, M. A., 2005. Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality

- during high-speed machining of A356 aluminum alloy.
International Journal of Machine Tools and Manufacture (2), S. 219–227
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.07.003
- DIN 513** DIN ISO 513:2014-05:2014-05.
Klassifizierung und Anwendung von harten Schneidstoffen für die Metallzerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden - Bezeichnung der Hauptgruppen und Anwendungen.
- Klein et al. 2009** Klein, Tiago Borsoi; Eschenberg, Tobias; Mattes, Alexander, 2009. Einsatz von Pikosekundenlasern zur Modifikation von Hochleistungswerkzeugen.
Diamond Business, S. 6–14
- Kleppmann 2013** Kleppmann, Wilhelm, 2013.
Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren.
8., überarb. Aufl.
München: Hanser.
Praxisreihe Qualitätswissen.
ISBN 978-3-446-43752-4
- Kleppmann 2016** Kleppmann, Wilhelm, 2016.
Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren.
9., überarbeitete Auflage.
München, Wien: Hanser.
Praxisreihe Qualitätswissen.
ISBN 978-3-446-44716-5
- Klocke et al. 2007** Klocke, Fritz; König, Wilfried, 2007.
Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren.
8. Aufl.
Berlin: Springer.
ISBN 978-3-540-23458-6
- Klocke et al. 2008** Klocke, Fritz; König, Wilfried, 2008.
Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren.
8. Aufl.
Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag.
VDI-Buch.
ISBN 978 3 540 23458 6
Verfügbar unter: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-35834-3>
DOI: 10.1007/978-3-540-35834-3
- Kornwachs 2012** Kornwachs, Klaus, 2012.
Strukturen technologischen Wissens: Analytische Studien zu einer Wissenschaftstheorie der Technik.
Berlin: Edition Sigma.

ISBN 978-3-8360-3585-9
DOI: 10.5771/9783845269146

Kötter 2006

Kötter, Dirk, 2006.
Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen, Dortmund, Univ., Diss., 2006.
Essen: Vulkan-Verl.
Schriftenreihe des ISF 36.
Dortmund, Univ., Diss., 2006.
ISBN 3802787366

Kramer et al. 2016

Kramer, Thorsten; Neuenschwander, Beat; Jäggi, Beat; Remund, Stefan; Hunziker, Urs; Zürcher, Josef, 2016. Influence of Pulse Bursts on the Specific Removal Rate for Ultra-fast Pulsed Laser Micromachining of Copper.
Physics Procedia **83**, S. 123–134
DOI: 10.1016/j.phpro.2016.08.024

Kramer et al. 2018

Kramer, Thorsten; Remund, Stefan; Jäggi, Beat; Schmid, Marc; Neuenschwander, Beat, 2018. Ablation dynamics – from absorption to heat accumulation/ultra-fast laser matter interaction.
Advanced Optical Technologies **7** (3), S. 129–144
DOI: 10.1515/aot-2018-0010

Kümmel et al. 2014

Kümmel, Johannes; Gibmeier, Jens; Müller, Erich; Schneider, Reinhard; Schulze, Volker; Wanner, Alexander, 2014. Detailed analysis of microstructure of intentionally formed built-up edges for improving wear behaviour in dry metal cutting process of steel.
Wear **311** (1-2), S. 21–30
DOI: 10.1016/j.wear.2013.12.012

Kümmel 2015

Kümmel, Johannes, 2015.
Detaillierte Analyse der Aufbauschneidenbildung bei der Trockenzerspannung von Stahl C45E mit Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes.
Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2015

Kümmel et al. 2015

Kümmel, Johannes; Braun, Daniel; Gibmeier, Jens; Schneider, Johannes; Greiner, Christian; Schulze, Volker; Wanner, Alexander, 2015. Study on micro texturing of uncoated cemented carbide cutting tools for wear improvement and built-up edge stabilisation.
Journal of Materials Processing Technology **215**, S. 62–70
DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.07.032

- Kunze et al. 2016** Kunze, T; Mousavi, A; Stucky, Th; Böttcher, F., 2016. Tribological Optimization of Dry Forming Tools. *Dry Metal Forming Open Access Journal* **1**, S. 78–82
- Kuznetsov et al. 1966** Kuznetsov, V. D; Freitag, E. H., 1966. *Metal Transfer and Build-up in Friction and Cutting*. Burlington: Elsevier Science. ISBN 978-1-4832-3216-4
- Lange 2002** Lange, Kurt (Hrsg.), 2002. *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft*. 2. Aufl., Nachdr. in veränd. Ausstattung, limitierte Studienausg. Berlin: Springer. ISBN 9783540436867
- Lauer et al. 2015** Lauer, B; Jaeggi, B; Zhang, Y; Neuenschwander, B., 2015. Measurement of the maximum specific removal rate: unexpected influence of the experimental method and the spot size. In: *ICALEO 2015 October 18–22, 2015*, S. 146–154 DOI: 10.2351/1.5063162
- Lawal et al. 2013** Lawal, Sunday Albert; Choudhury, Imtiaz Ahmed; Nukman, Yusoff, 2013. A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: A case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant. *Journal of Cleaner Production* **41**, S. 210–221 DOI: 10.1016/j.jclepro.2012.10.016
- Lehmann 2006** Lehmann, Roland, 2006. *Herstellung von Mikrostrukturen an Präzisionswerkzeugen: Innoregio Inprosyt Verbundvorhaben*, Teilprojekt: Mikrostrukturierte CBN Werkzeuge
- Ling et al. 2013** Ling, Tiffany Davis; Liu, Pinzhi; Xiong, Shangwu; Grzina, Donald; Cao, Jian; Wang, Q. Jane; Xia, Z. Cedric; Talwar, Rajesh, 2013. Surface Texturing of Drill Bits for Adhesion Reduction and Tool Life Enhancement. *Tribology Letters* **52** (1), S. 113–122 DOI: 10.1007/s11249-013-0198-7
- List et al. 2005** List, G; Nouari, M; Géhin, D; Gomez, S; Manaud, J. P; Le Petitcorps, Y; Girot, F., 2005. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy.

Wear **259** (7-12), S. 1177–1189
DOI: 10.1016/j.wear.2005.02.056

Liu 1982

Liu, J. M., 1982. Simple technique for measurements of pulsed Gaussian-beam spot size.
Optics Letters **7** (5), S. 196–198

Ludwik 1909

Ludwik, P., 1909.
Elemente der Technologischen Mechanik.
Berlin, Heidelberg: Springer.
ISBN 978-3-662-39265-2
DOI: 10.1007/978-3-662-40293-1

Lange 2006

M. Lange, 2006. Hochleistungsfräsen von Aluminium-Strukturbauteilen.
7. Schmalkalder Werkzeugtagung 2006 **2006**

Ma et al. 2015

Ma, Jianfeng; Duong, Nick H; Lei, Shuting, 2015. 3D numerical investigation of the performance of microgroove textured cutting tool in dry machining of Ti-6Al-4V.
The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **79** (5-8), S. 1313–1323
DOI: 10.1007/s00170-015-6937-1

Mainé et al. 2013

Mainé, J. M; Batista, M; García-Jurado, D; Shaw, L; Marcos, M., 2013. FVM based Methodology for Evaluating Adhesion Wear of Cutting Tools.
Procedia CIRP **8**, S. 552–557
DOI: 10.1016/j.procir.2013.06.149

Mannion et al. 2002

Mannion, P; Magee, J; Coyne, E; O'Connor, G. M., 2002.
Ablation thresholds in ultrafast laser micromachining of common metals in air.
In: *OPTO Ireland*, Galway, Ireland, Thursday 5 September 2002, 470 S.
DOI: 10.1117/12.463744

Mattes 2007

Mattes, Alexander, 2007. Laserbearbeitung von PKD-Schneidwerkzeugen.
Futur **3**, S. 8–9

Melkote et al. 2017

Melkote, Shreyes N; Grzesik, Wit; Outeiro, Jose; Rech, Joel; Schulze, Volker; Attia, Helmi; Arrazola, Pedro-J; M'Saoubi, Rachid; Saldana, Christopher, 2017.
Advances in material and friction data for modelling of metal machining.
CIRP Annals **66** (2), S. 731–754
DOI: 10.1016/j.cirp.2017.05.002

- Metzner et al. 2019** Metzner, D; Lickschat, P; Weißmantel, S., 2019. Investigations of qualitative aspects with burst mode ablation of silicon and cemented tungsten carbide. *Applied Physics A* **125** (6)
DOI: 10.1007/s00339-019-2696-4
- Mooney 2003** Mooney, Christopher Z., 2003. *Monte Carlo simulation*. [Nachdr.]. Thousand Oaks, Calif.: Sage. Sage University papers Quantitative applications in the social sciences 116. ISBN 9780803959439
- Morse 1863.** *Improvement in drill-bits*. US38119 A
- M'Saoubi et al. 2015** M'Saoubi, Rachid; Axinte, Dragos; Soo, Sein Leung; Nobel, Christoph; Attia, Helmi; Kappmeyer, Gregor; Engin, Serafettin; Sim, Wei-Ming, 2015. High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **64** (2), S. 557–580
DOI: 10.1016/j.cirp.2015.05.002
- Nedialkov et al. 2004** Nedialkov, N. N; Imamova, S. E; Atanasov, P. A., 2004. Ablation of metals by ultrashort laser pulses. *Journal of Physics D: Applied Physics* **37** (4), S. 638–643
DOI: 10.1088/0022-3727/37/4/016
- Neuenschwander et al. 2012** Neuenschwander, Beat; Jaeggi, Beat; Schmid, Marc; Rouffiange, Vincent; Martin, Paul-E., 2012. Optimization of the volume ablation rate for metals at different laser pulse-durations from ps to fs. In: *SPIE LASE*, San Francisco, California, USA, Saturday 21 January 2012, 824307 S.
DOI: 10.1117/12.908583
- Neuenschwander et al. 2013** Neuenschwander, B; Jaeggi, B; Schmid, M; Dommann, A; Neels, A; Bandi, T; Hennig, G., 2013. Factors controlling the incubation in the application of ps laser pulses on copper and iron surfaces. In: *SPIE LASE*, San Francisco, California, USA, Saturday 2 February 2013, 86070D
DOI: 10.1117/12.2004136
- Nielsen et al. 2017** Nielsen, Chris Valentin; Bay, Niels, 2017. Overview of friction modelling in metal forming processes.

Procedia Engineering **207**, S. 2257–2262
DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.991

Niketh et al. 2017

Niketh, S; Samuel, G. L., 2017. Surface texturing for tribology enhancement and its application on drill tool for the sustainable machining of titanium alloy. *Journal of Cleaner Production* **167**, S. 253–270
DOI: 10.1016/j.jclepro.2017.08.178

Nolte et al. 1997

Nolte, S; Momma, C; Jacobs, H; Tünnermann, A; Chichkov, B. N; Wellegehausen, B; Welling, H., 1997. Ablation of metals by ultrashort laser pulses. *Journal of the Optical Society of America B* **14** (10), S. 2716
DOI: 10.1364/JOSAB.14.002716

Nouari et al. 2003

Nouari, M; List, G; Girot, F; Coupard, D., 2003. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear* **255** (7-12), S. 1359–1368
DOI: 10.1016/S0043-1648(03)00105-4

Nouari et al. 2005

Nouari, M; List, G; Girot, F; Géhin, D., 2005. Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **45** (12-13), S. 1436–1442
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.01.026

Obikawa et al. 2011

Obikawa, Toshiyuki; Kamio, Akihiro; Takaoka, Hidemitsu; Osada, Akira, 2011. Micro-texture at the coated tool face for high performance cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **51** (12), S. 966–972
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.08.013

Opalla 2003

Opalla, Dirk, 2003. *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Essen: Vulkan. Schriftenreihe des ISF 19. Dortmund, Univ., Diss., 2003. ISBN 3-8027-8716-1

Opitz et al. 1964

Opitz, H; Gappisch, M., 1964. *Die Aufbauschneidenbildung bei der spanabhebenden Bearbeitung*. Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen 1405.

- ISBN 9783322986573
DOI: 10.1007/978-3-322-98657-3
- Ostermann 1998** Ostermann, F., 1998.
Anwendungstechnologie Aluminium.
Berlin: Springer.
VDI-Buch.
ISBN 3-540-62706-5
- Ostermann 2014** Ostermann, Friedrich, 2014.
Anwendungstechnologie Aluminium.
3., neu bearb. Aufl. 2014.
Berlin, Heidelberg: Springer.
VDI-Buch.
ISBN 978-3-662-43806-0
- Özel 2006** Özel, Tugrul, 2006. The influence of friction models on finite element simulations of machining.
International Journal of Machine Tools and Manufacture **46** (5), S. 518–530
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.07.001
- Özel et al. 2007** Özel, Tuğrul; Karpaz, Yiğit, 2007. Identification of Constitutive Material Model Parameters for High-Strain Rate Metal Cutting Conditions Using Evolutionary Computational Algorithms.
Materials and Manufacturing Processes **22** (5), S. 659–667
DOI: 10.1080/10426910701323631
- Pascale 2001** Pascale, R., 2001.
Physikalische Chemie der Laser-Material-Wechselwirkung mit Ba-Al-Borosilikatglas, AlN, SiC, SiC-TiC-TiB₂.
Berlin
- Paucksch 2008** Paucksch, Eberhard, 2008.
Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien.
12., vollständig überarbeitete und erw. Aufl.
Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.
Vieweg Studium.
ISBN 978-3-8348-0279-8
- Pfeiffer et al. 2011** Pfeiffer, Manuel; Engel, Andy; Weißmantel, Steffen; Scholze, Stefan; Reisse, Guenter, 2011.
Microstructuring of Steel and Hard Metal using Femtosecond Laser Pulses.
Physics Procedia **12**, S. 60–66
DOI: 10.1016/j.phpro.2011.03.106

- Philip 1971** Philip, P. K., 1971. Built-up edge phenomenon in machining steel with carbide.
International Journal of Machine Tool Design and Research **11** (2), S. 121–132
DOI: 10.1016/0020-7357(71)90021-7
- Pilný et al. 2012** Pilný, Lukáš; Chiffre, Leonardo de; Píška, Miroslav; Villumsen, Morten F., 2012. Hole quality and burr reduction in drilling aluminium sheets.
CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology **5** (2), S. 102–107
DOI: 10.1016/j.cirpj.2012.03.005
- Plackett et al. 1946** Plackett, R. L; Burman, J. P., 1946. The Design of Optimum Multifactorial Experiments.
Biometrika **33** (4), S. 305
DOI: 10.2307/2332195
- Popov 2010** Popov, Valentin L., 2010.
Kontaktmechanik und Reibung: Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik.
Dordrecht: Springer.
ISBN 9783642133015
- Popper 2005** Popper, Karl Raimund, 2005.
Logik der Forschung.
11. Aufl., durchges. und erg.
Tübingen: Mohr Siebeck.
Gesammelte Werke in deutscher Sprache ; 3.
ISBN 9783161481116
- Raciukaitis 2009** Raciukaitis, Gediminas, 2009. Use of High Repetition Rate and High Power Lasers in Microfabrication: How to Keep the Efficiency High?
Journal of Laser Micro/Nanoengineering **4** (3), S. 186–191
DOI: 10.2961/jlmn.2009.03.0008
- Radaj et al. 2007** Radaj, Dieter; Vormwald, Michael, 2007.
Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure.
3., neubearbeitete und erweiterte Auflage.
Berlin, Heidelberg: Springer.
ISBN 978-3-540-71458-3
DOI: 10.1007/978-3-540-71459-0
- Ramaswami 1971** Ramaswami, R., 1971. The effect of the built-up-edge(BUE) on the wear of cutting tools.
Wear **18** (1), S. 1–10
DOI: 10.1016/0043-1648(71)90059-7

- Ranjan et al. 2019** Ranjan Soren, Tusar; Kumar, Ramanuj; Panigrahi, Isham; Kumar Sahoo, Ashok; Panda, Amlana; Kumar Das, Rabin, 2019. Machinability behavior of Aluminium Alloys: A Brief Study. *Materials Today: Proceedings* **18**, S. 5069–5075
DOI: 10.1016/j.matpr.2019.07.502
- Rathod et al. 2016** Rathod, Pankaj; Aravindan, S; Venkateswara Rao P., 2016. Performance Evaluation of Novel Micro-textured Tools in Improving the Machinability of Aluminum Alloy (Al 6063). *Procedia Technology* **23**, S. 296–303
DOI: 10.1016/j.protcy.2016.03.030
- Reinhold 1963** Reinhold, Rolf, 1963. *Untersuchungen der Spanlenkung an Werkzeugen mit Spanleitung beim Drehen von Stahl*
- Reisacher 2011** Reisacher, Martin, 2011. Laser-Komplettbearbeitung von Schneidkanten, Freiwinkeln und Spanleitstufen in PKD / CVD. *Diamond Business* **3**, S. 46–51
- Risse 2006** Risse, Kai, 2006. *Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl*, Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2006.
Aachen, Aachen: Shaker; Techn. Univ. Berichte aus der Produktionstechnik 2006,15.
Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2006.
ISBN 978-3-8322-5252-6
- Roethel 1996** Roethel, J., 1996. *Kuhlschmierung bei der Zerspanung von Aluminiumlegierungen*.
Dusseldorf: VDI Verlag.
IFW Produktionstechnik : Berichte aus dem Institut für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, Universität Hannover 386.
ISBN 9783183386024
- Roos et al. 2015** Roos, Eberhard; Maile, Karl, 2015. *Werkstoffkunde für Ingenieure*.
Berlin, Heidelberg: Springer.
ISBN 978-3-642-54988-5
DOI: 10.1007/978-3-642-54989-2
- Rösler et al. 2006** Rösler, Joachim; Harders, Harald; Bäker, Martin, 2006. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe: Mit 31 Tabellen und 34 Aufgaben und Lösungen*.

2., durchges. und erw. Aufl.
Wiesbaden: Teubner.
Lehrbuch Maschinenbau.
ISBN 978-3-8351-0008-4
Verfügbar unter: http://deposit.dnb.de/cgi-bin/dokserv?id=2803149&prov=M&dok_var=1&dok_ext=htm

Sakamoto 2013

Sakamoto, Haruhisa, 2013. Practical Definition Method of Laser Ablation Threshold in Nano-second Order Pulse Duration Considering Intensity Distribution at Focal Point.
Journal of Laser Micro/Nanoengineering **8** (1), S. 45–50
DOI: 10.2961/jlmn.2013.01.0010

Sattel et al. 2015

Sattel, Stefan; Herter, Jasmin, 2015. Fokussiert auf Aluminium.
WB Werkstatt und Betrieb (5), S. 44–47

DIN 3822

VDI 3822:2011:2011.
Schadensanalyse Schäden durch thermische Beanspruchungen.

Schille et al. 2009

Schille, J; Schneider, L; Löschner, U; Ebert, R; Exner, H., 2009. Mikrostrukturierung mit hochrepetierender fs Laserstrahlung

Schneider et al. 2017

Schneider, Marco; Esch, Philipp, 2017.
Mikrostrukturen verbessern die Bohrbearbeitung: Mikrostrukturen verhelfen Bohrwerkzeugen zu höherer Leistung.
wt Werkstatttechnik online **107** (11), S. 834–840

Scholze et al. 2010

Scholze, Stefan; Wißuwa, Eckhard, 2010. Höhere Effektivität durch beschichtete Werkzeuge.
MM Maschinenmarkt (37), S. 92–94

Scholze et al. 2011

Scholze, Stefan; Wißuwa, Eckhard, 2011.
Einsatzuntersuchungen von ta-C beschichteten HSS-Bohrern.
Diamond Business **2**, S. 42–47

Schultheiss et al. 2013

Schultheiss, F; Fallqvist, M; M'Saoubi, R; Olsson, M; Ståhl, J., 2013. Influence of the tool surface micro topography on the tribological characteristics in metal cutting—Part II Theoretical calculations of contact conditions.
Wear **298-299**, S. 23–31
DOI: 10.1016/j.wear.2012.11.067

- Seliger 2012** Seliger, Günther (Hrsg.), 2012.
Sustainable Manufacturing.
Berlin, Heidelberg: Springer.
ISBN 978-3-642-27289-9
DOI: 10.1007/978-3-642-27290-5
- Shabi et al. 2017** Shabi, Linart; Weber, Juliane; Weber, Jürgen, 2017.
Analysis of the Energy Consumption of Fluidic
Systems in Machine Tools.
Procedia CIRP **63**, S. 573–579
DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.348
- Sharma et al. 2016a** Sharma, Varun; Pandey, Pulak Mohan, 2016.
Comparative Study of Turning of 4340 Hardened
Steel with Hybrid Textured Self-Lubricating Cutting
Inserts.
Materials and Manufacturing Processes **31** (14), S.
1904–1916
DOI: 10.1080/10426914.2015.1127951
- Sharma et al. 2016b** Sharma, Varun; Pandey, Pulak M., 2016. Recent
advances in turning with textured cutting tools: A
review.
Journal of Cleaner Production **137**, S. 701–715
DOI: 10.1016/j.jclepro.2016.07.138
- Siebertz et al. 2010** Siebertz, Karl; Bebbber, David Theo van; Hochkirchen,
Thomas, 2010.
*Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments
(DOE)*.
1. Aufl.
Heidelberg, Dordrecht [u.a.]: Springer.
VDI-Buch.
ISBN 978-3-642-05492-1
- Sigvant et al. 2019** Sigvant, M; Pilthammar, J; Hol, J; Wiebenga, J.
Harmen; Chezan, T; Carleer, B; van den Boogaard, T.,
2019. Friction in sheet metal forming: influence of
surface roughness and strain rate on sheet metal
forming simulation results.
Procedia Manufacturing **29**, S. 512–519
DOI: 10.1016/j.promfg.2019.02.169
- Sommer et al. 2014** Sommer, Karl; Heinz, Rudolf; Schöfer, Jörg (Hrsg.),
2014.
Verschleiß metallischer Werkstoffe.
Wiesbaden: Springer.
ISBN 978-3-8348-2463-9
DOI: 10.1007/978-3-8348-2464-6

- DIN 1412** DIN 1412:2001:2001-03.
Spiralbohrer aus Schnellarbeitsstahl - Anschliffformen.
- DIN 5419** Deutsche Gesellschaft für Materialkunde 1998
DIN ISO 5419:1998-06.
Spiralbohrer Benennungen, Definitionen und Formen.
- Sreejith 2008** Sreejith, P. S., 2008. Machining of 6061 aluminium alloy with MQL, dry and flooded lubricant conditions. *Materials Letters* (2), S. 276–278
DOI: 10.1016/j.matlet.2007.05.019
- Sugihara et al. 2009** Sugihara, Tatsuya; Enomoto, Toshiyuki, 2009. Development of a cutting tool with a nano/micro-textured surface—Improvement of anti-adhesive effect by considering the texture patterns. *Precision Engineering* **33** (4), S. 425–429
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2008.11.004
- Sugihara et al. 2012** Sugihara, Tatsuya; Enomoto, Toshiyuki, 2012. Improving anti-adhesion in aluminum alloy cutting by micro stripe texture. *Precision Engineering* **36** (2), S. 229–237
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2011.10.002
- Sugihara et al. 2013** Sugihara, Tatsuya; Enomoto, Toshiyuki, 2013. Crater and flank wear resistance of cutting tools having micro textured surfaces. *Precision Engineering* **37** (4), S. 888–896
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2013.05.007
- Suh et al. 1981** Suh, N. P; Sin, H. C., 1981. The Genesis of friction. *Wear* **69**, S. 91–114
- Suresh et al. 2014** Suresh Kannan, I; Ghosh, Amitava, 2014. Dry Machining of AA7075 by H-DLC Coated Carbide End Mill. *Procedia Materials Science* **5**, S. 2615–2621
DOI: 10.1016/j.mspro.2014.07.522
- ASME 2010** ASME B46.1-2009:2010-08.
Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay).
- Takeyama et al. 1968** Takeyama, H; Ono, T., 1968. Basic Investigation of Built-Up-Edge. *Journal of Engineering for Industry* **90** (2), S. 335
DOI: 10.1115/1.3604638
- Tan et al. 2010** Tan, J. L; Butler, D. L; Sim, L. M; Jarfors, A. E. W., 2010. Effects of laser ablation on cemented tungsten

- carbide surface quality.
Applied Physics A **101** (2), S. 265–269
DOI: 10.1007/s00339-010-5815-9
- Tikal et al. 1993** Tikal, F; Kammermeier, D., 1993.
Vollhartmetallbohrer und -fräser: Qualität und Leistungsfähigkeit moderner Schneidstoffe.
Landsberg/Lech: Verl. Moderne Industrie.
Die Bibliothek der Technik 86.
ISBN 3-478-93098-7
- Tikal et al. 2003** Tikal, Franz; Heiler, Roland; Müller, Peter, 2003.
Bohrer und Gewindewerkzeuge: Werkzeugkonzepte, Fertigungstechnologien und elektronische Werkzeugauswahl.
Landsberg/Lech: Verl. Moderne Industrie.
Die Bibliothek der Technik 257.
ISBN 3-478-93300-5
- Tikal et al. 2009** Tikal, Franz; Bienemann, R. (Hrsg.), 2009.
Schneidkantenpräparation: Ziele, Verfahren und Messmethoden ; Berichte aus Industrie und Forschung.
Kassel: Univ. Press.
ISBN 978-3-89958-494-3
- Tillmann et al. 2015** Tillmann, W; Stangier, D; Hagen, L; Biermann, D; Kersting, P; Krebs, E., 2015. Tribologische Untersuchung bionischer und mikrostrukturierter Funktionsflächen.
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik **46** (11), S. 1096–1104
DOI: 10.1002/mawe.201500434
- Töpfer 2010** Töpfer, Armin, 2010.
Erfolgreich Forschen: Ein Leitfaden für Bachelor-, Master-Studierende und Doktoranden.
Zweite, überarbeitete und erweiterte Auflage.
Berlin, Heidelberg: Springer.
Springer-Lehrbuch.
ISBN 978-3-642-13901-7
- Trent 1979** Trent, E. M., 1979.
Wear of Metal-Cutting Tools.
In: *Wear*: Elsevier, S. 443–489
ISBN 9780123418135
DOI: 10.1016/S0161-9160(13)70074-7
- Trent 1988** Trent, E. M., 1988. Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I Seizure in Metal Cutting.
Wear **128**, S. 29–45

- Trent et al. 2000** Trent, Edward; Wright, Paul (Hrsg.), 2000. *Metal Cutting*: Elsevier. ISBN 9780750670692
- Tsao 2007** Tsao, C. C., 2007. An experiment study of hard coating and cutting fluid effect in milling aluminum alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **32** (9-10), S. 885–891
DOI: 10.1007/s00170-006-0417-6
- Tschätsch 2009** Tschätsch, Heinz, 2009. *Applied Machining Technology*. Berlin, Heidelberg: Springer. ISBN 978-3-642-01006-4
DOI: 10.1007/978-3-642-01007-1
- Uhlmann et al. 2019** Uhlmann, E; Schröter, D; Bachmann, H; Meier, P., 2019. Mikrostrukturierte CVD-Diamant-Werkzeuge: Simulative Auslegung für eine leistungsfähigere Zerspanung von Ti-6Al-4V. *wt Werkstatttechnik online* (12), S. 40–45
- Ulmer et al. 2013** Ulmer, H; Dinkelacker, F; Engelke, F; Reithmeier, E; Götsching, T; Denkena, B., 2013. Microstructuring of Thermo-Mechanically Highly Stressed Surfaces for Application in Internal Combustion Engines. *World Tribology Congress 2013*
- Ulrich et al. 1976** Ulrich, P; Hill, W., 1976. Wissenschaftstheoretische Grundlagen der Betriebswirtschaftslehre. *Wirtschaftswissenschaftliches Studium : Zeitschrift für Ausbildung und Hochschulkontakt*, S. 304–309
- Vakis et al. 2018** Vakis, A. I; Yastrebov, V. A; Scheibert, J; Nicola, L; Dini, D; Minfray, C; Almqvist, A; Paggi, M; Lee, S; Limbert, G; Molinari, J. F; Anciaux, G; Aghababaei, R; Echeverri Restrepo, S; Papangelo, A; Cammarata, A; Nicolini, P; Putignano, C; Carbone, G; Stupkiewicz, S; Lengiewicz, J; Costagliola, G; Bosia, F; Guarino, R; Pugno, N. M; Müser, M. H; Ciavarella, M., 2018. Modeling and simulation in tribology across scales: An overview. *Tribology International* **125**, S. 169–199
DOI: 10.1016/j.triboint.2018.02.005
- van Wendel de Joode et al. 2005** van Wendel de Joode, B; Bierman, E. P. B; Brouwer, D. H; Spithoven, J; Kromhout, H., 2005. An assessment of dermal exposure to semi-synthetic metal working fluids by different methods to group workers for an epidemiological study on dermatitis.

- Occupational and environmental medicine* **62** (9), S. 633–641
DOI: 10.1136/oem.2004.015396
- Vaziri et al. 2015** Vaziri Sereshk, M. R; Heydarizadeh, P., 2015. The Evaluation of Analytical Models for Orthogonal Cutting Process.
In: *Proceedings of the 2015 International Conference on Electrical, Automation and Mechanical Engineering*, Phuket, Thailand, 26.07.2015 - 27.07.2015
DOI: 10.2991/eame-15.2015.141
- DIN 6539** Deutsches Institut für Normung e.V.
DIN 6539.
Vollhartmetall-Spiralbohrer mit durchgehendem Zylinderschaft Maße.
- Wang et al. 2018** Wang, Xincui; Zheng, Hongyu, 2018. Picosecond laser micro-drilling, engraving and surface texturing of tungsten carbide.
Journal of Laser Applications **30** (3), S. 32203
DOI: 10.2351/1.5040602
- Warnecke et al. 1977** Warnecke, G; Hummel, G., 1977.
Zerspanen metallischer Werkstoffe - Spanentstehung: IWF (Göttingen)
DOI: 10.3203/IWF/C-1246eng
- Weber et al. 2014** Weber, Rudolf; Graf, Thomas; Berger, Peter; Onuseit, Volkher; Wiedenmann, Margit; Freitag, Christian; Feuer, Anne, 2014. Heat accumulation during pulsed laser materials processing.
Optics express **22** (9), S. 11312–11324
DOI: 10.1364/OE.22.011312
- Wei et al. 2017** Wei, Yuan; Kim, Mi-Ru; Lee, Deug-Woo; Park, Chaneel; Park, Simon S., 2017. Effects of micro textured sapphire tool regarding cutting forces in turning operations.
International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology **4** (2), S. 141–147
DOI: 10.1007/s40684-017-0017-y
- Weikert 2006** Weikert, Michael, 2006.
Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laserpulsen, Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2005.
München: Utz.
Laser in der Materialbearbeitung - Forschungsberichte des IFSW.
ISBN 3-8316-0573-4

- Weinert 1999** Weinert, Klaus, 1999.
Trockenbearbeitung und Minimalmengenkühlschmierung: Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik.
Berlin, Heidelberg: Springer.
VDI-Buch.
ISBN 978-3-642-63671-4
DOI: 10.1007/978-3-642-58624-8
- Wener 2011** Wener, Anncathrin, 2011.
Aluminium im Automobil - Der richtige Werkstoff am richtigen Platz.
Düsseldorf.
Verfügbar unter:
<http://www.aluinfo.de/index.php/gda-news-de/items/aluminium-im-automobil---der-richtige-werkstoff-am-richtigen-platz.html>
Zugriff am: 03.05.2016
- Westkämper et al. 2011** Westkämper, Engelbert; Warnecke, Hans-Jürgen; Dinkelmann, Max; Haag, Holger, 2011.
Einführung in die Fertigungstechnik.
8., aktualisierte und erw. Aufl., korrigierter Nachdr.
Wiesbaden: Vieweg + Teubner.
Fertigung.
ISBN 9783834808356
- Westlund et al. 2016** Westlund, V; Heinrichs, J; Olsson, M; Jacobson, S., 2016. Investigation of material transfer in sliding friction-topography or surface chemistry?
Tribology International **100**, S. 213–223
DOI: 10.1016/j.triboint.2016.01.022
- Witek-Krowiak et al. 2014** Witek-Krowiak, Anna; Chojnacka, Katarzyna; Podstawczyk, Daria; Dawiec, Anna; Pokomeda, Karol, 2014. Application of response surface methodology and artificial neural network methods in modelling and optimization of biosorption process.
Bioresource technology **160**, S. 150–160
DOI: 10.1016/j.biortech.2014.01.021
- Yamada 1985** Yamada, M., 1985. Effects of Mg, Cu on built-up edge and cutting temperature in turning of Al-7%Si alloy.
Journal of Japan Institute of Light Metals **35** (7), S. 414–418
DOI: 10.2464/jilm.35.414
- Yasar et al. 2017** Yasar, Nafiz; Boy, Mehmet; Günay, Mustafa; Slătineanu, L; Nagit, G; Dodun, O; Merticaru, V; Coteata, M; Ripanu, M. I; Mihalache, A. M; Boca, M;

- Ibanescu, R; Panait, C. E; Oancea, G; Kyratsis, P., 2017. The effect of drilling parameters for surface roughness in drilling of AA7075 alloy.
MATEC Web of Conferences **112** (1), S. 1018
DOI: 10.1051/mateconf/201711201018
- Yibo et al. 2015** Yibo, Peng; Gang, Wang; Tianxing, Zhu; Shangfeng, Pan; Yiming, Rong, 2015. Dynamic Mechanical Behaviors of 6082-T6 Aluminum Alloy.
Advances in Mechanical Engineering **5** (2), S. 878016
DOI: 10.1155/2013/878016
- Yokota et al. 2014** Yokota, Tomohiro; Sawa, Takekazu; Yokouchi, Masahiro; Tozawa, Koichi; Anzai, Masahiro; Aizawa, Tatsuhiko, 2014. Frictional properties of diamond-like carbon coated tool in dry intermittent machining of aluminum alloy 5052.
Precision Engineering **38** (2), S. 365–370
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2013.11.007
- Ze-Hua 1981** Ze-Hua, Z., 1981.
The Effect of Cutting Conditions on the Built-Up Edge.
In: Alexander, J. M. (Hrsg.): *Proceedings of the Twenty-First International Machine Tool Design and Research Conference*.
London: Macmillan Education UK, S. 275–280
ISBN 978-1-349-05863-1
DOI: 10.1007/978-1-349-05861-7_36
- Zhang et al. 2015a** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Sun, Jialin; Jiang, Chao; Liu, Yayun; Chen, Shuai, 2015. Effect of micro/nano-scale textures on anti-adhesive wear properties of WC/Co-based TiAlN coated tools in AISI 316 austenitic stainless steel cutting.
Applied Surface Science **355**, S. 602–614
DOI: 10.1016/j.apsusc.2015.07.132
- Zhang et al. 2015b** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Xing, Youqiang; Li, Shipeng; Gao, Huanhuan, 2015. Effect of microscale texture on cutting performance of WC/Co-based TiAlN coated tools under different lubrication conditions.
Applied Surface Science **326**, S. 107–118
DOI: 10.1016/j.apsusc.2014.11.059
- Zhang et al. 2016** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Lei, Shuting; Yu, Xiaoming, 2016. Effect of micro/nano-textures and burnished MoS₂ addition on the tribological properties of PVD TiAlN coatings against AISI 316 stainless steel.

Surface and Coatings Technology **291**, S. 382–395
DOI: 10.1016/j.surfcoat.2016.03.008

Zhao et al. 2017

Zhao, T; Zhou, J. M; Bushlya, V; Ståhl, J. E., 2017.
Effect of cutting edge radius on surface roughness
and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel.
*The International Journal of Advanced Manufacturing
Technology* **91** (9-12), S. 3611–3618
DOI: 10.1007/s00170-017-0065-z

Zhou et al. 2012

Zhou, Jun; Hayden, Matthew; Gao, Xiaosheng, 2012.
An investigation of the strain rate and temperature
effects on the plastic flow stress and ductile failure
strain of aluminum alloys 5083-H116, 6082-T6 and a
5183 weld metal.
*Proceedings of the Institution of Mechanical
Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering
Science* **227** (5), S. 883–895
DOI: 10.1177/0954406212450962

Zoglauer 1993

Zoglauer, T., 1993. Kann der Realismus
wissenschaftliche begründet werden?
Neue Realitäten - Herausforderungen der Philosophie,
S. 600–607

Zorev 1963

Zorev, N. (Hrsg.), 1963.
*Interrelationship between the shear processes
occurring along the tool face and on the shear plane
in metal cutting.*: American Society of Mechanical
Engineers

- Ibanescu, R; Panait, C. E; Oancea, G; Kyratsis, P., 2017. The effect of drilling parameters for surface roughness in drilling of AA7075 alloy.
MATEC Web of Conferences **112** (1), S. 1018
DOI: 10.1051/mateconf/201711201018
- Yibo et al. 2015** Yibo, Peng; Gang, Wang; Tianxing, Zhu; Shangfeng, Pan; Yiming, Rong, 2015. Dynamic Mechanical Behaviors of 6082-T6 Aluminum Alloy.
Advances in Mechanical Engineering **5** (2), S. 878016
DOI: 10.1155/2013/878016
- Yokota et al. 2014** Yokota, Tomohiro; Sawa, Takekazu; Yokouchi, Masahiro; Tozawa, Koichi; Anzai, Masahiro; Aizawa, Tatsuhiko, 2014. Frictional properties of diamond-like carbon coated tool in dry intermittent machining of aluminum alloy 5052.
Precision Engineering **38** (2), S. 365–370
DOI: 10.1016/j.precisioneng.2013.11.007
- Ze-Hua 1981** Ze-Hua, Z., 1981.
The Effect of Cutting Conditions on the Built-Up Edge.
In: Alexander, J. M. (Hrsg.): *Proceedings of the Twenty-First International Machine Tool Design and Research Conference*.
London: Macmillan Education UK, S. 275–280
ISBN 978-1-349-05863-1
DOI: 10.1007/978-1-349-05861-7_36
- Zhang et al. 2015a** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Sun, Jialin; Jiang, Chao; Liu, Yayun; Chen, Shuai, 2015. Effect of micro/nano-scale textures on anti-adhesive wear properties of WC/Co-based TiAlN coated tools in AISI 316 austenitic stainless steel cutting.
Applied Surface Science **355**, S. 602–614
DOI: 10.1016/j.apsusc.2015.07.132
- Zhang et al. 2015b** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Xing, Youqiang; Li, Shipeng; Gao, Huanhuan, 2015. Effect of microscale texture on cutting performance of WC/Co-based TiAlN coated tools under different lubrication conditions.
Applied Surface Science **326**, S. 107–118
DOI: 10.1016/j.apsusc.2014.11.059
- Zhang et al. 2016** Zhang, Kedong; Deng, Jianxin; Lei, Shuting; Yu, Xiaoming, 2016. Effect of micro/nano-textures and burnished MoS₂ addition on the tribological properties of PVD TiAlN coatings against AISI 316 stainless steel.

Surface and Coatings Technology **291**, S. 382–395
DOI: 10.1016/j.surfcoat.2016.03.008

Zhao et al. 2017

Zhao, T; Zhou, J. M; Bushlya, V; Ståhl, J. E., 2017.
Effect of cutting edge radius on surface roughness
and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel.
*The International Journal of Advanced Manufacturing
Technology* **91** (9-12), S. 3611–3618
DOI: 10.1007/s00170-017-0065-z

Zhou et al. 2012

Zhou, Jun; Hayden, Matthew; Gao, Xiaosheng, 2012.
An investigation of the strain rate and temperature
effects on the plastic flow stress and ductile failure
strain of aluminum alloys 5083-H116, 6082-T6 and a
5183 weld metal.
*Proceedings of the Institution of Mechanical
Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering
Science* **227** (5), S. 883–895
DOI: 10.1177/0954406212450962

Zoglauer 1993

Zoglauer, T., 1993. Kann der Realismus
wissenschaftliche begründet werden?
Neue Realitäten - Herausforderungen der Philosophie,
S. 600–607

Zorev 1963

Zorev, N. (Hrsg.), 1963.
*Interrelationship between the shear processes
occurring along the tool face and on the shear plane
in metal cutting.*: American Society of Mechanical
Engineers

Das Ziel dieser Arbeit war die methodische Entwicklung von Mikrostrukturen für den Anwendungsfall der Bohrbearbeitung von Aluminium-Werkstoffen. Anhand aufbauender experimenteller Versuchspläne konnten die Strukturen in ihrer Wirkung analysiert und gezielt auf den gegebenen Zerspanungsprozess hin optimiert werden. Durch mikrostrukturierte Spanflächen im vorderen Schneidenbereich verbesserte sich das Einsatzverhalten signifikant. Es gelang, die notwendigen Schnitt- und Vorschubkräfte um bis zu 25 % zu reduzieren. Gleichsam wurde eine Verbesserung der Bearbeitungsqualität erreicht.

ISBN 978-3-8396-1721-2



9 783839 617212

FRAUNHOFER VERLAG