

# **Die Anwendung des Drehfräsens zur Erzeugung von funktionalen Oberflächen**

**Dissertation**

Zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieurin**

**(Dr.-Ing.)**

von M. Sc. Christin Döbberthin

geb. am 03.09.1986 in Haldensleben

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau  
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Dr. h.c. Dr. h.c. B. Karpuschewski

Prof. Ing. CSc. Ildikó Maňková

Promotionskolloquium am 16.09.2020

---

## Kurzfassung

In technischen Systemen werden funktionale Oberflächenstrukturen eingesetzt, um steigende Bauteilanforderungen und -eigenschaften zu erfüllen. Die Spezifikationen der Oberflächen schränken dabei die Auswahl der Fertigungsverfahren deutlich ein. Das hierbei dominierende Fertigungsverfahren für die Oberflächenendbearbeitung ist auch heute noch das Schleifen. Im Hinblick auf die Strukturierung von tribologisch vorteilhaften Oberflächen bietet sich mit dem Drehfräsen ein alternatives Endbearbeitungsverfahren mit definierter Schneide an. Im Vergleich zum Schleifen generiert die definierte Schneide gezielt strukturierte Oberflächen, welche über die Wahl geeigneter Bearbeitungsparameter beeinflussbar sind. Der Einsatz einer geometrisch definierten Schneide sichert somit eine große Freiheit in der Oberflächengestaltung. Die vorliegende Arbeit belegt das Potential des Drehfräsens unter diesem Aspekt eines sehr geeigneten Fertigungsverfahrens für die Erzeugung von funktionalen Oberflächenstrukturen. Unter weiterer Betrachtung von wirtschaftlichen und kinematischen Komponenten stellt das Drehfräsen eine sehr interessante Alternative, insbesondere zum Schleifen, dar.

Um das Drehfräsen vollumfänglich für den Einsatz in der technologischen Praxis zur Herstellung definierter Oberflächen vorzubereiten, bedarf es einer systematischen und grundlegenden wissenschaftlichen Untersuchung der einzelnen Verfahrensarten des Drehfräsens sowie den spezifischen spanungstechnischen Gegebenheiten und des Belastungsverhaltens. Bis heute fehlt eine umfassende Beschreibung der vorliegenden geometrischen Spanungsverhältnisse und deren Einflüsse auf die Ausbildung strukturierter Oberflächen sowie der Wirkungen der Kraftkomponenten auf das Bearbeitungsergebnis. Innerhalb der Arbeit werden diese Schwerpunkte ausführlich betrachtet. Die dabei erstellten Modelle bilden die Basis für die Versuchsplanung und die durchgeführten Versuchsreihen zur Beschreibung des Werkzeugverschleißverhaltens und die realisierbare Oberflächenstrukturierung. Über die Variation der Werkzeuggeometrie und der Schnittparameter konnte der Prozess des Drehfräsens einer tiefergehenden Betrachtung unterzogen werden. Als praxisrelevante Beispiele für eine erforderliche Oberflächenendbearbeitung wurden konkrete Anwendungen aus der Wälzlager- und Medizintechnik herangezogen.

Den Abschluss der Arbeit bildet die Formulierung von zwei Simulationsansätzen zur Beschreibung des Drehfräsverfahrens. Die Nutzung dieser Simulationen liefert im

---

Ergebnis die Abbildung der zu erwartenden Oberflächenstrukturen. Somit kann eine Aussage zur Oberflächenstrukturierung in Abhängigkeit von den Bearbeitungsparametern bereits vor der Bearbeitung erfolgen.

Die Arbeit leistet einen wesentlichen Beitrag, das Drehfräsen als ein alternatives und effizientes Verfahren zur Oberflächenendbearbeitung mit gezielter Oberflächenstrukturierung zu etablieren.

---

## **Abstract**

Functional surface structures are applied in technical components that meet specific requirements for implementing the properties of the system. The specifications of the surfaces are demanding specific manufacturing methods. These manufacturing processes for tribological surfaces are currently dominated by grinding. With regard to the structuring of these surfaces, turn-milling represents an efficient alternative. Compared to grinding the cutting edge is able to produce a repeatable surface structure. The surface pattern itself is variable due to the cutting parameters of the process. Therefore, a defined cutting edge enables a high flexibility to produce structured surfaces. The present work demonstrates the potential of turn-milling. In terms of the economic and kinematic components, turn-milling is an alternative to other methods.

In order to use the turn-milling technology entirely for defined surface finishing, the process was fundamentally investigated. Since a complementation of all types of turn-milling methods with respect to the chip geometry and its force models is missing, this aspect was examined too. These models form the basis for the experimental series with regard to tool wear development and surface structuring. By varying the setting parameters, such as tool geometry and cutting parameters, the process of turn-milling could be illustrated. With regard to the need for surface finishing, industrial applications were examined by means of roller bearing and medical technology.

Furthermore, two simulation approaches were developed to describe the turn-milling process. With these, it is possible to model surface structures in advance.

The thesis contributes to the attention of turn-milling as an alternative and energy-efficient process for surface finishing.

---

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Stand der Forschung und Technik.....</b>	<b>3</b>
2.1	Drehfräsen .....	3
2.1.1	Orthogonales Drehfräsen .....	5
2.1.2	Koaxiales Drehfräsen .....	15
2.1.3	Tangentiales Drehfräsen .....	17
2.1.4	Veröffentlichungen zum Drehfräsen .....	24
2.2	Funktionale Oberflächen .....	27
2.2.1	Charakterisierung von Oberflächen .....	28
2.2.2	Veröffentlichungen zu funktionalen Oberflächen .....	39
<b>3</b>	<b>Zielsetzung und Vorgehensweise.....</b>	<b>42</b>
3.1	Forschungsziel .....	42
3.2	Vorgehensweise.....	43
<b>4</b>	<b>Technologischer Rahmen .....</b>	<b>45</b>
4.1	Statistische Versuchsplanung .....	45
4.2	Maschinelle Betriebsmittel .....	47
4.3	Messtechnische Geräte .....	50
4.4	Verwendete Werkstoffe .....	51
4.5	Verwendete Werkzeuge .....	53
<b>5</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen .....</b>	<b>56</b>
5.1	Prozesskenngröße – Prozesskräfte .....	57
5.1.1	Zwischenfazit zur Analyse des Kraftverhaltens.....	65
5.2	Systemgröße - Werkzeuggeometrie.....	66
5.2.1	Zwischenfazit zu den Untersuchungen der Werkzeuggeometrien .....	75
5.3	Störgröße – Werkzeugverschleiß.....	76
5.3.1	Zwischenfazit der Untersuchungen zum Werkzeugverschleiß .....	82
5.4	Funktionale Oberflächen in Wälzlagern .....	84
5.4.1	Voruntersuchung .....	84

---

5.4.2 Untersuchung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens im vollfaktoriellen Versuchsplan .....	87
5.5 Funktionale Oberflächen in der Medizintechnik.....	97
<b>6 Simulationsansätze zur Topographiebeschreibung drehgefräster Oberflächen .....</b>	<b>105</b>
6.1 Simulationsansatz 1: Geometrische Durchdringung .....	105
6.2 Simulationsansatz 2: Analytische Berechnung.....	108
6.3 Zwischenfazit der entwickelten Simulationsansätze.....	112
<b>7 Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>113</b>
<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>A</b>
<b>Studentische Arbeiten mit Betreuung durch die Autorin.....</b>	<b>K</b>
<b>Anhangsverzeichnis.....</b>	<b>Fehler! Textmarke nicht definiert.</b>

---

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Verfahrensprinzip A - orthogonales DF; B - koaxiales DF; C - tangenciales DF .....	4
Abbildung 2: Kinematisches Verhältnis beim orthogonalen Drehfräsen .....	5
Abbildung 3: Einfluss der Exzentrizität auf den maximalen axialen Vorschub nach [Lehm92, Zhu13] .....	6
Abbildung 4: Spanungsgeometrie beim zentrischen orthogonalen Drehfräsen .....	7
Abbildung 5: Eingriffsverhältnis der Umfangsschneide für das zentrische orthogonale Drehfräsen nach [Lehm92] und [Sahm96].....	9
Abbildung 6: Eingriffsverhältnis der Stirnschneide für das zentrische orthogonale Drehfräsen [Lehm92].....	9
Abbildung 7: Eingriffswinkel beim zentrischen (links) und exzentrischen (rechts) orthogonalen Drehfräsen [Zhu16].....	12
Abbildung 8: Kinematische Rauheit des orthogonalen Drehfräsens [Sahm96].....	14
Abbildung 9: Außen- und Innenbearbeitung beim koaxialen Drehfräsen.....	16
Abbildung 10: Kinematische Verhältnisse beim koaxialen Drehfräsen nach [Dani94] .....	17
Abbildung 11: Kinematische Verhältnisse beim tangentialen Drehfräsen.....	18
Abbildung 12: Werkzeuganstellungen für das tangentielle Drehfräsen nach [Sava07] .....	19
Abbildung 13: Spanentstehung und Spanungsgeometrie für das tangentielle Drehfräsen.....	20
Abbildung 14: Eingriffsverhältnisse (oben) und Spanungsquerschnitt (unten) für das tangentielle Drehfräsen nach [Kara12, Uysa14].....	21
Abbildung 15: Kinematische Rauheit des tangentialen Drehfräsens [Jian11].....	23
Abbildung 16: Funktionen des Systems von Wirkpartnern [Hart14].....	27
Abbildung 17: Merkmale der Randzone und dessen Gestaltabweichungssystem nach [DIN 4760] .....	29

---

Abbildung 18: Funktionsprinzip der Konfokalmikroskopie nach [N.N.19].....	31
Abbildung 19: Klassifizierung der 2D- und 3D-Oberflächenparameter nach [Hart14, ISO 25178, Wieh11] .....	33
Abbildung 20: Tribologisches System [Somm14] .....	36
Abbildung 21: Druckverlauf im EHD-Kontakt [Mode14] .....	37
Abbildung 22: Verschleißarten in Folge tribologischer Beanspruchung [Somm14] ..	38
Abbildung 23: Stribeckkurve [Czic15] .....	39
Abbildung 24: Prozesskette des Versuchsumfangs.....	44
Abbildung 25: Ishikawa Diagramm der Einflussgrößen bzw. -faktoren auf das Ergebnis der Oberflächentopographie durch den Drehfräsprozess... 45	45
Abbildung 26: Zentral zusammengesetzter vollständig faktorieller Versuchsplan für 3 Faktoren .....	46
Abbildung 27: Bearbeitungszentrum DMG CTX beta 1250 TC.....	47
Abbildung 28: 5-Achs Bearbeitungszentrum HELLER FT2000 .....	48
Abbildung 29: Servohydraulische Schwingprüfmaschine Zwick/Röll .....	49
Abbildung 30: Zwei-Rollen-Prüfstand des IMK .....	49
Abbildung 31: Nanofocus $\mu$ surf expert.....	50
Abbildung 32: Keyence VHX-5000 .....	51
Abbildung 33: Materialanalyse der CoCrMo Legierung .....	52
Abbildung 34: Materialanalyse der Titan Legierung.....	52
Abbildung 35: Materialanalyse des Wälzlagerstahls.....	53
Abbildung 36: Wodex Fräswerkzeug für das orthogonale und tangentielle Drehfräsen [N.N.14] .....	54
Abbildung 37: Gühring Fräswerkzeug für das orthogonale und tangentielle Drehfräsen [N.N.17a] .....	54
Abbildung 38: Übersicht zu verschiedenen Werkzeuggeometrien von Schafffräsern55	55
Abbildung 39: Sandvik Wendeschneidplattenfräser für das orthogonale Drehfräsen [N.N.20] .....	55

---

Abbildung 40: Übersicht zum Versuchsumfang inkl. relevanter Größen.....	56
Abbildung 41: Zerspankraft mit ihren Komponenten des orthogonalen Drehfräsens (links) und des tangentialen Drehfräsens (rechts).....	57
Abbildung 42: Kraftmodell für das zentrische orthogonale Drehfräsen.....	58
Abbildung 43: Kraftmodell für das tangentiale Drehfräsen .....	58
Abbildung 44: Versuchsaufbau auf der HELLER FT2000 mit eingezeichnetem Koordinatensystem des Kistler-Rotationsdynamometers; links: orthogonal-zentrisch; rechts: tangential mit 20° Neigungswinkel .....	60
Abbildung 45: Ergebnisse der Kraftmessungen; oben: Kraftverlauf einer Schneide des orthogonalen Drehfräsens; mittig: Kurvenverläufe der Kraft $F_y$ des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens; unten: Diagramm mit den Mittelwerten der Kraftkomponenten in X-, Y- und Z-Richtung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens.....	61
Abbildung 46: Spannungsbreiten und –dicken der Stirn- und Umfangsschneide beim zentrischen orthogonalen Drehfräsen .....	64
Abbildung 47: Kenngrößen der Prüfrolle und des tangentialen Drehfräsprozesses .	66
Abbildung 48: Versuchsaufbaus auf der DMG CTX beta 1250 TC (links) und CAD- Darstellung des sensorischen Werkzeughalters „Spike“ (rechts) .....	68
Abbildung 49: Torsions- und Biegemomente um X- und Y-Achse in Abhängigkeit der Zähnezahl und des Helixwinkels .....	68
Abbildung 50: Kraftresultierende in Abhängigkeit von Zähnezahl und Helixwinkel...	69
Abbildung 51: Verschleiß der Werkzeuge in Abhängigkeit von Zähnezahl und Helixwinkel nach einem Schnittweg von 25 mm.....	70
Abbildung 52: Ergebnisse der Oberflächenmessungen unter Darstellung der Variation von Helixwinkel und Zähnezahl.....	71
Abbildung 53: Falschfarbendarstellung der Oberflächentopographie unter Darstellung der Variation von Helixwinkel und Zähnezahl.....	72
Abbildung 54: Ergebnisse des tribologischen Verschleißes und Reibwertes in Abhängigkeit von Helixwinkel und der Zähnezahl .....	74
Abbildung 55: Vergleich von Spitzenhöhe und tribologischem Reibwert.....	74

---

Abbildung 56: Prozesseinstellgrößen (links); Versuchsaufbau mit Werkstück und sensorischem Werkzeughalter (rechts).....	76
Abbildung 57: Verschleißentwicklung an WSP beim orthogonalen Drehfräsen.....	77
Abbildung 58: Resultierendes Biegemoment aus X- und Y-Richtung über den Schnittweg beim orthogonalen Drehfräsen.....	78
Abbildung 59: Vergleich der Eigenspannungsmessungen in Vorschub- und Umfangsrichtung (links); Messaufbau (rechts).....	79
Abbildung 60: Oberflächentopographien infolge des Werkzeugverschleißes.....	80
Abbildung 61: Falschfarbendarstellung der Oberflächen mit Zunahme des Schnittweges .....	81
Abbildung 62: Vergleich von Eigenspannung, Werkzeugverschleiß, Passivkraft und Oberflächenrauheit beim orthogonalen Drehfräsen.....	82
Abbildung 63: Vergleich der Oberflächentopographien von einer geschliffenen und drehgefrästen Oberfläche in Bezug auf Kavitäten .....	85
Abbildung 64: Versuchsaufbau des tangentialen Drehfräsen (links); Werkstückzeichnung (mittig); Prozesseinstellgrößen (rechts).....	86
Abbildung 65: Vergleich tangentiales Drehfräsen mit Referenzproben .....	87
Abbildung 66: Zentral zusammengesetzter vollständig faktorieller Versuchsplan für das tangentiale und orthogonale Drehfräsen .....	88
Abbildung 67: Grafische Darstellung der Regressionskoeffizienten für die Zielgröße $S_a$ des tangentialen Drehfräsens.....	89
Abbildung 68: Grafische Darstellung der Regressionskoeffizienten für die Zielgröße $S_a$ des orthogonalen Drehfräsens .....	90
Abbildung 69: Regressionsgerade und Gleichung des exemplarischen Werkzeugverschleißes von Probe Nr.7 des orthogonalen Drehfräsens .....	91
Abbildung 70: Tribologischer Reibwert und Verschleiß der tangential drehgefrästen Proben sortiert nach Reibwert.....	93
Abbildung 71: Tribologischer Reibwert und Verschleiß der orthogonal drehgefrästen Proben sortiert nach Reibwert.....	93

---

Abbildung 72: Tangential drehgefräste Oberfläche vor und nach dem tribologischen Versuch .....	94
Abbildung 73: Welligkeitsprofile in Umfangs- und Breitenrichtung am Beispiel von zwei verschieden tangential drehgefrästen Oberflächen.....	95
Abbildung 74: Welligkeitsprofil in Umfangsrichtung mit Angabe von horizontalen Abständen der Rauheitsspitzen am Bsp. einer orthogonal drehfrästen Oberfläche.....	96
Abbildung 75: Aufbau einer Hüftendoprothese nach [N.N.18] .....	97
Abbildung 76: Überblick zu den Abmaßen der Konushülse und dem tangential drehgefrästen Schaftkonus.....	100
Abbildung 77: Oberflächenrauheit und Topographie der Schaftkonenoberflächen.	101
Abbildung 78: Prinzip des Torsionsvorganges (links); Vergleich der Torsionsmomente über den Torsionswinkel zwischen drehgefräster und gedrehter Konussteckverbindung (rechts).....	102
Abbildung 79: Vergleich der Oberflächentopographien vor und nach der Torsion zwischen einer gedrehten und drehgefrästen Probe .....	103
Abbildung 80: Werkstück (gelb) mit Referenzplatte (grau) und skizziertem Werkzeug während der Simulation des orthogonalen Drehfräsens.....	106
Abbildung 81: Vergleich realer mit modellierter Oberfläche des orthogonalen Drehfräsens.....	107
Abbildung 82: Vergleich zwischen realer und simulierter Oberfläche des tangentialen Drehfräsens in Falschfarbendarstellung in Drauf- und 3D-Ansicht..	110
Abbildung 83: Vergleich zwischen realer und simulierter Oberfläche des orthogonalen Drehfräsens in Falschfarbendarstellung in Draufsicht und im Profilschnitt .....	111

---

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Übersicht zu den Veröffentlichungen des Drehfräsens .....	24
Tabelle 2: Sensorsystematik verschiedener Messprinzipien zur 3D-Datenakquisition [Zache04].....	30
Tabelle 3: Teilfaktorieller Versuchsplan des orthogonalen und tangentialen Drehfräsens .....	59
Tabelle 4: Statistische Überprüfung und F-Test des orthogonalen und tangentialen Drehfräsens .....	63
Tabelle 5: Übersicht der Geometriedaten der Fräswerkzeuge .....	67
Tabelle 6: Betriebsparameter des Tribostandes am IMK.....	73
Tabelle 7: Periodische Längen des Faktors $Nl$ .....	109

## Verwendete Formelzeichen

Formelzeichen	Bezeichnung	Einheit
$a_e$	Eingriffsbreite	[mm]
$a_p$	Schnitttiefe	[mm]
$a_q$	Axiale Krafrichtung	[-]
$b_s$	Spanungsbreite der Stirnschneide	[mm]
$b_t$	Spanungsbreite tangenciales Drehfräsen	[mm]
$b_U$	Spanungsbreite der Umfangsschneide	[mm]
$b_t$	Spanungsbreite tangenciales Drehfräsen	[mm]
$C_c$	Anstiegswert	[-]
$D_F$	Werkzeughdurchmesser	[mm]
$D_W$	Werkstückdurchmesser	[mm]
$F_a$	Aktivkraft	[N]
$f_{ax}$	Axialer Vorschub	[mm]
$f_{axmax}$	Maximaler axialer Vorschub	[mm]
$F_{aq}$	Kraftresultierende in axialer Richtung	[N]
$f$	Dreiecksfunktion	[-]
$F_C$	Schnittkraft	[N]
$F_{CN}$	Schnittnormalkraft	[N]
$F_{C,S}$	Schnittkraft der Stirnschneide	[N]
$F_{C,U}$	Schnittkraft der Umfangsschneide	[N]
$F_f$	Vorschubkraft	[N]
$F_{fax}$	Axiale Vorschubkraft	[N]
$F_{ftang}$	Tangentiale Vorschubkraft	[N]
$F_p$	Passivkraft	[N]
$F_q$	Gesamtschnittkraft aus radialer, axialer und tangentialer Krafrichtung	[N]

<b>Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$F_{res}$	Kraftresultierende	[N]
$F_{rq}$	Kraftresultierende in radialer Richtung	[N]
$F_{tq}$	Kraftresultierende in tangentialer Richtung	[N]
$F_x$	Kraft in X-Achse	[N]
$F_y$	Kraft in Y-Achse	[N]
$f_z$	Zahnvorschub	[mm/z]
$F_z$	Zerspankraft	[N]
$F_z$	Kraft in Z-Achse	[N]
$h$	Schmierspalthöhe	[mm]
$h_s$	Spannungshöhe der Stirnschneide	[mm]
$h_t$	Theoretische Rauheitsspitzenhöhe	[ $\mu$ m]
$h_U$	Spannungshöhe der Umfangsschneide	[mm]
$h_o$	Formabweichung	[-]
$K_{qc}$	Multiplikative Schnittkraftkonstanten	[N/mm <sup>2</sup> ]
$K_{qe}$	Additive Schnittkraftkonstanten	[N/mm]
$k$	Anzahl der Faktoren (Versuchsplanung)	[-]
$k_{c1.1}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft	[N/mm <sup>2</sup> ]
$l$	Hebelarm	[-]
$l_s$	Länge der Werkzeugschneide	[mm]
$M_x$	Biegemoment um die X-Achse	[Nm]
$M_{xy}$	Biegemoment um die X- und Y-Achsen	[Nm]
$M_y$	Biegemoment um die Y-Achse	[Nm]
$M_z$	Biegemoment um die Z-Achse	[Nm]
$N$	Gesamtzahl der Einzelversuche	[-]
$N_1$	Anzahl Werkstückumdrehungen	[-]

<b>Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$N_W$	Anzahl der Einzelversuche im Würfel	[-]
$n_F$	Werkzeugdrehzahl	[U/min]
$n_W$	Werkstückdrehzahl	[U/min]
$p$	Zuordnung (Versuchsplanung)	[-]
$R$	Werkstückradius	[mm]
$R$	Korrelationskoeffizient	[-]
$R^2$	Bestimmtheitsmaß	[-]
$R_a$	Arithmetischer Mittenrauwert	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{dc}$	Höhendifferenz der horizontalen Rauheitsprofilschnitte	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{dq}$	Durchschnittliche quadratische Neigung des Rauheitsprofils	[°]
$R_e$	Rauheitsspitzen der Exzentrizität	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{kin}$	Kinematische Rauheit des orthogonalen Drehfräsens	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{mr}$	Relatives Materialverhältnis des Rauheitsprofils	[%]
$R_p$	Maximale Spitzenhöhe des Rauheitsprofils	[ $\mu\text{m}$ ]
$RP_c$	Spitzenzählung auf dem Rauheitsprofil	[1/cm]
$R_q$	Durchschnittliche quadratische Abweichungen vom Rauheitsprofil	[ $\mu\text{m}$ ]
$RS_m$	Durchschnittsbreite der Profilelemente	[mm]
$R_v$	Maximale Muldentiefe	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Maximale Höhe des Rauheitsprofils	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Kinematische Rauheit des tangentialen Drehfräsens	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{z1}$	Rauheitsspitzen orthogonal zur Stirnfläche	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_{z2}$	Rauheitsspitzen entlang Werkstückachse	[ $\mu\text{m}$ ]
$r$	Werkzeugradius	[mm]
$r_q$	Radiale Kraftrichtung	[-]

<b>Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
Sa	Mittlere arithmetische Höhe bezogen auf die Messfläche	[ $\mu\text{m}$ ]
Sal	Autokorrelations-Länge der Oberfläche	[mm]
Sda	Durchschnittliche Vertiefungsfläche	[ $\text{mm}^2$ ]
Sdc	Flächenhafter Höhenunterschied	[ $\mu\text{m}$ ]
Sdq	Quadratischer Mittelwert der Neigung der Oberfläche	[-]
Sdr	Gestreckte Oberfläche	[%]
Sdv	Durchschnittliches Talvolumen	[ $\text{mm}^3$ ]
Sha	Durchschnittliche Hügelfläche	[ $\text{mm}^2$ ]
Shv	Durchschnittliches Hügelvolumen	[ $\text{mm}^3$ ]
Std	Texturrichtung	[°]
Str	Textur-Aspekt-Verhältnis	[-]
Smc	Flächenmäßiger Materialanteil der Oberfläche	[ $\mu\text{m}$ ]
Smr	Flächenhafter Materialanteil	[%]
Sp	Maximale Spitzenhöhe	[ $\mu\text{m}$ ]
Spc	Arithmetischer Spitzen-Krümmungsmittelwert	[ $1/\text{mm}^2$ ]
Spd	Spitzendichte	[ $1/\text{mm}^2$ ]
Sq	Durchschnittliche quadratische Höhe	[ $\mu\text{m}$ ]
Sz	Maximale Höhe	[ $\mu\text{m}$ ]
S10z	Zehn-Punkte-Höhe der Oberfläche	[ $\mu\text{m}$ ]
$t_q$	tangentiale Krafrichtung	[-]
u	Geschwindigkeit	[m/min]
$V_S$	Spanungsvolumen der Stirnschneide	[ $\text{mm}^3$ ]
$V_U$	Spanungsvolumen der Umfangsschneide	[ $\text{mm}^3$ ]
$v_F$	Werkzeugvorschubgeschwindigkeit	[mm/min]
$v_{\text{fax}}$	Axiale Vorschubgeschwindigkeit	[mm/min]

<b>Formelzeichen</b>	<b>Bezeichnung</b>	<b>Einheit</b>
$v_{fan}$	Tangentiale Vorschubgeschwindigkeit	[mm/min]
$V_{\text{Öl}}$	Ölrückhaltevolumen	[mm <sup>3</sup> /mm <sup>2</sup> ] ]
$z$	Zähnezahl	[-]
$\alpha$	Stufenwert	[-]
$\alpha_w$	Drehwinkel des Werkstücks pro Werkzeugschneide	[°]
$\beta$	Neigungswinkel in X-Y Ebene	[°]
$\delta$	Neigungswinkel in X-Z Ebene	[°]
$\varepsilon$	Exzentrizität	[mm]
$\lambda$	Drehzahlverhältnis	[-]
$\lambda_U$	Welligkeit in Umfangsrichtung	[μm]
$\lambda_B$	Welligkeit in Breitenrichtung	[μm]
$\vartheta$	Werkstückdrehwinkel	[°]
$\varphi$	Werkzeugdrehwinkel	[°]
$\varphi_E$	Eintrittswinkel	[°]
$\varphi_{E,U}$	Eintrittswinkel der Umfangsschneide	[°]
$\varphi_A$	Austrittswinkel	[°]
$\varphi_{A,U}$	Austrittswinkel der Umfangsschneide	[°]
$\varphi_{E,S}$	Eintrittswinkel der Stirnschneide	[°]
$\varphi_{A,S}$	Austrittswinkel der Stirnschneide	[°]
$\psi$	Vorschubrichtungswinkel	[°]
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	[u/min]
$\omega_w$	Winkelgeschwindigkeit Werkstück	[U/min]

---

## Verwendete Abkürzungen

CAD	Computer-Aided Design
DF	Drehfräsen
EHD	Elastohydrodynamisch
FEM	Finite Element Methode
FDA	Food and Administration
FH	Fachhochschule
gcd	Greatest common divisor
IFQ	Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung
IMK	Institut für Maschinenkonstruktion
LED	Light-emitting diode
RCD	Rotating Cutting Dynamometer
HSK	Hohlschaftkegel
VB	Verschleißmarkenbreite
WSP	Wendeschnidplatte

## 1 Einleitung

Die gezielte Anpassung von Bauteiloberflächenstrukturen an tribologische Anforderungen ist in der spanenden Fertigung eine besondere Herausforderung und entsprechend bedeutsam. Die tribologischen Anforderungen bestimmen das Funktionsverhalten der Oberflächen und somit das Einsatzverhalten von technischen Bauteilen. Die Leistung funktionsorientierter Oberflächen in tribologischen Systemen ist durch die Kontaktbedingung zwischen zwei zueinander wirkenden Körpern geprägt. Entscheidendes Kriterium ist dabei der hydrodynamische Druckaufbau, welcher durch die Oberflächentopographie beeinflusst wird. Definierte Kavitäten bzw. Schmierfilmtaschen besitzen Auswirkungen auf die tribologischen Eigenschaften. Die gestellten Anforderungen bestimmen maßgebend die einzusetzenden Fertigungsverfahren und deren Weiterentwicklungen sowie deren Anpassung an die Erfordernisse der Praxis. Neben der Erzielung der Bauteileigenschaften spielt die Effizienz der Fertigungsverfahren eine entscheidende Rolle. Eine Verkürzung von Prozessketten bzw. der Verzicht auf Sondermaschinen sowie ein fertigungsgerechter Werkzeugeinsatz sind für die Wirtschaftlichkeit der Fertigung entscheidend.

Um diese funktionsorientierten Oberflächen herzustellen, wird vorwiegend das Schleifen als Endbearbeitungsverfahren eingesetzt. Begründet wird dies mit geringen Oberflächenrauheiten und den hohen Formgenauigkeiten. Die tribologischen Anforderungen nach regelmäßig strukturierten Oberflächen (Kavitäten, Schmierfilmtaschen) kann das Schleifen nicht oder nur bedingt erfüllen. Hieraus resultiert ein hohes Interesse an alternativen Verfahren, wie beispielsweise dem Drehfräsen. Besonderheiten des Drehfräsens sind seine enorme Produktivität und die Energieeffizienz des Verfahrens, welche sich aus der besonderen Kinematik ergeben. Die Überlagerung einer axialen Vorschubbewegung mit den jeweils rotierenden Achsen von Werkzeug und Werkstück ist die Begründung hierfür und bildet die Grundlage für die Definition dieses Verfahrens. Zusätzlich können durch die kinematischen Gegebenheiten in Kombination mit der Fräswerkzeuggeometrie gezielt Strukturen erzeugt und beeinflusst werden. Die Wirtschaftlichkeit ist über das Zerspanvolumen beschreibbar, welches im Verhältnis zum Schleifen um ein Vielfaches höher ausfällt. Vorteilhaft gegenüber dem Schleifen wirkt ebenso der Einsatz standardisierter Fräswerkzeuge mit definierter Schneide sowie die geringe

---

thermische Einflussnahme auf die Werkstückrandzone. Ferner können durch das Drehfräsen auch Druckeigenstressungen induziert werden.

Da bisher ein grundlagenbasiertes Wissen für die Herstellung funktionaler Oberflächen mittels Drehfräsen nicht ausreichend vorhanden ist, ist der Drehfräsprozess als ein System von Einfluss- und Störgrößen mit deren Wirkungen auf die Zielgröße näher zu betrachten. Die Arbeit setzt den Schwerpunkt auf die Herstellung funktionaler Oberflächenstrukturen, dem ein hohes Potential mit Neuheitswert zuzusprechen ist. Zum Drehfräsen liegen vielfältige Veröffentlichungen vor, welche die Verfahrensarten des Drehfräsens aufgreifen, jedoch nicht tiefgehend oder nur teilweise beschreiben. Aufbauend auf dem aktuellen Stand der Technik und den wissenschaftlichen Veröffentlichungen werden die zerspannungstechnischen Grundlagen näher betrachtet und der Prozess des Drehfräsens tiefgehend untersucht. Durch das allgemeine Prozessverständnis sollen umfangreiche theoretische und praxiswirksame Erkenntnisse zur Herstellung funktionaler Oberflächenstrukturen gewonnen werden.

## 2 Stand der Forschung und Technik

In diesem Kapitel werden bisher veröffentlichte theoretische Grundlagen zum Drehfräsen und der Charakterisierung von Oberflächen dargelegt und eigenständig ergänzt. Beginnend mit einer allgemeinen Verfahrensbeschreibung des Drehfräsens und der Oberflächenanalytik, erfolgt eine tiefergehende Betrachtung der Verfahrenskinetik und Topographie.

### 2.1 Drehfräsen

Das Drehfräsen ist ein Zerspanverfahren mit rotierendem, mehrschneidigem Werkzeug zur Herstellung von rotationssymmetrischen oder gekrümmten Oberflächen. Das Drehfräsen wird unter anderem zur Herstellung von Kolbenlaufbuchsen, Zylinderrollen-Lagerkäfigen, Kurbelwellen [Werm07, Wein01], Rad-Schiene-Kontakten [Uhl15, Gebh12] und Radialwellendichtringen [Nart14] eingesetzt. Beim Drehfräsen wird die Schnittbewegung vom Werkzeug ausgeführt und die Vorschubbewegung von Werkzeug und Werkstück. Durch die Überlagerung der Rotationen von Werkzeug und Werkstück mit Zunahme der Linearbewegung des Werkzeugs entlang des Werkstücks, können Sonderformen hergestellt werden. Wie beim Fräsprozess, kann das Drehfräsen zur Erhöhung des Zeitspanvolumens gegenüber anderen Fertigungsverfahren eingesetzt werden.

Weitere Vorteile des Drehfräsens sind:

- Unterbrochener Schnitt und damit verbunden:
  - Geringes Spanungsvolumen
    - Geringes Volumen im Spänebehälter
  - Geringe Temperaturen an der Werkzeugschneide
    - Geringer Werkzeugverschleiß
    - Geringe Wärmeleitung in das Werkstück
- Niedrige Werkstückdrehfrequenzen und die sich daraus ergebende
  - Herstellung von Sonderformen
  - Bearbeitung von unwichtigen Werkstücken durch geringe Fliehkräfte
  - Vermeidung von Spannkraftverlusten

Zur Verwendung des Drehfräsverfahrens bedarf es einer Simultanbewegung der Werkzeugachsen. Eine Umsetzung der Verfahrensarten kann auf vier- bis fünfschneidigen Maschinen erfolgen. Bedingt durch die Anordnung von Werkzeug zum

Werkstück, werden verschiedene Verfahrensarten differenziert. Nach K.-P. Sorge wird 1984 [Sorg84] das Drehfräsen erstmals in zwei Verfahren, das Rundfräsen mit innen- und außenliegenden Schneiden untergliedert. In einer weiteren Veröffentlichung 1990 von H. Schulz [Schu90] werden diese beiden Verfahrensarten als „orthogonales“ und „koaxiales Drehfräsen“ bezeichnet. Erst im 20. Jahrhundert kam die weitere Verfahrensart „tangenciales Drehfräsen“ hinzu. Die drei Verfahrensarten unterscheiden sich durch die Positionierung des Werkzeugs zur Werkstückachse. Beim orthogonalen Drehfräsen erfolgt die Anordnung der Werkzeugachse orthogonal zur Werkstückachse. Ähnlich dem Stirn-Umfangsfräsen wird die Zerspanung von den Stirnschneiden ausgeführt. Das tangential Drehfräsen hingegen bezeichnet die Zerspanung mit den Umfangsschneiden. Die Positionierung des Werkzeugs erfolgt tangential zur Mantelfläche des Werkstücks. Demgegenüber wird beim koaxialen Drehfräsen die Ausrichtung zwischen Werkzeug- und Werkstückachse parallel vorgenommen. Die nachfolgende Abbildung 1 stellt die drei Verfahrensprinzipien dar.

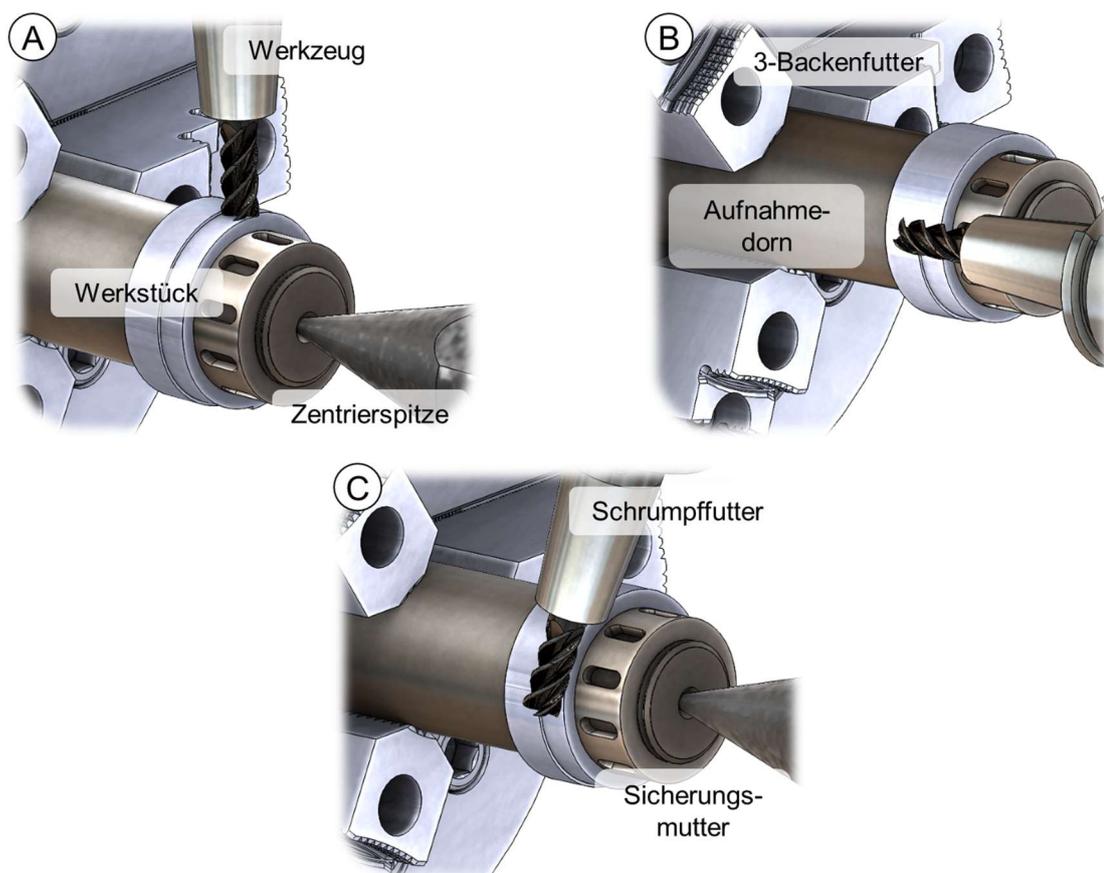


Abbildung 1: Verfahrensprinzip A - orthogonales DF; B - koaxiales DF; C - tangenciales DF

In Abhängigkeit der relativen Bewegungsrichtung zwischen Werkzeug und Werkstück wird in Gleich- und Gegenlaufbearbeitung unterschieden, wie es bei der Fräsbearbeitung der Fall ist. Speziell beim orthogonalen Drehfräsen greifen während einer Schneidenumdrehung beide Bearbeitungen ein. Wirken die Drehrichtungen von Werkzeug und Werkstück entgegengesetzt, so findet das Gegenlauf-Drehfräsen statt. Bei der Ausrichtung der Drehbewegung von Werkzeug und Werkstück in eine Richtung, wirkt das Gleichlauf-Drehfräsen.

In den nachstehenden Unterkapiteln werden die einzelnen Verfahrensarten mit ihren kinematischen Gegebenheiten detaillierter aufgeführt.

### 2.1.1 Orthogonales Drehfräsen

Das orthogonale Drehfräsen ist bezüglich der Zahl der Veröffentlichungen das häufigste untersuchte Verfahren des DrehfräSENS. Erste Untersuchungen stützen sich auf die Analogie zum Stirn-Umfangsfräsen, wobei die Kinematik davon abgeleitet und mit einer zusätzlichen Rotationsbewegung überlagert wird (siehe Abbildung 2).

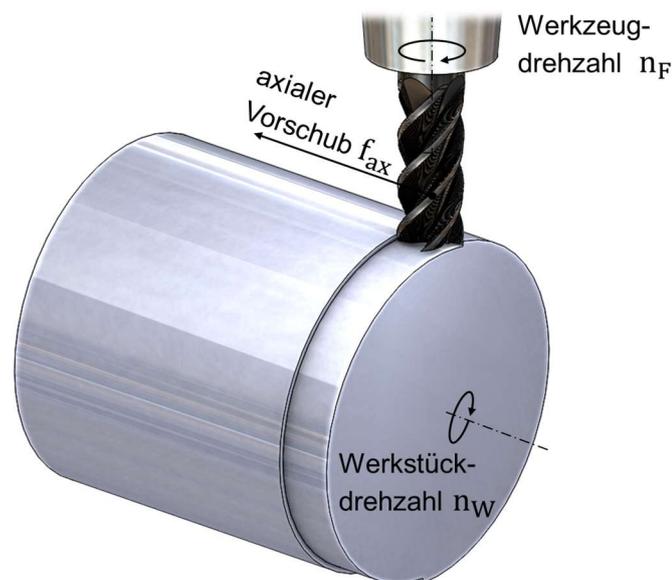


Abbildung 2: Kinematisches Verhältnis beim orthogonalen Drehfräsen

Entscheidend beim orthogonalen Drehfräsen ist der Faktor der Exzentrizität  $\varepsilon$ , welcher den Abstand der Werkzeugachse zur Werkstückachse beschreibt. Dabei werden zwei Sonderfälle unterschieden. Schneiden sich die Achsen in einem Punkt, so handelt es sich um den zentrischen Fall mit  $\varepsilon = 0$ . Wird ein Versatz der Werkzeugachse eingestellt mit  $\varepsilon \neq 0$ , so liegt ein exzentrischer Fall vor. Diese Variationsmöglichkeit wirkt sich auf

die Spanentstehung und Geometrie beim orthogonalen Drehfräsen aus. Das Werkzeug bewegt sich mit den einzelnen Werkzeugschneiden gegen die zylindrische Werkzeugoberfläche und den eingestellten Soll-Radius, wodurch sich eine für das Drehfräsen typische Facettenbildung auf der Oberfläche ergibt. Bedingt durch die Exzentrizität kann der Vorschub und das Zerspanvolumen erhöht werden (siehe Abbildung 3). Der maximale Vorschub wird bei halbem Werkzeugdurchmesser abzüglich der Schneidenlänge erzielt. Die Übergangskontur am Wellenabsatz muss dabei Berücksichtigung finden, da ein geringer Radius an der Werkstückkante nur im zentrischen Fall erlangt werden kann. Ursache dafür ist der Eingriffswinkel der Stirnschneide, welcher mit Zunahme der Exzentrizität ansteigt. Zusätzlich können sich dadurch Kraftschwankungen einstellen, welche einen Einfluss auf die Welligkeit der Werkstückoberfläche ausüben.

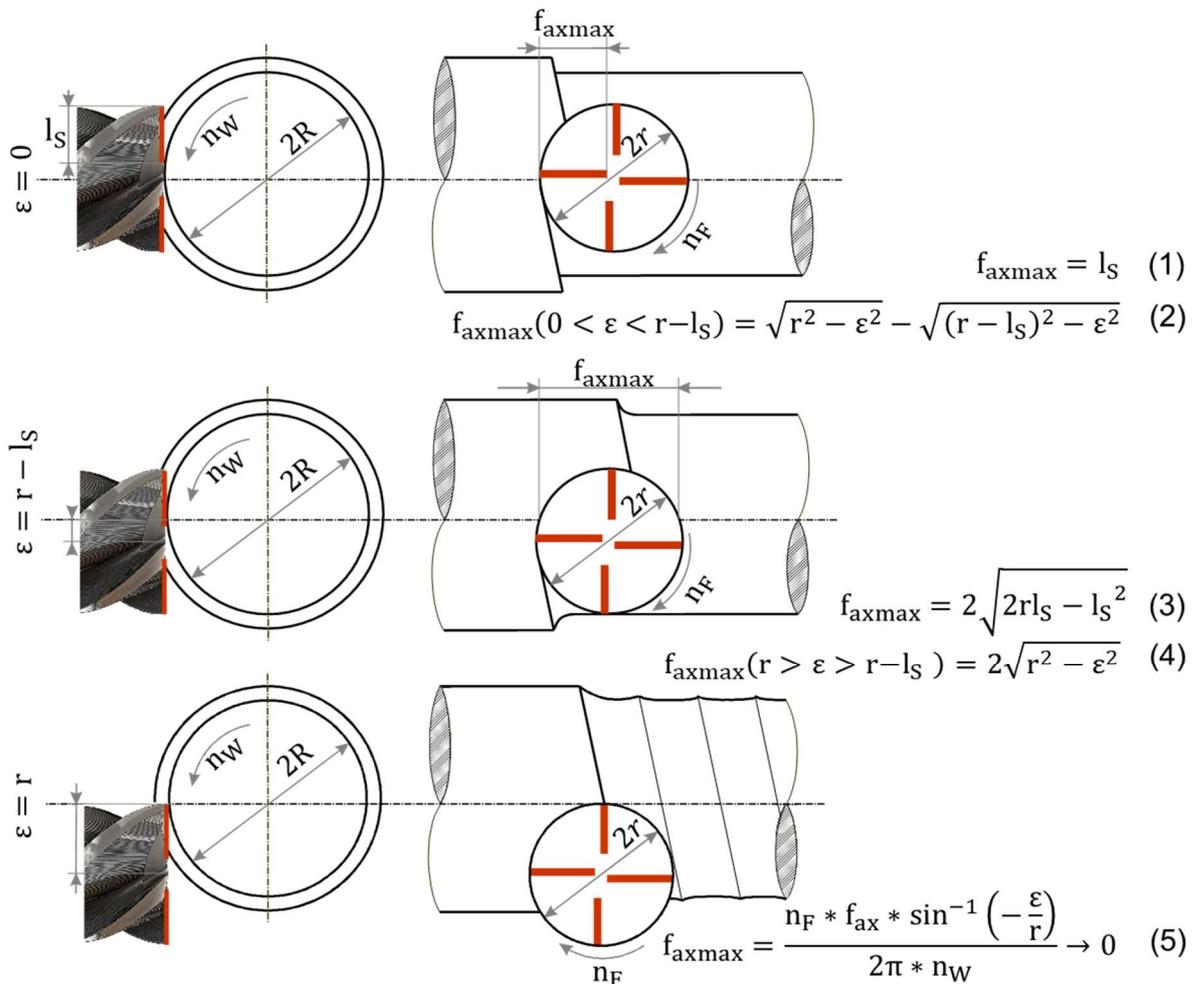
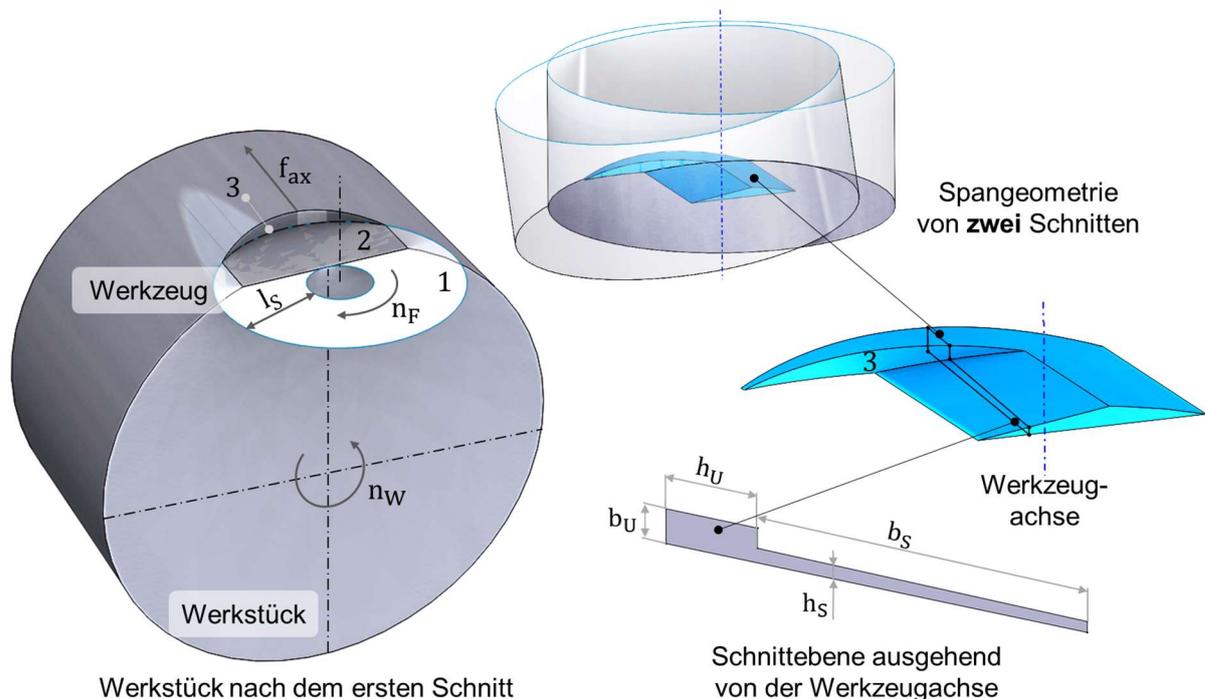


Abbildung 3: Einfluss der Exzentrizität auf den maximalen axialen Vorschub nach [Lehm92, Zhu13]

Durch die Variation von Werkzeug- und Werkstückdrehzahl, der Exzentrizität sowie des axialen Vorschubs kann die Prozesskinematik beeinflusst werden. Hinzu kommen die Drehrichtung des Werkstücks und die Richtung des axialen Vorschubs. Eine sich in Abhängigkeit der Prozessparameter einstellende Prozesskinematik bewirkt eine definierte Spanentstehung, welche wiederum Einfluss auf die kinematische Oberflächenrauheit und Topographie nimmt. Die Spanbildung findet beim orthogonalen Drehfräsen an der Stirn- und Umfangsschneide statt, sodass ein Zweiflankenspan mit unterschiedlicher Spannungshöhe und -breite entsteht. Die Entstehung des Umfangsschneidenspans unterscheidet sich zum Umfangsfräsen durch die zusätzliche Vorschubbewegung um das Werkstück. Eine Berücksichtigung der Zylindrizität des Werkstücks findet bei der variierenden Spanungsbreite statt. Der Spanungsquerschnitt an der Stirnschneide entsteht durch die Verschiebung der Schnittebene um die Drehung des Werkstücks. Demzufolge nimmt die Höhe des Spans mit zunehmender Spanlänge zu und mit einem erreichten Maximum der Spanlänge ab. Ähnlich verhält es sich bei der Spanungsbreite. Das Prinzip der Spanbildung beim orthogonalen Drehfräsen wird in der nachstehenden Abbildung 4 verdeutlicht und tiefergehend erläutert.



- 1 – Fläche der Werkzeugstirnseite mit Schneidenlänge  $l_s$
- 2 – Spanfläche generiert durch Stirnschneide (erster Schnitt)
- 3 – Spanfläche generiert durch Umfangsschneide (erster Schnitt)

Abbildung 4: Spanungsgeometrie beim zentrischen orthogonalen Drehfräsen

Das Spannungsvolumen wird durch die Durchdringung zweier räumlicher Bewegungsbahnen aus Vorschub- und Drehbewegung gebildet, wobei die Stirn- und Umfangsschneiden die Geometrie bestimmen. In Abhängigkeit der Verfahrensparameter (z. B. Exzentrizität, Vorschub, Drehzahlen und Fräsergeometrie) stellt sich ein Spannungsvolumen ein, wobei sich der Spannungsquerschnitt mit Verschiebung der Schnittebene ändert. Die Spannungsgeometrie wird aus der Spannungshöhe  $h_i$  und –breite  $b_i$ , der Stirn- und Umfangsschneide zusammengesetzt, welche sich in Relation zum Werkzeugdrehwinkel  $\varphi$  (Abbildung 6) und dem Abstand eines Punktes auf der Werkzeugstirnschneide zur Werkstückmittelachse verändert [Lehm92].

Die Spannungshöhe der Umfangsschneide  $h_U$  (7) ist an die Berechnung der Spannungshöhe der Umfangsschneide des Umfangsfräsens angelehnt und beinhaltet zusätzlich die Rotation des Werkstücks zwischen zwei Schnitten durch die Addition von Vorschubrichtungswinkel  $\psi$  (6) und Werkzeugdrehwinkel  $\varphi$  nach [Sahm96]:

$$\tan \Psi = \frac{v_{\text{fax}}}{v_{\text{ftan}}} = \frac{v_{\text{fax}}}{\omega_W (R - a_p)} \quad (6)$$

$$h_U(\varphi) = r - (f_z \cdot \cos(\varphi + \Psi)) - \sqrt{r^2 - (f_z \cdot \sin(\varphi + \Psi))^2} \quad (7)$$

Die Spannungsbreite  $b_U$  (8) der Umfangsschneide in Abhängigkeit des Werkzeugdrehwinkels  $\varphi$  wird durch die Durchdringung zweier Zylinder gebildet. Diese sind der Zylinder des Werkstücks und der sich aus der Rotation der Werkzeugschneide ergebende Zylinder. Je nachdem, ob der zentrische oder exzentrische Fall zur Anwendung kommt, ergibt sich ein anderer Spannungsbreitenverlauf [Sahm96]:

$$b_U(\varphi) = a_p - R + \sqrt{R^2 - (r \cdot \cos \varphi + \varepsilon)^2} \quad (8)$$

Das Eingriffsverhältnis der Umfangsschneide im zentrischen orthogonalen Drehfräsprozess kann ergänzend zu den Formeln (6-8) der Abbildung 5 entnommen werden.

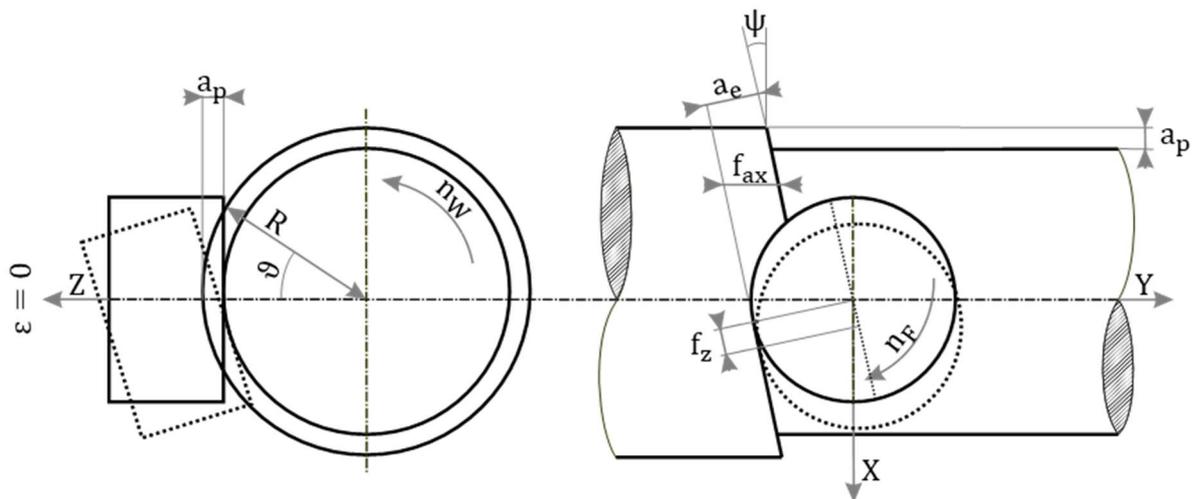


Abbildung 5: Eingriffsverhältnis der Umfangsschneide für das zentrische orthogonale Drehfräsen nach [Lehm92] und [Sahm96]

Weiterhin wird analog zur Umfangsschneide die Spannungshöhe  $h_s$  und Spanungsbreite  $b_s$  der Stirnschneide beschrieben. Allerdings erfolgt hier eine Einteilung in Eingriffsgebiete, welche durch Begrenzungslinien beschrieben werden. Die Eingriffsgebiete kommen durch nacheinander ablaufende Bereiche zustande, welche die Drehung des Werkzeuges  $n_F$  mit kontinuierlichem Vorschub in axialer Richtung  $f_{ax}$  und Drehung des Werkstücks  $n_W$  berücksichtigen, vgl. Abbildung 6.

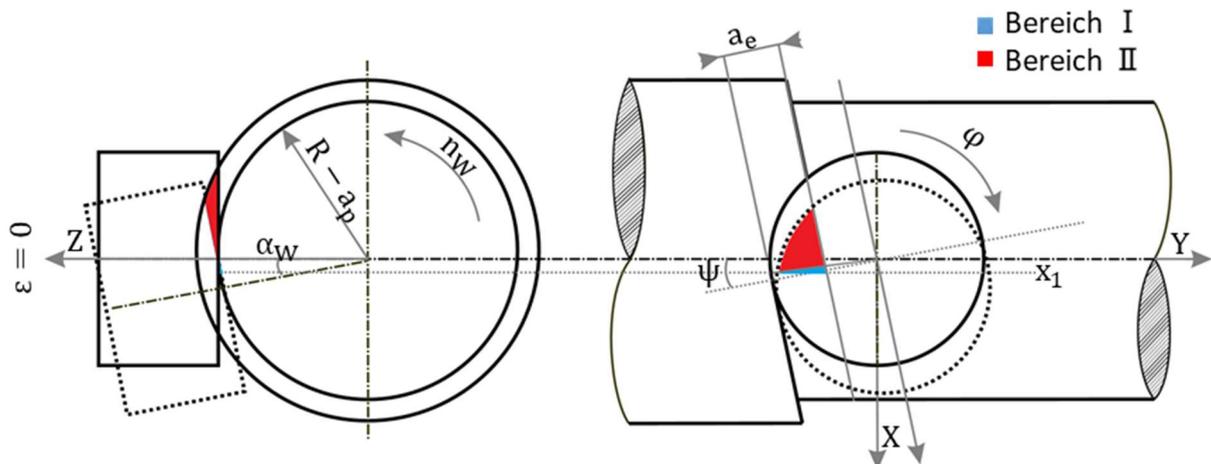


Abbildung 6: Eingriffsverhältnis der Stirnschneide für das zentrische orthogonale Drehfräsen [Lehm92]

Die Spanungsbreite der Stirnschneide  $b_{s1}$  ist in zwei Bereiche untergliedert, wobei die Eingrenzung durch die Gerade  $x_1$ , die Vorschubwendel aus vorausgegangener Werkstückumdrehung und dem Werkzeuggrundkreis aus dem vorausgegangenen

Schneideneingriff resultiert (siehe Abbildung 6). Die Gerade  $x_1$  verläuft parallel zur Z-Achse und liegt im Schnittpunkt des Werkzeuggrundkreises aus dem vorausgegangenem Schneideneingriff. Je nachdem, in welchem Bereich die Spannungsbreite beschrieben werden soll, ist demzufolge die entsprechende Formel auszuwählen [Lehm92]:

$$b_{S1}(\varphi) = (R - a_p) \cdot \frac{\tan \frac{\alpha_W}{2}}{\cos \varphi} - \frac{r - a_e}{\sin(\varphi + \psi)} \quad (9)$$

$$b_{S2}(\varphi) = \sqrt{r^2 - f_z^2 + (f_z \cdot \cos(\varphi + \psi))^2} + f_z \cdot \cos(\varphi + \psi) - \frac{r - a_e}{\sin(\varphi + \psi)} \quad (10)$$

Die Spannungshöhe der Stirnschneide wird der X-Z-Ebene entnommen und gliedert sich analog zur vorher beschriebenen Spannungsbreite in zwei Bereiche. Analytisch wird die Spannungshöhe der Stirnschneide durch folgende zwei Formeln beschrieben [Lehm92, Sahm96]:

$$h_{S1}(r, \varphi) = \left( (R - a_p) \cdot \tan \frac{\alpha_W}{2} - r \cdot \cos \varphi + \varepsilon \right) \tan \alpha_W \quad (11)$$

$$h_{S2}(r, \varphi) = \sqrt{R^2 - (r \cdot \cos \varphi + \varepsilon)^2} - (R - a_p) \quad (12)$$

Die aufgeführten mathematischen Formeln für die Spannungsbreite und -höhe des orthogonalen Drehfräsens bleiben unverändert und berücksichtigen den zentrischen und exzentrischen Fall. Die Spannungsbreite und -höhe der Stirn- und Umfangsschneide sind für die weitere Berechnung der Zerspankraft und deren Komponenten relevant und demzufolge wesentlicher Bestandteil der Spannungsgeometrie, des Spannungsvolumens und der wirkenden Kräfte.

In Abhängigkeit der Positionierung von Werkzeug- zu Werkstückachse ändern sich die Eingriffsverhältnisse, welche den Ein- und Austrittswinkel der Schneide beeinflussen. Demzufolge wird ein Span erst abgetragen, wenn die Spannungsbreite und -höhe positive Werte erlangen. Die Ein- und Austrittswinkel legen dabei den Gültigkeitsbereich der Spannungsgeometrie fest. Der Eintrittswinkel wird von der Exzentrizität des Werkzeuges zur Werkstückachse beeinflusst, wohingegen der Austrittswinkel durch den axialen Vorschub des Werkzeuges gesteuert wird. Ähnlich wie bei der Berechnung der Spannungsgeometrie, wird bei den Begrenzungswinkeln in Stirn- und Umfangsschneiden unterschieden. Für die Umfangsschneide ergeben sich die

Eintrittswinkel  $\varphi_{E,U}$  zu folgenden analytischen Formeln für den zentrischen und exzentrischen Fall [Zhu16]:

$$\varepsilon = 0 \quad \varphi_{E,U} = \cos^{-1}\left(\frac{f_z}{2r}\right) \quad (13)$$

$$\varepsilon \neq 0 \quad \varphi_{E,U} = \cos^{-1}\left(\frac{f_z}{2r}\right) - \psi \quad (14)$$

Die zugehörigen Austrittswinkel  $\varphi_{A,U}$  der Umfangsschneide werden mit den Formeln (15) und (16) beschrieben [Zhu16]:

$$\varepsilon = 0 \quad \varphi_{A,U} = \pi - \sin^{-1}\left(\frac{r - a_e}{r}\right) \quad (15)$$

$$\varepsilon \neq 0 \quad \varphi_{A,U} = \pi + \cos^{-1}\left(\frac{f_z \cdot \cos \psi + \varepsilon}{2r}\right) \quad (16)$$

Analog dazu werden die Ein- und Austrittswinkel der Stirnschneiden zu folgenden Formeltermen zusammengefasst [Zhu16]:

$$\varepsilon = 0 \quad \varphi_{E,S} = \pi - \tan^{-1}\left(\frac{r - a_e}{(R - a_p) \tan\left(\frac{\alpha_w}{2}\right)}\right) \quad (17)$$

$$\varphi_{A,S} = \pi - \sin^{-1}\left(\frac{r - a_e}{r - h_u}\right) - \psi \quad (18)$$

$$\varepsilon \neq 0 \quad \varphi_{E,S} = \pi - \cos^{-1}\left(\frac{\varepsilon}{r}\right) \quad (19)$$

$$\varphi_{A,S} = \pi + \cos^{-1}\left(\frac{f_z \cdot \cos \psi + \varepsilon}{2r}\right) \quad (20)$$

Die nachfolgende Darstellung (Abbildung 7) verdeutlicht die Schemata der Eingriffswinkel, wobei der Ein- und Austrittswinkel der Stirnschneide in rot und die Winkel der Umfangsschneide in blau dargestellt sind.

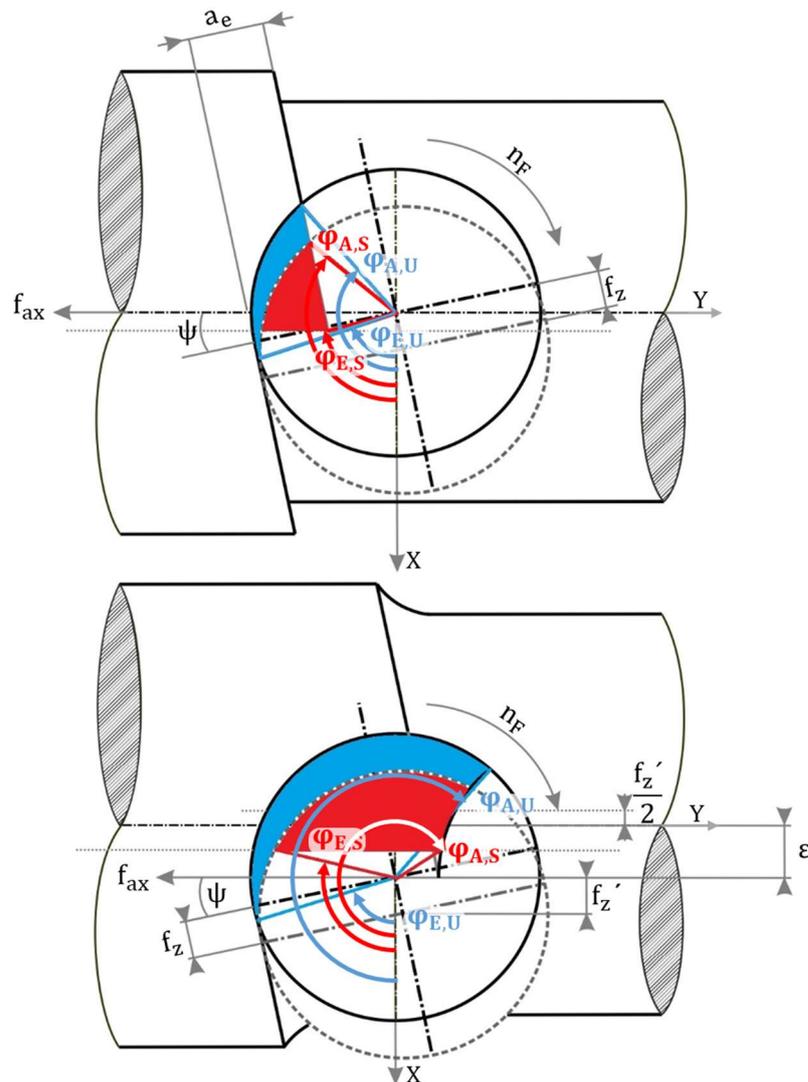


Abbildung 7: Eingriffswinkel beim zentrischen (links) und exzentrischen (rechts) orthogonalen Drehfräsen [Zhu16]

Mit den Eingriffsverhältnissen der Stirn- und Umfangsschneide des orthogonalen DrehfräSENS im zentrischen und exzentrischen Fall kann das Spannungsvolumen eines Schneideneingriffs bestimmt werden. Für den Spannungsquerschnitt ab der Umfangsschneide werden die Spannungshöhe und -breite miteinander multipliziert. Durch numerische Integration des Spannungsquerschnitts über den Verlauf des Eingriffswinkels ergibt sich das Spannungsvolumen der Umfangsschneide durch [Lehm92]:

$$V_U = \int_{\varphi_{E,U}}^{\varphi_{A,U}} h_U(\varphi) \cdot b_U(\varphi) \cdot r \, d\varphi \quad (21)$$

Der Spanungsquerschnitt der Stirnschneide wird sowohl über den Eingriffswinkel als auch über den jeweiligen Bereich (Abbildung 6) bestimmt, in welchem die Stirnschneide spant. In Abhängigkeit dessen ergibt sich das Spannungsvolumen der Stirnschneide nach [Lehm92]:

$$V_{S1} = \int_{\varphi_{E,S}}^{\varphi_{A,S}} \int_{\frac{(r-a_e)}{\sin(\varphi+\psi)}}^{(R-a_p) \cdot \frac{\tan \frac{a_p}{2}}{\cos \varphi}} h_{Si}(r, \varphi) \cdot r \, dr \, d\varphi \quad (22)$$

$$V_{S2} = \int_{\varphi_{E,S}}^{\varphi_{A,S}} \int_{\frac{(r-a_e)}{\sin(\varphi+\psi)}}^{\sqrt{r^2 - f_z^2 + (f_z \cdot \cos(\varphi+\psi))^2} + f_z \cdot \cos(\varphi+\psi)} h_{Si}(r, \varphi) \cdot r \, dr \, d\varphi \quad (23)$$

Der beschriebene Sachverhalt der Spanungsgeometrie und die Spanentstehung findet Berücksichtigung bei der kinematischen Rauheit und der Berechnung der Zerspankraft mit den entsprechenden Komponenten. Zunächst wird die kinematische Rauheit des orthogonalen Drehfräsens betrachtet, wobei hier in Umfangs- und Werkstückachsrichtung differenziert wird.

Die Umfangsrichtung bezieht sich auf die Seitenansicht in der X-Z-Ebene (siehe Abbildung 8). Aufgrund der Prozessparameter entsteht eine polygonförmige Struktur mit gleichmäßig am Umfang verteilten Facetten. Die Anzahl und Größe der Facetten sind abhängig vom Drehzahlverhältnis  $\lambda$  aus Werkzeug- und Werkstückumdrehung, der Zähnezahl  $z$  sowie dem Werkstückdurchmesser. Die kinematische Rauheit beschreibt dabei die Abweichung vom Sollkreis zu den ausgebildeten Facetten und wird durch folgende Formel ausgedrückt [Sahm96]:

$$R_{kin} = \frac{\left(1 - \cos\left(\frac{\pi}{\lambda - z}\right)\right) \cdot 2R - 2a_p}{\cos\left(\frac{\pi}{\lambda - z}\right) \cdot 2} \cdot 1000 \quad (24)$$

Eine kinematische Rauheit in Werkstückachsrichtung bildet sich beim orthogonalen Drehfräsen nicht aus. Lediglich das Drehzahlverhältnis  $\lambda$  nimmt Einfluss auf die Facettenbildung auf der Mantelfläche des Werkstücks. Bei ganzzahligem Drehzahlverhältnis reihen sich die Facetten in Vorschubrichtung einander an, so dass die Polygonspitzen in Werkstückachsrichtung fluchten. Tritt jedoch ein nicht-ganzzahliges Drehzahlverhältnis ein, so reihen sich die Facetten versetzt zueinander an. Der Vorschub in axialer Richtung  $f_{ax}$  bestimmt bei der Facettenbildung die Länge. Die nachfolgende Abbildung 8 verdeutlicht den beschriebenen Sachverhalt.

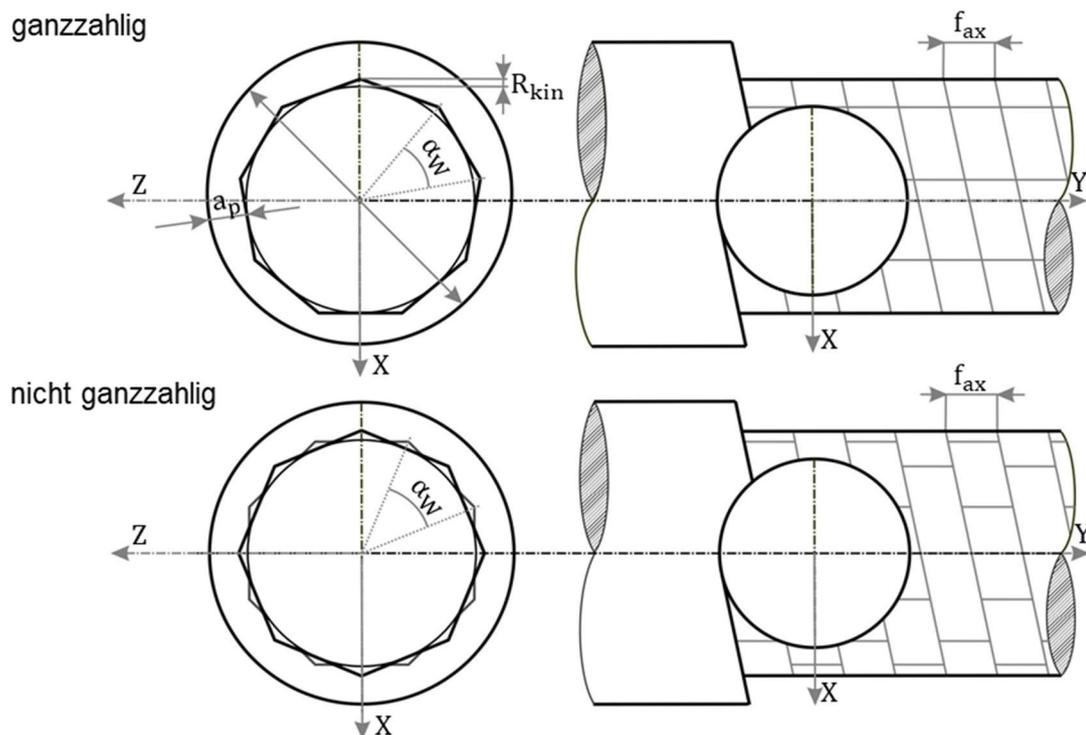


Abbildung 8: Kinematische Rauheit des orthogonalen Drehfräsens [Sahm96]

Die beschriebenen Auswirkungen verschiedener Schnittparameter auf die Spanungsgeometrie und die sich ergebende Oberflächenrauheit können ebenfalls auf die Zerspankraft und deren Komponenten bezogen werden. Die veränderlichen Spanungsquerschnitte im Zuge der Eingriffswinkel wirken sich direkt auf die Schnittkraft aus. Erste Modelle zur Zerspankraftberechnung wurden seitens K.P. Sorge 1984 [Sorg84] zum Drehfräsen aufgestellt und 1991 von T. Lehmann [Lehm92] sowie 1996 von D. Sahm [Sahm96] ausführlicher beschrieben. Diese bauen auf dem Victor-Kienzle Ansatz auf, der auf der allgemeinen Annahme der Abhängigkeit der Schnittkraft von der Spanungsgeometrie basiert. Eine nichtlineare Abhängigkeit geht von der Spannungshöhe und eine lineare Abhängigkeit von der Spanungsbreite aus. Für die Betrachtung der Spanungsgeometrie als Zweiflankenspan in Form der Stirn- und Umfangsschneide wird die Schnittkraft beschrieben mit:

$$F_C = F_{C,U} + F_{C,S} \quad (25)$$

In Abhängigkeit des Werkzeugdrehwinkels  $\varphi$  ändert sich die Spanungsgeometrie der Umfangsschneide, wodurch sich der mathematische Ansatz zur Berechnung der Schnittkraft der Umfangsschneide zu folgendem Term ergibt [Sahm96]:

$$F_{C,U} = k_{c1.1} \cdot b_U(\varphi) \cdot h_U(\varphi)^{1-C_c} \quad (26)$$

Für die Berechnung der Schnittkraft der Stirnschneide wird die Schnittkraft in Abhängigkeit des Werkzeugdrehwinkels  $\varphi$  und des Werkzeugradius  $r$  gesetzt und ergibt sich zu folgender Formel [Sahm96]:

$$F_{C,S} = k_{c1.1} \int_0^{r-h_U(\varphi)} h_{Si}(\varphi, r)^{1-C_c} dr \quad (27)$$

Weitere Veröffentlichungen zur Thematik der Schnittkraft gehen seitens J.M.C. Filho [Fih11], U. Karaguzel [Kara12, Kara16], L. Zhu [Zhu15], A. Comak [Coma17, Coma18] und E. Uysal [Uysa14] ab dem Jahr 2011 hervor. Die Auslegung der Gesamtschnittkraft basiert auf der Betrachtung dreier Kraftkomponenten entlang der Achsausrichtung in radialer, axialer und tangentialer Richtung nach dem Prinzip von Y. Altintas [Alti12]. Die drei Schnittkraftvektoren  $dF_q$  ( $q = r_q, t_q, a_q$ ) werden durch die differentielle Spanungsgeometrie und Kinematik abgebildet und wie folgt definiert [Coma17, Kara16]:

$$dF_q(\varphi, z) = (K_{qc} \cdot h(\varphi, z) + K_{qe}) dz \leftarrow q \in (r_q, t_q, a_q) \quad (28)$$

Dabei werden die Korrekturfaktoren  $K_{qc}$  und  $K_{qe}$  als Funktionen der Schneidkante in Relationen zur Spannungsbreite und –höhe angesehen, unabhängig von Stirn- und Umfangsschneide [Coma17].

### 2.1.2 Koaxiales Drehfräsen

Das koaxiale oder auch achsparallele Drehfräsen bezeichnet die Ausrichtung der Werkzeugachse parallel zur Werkstückachse, wobei sich der Versatz beider Achsen nach der zu fertigenden Kontur richtet. Der Vorteil dieser Verfahrensart liegt in der Möglichkeit der Außen- als auch Innenbearbeitung von rotationssymmetrischen Werkstücken (siehe Abbildung 9). Weiterhin besteht die hohe Flexibilität des Verfahrens in der Änderung der Drehrichtung des Werkstücks und somit dessen Wechsel von Gleich- und Gegenlaufbearbeitung. Erstmals trat die Betrachtung des Verfahrens 1990 seitens H. Schulz [Schu90] auf, welcher die Formgenauigkeit und Oberflächenrauheit ( $R_a < 0,5 \mu\text{m}$ ) des Verfahrens mit den Präzisionsbearbeitungen des Schleifens, Räumens und Honens gleichsetzt.

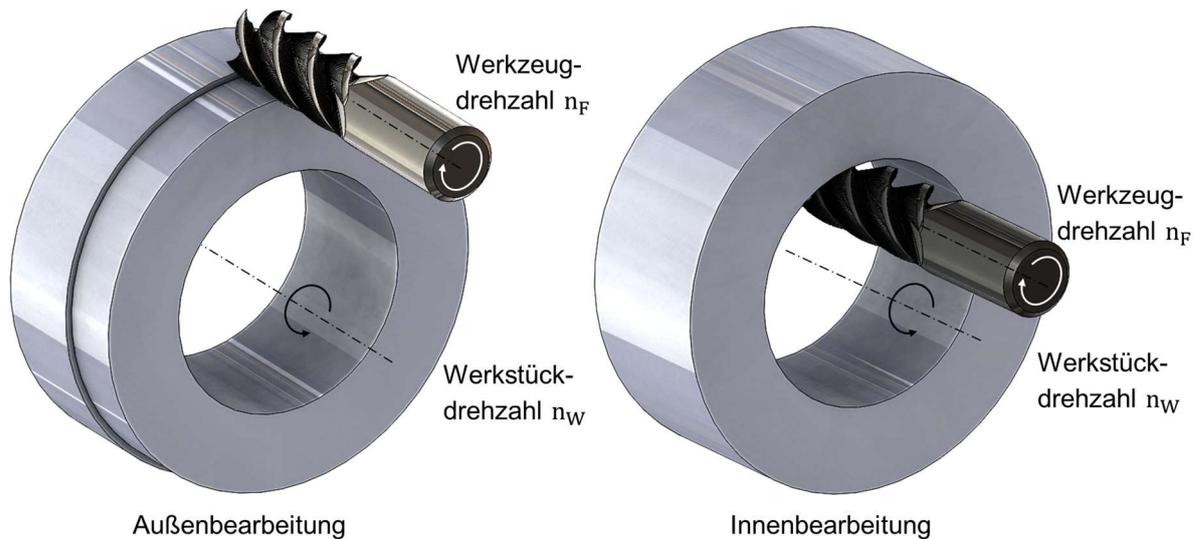


Abbildung 9: Außen- und Innenbearbeitung beim koaxialen Drehfräsen

A. Daniel hat sich 1994 [Dani94] weitergehend mit der Thematik der Oberflächenqualität des achsparallelen DrehfräSENS befasst. Durch die Betrachtung von Werkzeug und Werkstück in vektorieller Schreibweise und der Flugbahn der Werkzeugschneide bei stillstehendem Werkstück um die Werkstückachse herum, ergeben sich drei Strategien der Oberflächenbearbeitung. Die ungesteuerte und gesteuerte Schnittüberdeckung als auch die Bearbeitung mit hohen Drehzahlverhältnissen sind Möglichkeiten der Reduzierung der Oberflächenrauheit. Bei der ungesteuerten Schnittüberdeckung erfolgt aufgrund des Drehzahlverhältnisses eine Überlagerung der vorhergehenden und nachhergehenden Werkzeugbahn, wodurch entstandene Rauheitsspitzen (bzw. die kinematische Rauheit) abgetragen werden (nicht-ganzzahliges Drehzahlverhältnis). Mit zunehmenden Schnittüberlagerungen und Umdrehungen wird eine geringe kinematische Rauheit erzielt. Durch antriebsbedingte Schwankungen können Abweichungen der Rotationsüberlagerungen zustande kommen. Demzufolge tritt die gesteuerte Schnittüberdeckung in Kraft, wenn durch die Berechnung des gebrochen rationalen Drehzahlverhältnisses eine Regelung der Anzahl der Werkzeugeingriffe auf dem Werkstückumfang notwendig ist. Um zu vermeiden, dass die Schneide nach einer Werkstückumdrehung erneut in dieselbe Flugbahn eingreift, wird ein abweichendes Drehzahlverhältnis eingestellt. Dazu wird vorhergehend die Verschiebung der Flugbahn festgelegt, welche sich nach definierten Umdrehungen wieder mit sich selbst deckt. Die Möglichkeit der Einebnung von Rauheitsspitzen kann weiterhin durch hohe

Drehzahlverhältnisse erfolgen. Dabei ist allerdings die Leistung der Werkzeugmaschine zu berücksichtigen.

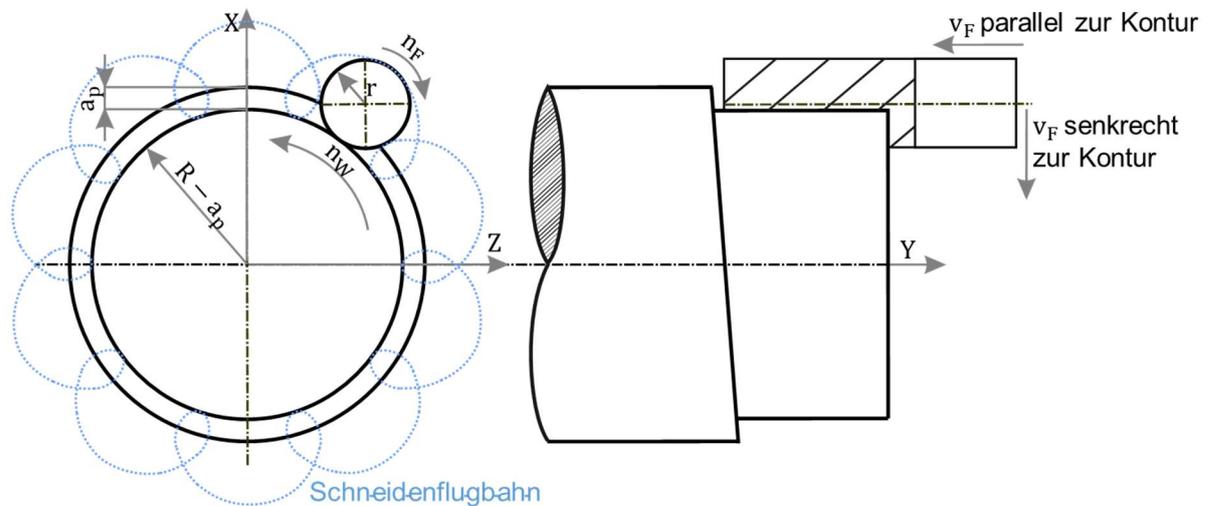


Abbildung 10: Kinematische Verhältnisse beim koaxialen Drehfräsen nach [Dani94]

Bei der Ausbildung der Oberflächenqualität ist auf Rattererscheinungen zu achten, welche in Folge des Einstechens senkrecht zur Kontur erfolgen können (siehe Abbildung 10). Bei diesem Vorschubweg treten in Abhängigkeit der Konturlänge hohe Eingriffslängen auf, welche zu hohen Kräften führen können. Erfolgt die Zustellung parallel zur Kontur, so erfolgt die Hauptvorschubbewegung aus der Werkstückrotation.

In Abhängigkeit der herzustellenden Werkstückkontur ist das koaxiale Drehfräsen nur begrenzt einsetzbar. Dies gilt beispielsweise bei langen Werkstückkonturen, da die Auskrägung des Fräswerkzeuges zu Passivkraftschwankungen und demzufolge zu Rattererscheinungen führen kann.

Aufgrund dieser Einschränkung wird im Rahmen dieser Arbeit das koaxiale Drehfräsen nicht weiter vertieft. Begründet wird dies durch die Berücksichtigung von Werkstückwellen mit Längen größer als die Schneidenlänge der Fräswerkzeuge, welche im Rahmen einzelner Versuchsreihen verwendet werden.

### 2.1.3 Tangentiales Drehfräsen

Das tangentielle Drehfräsen wurde zunächst mit den ersten Veröffentlichungen zum Drehfräsen nicht als einzelne Verfahrensart definiert. Erst 2001 stellte R. Dietzel in [Diet01] die Verfahrensart „tangentes Drehfräsen“ vor. Im Gegensatz zum

„orthogonalen Drehfräsen“ wird beim „tangentialen Drehfräsen“ nur mit den Umfangsschneiden zerspant (siehe Abbildung 11).



Abbildung 11: Kinematische Verhältnisse beim tangentialen Drehfräsen

In Abhängigkeit des Werkstückdurchmessers ist die Werkzeugauskragung anzupassen, welche mit zunehmendem Werkstückdurchmesser steigt. Durch eine hohe Auskraglänge können Schwingungen auftreten und damit Rattermarken hervorgerufen werden, welche die Oberflächenqualität herabsenken. Eine geeignete Auswahl des Fräswerkzeuges ist für die Bearbeitung des Werkstücks mit den Umfangsschneiden für die Prozessstabilität und die Oberflächenausprägung entscheidend. Neben der Fräswerkzeuggeometrie nimmt der Neigungswinkel der Werkzeugachse zur Werkstückachse einen Einfluss auf die Prozesskinematik. Der Neigungswinkel kann sowohl in der X-Y-, als auch in der X-Z-Ebene variieren. Die Darstellungen in Abbildung 12 verdeutlichen diese Variationsmöglichkeiten.

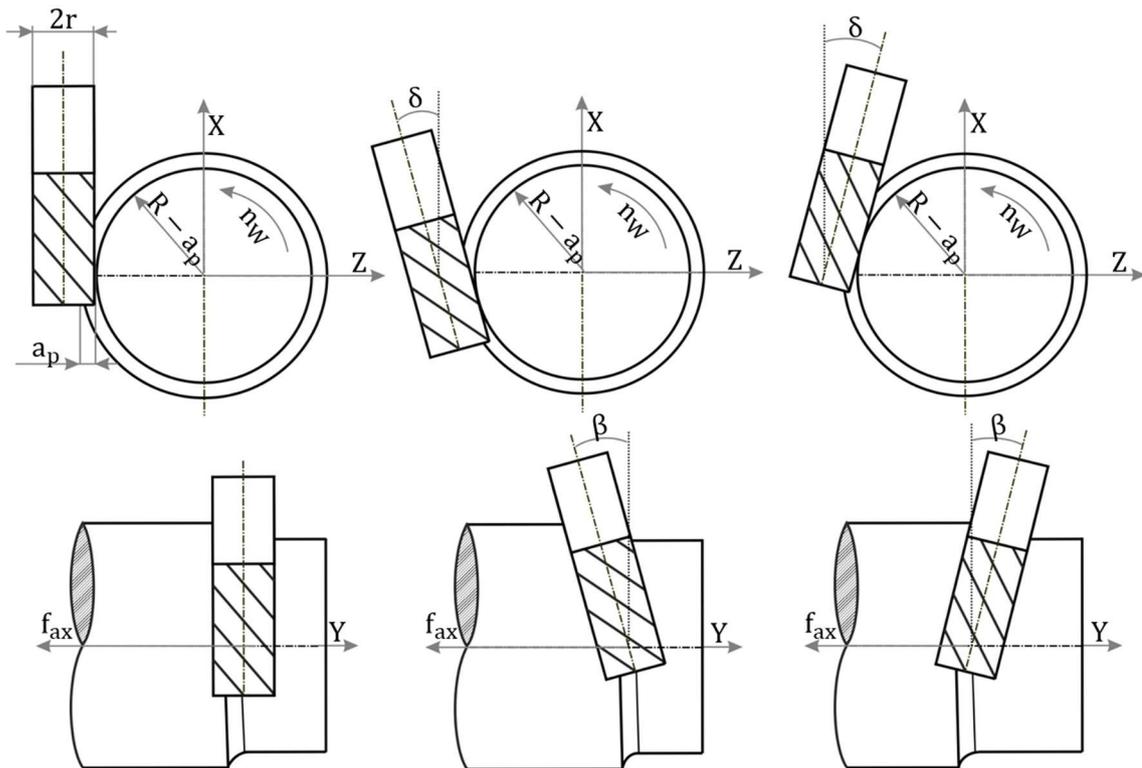


Abbildung 12: Werkzeuganstellungen für das tangentielle Drehfräsen nach [Sava07]

Anders als beim orthogonalen Drehfräsen verändert sich der maximale Vorschub nicht, da das Eingriffsverhältnis bzw. der Abstand von Werkzeug- zu Werkstückachse konstant ist. Der Neigungs- und der Helixwinkel des Werkzeugs verursachen eine Änderung der Oberflächenstrukturausrichtung. Weiterhin hat der Durchmesser des Werkzeugs einen Einfluss auf die Übergangskontur am Wellenabsatz, wodurch keine harte Absatzkante erzielt werden kann. Dies muss bei der Fertigungsplanung Berücksichtigung finden. Der Werkzeugdurchmesser bestimmt somit den Radius am Wellenabsatz.

Im Falle des tangentialen Drehfräsens wird die Prozesskinematik durch die Variation von Werkzeug- und Werkstückdrehzahl, den Neigungswinkel sowie den axialen Vorschub bestimmt. Unter Hinzunahme der Schnitttiefe wird somit die Spanbildung generiert. Die sich aus den Prozesseinstellgrößen ergebende Spanungsgeometrie wird nur aus einem Anteil der Umfangsschneide gebildet. Der Spanungsquerschnitt an der Umfangsschneide entsteht durch die Drehung der Schnittebene um die Drehung des Werkstücks. Das Spanungsvolumen setzt sich aus der Überlagerung der räumlichen Bewegungsbahnen in Vorschub- und Drehrichtung der Umfangsschneide zusammen (siehe Abbildung 13).

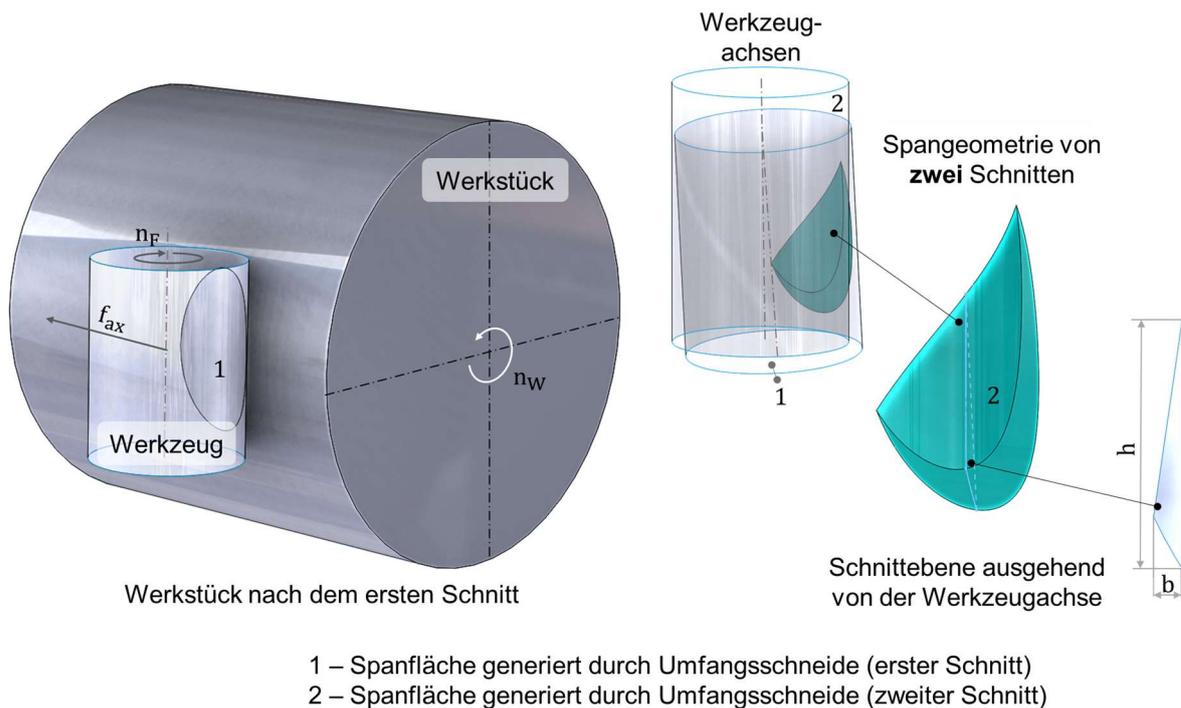


Abbildung 13: Spanentstehung und Spanungsgeometrie für das tangentielle Drehfräsen

Formeln zur Berechnung der Spanungshöhe und -breite konnten in der Literatur nicht gefunden werden. Lediglich U. Karaguzel [Kara12] und E. Uysal [Uysa14] fassten Berechnungen der Eckpunkte aus dem Spanungsquerschnitt in einem Modell zusammen. Dazu werden drei Eckpunkte in den Ebenen Z-X und Z-Y beschrieben. Zur besseren Veranschaulichung dient die Abbildung 14.

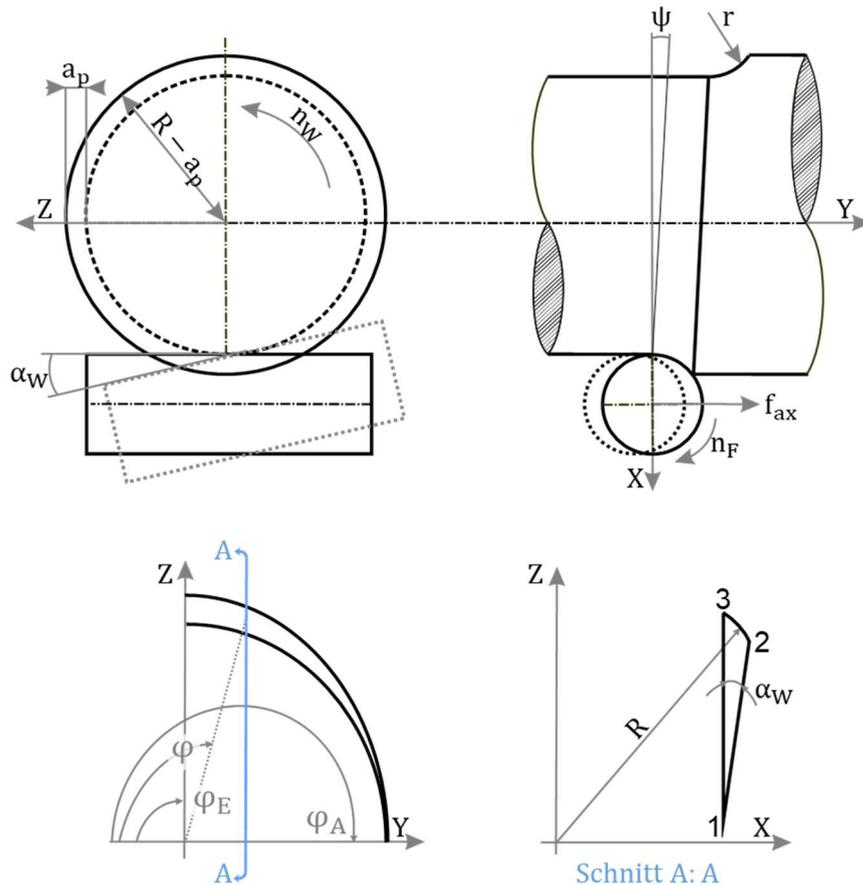


Abbildung 14: Eingriffsverhältnisse (oben) und Spannungsquerschnitt (unten) für das tangentielle Drehfräsen nach [Kara12, Uysa14]

Die Begrenzungen zwischen den Punkten eins bis drei im Bereich Z-Y werden durch folgende Terme beschrieben [Uysa14]:

$$x_{12}(z) = \tan \alpha_w y + \frac{R - [\sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p)]}{\cos(\alpha_w)} \quad (29)$$

$$x_{13}(z) = R - [\sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p)] \quad (30)$$

$$x_{23}(z) = \sqrt{R^2 - z^2} \quad (31)$$

Berechnungsformeln für die Lokalisierung der einzelnen Eckpunkte sind in den nachstehenden Termen wiederzufinden [Uysa14]:

$$z_1 = - \left( \frac{\sin(\alpha_w)(R - [\sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p)])}{\cos(\alpha_w) + 1} \right) \quad (32)$$

$$z_2 = \cos(\alpha_w) \sqrt{R^2 - \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p) \right] \right)^2} - \left( \sin(\alpha_w) \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p) \right] \right) \right) \quad (33)$$

$$z_3 = \sqrt{R^2 - \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - y^2} - (r - a_p) \right] \right)^2} \quad (34)$$

Aus der Literatur wurden die Formeln entnommen und zur Berechnung der Spannungshöhe sowie -breite eigens abgeleitet. Die Terme setzen sich wie folgt zusammen:

$$b_t(r, \varphi) = \sqrt{R^2 - \left( \cos(\alpha_w) \sqrt{R^2 - \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - (r \cdot \sin \varphi)^2} - (r - a_p) \right] \right)^2} - \left( \sin(\alpha_w) \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - (r \cdot \sin \varphi)^2} - (r - a_p) \right] \right) \right) \right)^2} - \left[ \sqrt{r^2 - (r \cdot \sin \varphi)^2} - (r - a_p) \right] \quad (35)$$

$$h_t(r, \varphi) = \sqrt{R^2 - \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - (r \cdot \sin \varphi)^2} - (r - a_p) \right] \right)^2} + \frac{\sin(\alpha_w) \left( R - \left[ \sqrt{r^2 - (r \cdot \sin \varphi)^2} - (r - a_p) \right] \right)}{\cos(\alpha_w) + 1} \quad (36)$$

Die Spannungshöhe und -breite verändern sich in Relation zum Werkzeugdrehwinkel  $\varphi$  und dem Abstand eines beliebigen Punktes entlang des Werkzeugradius. Die Spannungsbreite der Umfangsschneide beim tangentialen Drehfräsen beinhaltet die Rotation des Werkstücks zwischen zwei Schnitten, wodurch der Drehwinkel des Werkstücks pro Schneide  $\alpha_w$  zum Tragen kommt. Für die Spannungshöhe ist die Schnitttiefe entscheidend.

Zur weiteren Bestimmung der Eingriffsverhältnisse und der Spannungsgeometrie sind die Eingriffswinkel aufzuführen. Formell können diese in Anlehnung an [Kara12] berechnet werden:

$$\varphi_E = \frac{\pi}{2} - \sin^{-1} \left( \frac{f_z}{2r} \right) \quad (37)$$

$$\varphi_A = \pi - \sin^{-1} \left( \frac{r - a_p}{r} \right) \quad (38)$$

Die Spanungsgeometrie und Eingriffsverhältnisse finden Berücksichtigung bei der Betrachtung der Oberflächenausprägung in Abhängigkeit der Einstellparameter. Analog zum orthogonalen Drehfräsen wird die Strukturausbildung in Form der kinematischen Rauheit ausgedrückt. Beim tangentialen Drehfräsen kommt neben der Betrachtung der Struktur in Richtung Werkstückachse, die Betrachtung der Strukturausbildung orthogonal zur Werkstückachse hinzu. Das Prinzip wird in Abbildung 15 verdeutlicht.

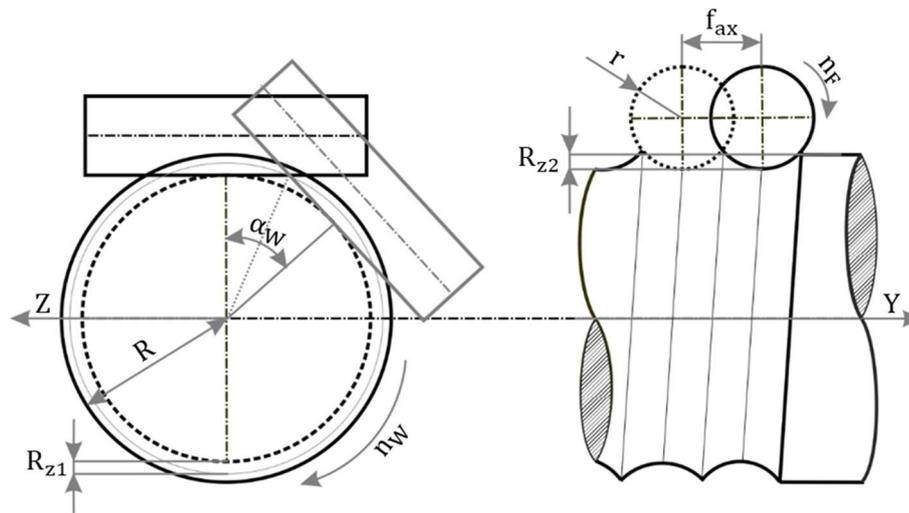


Abbildung 15: Kinematische Rauheit des tangentialen DrehfräSENS [Jian11]

Dabei setzen sich die kinematischen Rauheitsspitzen aus der Höhe zwischen dem Fräswerkzeuggrundkreis und der Überlagerung der Fräswerkzeuggeometrie in Vorschubrichtung zusammen. Mathematisch werden die kinematischen Rauheiten durch folgende Terme nach [Jian11] beschrieben:

$$R_{z1} = (R - a_p) \left( \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi \cdot n_W}{n_F \cdot z}\right)} - 1 \right) \quad (39)$$

$$R_{z2} = r - \sqrt{r^2 - \left(\frac{f_{ax} \cdot n_W}{2n_F \cdot z}\right)^2} \quad (40)$$

Die Berechnung der Kraftkomponenten entlang der Achsausrichtung in radialer, axialer und tangentialer Richtung erfolgt analog zum orthogonalen DrehfräSENS nach Formel (28) und wird im weitergehenden schriftlichen Verlauf näher durchdrungen.

### 2.1.4 Veröffentlichungen zum Drehfräsen

Bezogen auf die fachliche Darlegung zur Thematik des Drehfräsens werden nachfolgend weitere Literaturquellen aufgeführt (siehe Tabelle 1).

Tabelle 1: Übersicht zu den Veröffentlichungen des Drehfräsens

<b>Grundlagen zum Drehfräsen</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 1984 K. P. Sorge: Orthogonal [Sorg84]</li> <li>• 1990 H. Schulz: Orthogonal [Schu90]</li> <li>• 1994 H. Schulz: Achsparallel [Schu94]</li> <li>• 1996 H. Schulz: Achsparallel und Orthogonal [Schu96]</li> <li>• 1996 D. Sahm: Orthogonal [Sahm96]</li> <li>• 2004 F. König: Orthogonal [Koen04]</li> <li>• 2013 Sandvik: Orthogonal [N.N.13]</li> <li>• 2015 L. Zhu: spez. Orthogonal [Zhu15]</li> </ul>	
<b>Modelle und Analysen</b>	<b>Oberflächenanalysen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 1999 S. K. Choudhury [Chou00]</li> <li>• 2005 S. K. Choudhury [Chou05]</li> <li>• 2007 V. Savas [Sava07]</li> <li>• 2009 Z. Liu [Liu09]</li> <li>• 2009 A. Schubert [Schu09]</li> <li>• 2010 A. Schubert [Schu10]</li> <li>• 2011 Z. Jiang [Jian11]</li> <li>• 2012 C. Ozay [Ozay12]</li> <li>• 2012 R. Funke [Funk12]</li> <li>• 2013 L. Zhu [Zhu13]</li> <li>• 2016 P. Babu [Babu16]</li> <li>• 2016 U. Karaguzel [Kara16]</li> <li>• 2016 C. Ratnam [Ratn16]</li> <li>• 2017 J. Hou [Hou17]</li> <li>• 2017 N. S. Indakov [Inda17]</li> <li>• 2018 Z. Niu [Niu18]</li> </ul>	<b>Spanungsgeometrie und Kraftanalysen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2000 M. Pognacik [Poga00]</li> <li>• 2011 C. Filho [Filh11]</li> <li>• 2012 U. Karaguzel [Kara12]</li> <li>• 2014 E. Uysal [Uysa14]</li> <li>• 2015 W. Qiu [Qiu15]</li> <li>• 2015 C. Yonglin [Yong15]</li> <li>• 2015 U. Karaguzel [Kara15]</li> <li>• 2016 L. Zhu [Zhu16]</li> <li>• 2016 U. Karaguzel [Kara16]</li> <li>• 2016 R. Yan [Yan16]</li> <li>• 2017 A. Comak [Coma17]</li> <li>• 2017 U. Karaguzel [Kara17]</li> <li>• 2018 M. Hertel [Hert18]</li> </ul>
	<b>Dynamik:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2016 P. Babu [Babu16]</li> <li>• 2016 Y. Guan [Guan16]</li> <li>• 2016 C. Ratnam [Ratn16]</li> <li>• 2016 R. Yan [Yan16]</li> <li>• 2017 P. Babu [Babu17]</li> <li>• 2018 K. Venkata Rao [Rao18]</li> <li>• 2018 K. Arun Vikram [Arun18]</li> <li>• 2018 A. Comak [Coma18]</li> </ul>	<b>Temperaturen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 2008 H. Sasahara [Sasa08]</li> <li>• 2016 F. Peng [Peng15]</li> <li>• 2017 U. Karaguzel [Kara17]</li> </ul>
<b>Anwendungsfelder</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 1999 Y. S. Lee: Nockenwellen [Lee99]</li> <li>• 2000 U. Frydenbo: Lenkgetriebeeinheiten [Fryd00]</li> <li>• 2001 K. Weinert: Großkurbelwellen [Wein01]</li> <li>• 2007 C. Richt: Kurbelwellen [Werm07]</li> <li>• 2009 C. G. Pflüger: Radial-Wellendichtringe [Pflu09]</li> <li>• 2012 S. Gebhard: Rad-Schiene Kontakt [Gebh12]</li> <li>• 2014 M. Narten: Dichtungslaufflächen [Nart14]</li> <li>• 2014 L. Zhu: Blades [Zhu14]</li> <li>• 2015 A. Calleja: Blades [Call15]</li> <li>• 2016 R. Funke: hohe Reibung [Funk16]</li> <li>• 2016 L. Zhu: Blades [Zhu16]</li> <li>• 2017 A. Z. Rahmann: Blades [Rahm17]</li> </ul>	

Die Literaturquellen verdeutlichen in der tabellarischen Übersicht, dass das Drehfräsen in seinen Anfängen zur effektiven Bearbeitung und Produktivitätssteigerung eingesetzt wurde und erst innerhalb der letzten 20 Jahre an Bedeutung in der Wissenschaft erlangt hat.

Die Kategorisierung der Literaturquellen nach Themenfeldern in der Analyse verdeutlicht das Interesse am Drehfräsen in Bezug auf die Oberfläche. Neben dem Faktor der Produktivität grenzt sich das Drehfräsen durch das Potential der Strukturierungsmöglichkeit von Oberflächen und der Erzielung geringer Rauheitswerte ab.

Vorwiegend wird die Betrachtung der Oberflächen des Drehfräsens durch dessen Abhängigkeiten der Einstell- bzw. Fertigungsparameter wiederholt betrachtet. Untersuchungen zum tangentialen Drehfräsen in [Sava07] zeigten auf, dass die Oberflächenrauheiten ähnlich dem Schleifen sind ( $R_a = 0,4 \mu\text{m}$ ) und die Rauheit mit Zunahme der Schnitttiefe sowie dem axialen Vorschub steigt. Die Werkzeug- und Werkstückdrehzahl zeigte keine Auswirkungen auf die Oberflächenrauheiten. Im Vergleich zum orthogonalen Drehfräsen zeigte A. Schubert [Schu10] auf, dass das tangentielle Drehfräsen höhere Oberflächenrauheiten bewirkte und der axiale Vorschub den höchsten Einfluss auf die Rauheitsparameter ausübt. Der Einfluss des axialen Vorschubs wird in weiteren Literaturquellen [Jian11, Rao18, Zhu13] bestätigt.

Beim orthogonalen Drehfräsen unterscheiden sich die Einflussfaktoren auf die Oberflächenrauheit zum tangentialen Drehfräsen. In [Zhu13] wird ersichtlich, dass die Werkstück- und Werkzeugdrehzahl sowie die Anzahl der Zähne einen Einfluss auf die Oberflächenrauheit haben. Die Erläuterungen zu den theoretischen Grundlagen in Kapitel 2.1.1 bestätigen dies. Basierend auf dieser und einer weiteren Veröffentlichung [Filh11, Zhu13] wurde für das tangentielle und orthogonale Drehfräsen die „uncut chip“ Geometrie mathematisch in [Uysa14] hergeleitet. Der Begriff „uncut chip“ trat zum ersten Mal 2005 seitens S. K. Choudhury [Chou05] in Erscheinung und beschreibt die unverformte Spanungsgeometrie. Zusätzlich ist in [Uysa14] der Begriff „cusp height“ definiert. „Cusp height“ bezeichnet das verbleibende Material zwischen der Werkzeugbewegung und ist abhängig vom Werkzeug- und Werkstückdurchmesser. Beeinflusst wird die Ausbildung des „cusp height“ durch den Vorschub pro Werkstückumdrehung. In [Kara16] wurde die Exzentrizität in Einflussnahme auf die „uncut chip area“, Schnittkräfte, Formfehler, Produktivität, die Oberflächenrauheit und

den Werkzeugverschleiß bezogen auf das orthogonale Drehfräsen untersucht. Mit steigender Exzentrizität nehmen die „uncut chip area“ und die Schnittkräfte ab. Die Formfehler beziehen sich auf die „cusp height“. Wenn die Exzentrizität den berechneten Wert der „cusp height“ übersteigt, nehmen die Formabweichung bzw. Rauheitsspitzen zu. Bei der Produktivität zeigt die Zerspanungsrate einen hohen Betrag durch Zunahme des Vorschubs pro Umdrehung und hoher Exzentrizität.

Je nach Größe des Werkstücks und der Verfahrensauswahl ist der Einsatz von Wendeschneidplatten oder monolithischen Werkzeugen möglich. Die Betrachtungen zur Oberflächenrauheit zeigen [Kara16], dass Wendeschneidplatten mit herkömmlicher Wendeschneidplattengeometrie eine hohe Rauheit erzeugen und diese mit Zunahme der Exzentrizität abnimmt. Bei einer Wiper Geometrie verhält es sich gegensätzlich. Die Oberflächenrauheit nimmt mit wachsender Exzentrizität bis zu einem bestimmten Wert zu und fällt danach stark ab. Der Werkzeugverschleiß kann durch einen ausgewählten Exzentrizitätswert beeinflusst werden. Eine hohe Standzeit ist bei einer Exzentrizität zwischen Null und der Länge des Werkzeugradius zu verzeichnen.

Weiterhin untersuchte R. Funke [Funk16] die Betrachtung der Werkzeugauswahl. Er zeigte auf, inwiefern die Oberflächenrauheit bedingt durch das Drehfräsen die funktionalen Eigenschaften beeinflusst. Im Hinblick auf die Erzielung eines hohen Reibwertes wurde stirnseitig eine Oberflächenstruktur geschaffen, welche mit dem Eckenradius des Fräswerkzeuges variiert. Eine eindeutige Aussage zur Korrelation zwischen Rauheit und Reibwert konnte aufgrund von Streuungen nicht getroffen werden.

Wodurch funktionale Oberflächen gekennzeichnet sind und sie inhaltlich beschrieben werden, erläutert das nachstehende Kapitel 2.2.

## 2.2 Funktionale Oberflächen

Eine Oberfläche ist als funktional einzuordnen, sobald dessen geforderte Funktion erfüllt ist. Laut [Albe10] benötigt eine technische Funktion mindestens zwei Wirkpaare, welche in Wechselwirkung mit der Umgebung die Funktion des Systems erfüllen. Die Betrachtung der Bauteilfunktion ist in Volumen und Oberfläche getrennt. Die Hauptfunktion (z. B. Drehmoment übertragen) wird dabei von der spezifischen Form bestimmt und weitergehend durch die Geometrie und mechanische Eigenschaften charakterisiert [Hart14]. Die technologische Eigenschaft einer Oberfläche ist als Oberflächenfunktion anzusehen und dient zur Optimierung der Hauptfunktion. Dabei kann die Oberfläche weitere Unterfunktionen aufweisen, die sich zu mechanischen, optischen, elektrischen, thermischen etc. Eigenschaften zuordnen lassen. Diese Eigenschaften werden durch die Oberflächengestalt beeinflusst und haben Auswirkungen auf die Gesamtfunktion des Systems, in dem die Wirkpaare in Kombination auftreten. Dieses Prinzip wird in der nachstehenden Abbildung 16 veranschaulicht.

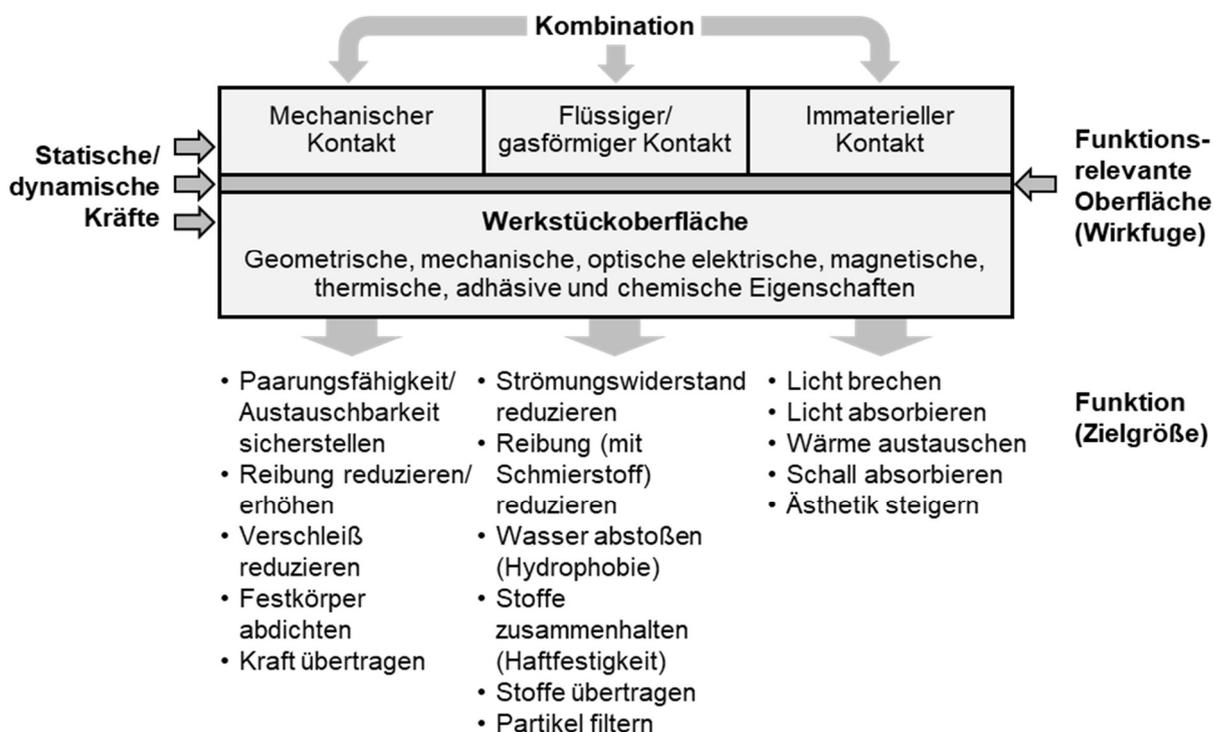


Abbildung 16: Funktionen des Systems von Wirkpartnern [Hart14]

Je nach Funktion des Systems und der sich daraus ableitenden Oberflächenfunktion werden unterschiedliche Fertigungstechnologien eingesetzt. Die

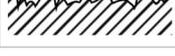
Oberflächenstrukturierung zur Erzielung geforderter Oberflächenfunktionen kann bspw. durch Laserstrukturieren [Abel04, Ande07], Ultrasonic Burnishing [Gers18, Han02, Huuk12], Beschichten [Gein06, Wage15], Honen [Karp12, Karp14a, Karp16] als auch Drehfräsen [Doeb15, Doeb18a, Karp17a, Karp17b, Karp17c] vorgenommen werden. Allen gemein ist das Ziel eine Oberflächenstruktur zu schaffen, welche gezielte Anforderungen erfüllt. Anwendungsbereiche funktionaler Oberflächen sind im Maschinenbau bspw. Nockenwellen, Kurbelwellen, Wälzlager, Zahnräder, Kolbenringe, Zylinderlaufflächen oder Radialwellendichtungen. Seitens der Medizintechnik werden funktionale Oberflächen bei vielen orthopädischen Implantaten gefordert [Crac19].

### **2.2.1 Charakterisierung von Oberflächen**

Zur Beurteilung der Funktionalität und der Eigenschaften des Bauteils können verschiedene Charakterisierungsmöglichkeiten herangezogen werden. Diese beschränken sich auf verschiedene Methoden und Techniken zur Bewertung und Charakterisierung von Oberflächen. Dabei sind Oberflächen in Abhängigkeit der auszuführenden Funktion in strukturierte, technische oder texturierte Oberflächen einzuteilen [Evan99]. Strukturierte Oberflächen beziehen sich dabei auf ein deterministisches Muster mit einem hohen Aspektverhältnis. Diese Oberflächen dienen einer konkreten Funktion ebenso wie es bei technischen Oberflächen der Fall ist. Zusätzlich kommen bei technischen Oberflächen die Oberflächen- und Grenzflächengestalt hinzu, welche Variationsmöglichkeiten durch Fertigungsverfahren zulassen können. Gegenteilig dazu zeichnen sich texturierte Oberflächen aus, da die Oberflächengestalt zufällig entsteht. Allen gemein ist die Überprüfung der Gestaltabweichung, welche sich nach DIN 4760 in der Abweichung von der Idealform beschreiben lässt (siehe Abbildung 17).

Untergliedert von der Makro- in die Nanoebene, wird die Form, Welligkeit und Rauheit der Oberfläche bis hin zur atomaren Struktur unterschieden. Zugehörig zu diesen Ordnungszahlen sind Messverfahren und Methoden, wobei an dieser Stelle gezielt auf die Beschreibung der Oberflächenrauheit eingegangen wird.

## Oberflächenfeingestalt

<b>Formabweichung</b>		Geradheit, Rundheit
<b>Welligkeit</b>		Wellen
<b>Rauheit (grob)</b>		Rillen
<b>Rauheit (fein)</b>		Riefen, Schuppen

## Randzonengestalt

Randzonengefüge
Mikrorissbildung
Eigenspannungen

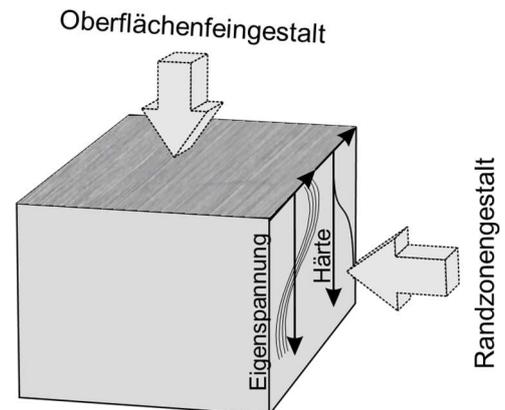


Abbildung 17: Merkmale der Randzone und dessen Gestaltabweichungssystem nach [DIN 4760]

Die Bewertung der Oberflächengestalt von Mikrostrukturen kann direkt und indirekt erfolgen. Die direkte Funktionsprüfung der Oberfläche beschreibt die Überprüfung der Oberflächenfunktion unter praxisnahen Bedingungen. Ein direkter Zusammenhang zwischen gefertigter Mikrooberfläche und geforderter Funktion kann somit geschaffen werden. Je nach Kosten und Zeitaufwand werden die Prüftechniken der direkten Funktionsprüfung kategorisiert. Angefangen bei einem Modellversuch bis hin zum Betriebsversuch kann die Aussagekraft der Prüfung gesteigert werden. Die tribologische Prüfung ist der direkten Funktionsprüfung zuzuordnen. Dabei werden die Kenngrößen der Reibung, des Verschleißes oder der thermischen und akustischen Parameter betrachtet. Nachteilig bei dieser Art der Funktionsprüfung ist die Zerstörung der Probekörper, welche bei der indirekten Funktionsprüfung weitestgehend zerstörungsfrei ist. Die indirekte Funktionsprüfung zeichnet sich durch den definierten Zusammenhang einer Messgröße und dem Funktionsverhalten aus. Vorwiegend werden Kenngrößen herangezogen, welche in der optischen Inspektion (z. B. REM-Aufnahmen), der Oberflächenmessung (z. B. optisch, taktil) oder der elektrischen Charakterisierung (z. B. Widerstandsmessung) wiederzufinden sind.

Zur Beschreibung der geometrischen Oberflächenkenngrößen werden die optischen und taktilen Messverfahren erläutert, da diese überwiegende Verwendung im Rahmen dieser Arbeit finden.

### 2.2.1.1 Indirekte Messtechniken zur Oberflächencharakteristik

Die Charakterisierung von Oberflächen basiert auf verschiedenen Methoden. Neben den taktilen gewinnen die optischen Messprinzipien vermehrt an Bedeutung, welche ebenfalls Bestandteil dieser Arbeit sind [Kefe18]. Optische Messprinzipien werden in Sensorsystematiken zur Erzeugung von ein- bis dreidimensionalen Daten unterschieden. Sie unterscheiden sich durch den Einsatz von externen Verfahrachsen zur dreidimensionalen Beschreibung der Werkstückoberfläche. Beispielsweise liefern optische 1D-Sensoren einen eindimensionalen Abstandswert vom Sensor zur Werkstückoberfläche. Eine translatorische Positionierung der Achsen über zwei Freiheitsgrade ermöglicht die Erzeugung von dreidimensionalen Punktkoordinaten. Bei den 2D-Verfahren kommt eine Achse mit einem Freiheitsgrad dazu, um zusätzlich zu den Messergebnissen entlang einer Linie dreidimensionale Messdaten zu erzeugen. Die 3D-Verfahren benötigen keine externe Verfahrachse.

Eine Übersicht der Sensorsystematik ist in der Tabelle 2 zu sehen.

*Tabelle 2: Sensorsystematik verschiedener Messprinzipien zur 3D-Datenakquisition [Zache04]*

<b>3D-Verfahren</b>	Triangulationsbasierte Verfahren	Streifenprojektion
		Photogrammetrie
	Interferometrische Verfahren	3D-Formprüfinterferometrie
<b>2D-Verfahren</b>	Triangulationsbasierte Verfahren	Laserlichtschnittverfahren
	Interferometrische Verfahren	Weißlichtinterferometrie
	Mikroskopische Verfahren	Konfokalmikroskopie
	Fokussierverfahren	Kontrastverfahren
<b>1D-Verfahren</b>	Fokussierverfahren	Chromatisches Fokusverfahren
		Laserfokusverfahren
		Video-Autofokusverfahren
	Triangulationsbasierte Verfahren	Punkttriangulation
	Interferometrische Verfahren	Distanzinterferometrie
	Holographische Verfahren	Holografische Konoskopie
	Laserlaufzeitverfahren	

Ihnen untergeordnet finden sich verschiedene physikalische Prinzipien (triangulationsbasierte, interferometrische oder mikroskopische Verfahren) wieder, welche die Grundlage für optische Abstandssensoren bilden. Gegenstand dieser Arbeit sind die Konfokalmikroskopie und die taktile Messung.

Die Konfokalmikroskopie zeichnet sich durch eine weiße Punktlichtquelle aus, welche durch eine Lochblende über ein Mikroskopobjektiv auf die Oberfläche des Werkstücks abgebildet wird (siehe Abbildung 18). Das Licht wird durch das Objektiv über einen Strahlteiler reflektiert und vom Detektor erfasst, welcher hinter einer Detektorblende liegt. Sofern das Objekt im Brennpunkt liegt, befinden sich die Fokusse beider Blenden im selben Punkt und es wird die maximale Intensität erreicht. Während der Messung wird das Messobjekt durch den Fokus des Konfokalsystems bewegt. Befindet sich das Objekt außerhalb des Fokus, so wird durch die Detektorblende ein geringerer Strahlenanteil an den Detektor weitergeleitet und die Signalstärke nimmt dadurch ab. Um das Messobjekt flächenhaft abzutasten, wird der Lichtpunkt zeilen- und punktwise über das Objekt bewegt. Dazu dienen Nipkow- oder Multi-Pinhole-Scheiben, welche durch eine Rotation zur Abtastung des Objektes über mehrere Punkte in verschiedenen Höhenebenen führen. Die Summe der Abtastungen ergibt ein flächenhaftes Bild der Oberfläche [Hart14, Zache04].

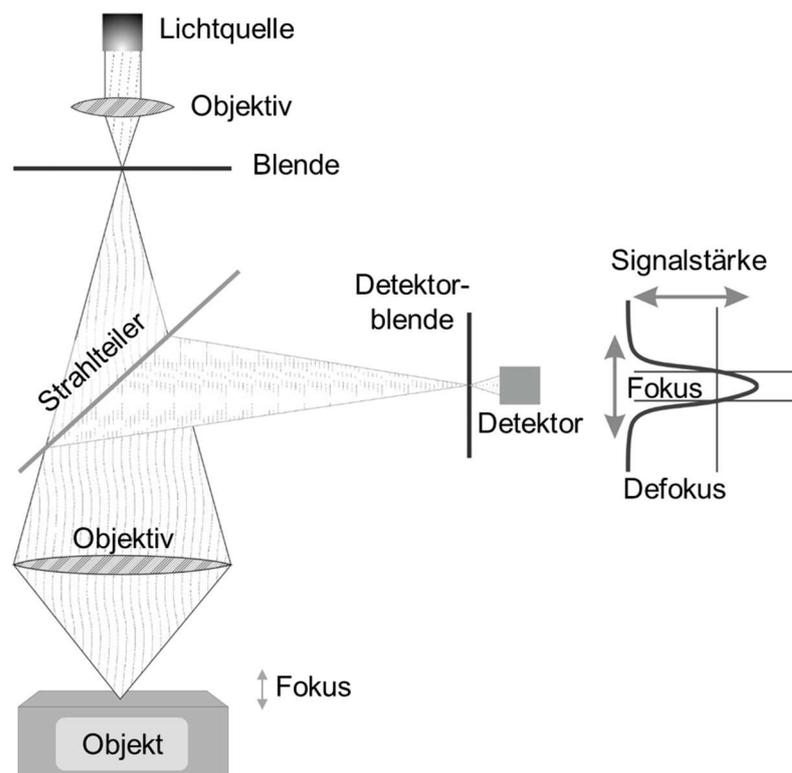


Abbildung 18: Funktionsprinzip der Konfokalmikroskopie nach [N.N. 19]

Neben den optischen Messverfahren werden häufig taktile Messprinzipien eingesetzt, da eine Rückführbarkeit der Messergebnisse durch die Normen für Rauheitsbestimmung sichergestellt ist. Die taktile Messtechnik basiert auf der

mechanischen Wechselwirkung zwischen einem Tastsystem und dem Messobjekt. Das sogenannte „Tastschnittverfahren“ umfasst die Messung der Oberfläche mit einem Tastschnittgerät. Dazu wird ein kegelförmiges Diamantelement verwendet, welches einen Öffnungswinkel von  $60^\circ$  oder  $90^\circ$  und einen Radius von  $2\ \mu\text{m}$ ,  $5\ \mu\text{m}$  oder  $10\ \mu\text{m}$  besitzt. Dieses Tastelement wird über eine Vorschubeinheit entlang einer Achse bewegt. Die Auslenkung der Tastspitze in Abhängigkeit des Oberflächenprofils wird zur Messwertgenerierung genutzt. Zusätzlich werden zwei weitere Methoden unterschieden, die zu einer messtechnischen Bestimmung der Tasterauslenkung dienen. Zum einen kann der Messwert über die Anpresskraft des Tasters auf die Oberfläche bestimmt werden oder zum anderen über die Schwingungsdämpfung des Tastelements. Der erfasste lineare Tastschnitt kann durch piezoelektrische Antriebe erweitert werden, sodass mehrere parallel entstandene Tastschnitte eine 2,5D-Oberflächentopographie ergeben [Hart14, Hoff09].

Bei der Auswahl des Messverfahrens sind stets die Messabweichungen zu berücksichtigen. Beim Tastschnittverfahren werden diese durch die Antastkraft und die damit entstehende mechanische Deformation der Oberfläche sowie durch den Tastradius hervorgerufen. Somit ist dieses Verfahren als nicht absolut zerstörungsfrei einzustufen. Um eine geringe Messunsicherheit zu erhalten, ist dabei die Messgeräteauswahl zu berücksichtigen, welche sich an den funktionsrelevanten Merkmalen des Bauteils orientiert.

Ein Universalmessgerät oder automatisierter Vorgang zur Auswertung funktionaler Oberflächen ist nicht vorhanden, wodurch geometrische und nicht geometrische Eigenschaften oft getrennt voneinander betrachtet werden. Um funktionale Oberflächen zu beschreiben ist die Betrachtung der Zusammenhänge zwischen den merkmalsentscheidenden Kenngrößen von Bedeutung. Dazu ist eine Auswahl geeigneter Oberflächenkenngrößen vorzunehmen, welche annäherungsweise zur Bewertung der Oberflächenstruktur beitragen. Laut ISO 4287 und ISO 25178 werden technische Oberflächenkenngrößen in 2D- und 3D-Kenngrößen differenziert. Eine festgelegte Klassifizierung aller möglichen Parameter bezogen auf die gemessene Oberfläche gibt es konkret nicht. In Anlehnung an die Literaturquellen [Hart14, ISO 25178, Wieh11] wurde das Histogramm in Abbildung 19 erstellt.

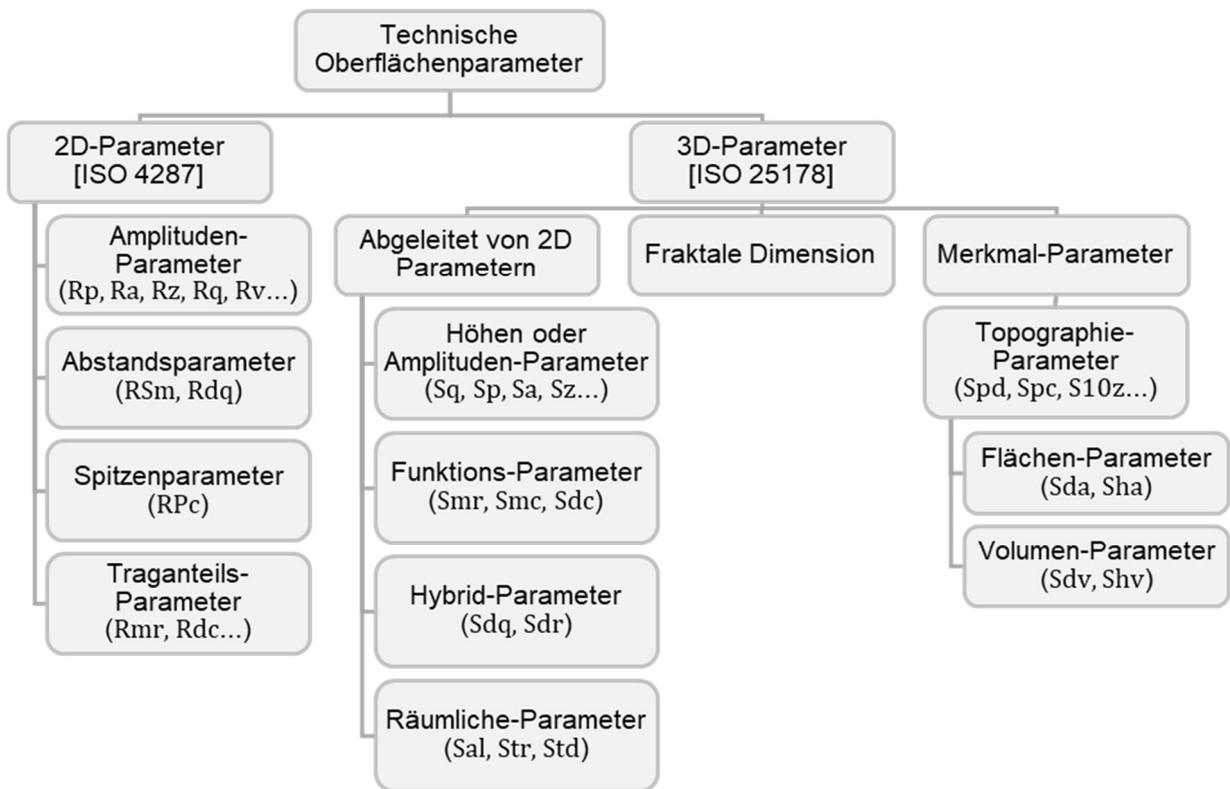


Abbildung 19: Klassifizierung der 2D- und 3D-Oberflächenparameter nach [Hart14, ISO 25178, Wieh11]

Es ist ersichtlich, dass die Beschreibung der Oberfläche mit 3D-Parametern durch eine Vielzahl an Kenngrößen möglich ist. Eine Auswahl bestehender Parameter zur Beschreibung der Funktionseignung einer strukturiert funktionalen Oberfläche kann willkürlich vorgenommen, sollte jedoch auf den Anwendungsfall beschränkt werden. Dabei ist die Definition und Bedeutung der Parameter zu hinterfragen, inwieweit diese eine Aussage bezüglich der Funktion treffen.

Die Amplituden- oder Höhenparameter beschreiben die Höhenabweichungen zur Mittellinie des Rauheitsprofils. Dabei wurden die Linienparameter von den 2D- auf die Flächenparameter der 3D-Kenngrößen übertragen. Die Bezeichnung ändert sich dahingehend von R zu S, um die flächenhaften von den linienhaften Parametern zu unterscheiden. Da sich die Höhenparameter auf statistische Standardgrößen, wie z. B. Mittelwert und Standardabweichung beziehen, ist eine Beschreibung des Funktionsverhaltens mit diesen Kenngrößen nur schwer möglich. Die Rubrik Funktions-Parameter der 3D-Kenngrößen umfasst dahingehend Parameter zur Beschreibung des Funktionsverhaltens der Oberfläche, indem Spitzen, Täler und Kernbereiche der Oberfläche betrachtet werden. Wesentlicher Bestandteil ist dabei der

Flächenmaterialanteil, welcher den Materialanteil in Abhängigkeit der Höhe des Profils entlang einer Schnittebene beschreibt. In einer Abbott-Kurve werden die Materialanteile der Spitzen, Riefen und des Kernbereichs zusammengefasst, wodurch ein Funktionsverhalten abgeleitet werden kann. Die Riefen sind für die Aufnahme von Schmierstoffen im tribologischen Kontakt, die Spitzen für den Kontakt zwischen Reibpartnern und der Kernbereich für die mechanische Belastbarkeit von Bedeutung. In Bezug auf einen Profilschnitt der 2D-Parameter sind die Funktions-Parameter mit den Traganteils-Parametern gleichzusetzen, wobei hier nur der Traganteil oder die Traganteilhöhe betrachtet wird [Hart14, N.N.16, Wieh11].

Die Hybrid-Parameter beschreiben die Abhängigkeit von der Amplitude und vom Abstand, wie beispielsweise Neigungen oder Krümmungen. Zugehörig zu den Hybrid-Parametern ist der Sdq-Wert, welcher die durchschnittliche quadratische Steigung der Oberfläche beschreibt und der Sdr-Wert, welcher das gestreckte Grenzoberflächenverhältnis umfasst und eine Aussage über die Ebenheit oder Komplexität einer Oberfläche zulässt.

Eine Beschreibung der Strukturmuster erfolgt über räumliche Kenngrößen. Grundlage dafür ist die Autokorrelationsfunktion, welche die Vorzugsrichtung einer Oberfläche wiedergibt und eine Zuordnung in isotrope oder anisotrope Eigenschaften zulässt [Hart14].

Neben den integralen Kenngrößen der gemessenen Oberfläche dienen Topographie-Parameter zur Charakterisierung einzelner Strukturen. In der Tribologie ist die Aufnahme von Schmiermitteln in Riefenkanälen entscheidend. Von Bedeutung ist dabei das „Wolf pruning“, welches auf der Segmentierung der Oberfläche aufbaut. Das Segmentieren wurde aus den Geowissenschaften abgeleitet und beschreibt die Oberfläche in Form von Tälern, Hügeln und Wasserscheiden. Betrachtet man das Abfließen von Wasser angefangen von den Hügeln bis zu den Tälern, so bildet sich eine bestimmte Flussrichtung aus. Weiterhin sammelt sich das Wasser in den Tälern. Die Abgrenzung zwischen den Tälern wird als Wasserscheide bezeichnet. Mathematisch beschrieben ist diese Folge als Wasserscheidenalgorithmus zu betrachten. Die sich ergebenden Abflusslinien, Wasserscheiden und Sattelpunkte werden in einem „change tree“ abgebildet. Um irrelevante Spitzen oder Tiefpunkte zu entfernen und den „change tree“ zu reduzieren, wird das „pruning“ eingesetzt. Mit den Topographie-Parametern werden dann Spitzendichte und Höhen beschrieben.

Zugehörig dazu sind die Durchschnittsflächen der Mulden oder Hügel in Form von Flächen-Parametern und die Durchschnittsvolumina der Mulden und Hügel als Volumen-Parameter [Wieh11].

Ein weiterer Bestandteil der ISO 25178 ist die fraktale Dimension als Maß für die geometrische Komplexität einer fraktalen Oberfläche. Dazu wird die Oberfläche in Abhängigkeit der Skalierung in eine Reihe virtueller Kacheln zerlegt, die die Oberfläche abdecken. Demzufolge wird die quantitative Eigenschaft einer Menge von Punkten im n-dimensionalen Raum angegeben. Eine geringe Fraktaldimension spricht für eine ebene Fläche, wohingegen ein hoher Wert für eine Fläche mit viel Spitzen und Tälern steht [ISO 25178, Pabe11].

### **2.2.1.2 Direkte Messtechniken zur Funktionsprüfung**

Eine Bewertung funktionaler Eigenschaften mittels direkter Funktionsprüfung kann durch die tribologische Mess- und Prüftechnik, auch Tribometrie genannt, erfolgen. Die Eignung einer Oberfläche in Abhängigkeit des Anwendungsfalls wird somit überprüft. Die Oberfläche kann unter praxisnahen Bedingungen getestet und ein direkter Vergleich mit dem Realfall getätigt werden.

Die Zielsetzungen der tribologischen Prüftechnik sind breit gefächert und reichen von der Gewichtsreduzierung bis hin zur Lebensdauererlängerung von tribotechnischen Systemen. Das zu überprüfende tribotechnische System besteht dabei aus einem Grund- und Gegenkörper, welche als Wirkflächenpaar fungieren (siehe Abbildung 20). Hinzu kommt ein Zwischenstoff, welcher in Form von Schmierstoff vorkommen kann und ein Umgebungsmedium, was beispielsweise durch Oxidation einen Einfluss auf die Körper und den Zwischenstoff nimmt.

Die wissenschaftliche Aufgabe liegt dabei in der Untersuchung von Reibkontakten und Prozessen, die zu Materialveränderungen in Folge von Verschleiß führen. Eine Überprüfung kann mit Hilfe von verschiedenen Prüfsystemen erfolgen, welche sich nach den Wirkflächen der Wirkpaare differenzieren. Infolge des Kontaktes zweier Körper tritt eine Berührung anfangs in diskreten Mikrokontakten auf, wodurch sich unter der Wirkung einer Normalkraft eine Deformation der Mikrogeometrie ergibt.

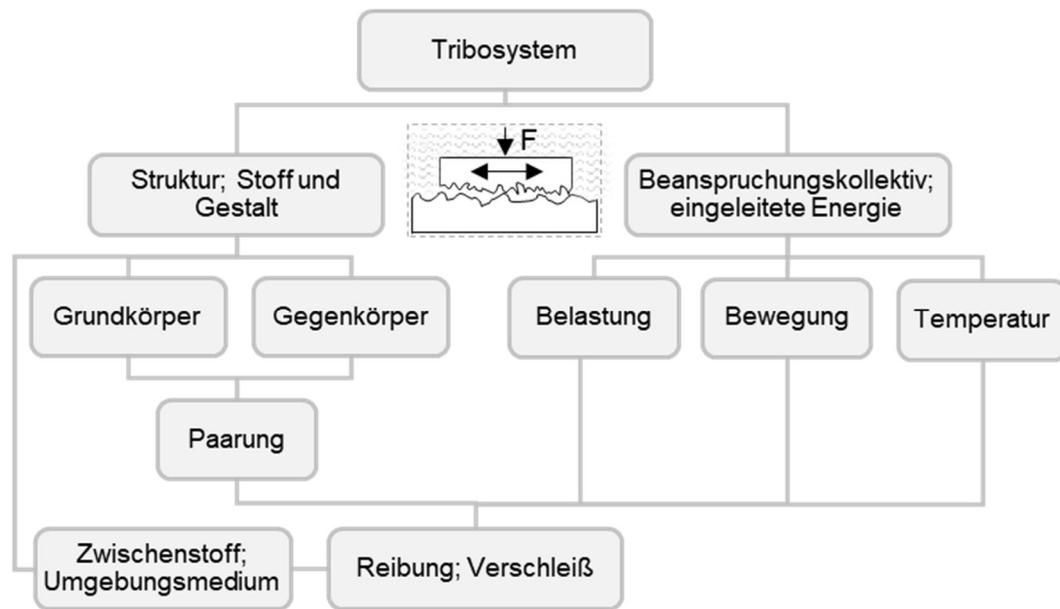


Abbildung 20: Tribologisches System [Somm14]

Je nach Bewegungsart und Bewegungsablauf werden unterschiedliche Prüfsysteme verwendet. In Form von Modellversuchen werden einfache Probekörper verwendet, welche eine definierte Beanspruchung nach Anwendungsfall erfahren [Czic15]. Übliche Modellversuche umfassen die Kugel/Scheibe-, Stift/Scheibe- oder Zylinder/Scheibe-Kontakte, welche den Kontaktformen Linien- oder Punktberührung zugeordnet werden können. Bei diesen Prüfsystemen steht die Charakterisierung der tribologischen Oberfläche und Schicht im Vordergrund [Krei08]. Allen gemein ist die elastische Kontaktdeformation gekrümmter Körper, auch kontraformer Kontakt genannt, welcher auf der Hertz'schen Theorie basiert. Diese beschreibt die Deformation bzw. Einebnung zweier elastischer Körper in einem doppelt konvexen Kontakt durch das Aufbringen einer Kraft in Richtung der Berührungsnormalen [Wein13]. Der Druckverlauf im nicht geschmierten Kontakt nach Hertz ist in Abbildung 21 als grüne Kennlinie dargestellt. Im dynamischen Fall wird unter Berücksichtigung von Schmierstoff ein hydrodynamischer Schmierfilm gebildet, wodurch sich eine Spaltgeometrie einstellt. Der elastohydrodynamische Schmierfilm (EHD-Schmierfilm) bewirkt durch die Druckverteilung im Kontakt eine Trennung beider Kontaktpartner, insofern die Schmierfilmdicke mindestens der Summe der Oberflächenmittenrauwerte beider Kontaktpartner entspricht [Somm10]. Die Spannungsverteilung des elastohydrodynamischen Kontaktes ist in Abbildung 21 als blaue Kennlinie abgebildet. Der rot gekennzeichnete Verlauf repräsentiert den Temperaturverlauf in Folge des

Auftretens einer Relativgeschwindigkeit, wodurch das Schmierfluid auf Scherung beansprucht wird und die Schmierspalttemperatur steigt.

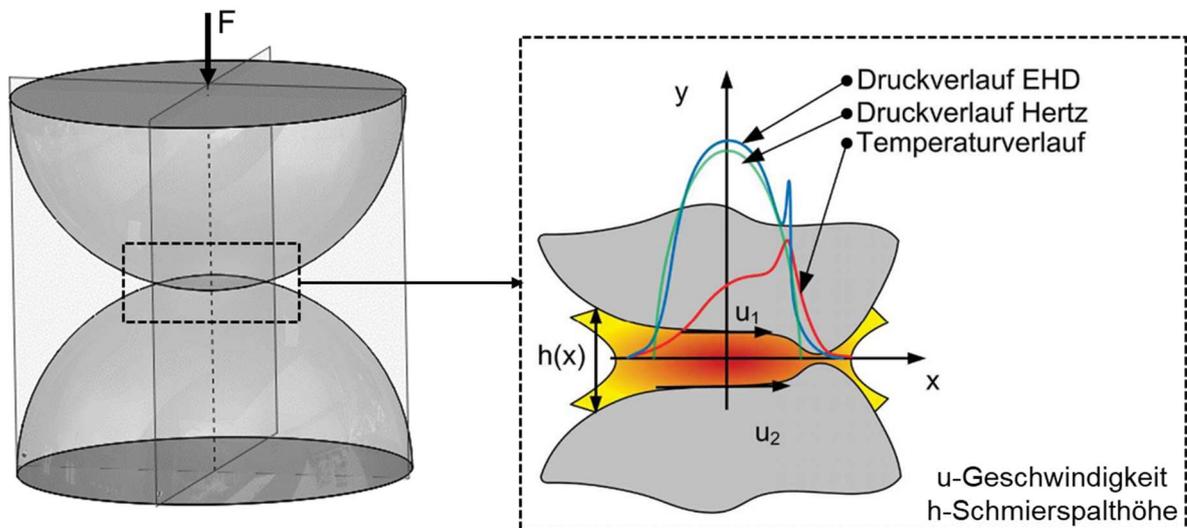


Abbildung 21: Druckverlauf im EHD-Kontakt [Mode14]

Ein Einfluss der Oberflächenrauheit wird nicht nur auf die Schmierfilmdicke sondern auch auf den Mikrokontakt ausgeübt. Im Mikrokontakt beeinflusst die Oberflächenrauheit die Kontaktgeometrie und Kontaktmechanik, wodurch eine Erhöhung des Reibungswiderstandes und der Temperatur auftritt. Verbunden mit diesen Erscheinungen ist Verschleiß die Folge. Beim Zusammenwirken von Grund- und Gegenkörper können verschiedene Verschleißmechanismen auftreten. Die wesentlichen Mechanismen sind Adhäsion, Abrasion, Oberflächenzerrüttung oder die tribochemische Reaktion. Auf die genaue Beschreibung der einzelnen Arten wird an dieser Stelle nicht eingegangen. Zur Veranschaulichung dient die Abbildung 22.

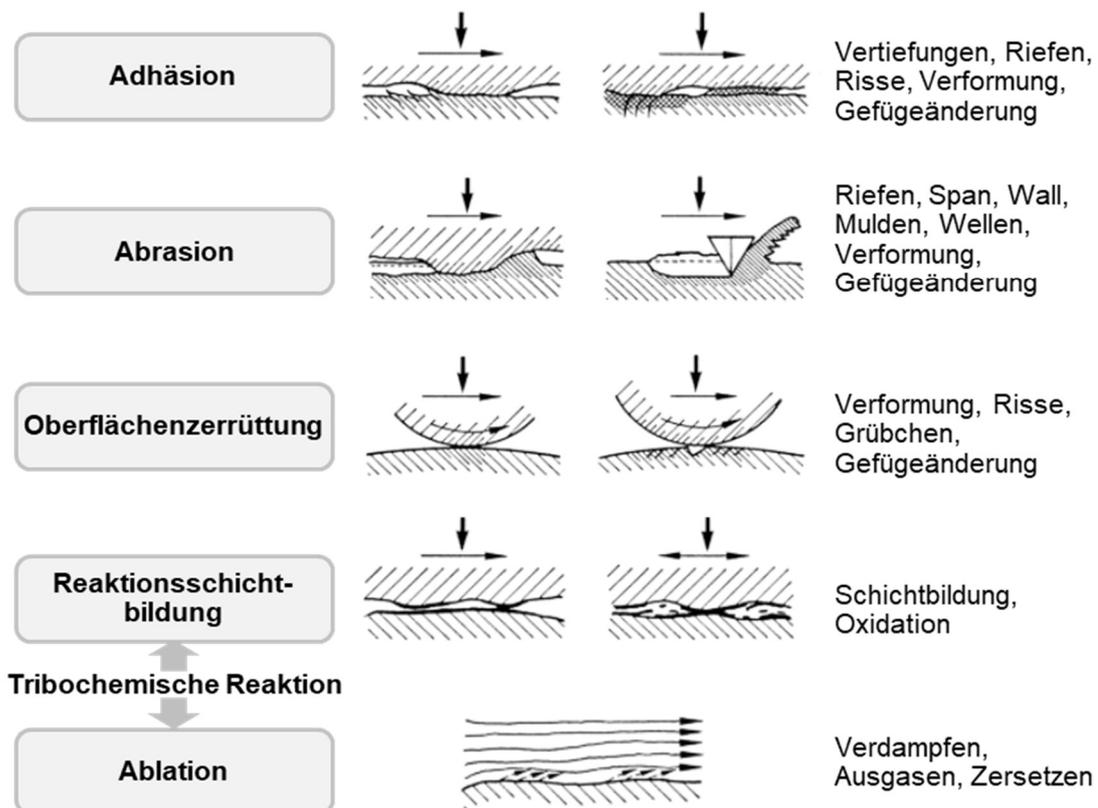


Abbildung 22: Verschleißarten in Folge tribologischer Beanspruchung [Somm14]

Eine Klassifizierung des Verschleißes erfolgt durch die Reibung im tribologischen System mittels Stribeckkurve. Der messtechnisch erfasste Reibungswert gibt Auskunft über den Bewegungswiderstand oder Wechselwirkungsprozess zweier sich kontaktierender Körper [Czic15]. Auch hier werden verschiedene Reibungsarten differenziert, wie beispielsweise die Roll-, Gleit-, Bohr- oder Wälzreibung. Nicht zu verwechseln sind diese mit den Reibungszuständen, welche in der Stribeckkurve wiederzufinden sind (siehe Abbildung 23). Die Stribeckkurve beschreibt den Verlauf des Reibungswertes in Abhängigkeit der Geschwindigkeit oder Schmierfilmdicke. Im Anfangszustand der Festkörperreibung ist die Reibungszahl am höchsten, da hier noch keine Schmierfilmdicke vorliegt. Unter der Wirkung der Relativbewegung tritt die Grenzreibung als Sonderfall der Festkörperreibung des Bereich 1 ein. Es kommt zur Ausbildung einer Adsorptionsschicht aus Schmierstoffmolekülen. In Folge der Relativbewegung wird der elastohydrodynamische Schmierfilm erzeugt und der Bereich der Mischreibung tritt ein. Mit steigendem Druck nehmen die Ölviskosität und die elastische Deformation der Kontaktkörper zu, wodurch sich eine geringe Schmierfilmdicke ausbildet. Durch die Schmierpaltverengung in Fluidrichtung werden die Kontaktpartner durch den hydrodynamischen Schmierfilm getrennt und die

Flüssigkeitsreibung tritt ein. Rückwirkend kann der Kurvenverlauf ebenfalls betrachtet werden, indem ein bereits existentes System mit hoher Relativbewegung und vollständiger Kontaktkörpertrennung durch den Schmierfilm berücksichtigt wird. Erst durch die Abnahme der Relativbewegung wird weniger Fluid in den Schmierpalt gezogen, weshalb es zu einer Abnahme der Schmierfilmdicke und erstem Rauheitsspitzenkontakt kommt. Die Belastung der kontaktierenden Rauheitshügel nimmt mit Abnahme der Geschwindigkeit bis zum vollständigen Körperkontakt und vollständiger Verdrängung des Schmierfluides [Czic15, Mode14, Somm14] zu.

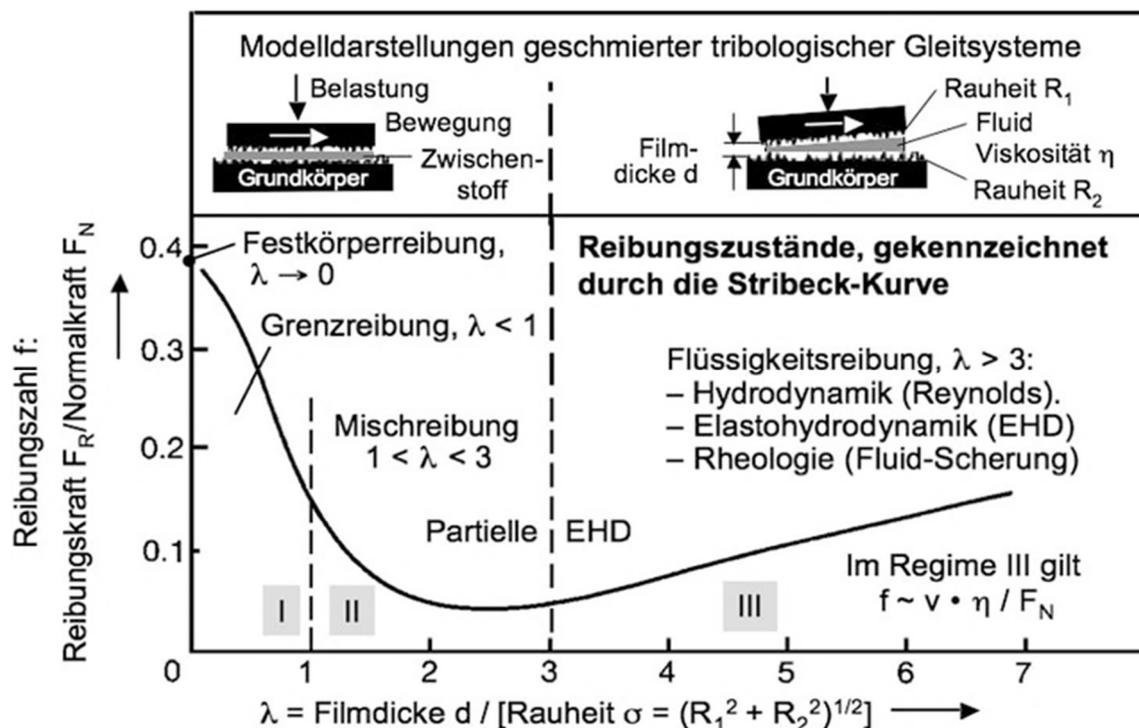


Abbildung 23: Stribeckkurve [Czic15]

Mittels der Kenntnisse der Tribologie und ausgewählter Tribometrie ist eine Beurteilung des Reibungs- und Verschleißverhaltens möglich. Eine Charakterisierung von funktionalen Oberflächen kann somit nicht nur mittels Oberflächenmesstechnik, sondern auch tribologischer Messtechnik erfolgen.

## 2.2.2 Veröffentlichungen zu funktionalen Oberflächen

Funktionale Oberflächen lassen sich in verschiedenen Bereichen wiederfinden. Im tribologischen Kontext steht zum einen die Reibungsreduzierung für eine höhere Lebensdauer (z. B. Wälz- oder Gleitlager) oder die Erhöhung der Reibung zur Bewirkung eines entsprechenden Zustandes im System (z. B. Bremssysteme) im

Vordergrund. Zu den tribologischen Zuständen werden drei Veröffentlichungen vorgestellt.

Der Fokus der Reibungsminderung bei Wälzlagern zur Steigerung der Lebensdauer stand innerhalb des Forschungsprogramms „SPP 1551: Ressourceneffiziente Konstruktionselemente“ im Vordergrund [Pape17]. Im Zuge dessen wurde eine Kombination aus Dreh- und Festwalzwerkzeug entwickelt und getestet. Die analytische Vorgehensweise beinhaltete nach der Fertigung hartdrehgewalzter Oberflächen eine Untersuchung der Randschicht auf Eigenspannungen und Härte. Die Auswertung der Oberfläche erfolgte mittels taktilem Tastschnittverfahren und konfokaler Weißlichtinterferometrie. Durch das Hartdrehwalzen konnte die Lebensdauer der Lager um den Faktor 2,5 gesteigert werden, was einer Lebensdauer von 1.924 h entspricht. Die Hertz'sche Pressung belief sich dabei auf einen Wert von 2.300 MPa. Unterhalb der Oberfläche von ca. 150  $\mu\text{m}$  konnte eine maximale Druckeigenspannung von 1.000 MPa erzielt werden. Die Oberflächenrauheit belief sich auf einen Rz-Wert von 1  $\mu\text{m}$ . Demzufolge führte eine starke Rauheit zu frühzeitigen Ausfällen und eine geringe Rauheit zu einer Erhöhung der Druckeigenspannung.

Demgegenüber ist die Erzielung eines hohen Reibmoments beispielsweise bei der Fixierung von Bauteilkomponenten angestrebt. In der Medizintechnik wird dies bei der Konussteckverbindung zwischen Hüftkugel und Hüftschaft angewendet. Der sphärische Hüftkopf ist mit der Hüftpfanne im Hüftknochen integriert, wobei der Hüftschaft im Beckenknochen verankert ist. Zwischen Hüftpfanne und Hüftkopf besteht eine Gleitpaarung, wodurch die Bewegungsarten des menschlichen Körpers nachempfunden werden können. Der Hüftschaft besteht aus Metall und der Hüftkopf aus Metall, Keramik oder Kunststoff. Die Konussteckverbindung überträgt die auftretenden Kräfte während der Belastung (z. B. Gehen) bzw. Artikulation, wodurch ein erhöhtes Drehmoment auftreten kann. Dies führt wiederum zu Mikrobewegungen und Abrieb. Die Metalloberfläche befindet sich dann in einem aktiven Zustand gegenüber der Umgebung und es tritt Korrosion auf. Um dieses Phänomen zu verhindern, passte A. Ashkanfar die Oberflächen der Konussteckverbindung in [Ashk17] konstruktiv an. Eine geglättete Oberfläche (Fertigungsverfahren nicht aufgeführt) wurde einer gedrehten Konusoberfläche aus Titan experimentell gegenübergestellt. Auf einem Torsionsprüfstand wurden 4 kN auf die Hüftkugel aus

CoCrMo kopfseitig aufgebracht und die Flächenpressung, als auch der Versatz, über einen Zeitraum von 1,2 s gemessen. Es wurde gezeigt, dass mit einer geglätteten Oberfläche der Verschleiß in Form von Materialabrieb deutlich geringer war, als bei einer gedrehten Oberfläche mit Vorschubmarkierungen. Dennoch bewirkte die gedrehte Oberfläche eine wesentlich höhere Flächenpressung mit bis zu 385 MPa im Gegensatz zur geglätteten Konusfläche mit 196 MPa, was für eine deutlich festere Klemmung spricht. Eine höhere Flächenpressung bewirkt einen höheren Abrieb an den Profilspitzen der gedrehten Oberfläche, was zu einem höheren Verschleiß führt.

Den Zusammenhang zwischen einer drehgefrästen Oberfläche und dessen tribologischer Eignung wies R. Funke [Funk16] nach. Mit Hilfe vier verschiedener Werkzeuggeometrien wurden im coaxialen Drehfräsprozess differente Oberflächenstrukturen erzeugt und tribologisch überprüft. Die Applikation der Topographie entstand stirnseitig auf einer Scheibe und die Untersuchung auf einem Tribostand. Unter der axialen Last von 53 kN bzw. 100 MPa wurde die drehgefräste Oberfläche gegen eine gedrehte Oberfläche gepresst und ein Torsionsmoment aufgebracht. Während der Torsion wurde das Reibmoment gemessen und zur Auswertung der statische Reibungskoeffizient herangezogen. Die Oberfläche mit der stärksten Strukturausbildung zeigte den höchsten statischen Reibungskoeffizienten auf. Somit konnte das Drehfräsen zur Ausbildung einer Oberflächenstruktur für ein hohes Reibmoment nachgewiesen werden.

### 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

#### 3.1 Forschungsziel

Oberflächenstrukturen haben naturgemäß einen deutlichen Einfluss auf die Funktion von Systemen, in denen die Oberfläche von zentraler Bedeutung ist. Das Drehfräsen als Fertigungsverfahren mit definierter Schneide ermöglicht einen großen geometrischen Gestaltungsraum hinsichtlich der gezielten Erzeugung von Oberflächenbeschaffenheiten. Herausforderungen bestehen aktuell darin, den Prozess vollständig analytisch zu beschreiben und zu modellieren. Im Vergleich zum konventionellen Fräsen und Drehen liegen bisher nur unzureichende Ergebnisse zur Abbildung der vorliegenden Kraftsituation und dem Temperaturverhalten während der Spanbildung vor. Ebenso fehlt ein vollständiger wissenschaftlich begründeter Abgleich zwischen den einzelnen Verfahrensarten des Drehfräsens. Ein grundlegender Zusammenhang zwischen einer strukturierten, drehgefrästen Oberfläche und den hieraus erwachsenden tribologischen Eigenschaften ist bisher nur für das achsparallele Drehfräsen untersucht worden [Funk16]. Ebenfalls ist die tribologische Charakterisierung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens unzureichend bzw. nicht vorhanden.

Ein Ziel der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit besteht darin, die Potentiale des Drehfräsens in Bezug auf die gezielte Strukturierung von funktionalen Oberflächen aufzuzeigen. Der Fokus soll dabei auf funktionsorientierten Bewertungsgrößen liegen, welche das Funktionsverhalten der Oberfläche bestimmen. Die Aussagefähigkeit bezieht sich vorrangig auf Anwendungen im Bereich der Medizin- und Wälzlagertechnik, mit den konkreten Beispielen Hüftendoprothesen und vollrollige Wälzlager.

Es werden folgende Aufgaben zur Zielerreichung formuliert:

- Erbringen von Ergebnissen bezüglich des Zusammenhangs zwischen Prozesseinstell- und Zielgrößen im Drehfräsprozess inklusive der Variation von Systemgrößen und die Gesamteinflussnahme auf die Prozesskenngrößen
- Auswahl geeigneter Messmethoden und Messgrößen zur gezielten Funktionsprüfung funktionaler Oberflächen

- Modellieren von drehgefrästen Oberflächenstrukturen in Abhängigkeit der Prozesseinstellgrößen anhand einer analytischen Beschreibung
- Vollständige grundlagenbasierte Betrachtung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens

Durch die Auswertung der Messdaten mittels Korrelationsanalyse sollen wesentliche Einflussgrößen auf das tangentiale und orthogonale Drehfräsen beschrieben werden. Die erworbenen Kenntnisse bilden die Grundlage für die Regelung des Fertigungsprozesses Drehfräsen zur Erzielung einer funktionsorientierten Oberfläche. Die Ausarbeitung und Aufbereitung der Ergebnisse zum Drehfräsen sollen dabei industriell anwendbar sein.

### **3.2 Vorgehensweise**

Beginnend mit der Betrachtung der Systemgrößen, sollen die im Drehfräsprozess auftretenden Kraftwirkungen näher analysiert werden. Vorangestellt ist eine detaillierte Beschreibung der Kraftkomponenten, welche für die Auswertung der Messdaten unterstützend wirkt. Mit Hilfe der gewonnenen Erkenntnisse über die Abhängigkeiten der auftretenden Kraftkomponenten mit ihren Wirkungen im Zerspanvorgang von den Schnittparametern kann die Werkzeuggeometrie einer näheren Betrachtung zugeführt werden. Für das tangentiale Drehfräsen wird der Zusammenhang zwischen dem Helixwinkel und der Oberflächentopographie sowie den vorherrschenden Biegemomenten während des Schneideneingriffs untersucht.

Neben den System- und Prozesskenngrößen ist die Einflussnahme der Prozesseinstellgrößen mit dem Ziel zu analysieren, den Prozess des Drehfräsens ganzheitlich zu beschreiben.

Über versuchspraktische Untersuchungen zum tangentialen und orthogonalen Drehfräsen soll die Korrelation zwischen den Prozesseinstell- und Zielgrößen nach Abbildung 24 belegt werden. Der Fokus liegt dabei auf der Variation der Fertigungsparameter und deren Einfluss auf die Oberflächenrauheitskennwerte. Weitergehend soll die Funktionalität von drehgefrästen Oberflächen mit Hilfe einer direkten Messtechnik auf einem tribologischen Prüfstand erfolgen. Die gestellten Anforderungen an die funktionalen Oberflächen orientieren sich dabei an den Erfordernissen der Anwendungen in der Medizintechnik und der Wälzlagertechnik.

Eine analytische Beschreibung der Oberflächentopographie mittels Berechnung von Topographiekenndaten in Abhängigkeit der Fertigungsparameter soll die Modellierung der Oberfläche ermöglichen. Hierdurch können Aussagen zu den Fertigungsparametern und dessen Eignung getroffen werden. Eine abschließende Validierung des Modells soll anhand der real gefertigten Oberflächen erfolgen.

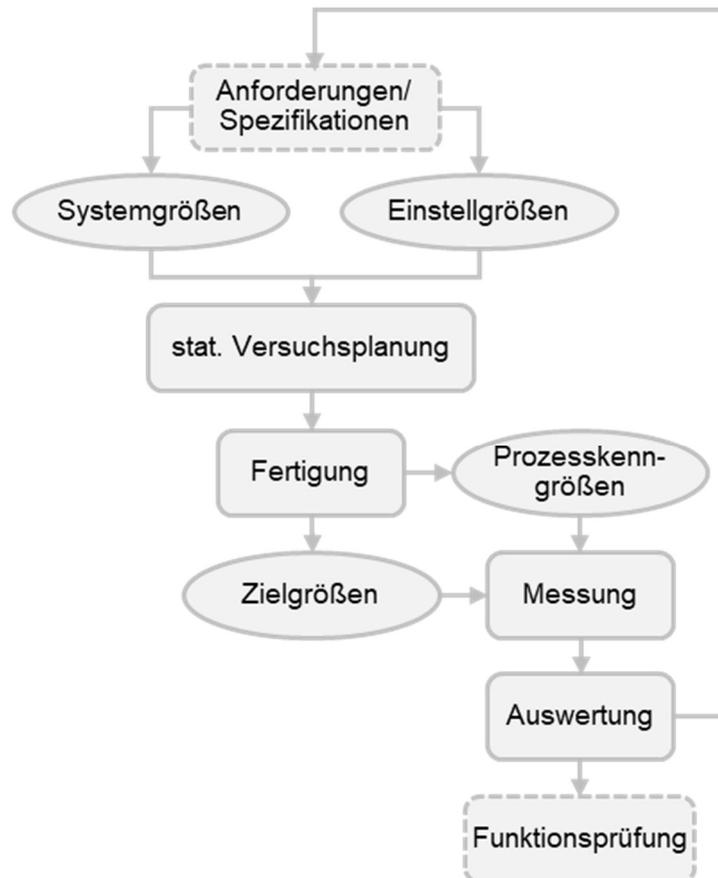


Abbildung 24: Prozesskette des Versuchsumfangs

Der zu realisierende Versuchsumfang, unter Berücksichtigung aller wesentlichen Größen des Zerspanprozesses, ermöglicht ein schrittweises Vorgehen bei der Zielerreichung. Mit der Prozessmodellierung zu den resultierenden Oberflächen soll eine Aussage zur Realisierbarkeit einer geforderten Spezifikation von funktionalen Oberflächen ermöglicht werden.

## 4 Technologischer Rahmen

Die in den nachfolgenden Unterkapiteln aufgeführten Methoden, Betriebs- und Messmittel bieten eine Übersicht zu den wesentlich genutzten Hilfsmitteln, welche im Rahmen dieser Arbeit Verwendung fanden.

### 4.1 Statistische Versuchsplanung

Als vorbereitende Maßnahme zur Durchführung der geplanten Versuche wurde die statistische Versuchsplanung herangezogen. Aufgrund der Vielzahl an Einflussgrößen konnte dadurch der Versuchsumfang reduziert werden. Es werden dabei zwei wesentliche Arten der statistischen Versuchspläne verwendet, welche sich in teil- und vollfaktorielle Versuchspläne unterscheiden. Die statistischen Versuchspläne dienen zur Gegenüberstellung von Einstell- und Zielgrößen. Durch die anschließende Verwendung von Auswertstrategien (z. B. Regressionsanalyse, Korrelationsanalyse, ANOVA-Methode) kann eine Aussage bezüglich des Zusammenhangs zwischen den Einfluss- und den Zielgrößen getroffen werden. Der Umfang der Einflussgrößen auf den Prozess wird anhand der nachstehenden Abbildung 25 deutlich.

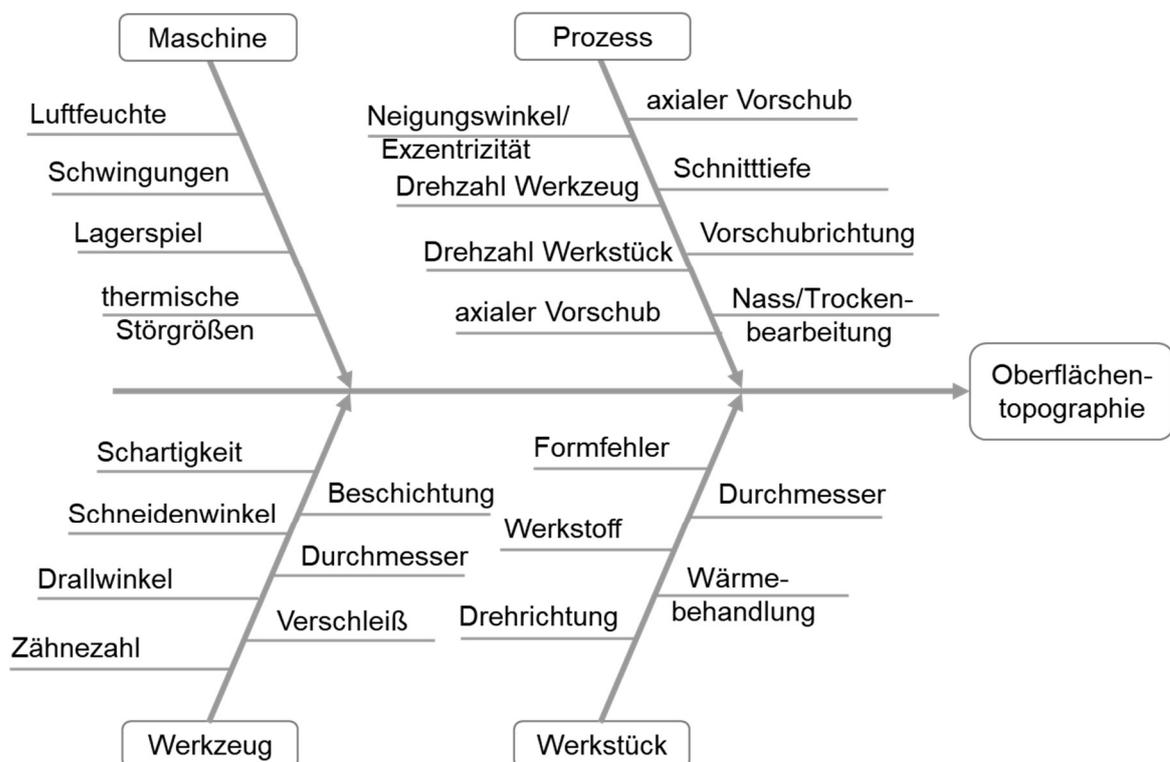


Abbildung 25: Ishikawa Diagramm der Einflussgrößen bzw. -faktoren auf das Ergebnis der Oberflächentopographie durch den Drehfräsprozess

Ausgewählte Einflussgrößen in Bezug auf den zu untersuchenden Prozess werden in der statistischen Versuchsplanung als Faktoren betitelt. Die anzunehmenden Werte der Faktoren werden als Stufen bezeichnet. Die Variation kann dabei beliebig oft vorgenommen werden. In diesem Fall wird jeder Faktor über zwei Stufen verändert. Mit Hilfe des vollständigen faktoriellen (vollfaktoriellen) Versuchsplans wird jede gewählte Faktorstufenkombination gleich oft realisiert. Die Gefahr bei zwei Faktorstufen besteht in der Abschätzung des quadratischen Effektes bzw. des nicht linearen Zusammenhangs. Um den Versuchsplan zu beschränken, werden demzufolge „Zentrums-“ oder „Stern-“Punkte zum „Würfel“ hinzugefügt (siehe Abbildung 26). Ein linearer Einfluss der Faktoren auf das Ergebnis ist somit überprüfbar.

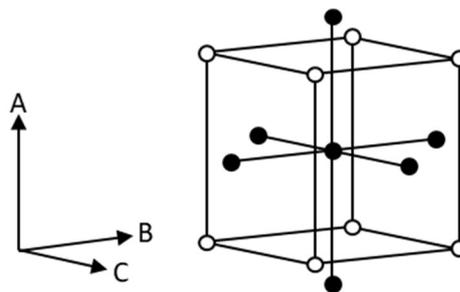


Abbildung 26: Zentral zusammengesetzter vollständig faktorieller Versuchsplan für 3 Faktoren

Im Gegensatz zum vollfaktoriellen Versuchsplan unterscheidet sich der teilfaktorielle Versuchsplan durch dessen Orthogonalität. Die Orthogonalität bezieht sich auf die Terme im Modell und wird durch folgende Gleichung nach [Klep13] definiert:

$$\alpha^2 = \frac{1}{2} \cdot (\sqrt{N \cdot N_W} - N_W) \quad (41)$$

Dabei ist  $N$  die Gesamtzahl der Einzelversuche und  $N_W$  die Anzahl der Einzelversuche im Würfel, dessen Wert sich aus dem Faktor  $k$  und der Zuordnung  $p$  ergibt:

$$N_W = 2^{k-p} \quad (42)$$

Um einen Kompromiss zwischen der Versuchsanzahl und der Auswertbarkeit zu gewährleisten bietet sich der teilfaktorielle Versuchsplan an, welcher im Rahmen dieser Arbeit verwendet wurde.

Die Auswahl der Einflussparameter für die statistische Versuchsplanung baute auf einer intensiven Literaturrecherche auf und beinhaltete die Faktoren

Werkstückdrehzahl, axialer Vorschub, Neigungswinkel, Exzentrizität, Werkzeugdurchmesser, Helixwinkel, Zähnezahl, Werkstückwerkstoff und Werkstückdurchmesser. Auf die einzelnen Versuchspläne wird in den Kapiteln der Versuchsbeschreibungen eingegangen.

#### 4.2 Maschinelle Betriebsmittel

Zur Herstellung drehgefräster Oberflächenstrukturen stand unter anderem das Bearbeitungszentrum des Herstellers DMG/Mori Seiki am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung (IFQ) zur Verfügung, siehe Abbildung 27. Das Dreh-Fräs-Zentrum DMG CTX beta 1250 TC zeichnet sich durch die Antriebe einer Haupt- und Frässpindel aus, welche simultan betrieben werden können. Die Antriebsleistung der Hauptspindel ist dabei auf 34 kW bei einer Drehzahl von 5.000 U/min begrenzt, wohingegen die Antriebsleistung der Frässpindel auf 22 kW begrenzt ist und eine Drehzahl von maximal 12.000 U/min umsetzen kann. Weitere entsprechende Daten sind der Abbildung 27 und dem Anhang 1 zu entnehmen.



<b>Dreh-Fräs-Zentrum</b>	<b>DMG CTX beta 1250 TC</b>
max. Drehdurchmesser	390 mm
max. Drehlänge	1210 mm
max. Antriebsleistung Hauptspindel	34 kW
max. Antriebsleistung Frässpindel	22 kW
Drehzahlbereich Hauptspindel	5.000 U/min
Drehzahlbereich Frässpindel	12.000 U/min
Drehwinkel B-Achse	220°
Steuerung	Siemens 840 D

Abbildung 27: Bearbeitungszentrum DMG CTX beta 1250 TC

Zur weiteren Durchführung des Drehfräsprozesses kam zusätzlich die HELLER FT2000 zum Einsatz. Auf Grund der Auskräglänge des eingesetzten Werkzeuges war die Werkzeugaufnahme in der DMG CTX beta 1250 TC nicht möglich. Die HELLER FT2000 bietet dahingehend Abhilfe, da hier ein Rundtisch vorliegt. Dieser lässt sich mit einer Drehzahl von maximal 40 U/min antreiben. Der Drehzahlbereich für den Werkzeugantrieb beläuft sich auf maximal 10.000 U/min bei einer Antriebsleistung von 44 kW. Die Maschine und die technischen Daten sind in Abbildung 28 dargestellt.



<b>5-Achs-Bearbeitungszentrum</b>	<b>HELLER FT2000</b>
Längshub (X-Achse)	630 mm
Vertikalhub (Y-Achse)	630 mm
Querhub (Z-Achse)	830 mm
max. Antriebsleistung Hauptspindel	44 kW
Drehzahlbereich Hauptspindel	10.000 U/min
Drehzahlbereich Rundtisch	40 U/min
Drehwinkel Rundtisch	360°
Steuerung	Siemens 840 D

*Abbildung 28: 5-Achs Bearbeitungszentrum HELLER FT2000*

Neben der Herstellung drehgefräster Proben und der Prozessanalyse des Drehfräsens, ist die Funktionsprüfung ein weiterer Untersuchungsschwerpunkt. Die Umsetzung fand anhand von Modellversuchen statt. Für die entsprechende Abbildung der untersuchten Anwendungsfälle standen zwei Tribostände zur Verfügung. Für die

Untersuchung des Torsionsmomentes unter definierter Last wurde die servohydraulische Schwingprüfmaschine von Zwick/Röll verwendet, welche sich im Bereich Maschinenelemente und Tribologie der Hochschule Magdeburg-Stendal (FH) befindet (siehe Abbildung 29).

#### Servohydraulische Prüfmaschine Zwick/Roell HBT 100

max. Zug- und Druckkraft	100 kN
max. Torsionsmoment	1000 Nm
max. Frequenz	50 Hz



Abbildung 29: Servohydraulische Schwingprüfmaschine Zwick/Röll

Am Lehrstuhl für Maschinenkonstruktion (IMK) der Otto-von-Guericke-Universität (OvGU) wurde ein Zwei-Rollen-Prüfstand zur Überprüfung des Linienkontaktes im Wälzkontakt genutzt. Der Aufbau und das Funktionsprinzip sind in der Abbildung 30 zu sehen.

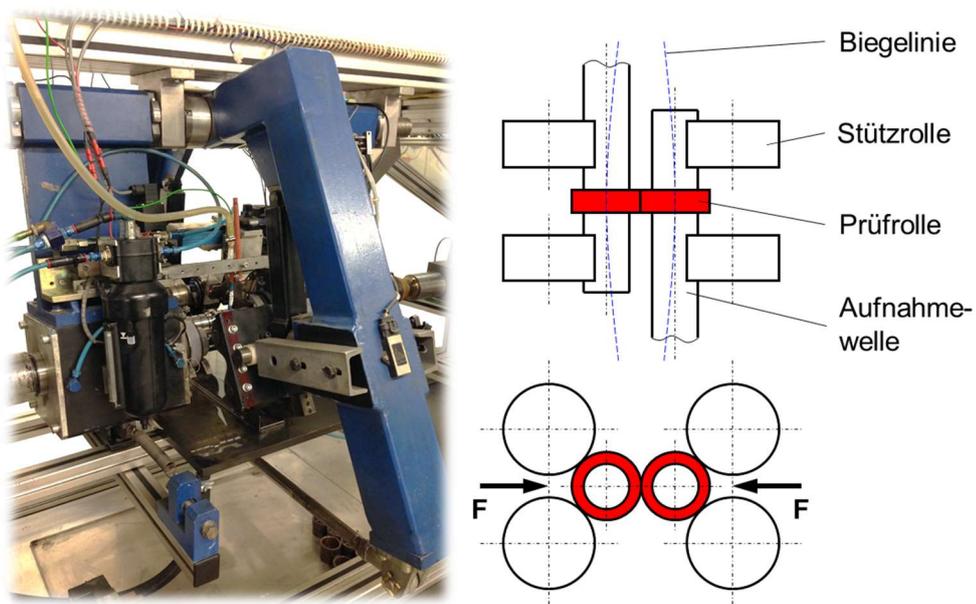


Abbildung 30: Zwei-Rollen-Prüfstand des IMK

Die Funktionsweise zeichnet sich durch das gegenseitige Verspannen zweier Wellen über pneumatische Kolben aus, welche mit Elektromotoren angetrieben und gegeneinander gewalzt werden. Gemessen werden dabei das Reibmoment der Wellen und die Temperatur im Kontakt.

### 4.3 Messtechnische Geräte

Die messtechnische Auswertung der funktionalen Oberflächen fand auf verschiedenen Wegen statt. Zum einen wurden die Oberflächenstrukturen mit dem Konfokalmikroskop der Firma Nanofocus  $\mu$ surf expert sichtbar gemacht, vgl. Kapitel 2.2.1.1. Das Prinzip der Konfokalmikroskopie ist bereits im Kapitel Indirekte Messtechniken zur Oberflächencharakteristik beschrieben. Die Besonderheit dieses Gerätes liegt in der rotierenden Multi-Pinhole-Disc, welche für ein lückenloses Scannen der Oberfläche sorgt. Durch die streulichtarme Signalgebung kann die Oberfläche bis hin zum Nanobereich abgetastet werden. Die wesentlichen Daten des Gerätes werden in Abbildung 31 wiedergegeben.

Konfokalmikroskop	Nanofocus $\mu$ surf expert
Lichtquelle	Hochleistungs-LED
max. Höhenmessbereich	350 $\mu$ m
Vergrößerungen	10x/ 20x/ 50x/ 100x
max. Kantenlänge Messfeld	3.200 $\mu$ m
max. Auflösung in Z-Richtung	20 nm
max. Auflösung in XY-Richtung	2084x2084 Pixel



Abbildung 31: Nanofocus  $\mu$ surf expert

Weitere messtechnische Untersuchungen entstanden mit dem Digitalmikroskop Keyence VHX-5000. Durch die Übertragung des Kamerabildes auf den Rechner kann eine gezielte Verschleißdetektion an Fräswerkzeugen vorgenommen werden. Die Messung der Verschleißgrößen erfolgte über die herstellerspezifische Auswertungssoftware. Gerätebezogene Daten können der nachstehenden Abbildung 32 entnommen werden.

Digitalmikroskop	Keyence VHX-5000
Lichtquelle	LED
Auflösung in XY-Richtung	1600x1200 Pixel
max. Bildrate	50 Bilder/s
Auflösung	16 Bit/ Pixel
max. Vergrößerung	1000x



Abbildung 32: Keyence VHX-5000

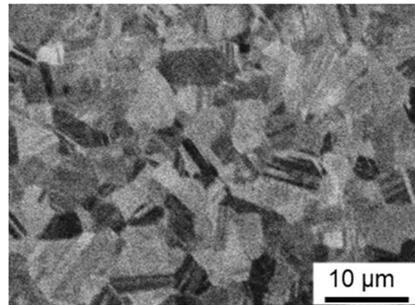
Im Zuge materialspezifischer Untersuchungen kamen weitere Geräte zum Einsatz. Zur Überprüfung der Werkstoffhärte wurde das Buehler VH3300 Mikrohärteprüfgerät verwendet, welches sich am Lehrstuhl Metallische Werkstoffe der Otto-von-Guericke-Universität befindet. Die Durchführung der Messungen zur Eigenspannung entstanden im Rahmen dieser Arbeit mit dem Röntgendiffraktometer XStress G2/G2R. Dieses Messgerät befindet sich am IFQ der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

#### 4.4 Verwendete Werkstoffe

Für die Untersuchungen wurden spezifische Werkstoffe ausgewählt. Die Auswahl beschränkt sich im Wesentlichen auf die im Forschungsziel genannten Anwendungsfelder. Ein typischer Vertreter aus dem Bereich der Medizintechnik ist die Kobalt-Chrom-Molybdän-Legierung (CoCrMo) und Titan sowie aus dem Bereich der Wälzlagertechnik der Wälzlagerstahl 100Cr6.

Die Kobalt-Chrom-Molybdän-Legierung (CoCrMo) ist ein biokompatibler Medizinstahl, welcher stark bei Knochen- und Gelenkersatz, Dentalimplantaten, Dentalrestorationen sowie bei der Fixation von Knochenbrüchen eingesetzt wird [Doer16]. Ausgezeichnet durch eine Verschleiß-, Korrosions- und Hitzebeständigkeit ist diese Kobaltbasislegierung ein beliebter Werkstoff. Durch dessen zusätzliche Biotoleranz finden keine unerwünschten Veränderungen des Gewebes oder der Materialeigenschaften statt. Unterschieden wird in Abhängigkeit des Kohlenstoffgehaltes in Schmiede- (C-Gehalt max. 0,14 %) und Gusslegierungen (C-Gehalt max. 0,35 %). Der Kohlenstoffgehalt beeinflusst die mechanischen Eigenschaften, entscheidend ist hierbei die Abriebbeständigkeit. Die Abrieb- und

Korrosionsbeständigkeit ist bei Langzeitanwendungen entscheidend, da Metallionen in Lösung gehen können.

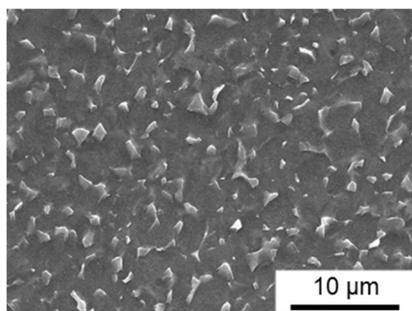


CoCrMo Schmiedelegerung  
Spezifikation: 9.9135HL  
Härte: 41 HRC

Cr [%]	Co [%]	Mo [%]	C [%]	Si [%]	Mn [%]	Ni [%]	Fe [%]	N [%]
27,67	65,69	5,29	0,045	0,43	0,44	0,07	0,15	0,22

Abbildung 33: Materialanalyse der CoCrMo Legierung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die medizinische Werkstoffkombination CoCrMo mit Titan untersucht, da diese Kombination in Hüftendoprothesen eingesetzt wird. Titan weist eine herausragende Biokompatibilität auf, wodurch sich dieser Werkstoff besonders häufig in der Medizintechnik wiederfinden lässt. Bedingt durch den Vorteil einer geringen Dichte von  $4,5 \text{ g/cm}^3$  bietet sich dieser Werkstoff durch sein geringes Gewicht an. Weiterhin hat Titan eine hohe Korrosionsbeständigkeit, was sich in der Biokompatibilität niederschlägt. Bei zementfreien Hüftschäften wird oftmals die Titanlegierung Ti6Al4V eingesetzt. Durch dessen geringes E-Modul (80-120 GPa) ist diese Legierung elastischer und liegt somit näher an dem natürlichen Verhalten des Femurs.



Ti6Al4V  
Spezifikation: 3.7165  
Härte: 31 HRC

Cr [%]	Al [%]	V [%]	Ti [%]	Fe [%]	Mo [%]	Ni [%]
0,016	6,013	4,156	89,495	0,287	0,012	0,013

Abbildung 34: Materialanalyse der Titan Legierung

Ein repräsentativer Werkstoff im Bereich der Wälzlagertechnik ist der Wälzlagerstahl 100Cr6. Er gehört zur Werkstoffgruppe nach ISO 683 und wird für Kugeln, Zylinder- und Tonnenrollen sowie Laufringe eingesetzt. Die Besonderheit des Werkstoffs ist dessen Maßstabilität bis zu einer Gebrauchstemperatur von 150 °C.

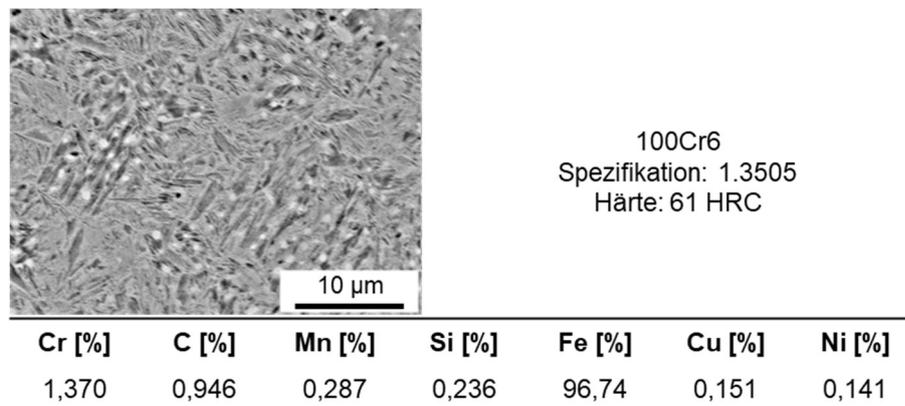


Abbildung 35: Materialanalyse des Wälzlagerstahls

Die bisher aufgeführten Werkstoffe sind beispielhafte Materialien, welche industriell für die aufgeführten Anwendungsfelder eingesetzt werden. Ein direkter Vergleich zur Industrie soll somit geschaffen werden, wodurch konkrete Handlungsempfehlungen (z. B. die Auswahl von Einstellparametern) abgeleitet werden können.

Neben den drei wesentlichen Versuchswerkstoffen wurde zusätzlich ein Baustahl mit dem Typ S235JR verwendet. Dieser diente dem Einsatz beim Aufzeigen des Ansatzes der Zerspankraftmessung im Drehfräsprozess. Dieser verhältnismäßig kostengünstige Werkstoff ist der am häufigsten genutzte Werkstoff im Bauwesen und zeichnet sich durch seine gute Schweißbarkeit, Verformbarkeit und Festigkeit aus. Anhand dieses Werkstoffs wurden die Kräfte während der Zerspanung aufgezeichnet, welcher sich für diesen Einsatz als ausreichend erwies.

#### 4.5 Verwendete Werkzeuge

In der Zerspanung hat das Werkzeug eine zentrale Bedeutung. Davon ausgehend werden die Prozesseinstellgrößen mitbestimmt. Durch die Größe und Geometrie des Werkzeugs wird die zu erzielende Werkstückgeometrie und Qualität mitbestimmt [Karp13, Karp18a, Karp18b]. Der Schneidstoff und dessen Beschichtung nehmen Einfluss auf die Schnittparameter und somit auf die Effizienz des Zerspanprozesses und die Werkstückqualität.

Ein Großteil der Untersuchungen wurde mit einem Wodex VHM-Schafffräser durchgeführt (siehe Abbildung 36). Dieser besitzt eine AlTiN-Beschichtung, welche sich für den Einsatz bei hochharten Werkstoffen (bis zu 62 HRC) anbietet.

#### Werkzeugparameter

Gesamtlänge	72 mm
Schneidenlänge	22 mm
Schaftdurchmesser	10 mm
Schneidendurchmesser	10 mm
Schneidenzahl	4
Helixwinkel	52°
Werkstoff	VHM
Beschichtung	AlTiN

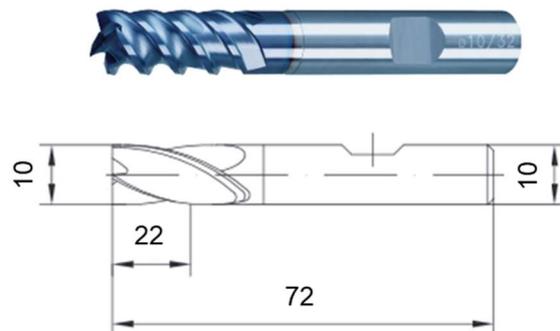


Abbildung 36: Wodex Fräs Werkzeug für das orthogonale und tangential Drehfräsen  
[N.N.14]

Neben diesem Schafffräser kam ein weiterer VHM-Schafffräser zum Einsatz. Bedingt durch den Einsatz des tangentialen Drehfräsens bei einem Werkstückdurchmesser ab 90 mm erfüllte dieser Schafffräser mit einer Schneidenlänge von 40 mm entsprechende Anforderungen an den Zerspanprozess. Weitere Details können der Abbildung 37 entnommen werden.

#### Werkzeugparameter

Gesamtlänge	100 mm
Schneidenlänge	40 mm
Schaftdurchmesser	10 mm
Schneidendurchmesser	10 mm
Schneidenzahl	4
Helixwinkel	35°
Werkstoff	VHM
Beschichtung	TiAlN

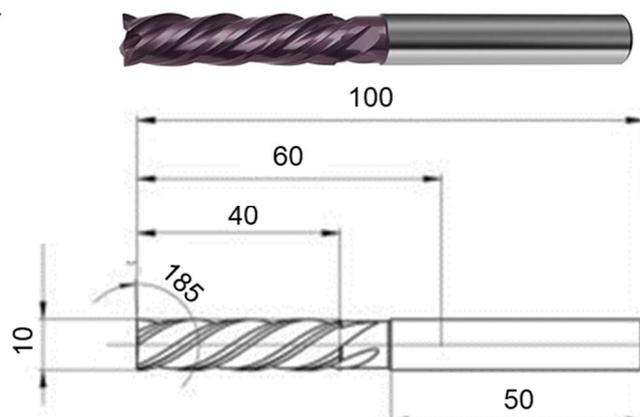


Abbildung 37: Gühring Fräs Werkzeug für das orthogonale und tangential Drehfräsen  
[N.N.17a]

Auf Grund unterschiedlicher Ausführungen von Werkzeuggeometrien wurden verschiedene Schafffräser im Rahmen einer Versuchsreihe getestet. Die Variation der

Werkzeuggeometrie beschränkte sich auf den Helixwinkel und die Zähnezahl für das tangentielle Drehfräsen. Eine Übersicht ist in Abbildung 38 zu sehen.

	H3070118-10	20328210	2887A.10	KF600100ZX3	Typ 3715
Gesamtlänge	100 mm	85 mm	72 mm	72 mm	72 mm
Schneidenlänge	22 mm	30 mm	22 mm	22 mm	22 mm
Schneidendurchmesser	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm
Schneidenzahl	4	6	10	6	6
Helixwinkel	50°	50°	50°	45°	55°
Werkstoff	VHM	VHM	HM	VHM	VHM
Beschichtung	TiAlN	TiAlN	TiAlN	TiAlN	TiAlN

Abbildung 38: Übersicht zu verschiedenen Werkzeuggeometrien von Schaftfräsern

Für jeden Versuch kam ein neuer Schaftfräser zum Einsatz, sodass der Verschleiß der Werkzeugschneiden auf die Versuchsergebnisse unbeeinflusst blieb. Die Störgröße Werkzeugverschleiß wurde dahingehend mit einem Wendeschneidplattenfräser der Firma Sandvik durchgeführt (siehe Abbildung 39).

**Werkzeugparameter**

Gesamtlänge	60 mm
Schneidenlänge	5,8 mm
Schaftdurchmesser	10 mm
Schneidendurchmesser	10 mm
Schneidenzahl	2
Einstellwinkel	90°
Werkstoff	VHM
Beschichtung	PVD AlTiCrN
Eckenradius	0,2 mm

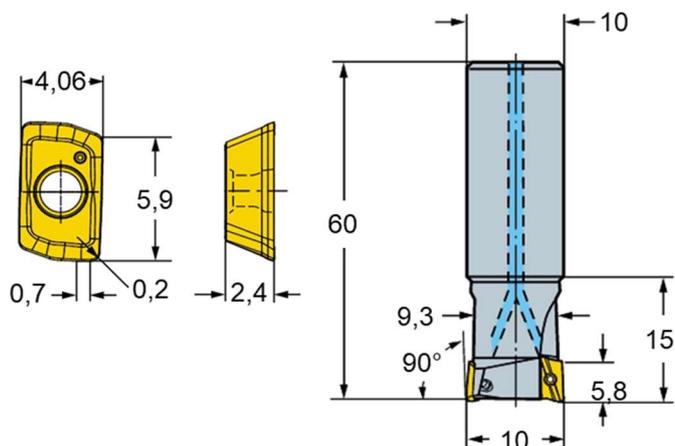


Abbildung 39: Sandvik Wendeschneidplattenfräser für das orthogonale Drehfräsen [N.N.20]

Der Vorteil des Wendeschneidplattenhalters beläuft sich auf das flexible Austauschen von verschlissenen Wendeschneidplatten in der Werkzeugmaschine. Weiterhin wären andere Beschichtungen zur Zerspanung möglich, wohingegen sich die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit auf eine PVD AlTiCrN-Beschichtung beschränkt haben.

## 5 Experimentelle Untersuchungen

Die Fertigung funktionaler Oberflächen erfordert die Berücksichtigung der Einflussfaktoren und Störgrößen beim Drehfräsen. Anhand der Prozesseinstellgrößen wird der Drehfräsprozess in Anbetracht der Zielgrößen untersucht. Die Prozesseinstellgrößen umfassen die Schnittparameter und Werkzeuggeometrie, dessen Werte gezielt eingestellt werden können. Ausgehend davon wird die Topographie als Zielgröße definiert, da diese die Funktionalität von funktionsrelevanten Oberflächen beschreibt. Als Anwendungsgebiet werden zwei wesentliche Bereiche von funktionalen Oberflächen betrachtet, zum einen die Medizintechnik und zum anderen die Wälzlagertechnik. In der Medizintechnik erfordern Konussteckverbindungen von Hüftendoprothesen und in der Wälzlagertechnik zylindrische Wälzlager funktionale Oberflächen.

Neben den Prozesseinstellgrößen wird die Zielgröße auch durch Störgrößen beeinflusst. Die wesentlichste Störgröße ist dabei der Werkzeugverschleiß, welcher ebenfalls betrachtet wurde.

Eine Übersicht zum Versuchsplan zeigt Abbildung 40.

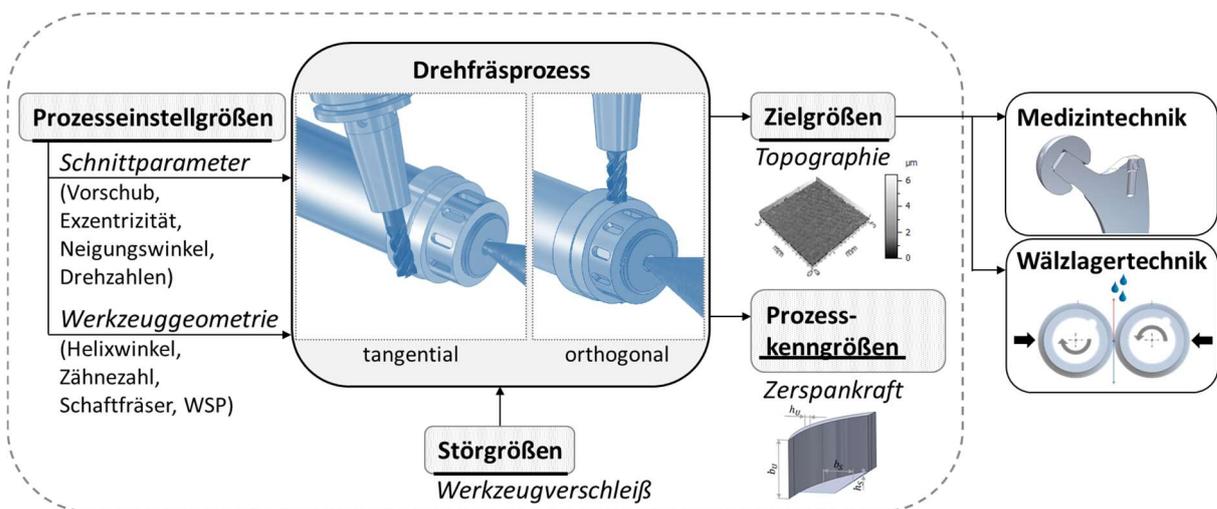


Abbildung 40: Übersicht zum Versuchsumfang inkl. relevanter Größen

Im Rahmen dieser Arbeit werden die wesentlichen Größen untersucht, welche auf den Prozess des Drehfräsens Einfluss nehmen (siehe Abbildung 40). Die Kapitel werden nach den Prozesskenngrößen, Störgrößen und Einstellgrößen sowie den Anwendungsgebieten Medizintechnik und Wälzlagertechnik untergliedert.

### 5.1 Prozesskenngröße – Prozesskräfte

Inwiefern die Prozesskenngrößen den Drehfräsprozess beeinflussen, wird in diesem Kapitel beschrieben. Gegenstand der Untersuchung war die Messung der Prozesskenngröße Zerspankraft mit ihren Komponenten beim tangentialen und orthogonalen Drehfräsen durch Variation der Einstellgrößen. Die Zerspankraft mit ihren Komponenten ist ein wesentlicher Bestandteil zur Beschreibung der Prozessstabilität, welche durch dynamische Belastungen des Werkzeugs, des Werkstücks, des Bearbeitungszentrums und der äußeren Umgebungsbedingungen bestimmt wird. Die Zerspankraft wird als Überwindung des Scherwiderstandes und der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug zur Erzeugung des Spanabtrags beschrieben. Zur Ermittlung der Kraft werden empirische Modelle genutzt, welche die vektorielle Addition mehrerer Einzelkomponenten in definierten Bezugsebenen umfassen. Die sinnbildliche Darstellung der im orthogonalen und tangentialen Drehfräsprozess wirkenden wesentlichen drei Kräfte für die Berechnung der Kraftresultierenden zeigt Abbildung 41.

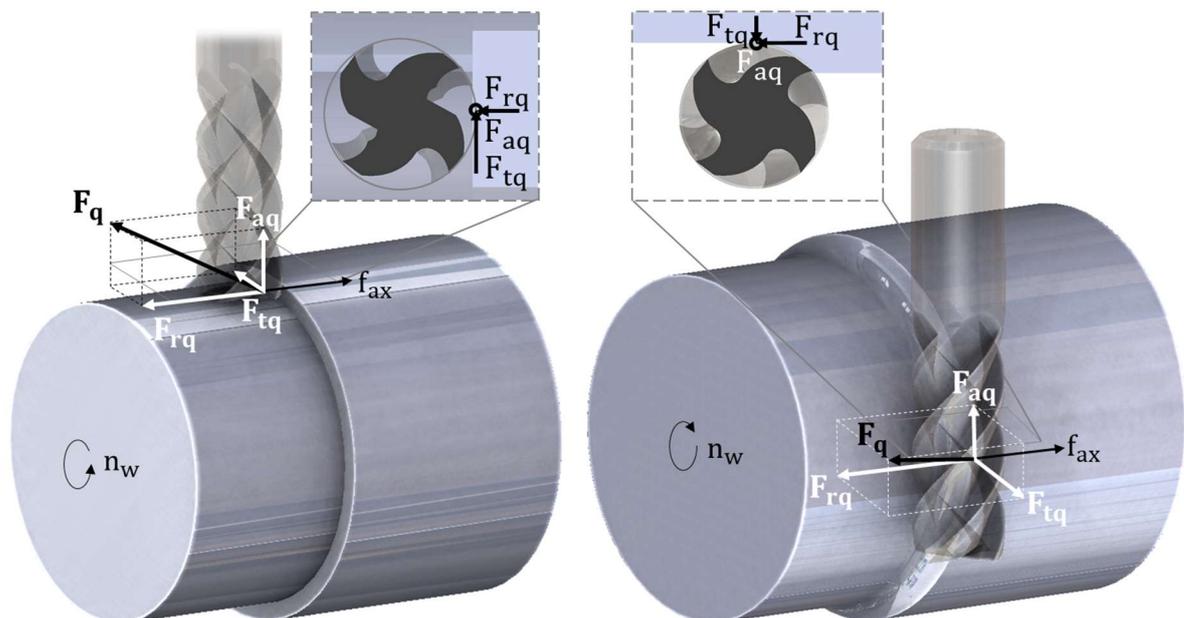


Abbildung 41: Zerspankraft mit ihren Komponenten des orthogonalen Drehfräsens (links) und des tangentialen Drehfräsens (rechts)

Die Abbildung beschreibt die drei gemessenen Kraftwirkungen in axialer, radialer und tangentialer Richtung ausgehend vom Werkzeug, welche in Summe die Gesamtschnittkraft ergeben, vgl. Kapitel 2.1.1.. Eine Umlegung der einzelnen

Kraftkomponenten auf die allgemeinen Kräfte von Kraftmodellen des Stirn- und Umfangsfräsen ist erfolgt. Abbildung 42 zeigt dahingehend die Aufteilung der in Vorschub- und Schnittrichtung wirkenden Kräfte sowie die in axialer Werkzeugrichtung zu berücksichtigende Passivkraft des orthogonalen Drehfräsen.

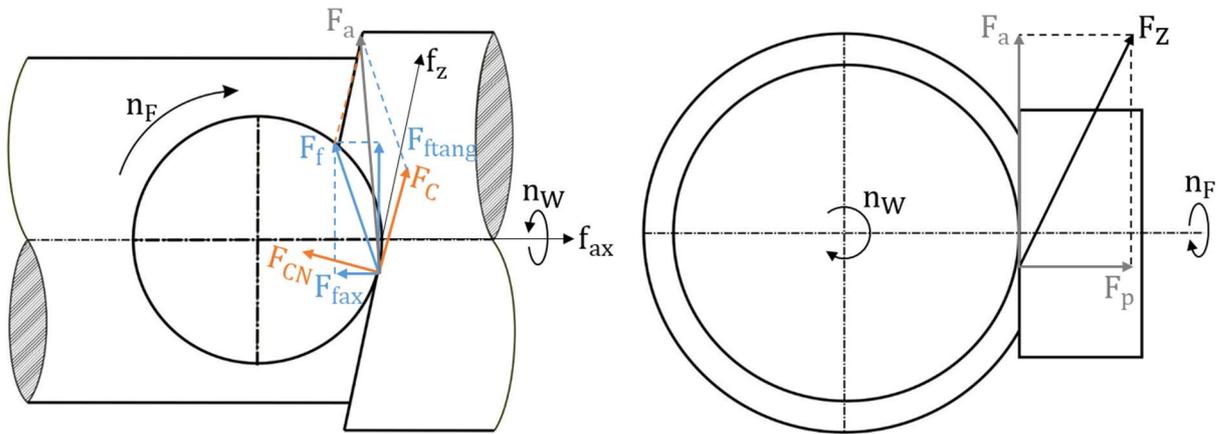


Abbildung 42: Kraftmodell für das zentrische orthogonale Drehfräsen

Der Darstellung sind Analogien zu den Komponenten von Kraftmodellen bezogen auf das Drehfräsen zu entnehmen. Die Vorschubkraft setzt sich aus dem tangentialen und axialen Anteil aus Werkstück- und Werkzeugbewegung zusammen. Weitergehend wird die Vorschubkraft zusammen mit der Schnittkraft als Aktivkraft definiert. Die Resultierende der Aktiv- und Passivkraft ergibt wiederum die Zerspankraft (siehe Abbildung 43).

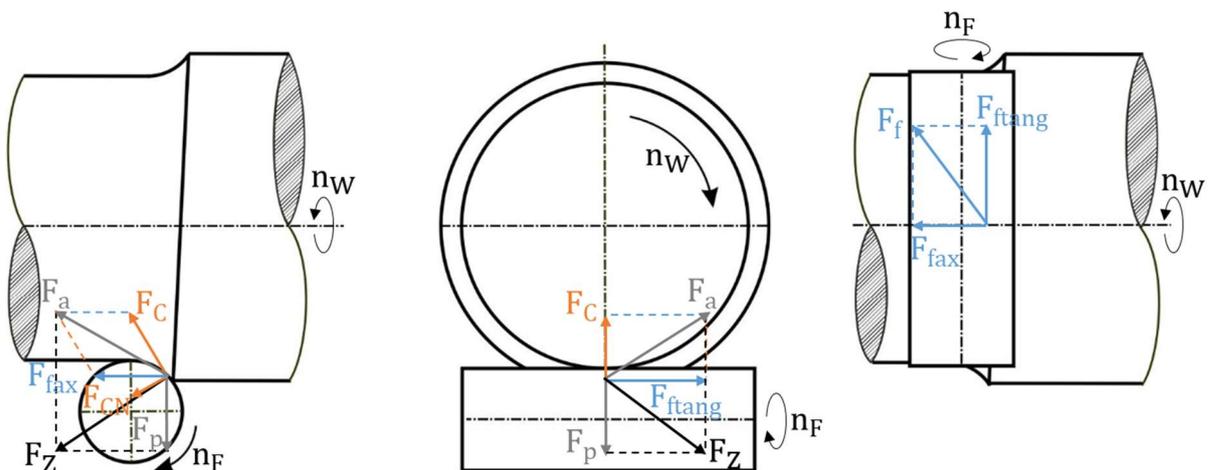


Abbildung 43: Kraftmodell für das tangentielle Drehfräsen

Aufbauend auf dem Modell wurden Versuche zur Erfassung der Zerspankraft und ihrer Komponenten vorgenommen. Unter Aufstellung eines fraktionellen faktoriellen  $2^{4-1}$

Versuchsplans variierte beim orthogonalen Drehfräsen die Schnitttiefe, der axiale Vorschub, die Exzentrizität und die Werkzeugdrehzahl. Der Versuchsplan zum tangentialen Drehfräsen unterscheidet sich durch den Austausch der Exzentrizität durch den Neigungswinkel. Der Versuchsplan besteht aus 8 Einzelversuchen mit dreifacher Wiederholung in abweichender Reihenfolge. Die Versuchspläne können der Tabelle 3 entnommen werden.

Tabelle 3: Teilfaktorieller Versuchsplan des orthogonalen und tangentialen Drehfräsens

Versuchsnummer	Schnitttiefe $a_p$ [mm]	axialer Vorschub $f_{ax}$ [mm]	Werkzeugdrehzahl $n_w$ [U/min]	Exzentrizität $\epsilon$ [mm]	Neigungswinkel $\beta$ [°]	
Orthogonales/ Tangentiales Drehfräsen	1	1	0,6	2000	2,5	70
	2	1	0,6	4000	0	90
	3	1	0,3	4000	0	70
	4	1	0,3	2000	2,5	90
	5	0,5	0,6	2000	0	90
	6	0,5	0,6	4000	2,5	70
	7	0,5	0,3	4000	2,5	90
	8	0,5	0,3	2000	0	70

Die Durchführung der Versuche erfolgte an Wellen des Werkstoffs S235JR mit einem vierschneidigen Schafffräser aus Vollhartmetall (Gühring, Typ 5735). Das Fräswerkzeug hatte einen Durchmesser von 10 mm und besaß zudem eine TiN-Beschichtung. Die gemessenen Winkel an der Schneide wiesen einen Keilwinkel von  $60^\circ$ , einen Helixwinkel von  $37^\circ$  und einen Freiwinkel von  $4^\circ$  auf. Die Kühlung der Werkzeugschneiden geschah mittels 6 bar Druckluft.

Während der Versuchsdurchführung wurden die drei Kraftwirkungen in tangentialer, axialer und radialer Richtung mit einem Rotationsdynamometer (RCD) der Firma Kistler des Typs 9123C gemessen, welcher mit einer SK 40 Aufnahme ausgestattet ist. Aufgrund dessen, dass die DMG CTX beta 1250 TC eine HSK A-63 Aufnahme besitzt, fand die Verwendung eines Adapters Berücksichtigung. Bedingt durch die resultierende Auskraglänge konnten die Versuche nicht auf der DMG CTX durchgeführt werden. Es wurde ein Analogieversuch auf dem 5-Achs-Bearbeitungszentrum HELLER FT2000 vorgenommen (siehe Anhang 1). Der Aufbau des Werkstücks fiel in vertikaler Bauweise auf dem Rundtisch in einem Dreibackenfutter aus, wohingegen das Werkzeug in horizontaler Position vorlag (siehe

Abbildung 44). Der Rundlauf des Werkzeugs wurde in Aufspannung mit dem RCD und dem Adapter auf dem Universalmessgerät Zoller smarTcheck 600 geprüft und zeigte einen Wert unter 0,01 mm.

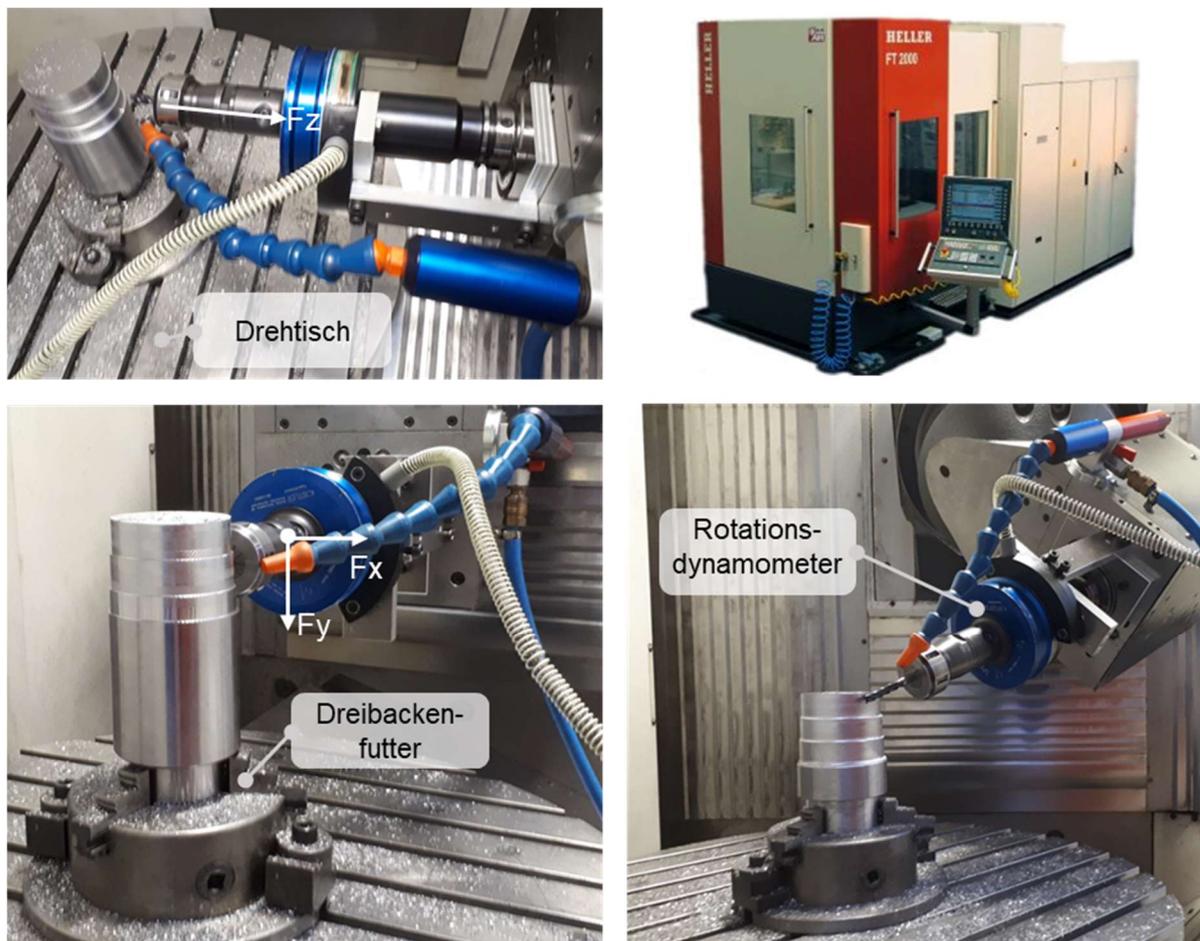


Abbildung 44: Versuchsaufbau auf der HELLER FT2000 mit eingezeichnetem Koordinatensystem des Kistler-Rotationsdynamometers;  
links: orthogonal-zentrisch; rechts: tangential mit 20° Neigungswinkel

Für jeden Drehfräsprozess kamen identisch vorgedrehte Wellen zum Einsatz. Die Einzelversuche erfolgten absatzweise, ausgehend von einem Werkstückdurchmesser von 90 mm und einer konstanten Werkstückdrehzahl von 20 U/min. Der Schnittweg belief sich auf einen Wert von 6 mm entlang der Werkstückachse, sodass effektiv 1 mm in vollem Schneideneingriff genutzt werden konnte. Die Messung der drei Kraftkomponenten entstand unter einer Abtastfrequenz von 5 kHz und wurde mittels LabView erfasst. Die gemessene Kraft  $F_x$  wurde der tangentialen Kraft  $dF_t$  und die Kraft  $F_y$  der radialen Kraft  $dF_r$  gleichgesetzt.

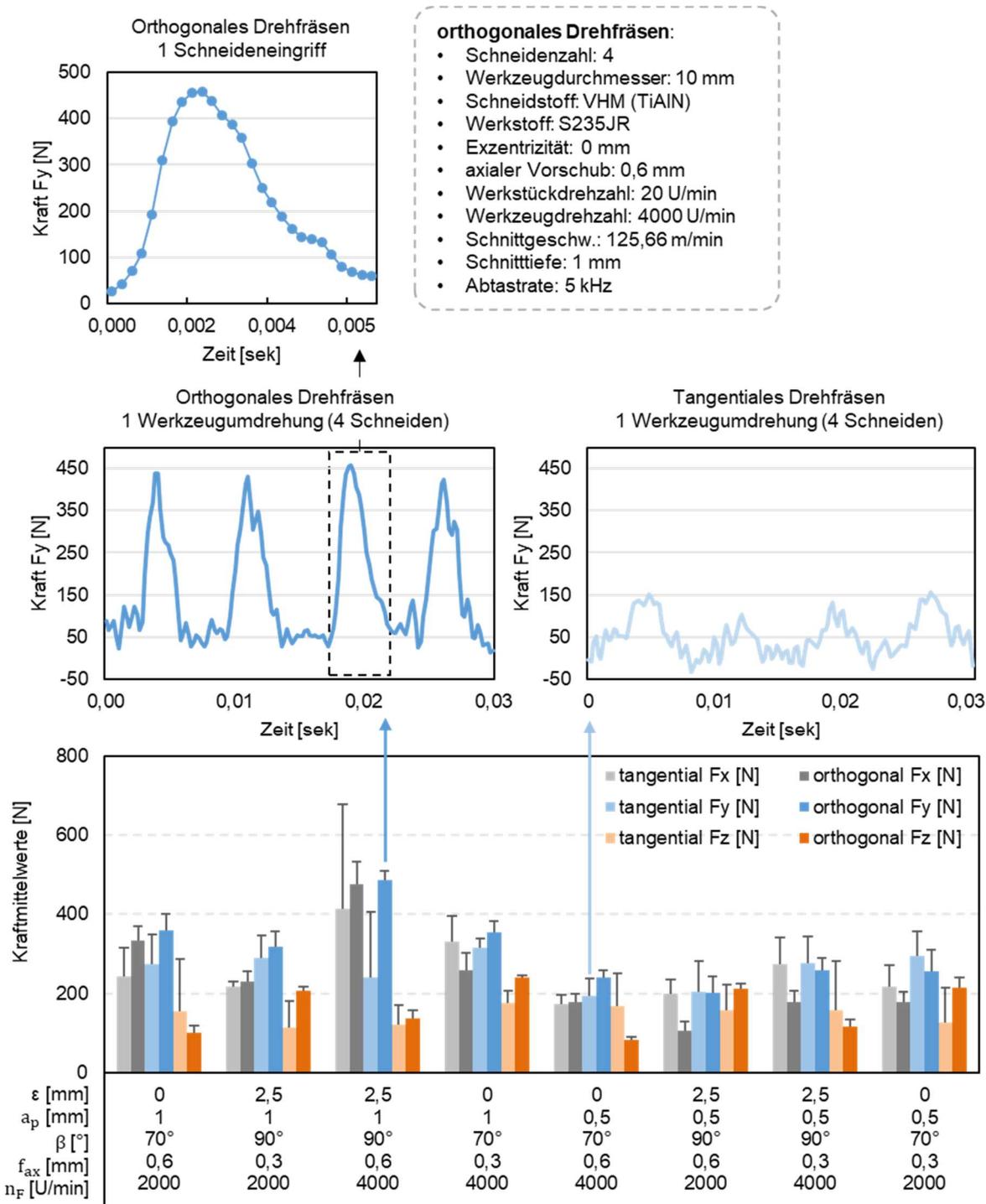


Abbildung 45: Ergebnisse der Kraftmessungen; oben: Kraftverlauf einer Schneide des orthogonalen Drehfräsens; mittig: Kurvenverläufe der Kraft  $F_y$  des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens; unten: Diagramm mit den Mittelwerten der Kraftkomponenten in X-, Y- und Z-Richtung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens

Die in Abbildung 45 dargestellten Mittelwerte der drei Kräfte in X-, Y- und Z-Richtung wurden durch die Bildung des arithmetischen Mittelwertes aus den höchsten Punkten

der Kurvenverläufe der Schneiden ermittelt und zwischen dem orthogonalen und tangentialen Drehfräsen gegenübergestellt. Die Striche kennzeichnen die maximalen Ausschläge der Kraft in der jeweiligen Versuchsreihe.

Weiterhin ist der Kurvenverlauf eines Schneideneingriffs beim orthogonalen Drehfräsen zu sehen. Die Kurve bildet die Kraft  $F_y$  in radialer Richtung des Werkzeugs ab, welche der Schnittnormalkraft entspricht. Mit Eingriff der Schneide in das Werkstück steigt die Kraft an, bis hin zum Umkehrpunkt der Schneide. Hier erreicht die Schneide ihre maximale Kraft. Ab diesem Punkt nimmt die Kraft ab und die Schneide tritt aus dem Werkstück aus.

Die Kurvenverläufe der Kraft in Y-Richtung zeigen den Verlauf einer Werkzeugumdrehung eines 4-schneidigen Werkzeugs. Ein wiederkehrendes Muster ist ersichtlich und der Ein- sowie Austritt einer einzelnen Werkzeugschneide in das Werkstück ist erkennbar. Der Vergleich des Kurvenverlaufs zwischen dem tangentialen und orthogonalen Drehfräsen ähnelt sich, wohingegen die Kraftwerte des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens unterschiedlich sind (siehe Abbildung 45).

Die Kraft  $F_z$  in axialer Richtung des Werkzeugs ist beim tangentialen Drehfräsen höher als beim orthogonalen Drehfräsen. Dabei entspricht die axiale Kraft in Richtung Werkzeugachse beim orthogonalen Drehfräsen der Passivkraft und beim tangentialen Drehfräsen der tangentialen Vorschubkraft. Demzufolge ist die Wirkung der Drehbewegung des Werkstücks beim tangentialen Drehfräsen deutlich höher als die Passivkraft beim orthogonalen Drehfräsen. Dennoch zeigt die Kraft  $F_z$  die geringsten Kraftausschläge im Vergleich zu  $F_x$  und  $F_y$  auf.

Die Kraftdominierende ist die Kraft  $F_y$  des Werkzeugs. Diese zeigt die größten Messwerte auf. Die Fertigungsparameter des orthogonalen Drehfräsens zeigen bei einem zentrischen Verfahrensweg, einer geringen Schnitttiefe, einem hohen Vorschub und einer hohen Drehzahl die geringsten Kraftausschläge. Identisch ist dieser Fall für das tangentiale Drehfräsen unter einem Neigungswinkel von  $70^\circ$ .

Die weitere statistische Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgte mittels YATES-Algorithmus für den fraktionellen faktoriellen Versuchsplan und eine anschließende grafische Darstellung als ANOVA-Tabelle. Mit Hilfe dieser Auswertemethoden können die Signifikanzen von Effekten bestimmt und Aussagen der Einflussgrößen hinsichtlich der Zielgröße getroffen werden.

Es wurde der Einfluss der Einstellgrößen auf die Prozesskenngrößen der Kräfte und des Drehmoments untersucht. Die Auswertung der Daten ergab für das tangentiale Drehfräsen, dass der Vorschub einen wesentlichen Einfluss auf die Kräfte in X- und Y-Richtung besitzt und die Schnitttiefe auf die Kraft in Z-Richtung. Beim orthogonalen Drehfräsen beeinflusst die Schnitttiefe alle drei Kraftkomponenten. Dazu werden die Ergebnisse des F-Tests und die Regressionsgleichungen der einzelnen Kräfte und Einstellgrößen in der Tabelle 4 aufgezeigt.

*Tabelle 4: Statistische Überprüfung und F-Test des orthogonalen und tangentialen Drehfräsens*

Orthogonal	Schnitttiefe $a_p$	Axialvorschub $f_{ax}$	Werkzeugdrehzahl $n_w$	Exzentrizität $\varepsilon$
$F_x$	7,164	1,504	0,714	0,085
$F_z$	4,495	2,517	2,201	0,001
$F_y$	15,172	2,182	3,006	0,326

$$y(F_x) = 413,31 + 178,01 \cdot A + 81,57 \cdot B + 37,30 \cdot AB - 56,21 \cdot C - 98,61 \cdot AC - 46,42 \cdot AD - 19,37 \cdot D$$

$$y(F_z) = 49,60 + 19,53 \cdot A + 14,61 \cdot B + 10,07 \cdot AB - 13,66 \cdot C - 11,93 \cdot AC - 3,24 \cdot AD - 0,28 \cdot D$$

$$y(F_y) = 179,62 + 78,80 \cdot A + 29,88 \cdot B + 13,17 \cdot AB - 35,07 \cdot C - 29,54 \cdot AC - 13,49 \cdot AD - 11,54 \cdot D$$

Tangential	Schnitttiefe $a_p$	Axialvorschub $f_{ax}$	Werkzeugdrehzahl $n_w$	Neigungswinkel $\beta$
$F_x$	3,770	4,503	1,562	0,019
$F_z$	28,714	25,972	18,556	0,614
$F_y$	5,251	5,996	4,126	1,213

$$y(F_x) = 370,73 + 74,24 \cdot A + 81,14 \cdot B + 39,83 \cdot AB - 47,78 \cdot C - 34,64 \cdot AC - 40,00 \cdot AD - 5,25 \cdot D$$

$$y(F_z) = 71,59 + 14,10 \cdot A + 13,41 \cdot B + 2,21 \cdot AB - 11,33 \cdot C - 3,29 \cdot AC - 2,25 \cdot AD + 2,06 \cdot D$$

$$y(F_y) = 150,93 + 24,66 \cdot A + 26,35 \cdot B - 7,58 \cdot AB - 21,86 \cdot C - 21,86 \cdot AC - 10,15 \cdot AD - 11,85 \cdot D$$

Die Varianzen lassen sich über drei Signifikanzniveaus nach der F-Verteilung einteilen. Die Einteilung wird durch ein Niveau von 99 % ab einem Zahlenwert von 34,12, ein Niveau von 95 % ab 10,13 und ein 90 %-Niveau ab 5,54 bestimmt. Je höher das Niveau einer Einstellgröße ist, desto höher ist die Signifikanz der Effekte. Ein signifikantes Ergebnis deutet auf einen großen Einfluss auf die Zielgröße hin.

Die in Grün gekennzeichneten Felder zeigen ein Niveau von 95 % auf, wohingegen die in Gelb markierten Felder ein Niveau von 90 % darstellen. Demzufolge besitzt die Schnitttiefe die größte Signifikanz beim orthogonalen Drehfräsprozess auf die axiale Kraftkomponente. Beim tangentialen Drehfräsprozess hat die Schnitttiefe neben dem axialen Vorschub und der Werkzeugdrehzahl eine wesentliche Signifikanz auf die Kraftwirkung entlang der Werkzeugachse  $F_z$ . Anhand dieser Erkenntnis können die Kraftwirkungen durch Variation der entsprechenden Einstellgrößen beeinflusst

werden. Beispielsweise ist zur Erzielung einer geringen axialen Vorschubkraft in radialer Richtung des Werkzeugs beim orthogonalen Drehfräsen eine geringe Schnitttiefe (ca.  $\leq 0,5$  mm) einzustellen.

Um gezielte Aussagen zum Prozess treffen zu können, wurde die Schnittkraft mit den Eingangsdaten der Versuche berechnet. Grundlage ist die Spanungsgeometrie, welche bereits im Kapitel 2.1.1 und 2.1.3 erläutert vorliegt. Am Beispiel des orthogonalen Drehfräsprozesses mit einer zentrischen Werkzeugposition erfolgte die Berechnung der Spannungshöhe und Spanungsbreite der Stirn- und Umfangsschneide in Abhängigkeit vom Drehwinkel. Anhand der aufgeführten Formeln (20-22) resultierte anschließend die mathematische Bestimmung der resultierenden Schnittkraft. Die Berechnungen und Diagramme wurden analytisch hergeleitet, dessen grafische Ergebnisse der Abbildung 46 entnommen werden können [Schm18].

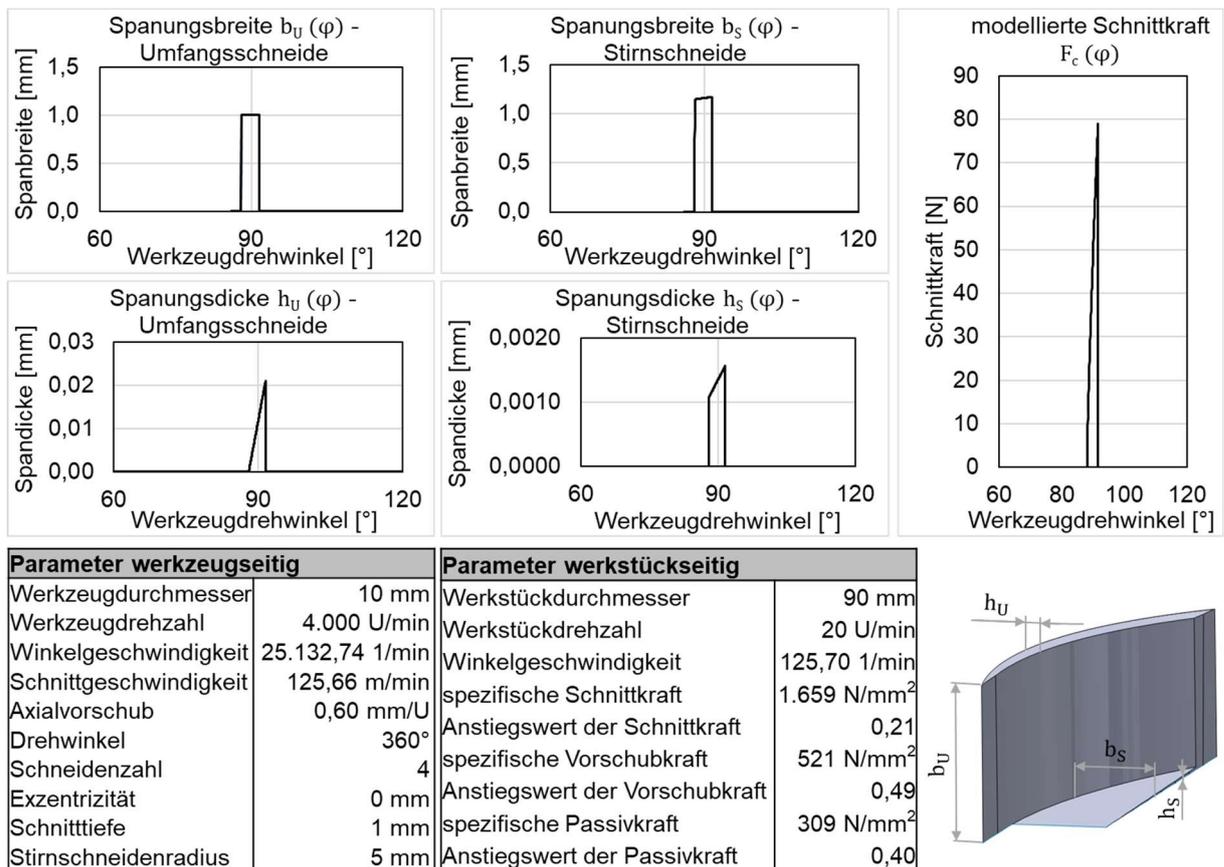


Abbildung 46: Spanungsbreiten und -dicken der Stirn- und Umfangsschneide beim zentrischen orthogonalen Drehfräsen

Die mittels Solid Works modellierte Spanungsgeometrie (siehe Abbildung 46) ergab sich aus der Dimensionierung mit den Einstellgrößen, welche mit den berechneten

Werten des Modells verglichen wurde. Für die modellierten und simulierten Werte der Spanungsgeometrie konnte eine Übereinstimmung nachgewiesen werden. Zusätzlich veranschaulicht die Abbildung 46 die Mikrogeometrie eines Spans des zentrischen orthogonalen Drehfräsens. Durch die Prozesskinematik entstehen Spanungsgeometrien geringer Dimensionen, welche die Kraftkomponenten beeinflussen. Je kleiner die Spanungsgeometrie in dessen Breite und Höhe der Stirn- und Umfangsschneide ist, desto geringer ist die Schnittkraft.

### **5.1.1 Zwischenfazit zur Analyse des Kraftverhaltens**

Eine Untersuchung des Drehfräsens in Bezug auf dessen Kraftwirkungen im Prozess gab Aufschluss über die Signifikanz der Einstellgrößen.

Auf die Kraftkomponenten hat die Schnitttiefe die größte Signifikanz im orthogonalen und tangentialen Drehfräsprozess. Die Schnitttiefe bestimmt den Materialabtrag und das Spanungsvolumen, wodurch die Kraftkomponenten zur Erlangung des Spanabtrages entscheidend sind und somit auch beeinflusst werden. Beim tangentialen Drehfräsen haben zusätzlich der Axialvorschub und die Werkzeugdrehzahl Einfluss auf die Kraftkomponenten. Die größten Kraftausschläge bewirkte die Kraftkomponente  $F_y$  beim orthogonalen und tangentialen Drehfräsen, was auf die Vorschubgeschwindigkeiten zurückzuführen ist.

Ausgehend von der makroskopischen Betrachtung des Prozesses durch die Kraftausschläge in allen drei Achsrichtungen wurde der Prozess auf einen Spanabtrag und den Eingriff einer Werkzeugschneide reduziert. Es wird ersichtlich, dass es sich bei der Spangeometrie um Werte im Mikrometerbereich handelt, was auf die kinematischen Verhältnisse zurückzuführen ist. Bedingt durch die Überlagerung der Rotationsachsen und den geringen Vorschub ergibt sich eine Spangeometrie mit geringen Abmaßen und eine geringe Zerspankraft. Die Zerspankraft wird durch die im Wirkungsbereich zwischen Werkzeugschneide und Werkstück aufzuwendende Kraft definiert, um einen Spanabtrag erzielen zu können. Die Intensität der Zerspankraft wird durch die Prozesseinstellgrößen dominiert.

## 5.2 Systemgröße - Werkzeuggeometrie

Bei der Betrachtung der Zielgröße „Oberflächentopographie“ ist das Zusammenspiel der Systemgrößen zu beachten, welche unter anderem die Werkzeuggeometrie umfasst. Es ist bekannt, dass die Werkzeuggeometrie den Zerspanprozess und die Ergebnisse der Oberflächenrauheit beeinflussen [Karp14b, Karp15, Mank16]. Basierend darauf war der Gegenstand dieser Untersuchungen die Einflussnahme verschiedener Geometrien von Schafffräsern im tangentialen Drehfräsprozess. Kennzeichnend für Schafffräser ist neben der Anzahl der Werkzeugschneiden der Helixwinkel. Da beim tangentialen Drehfräsen der Spanabtrag mit den Umfangsschneiden erfolgt, fand dieses Drehfräsverfahren im Rahmen dieser Versuchsreihe Berücksichtigung. Ziel dieser Untersuchungsreihe ist es, die Auswirkung der Werkzeuggeometrie auf die Oberflächentopographie unter konstanten Prozessbedingungen und auf die Ergebnisse im tribologischen System zu erforschen.

Die Versuche entstanden auf der CTX beta 1250 TC in Form von Zylinderrollen (oder auch „Prüfrollen“). Diese bestehen aus dem Wälzlagerstahl 100Cr6 und weisen eine Breite von 25 mm bei einem Ausgangsdurchmesser von 65 mm auf (siehe Abbildung 47). Die Schnitttiefe belief sich auf einen Wert von 0,5 mm bezogen auf den Radius der Rolle. Zur Applikation der Topographie auf der Zylinderrolle wurde eine Aufnahme gefertigt, welche aus einem Aufnahmedorn und einer Sicherungsmutter besteht. Mit Hilfe der mitlaufenden Zentrierspitze des Reitstocks gelang die Sicherung des Aufbaus.

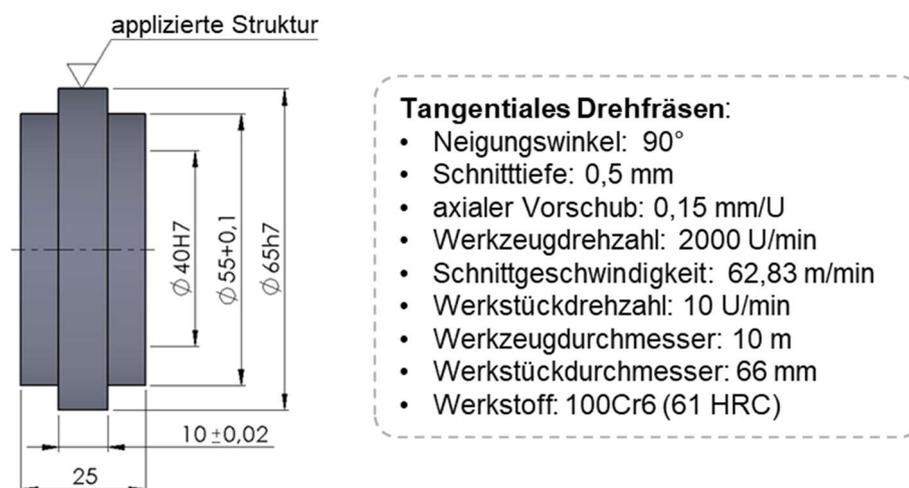


Abbildung 47: Kenngrößen der Prüfrolle und des tangentialen Drehfräsprozesses

Die Prozesseinstellgrößen wurden während der gesamten Versuchsreihe konstant gehalten, um den gezielten Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die Topographieausbildung zu gewährleisten, vgl. Abbildung 47.

Die eingesetzten Fräswerkzeuge unterscheiden sich im Helixwinkel und der Zähnezahl, um so den Einfluss der Werkzeuggeometrie auf die Topographieausbildung im tangentialen Drehfräsprozess herauszustellen (siehe Abbildung 38). Alle Werkzeuge bestehen aus Hartmetall und besitzen eine TiAlN Beschichtung.

Vorab wurden die Radien und Winkel der Umfangsschneiden gemessen, da diese bei der Topographieausbildung und Korrelationsanalyse Berücksichtigung finden [Herm17]. Die Variation der Werkzeuggeometrie basiert auf der Variation der beiden Faktoren Helixwinkel und Zähnezahl, sodass drei verschiedene Zähnezahlen zu einem Helixwinkel und drei verschiedene Helixwinkel zu einer Zähnezahl zugeordnet sind (siehe Tabelle 5)

*Tabelle 5: Übersicht der Geometriedaten der Fräswerkzeuge*

Werkzeugtyp	Helixwinkel [°]	Zähnezahl	Gemessener Keilwinkel [°]	Gemessener Schneidkantenradius [µm]
<b>H3070118-10</b>	50	4	83,27 ± 2,00	10,6 ± 0,89
<b>20328210</b>	50	6	73,42 ± 1,79	11,7 ± 1,50
<b>2887A.10</b>	50	10	74,89 ± 1,52	15,3 ± 0,34
<b>KF600100ZX3</b>	45	6	65,86 ± 1,42	11,2 ± 1,59
<b>Typ 3715</b>	55	6	72,48 ± 0,82	13,6 ± 2,61

Während der Zerspaltung wurden die Torsion entlang der Z-Achse und die Biegemomente des jeweiligen Fräswerkzeuges um die X- und Y-Achse erfasst. Die Messwertaufnahme erfolgte mittels sensorischem Werkzeughalter „Spike“ (siehe Abbildung 48), welcher durch am Schaft integrierte Dehnungsmesstreifen die Beanspruchung des Werkzeuges in axialer, tangentialer und radialer Richtung aufnehmen kann. Die Daten können mit einer maximalen Abtastrate von 1.600 Hz detektiert werden, wobei die Messwertauflösung mit bis zu 15 bit erfolgt. Die Datenübertragung erfolgt kabellos via Funk. Das Funkmodul wird an einen Laptop nahe der Versuchsmaschine über ein USB-Kabel angeschlossen.

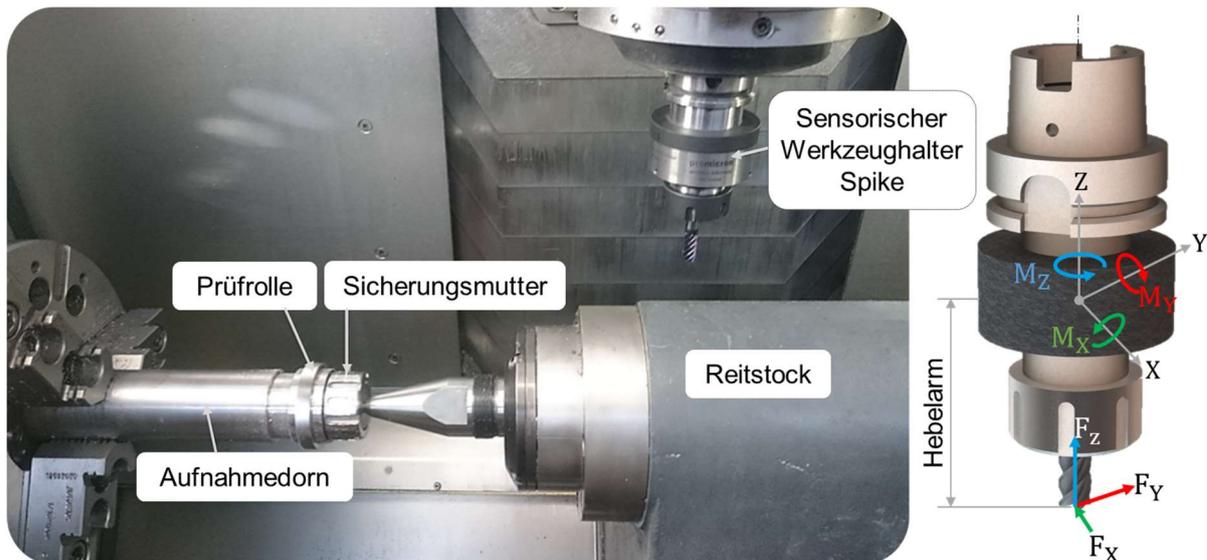


Abbildung 48: Versuchsaufbaus auf der DMG CTX beta 1250 TC (links) und CAD-Darstellung des sensorischen Werkzeughalters „Spike“ (rechts)

Die Aufnahme der Fräswerkzeuge fand durch eine Spannzange statt. Die Messung der Auskräglängen der Werkzeuge geschah mittels Zoller-Universalmessgerät und fand Berücksichtigung als Hebelarm des jeweiligen Werkzeugs für die Kraftberechnung.

Zuerst wurden die Mittelwerte der einzelnen Versuche der Torsion und der Biegemomente erfasst und gegenübergestellt (siehe Abbildung 49).

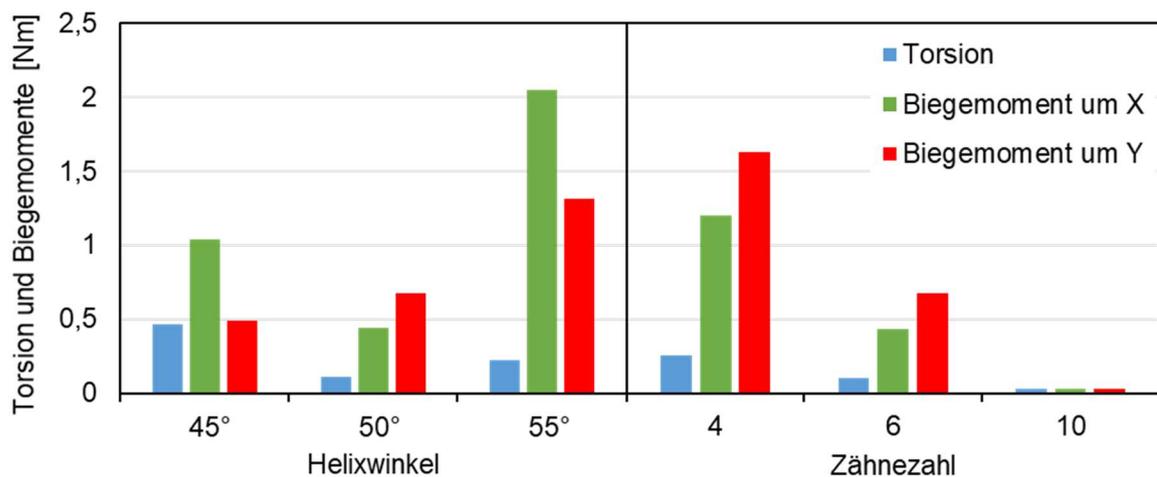


Abbildung 49: Torsions- und Biegemomente um X- und Y-Achse in Abhängigkeit der Zähnezahl und des Helixwinkels

Es ist erkennbar, dass das Biegemoment um die Y-Achse (rot) mit zunehmendem Helixwinkel steigt. Ein weiterer Trend der Torsion oder des Biegemomentes um die X-

Achse ist nicht zu verzeichnen. Hingegen zeigen die Werte der Torsion und der Biegemomente um X- und Y-Achse einen Trendverlauf bei der Zähnezahl auf. Mit zunehmender Zähnezahl sinken die Werte und erreichen bei einer Zähnezahl von 10 Zähnen die geringsten Ausschläge. Die Torsion ist im Gegensatz zu den Biegemomenten um X- und Y-Achse deutlich geringer, was mit den Prozesseinstellgrößen und der Kinematik des Drehfräsens zu begründen ist.

Zur weiteren Interpretation der Messergebnisse wurde aus den gewonnenen Werten des Biegemomentes um X- und Y-Achse sowie dem Hebelarm die Kraftresultierende berechnet. Infolge der Verwendung unterschiedlicher Werkzeuggeometrien und wiederholter Spannvorgänge stellen sich differente Werte der Kraftresultierenden ein. Die Kraft variiert in Abhängigkeit der verwendeten Werkzeuge, was die grafische Darstellung der Kraftresultierenden in Abbildung 50 zeigt.

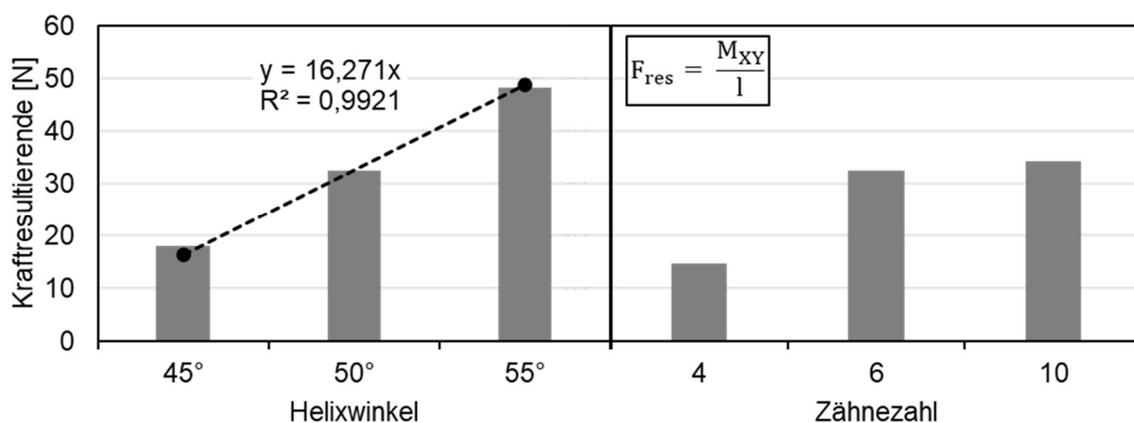


Abbildung 50: Kraftresultierende in Abhängigkeit von Zähnezahl und Helixwinkel

Der grafische Verlauf (Abbildung 50) und eine zugehörige Korrelationsfaktorenberechnung ergibt, dass es einen linearen Zusammenhang zwischen dem Helixwinkel und der Kraftresultierenden mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,99 gibt. Dadurch, dass der Wert nahe 1 liegt, besitzt der Helixwinkel der Schaftfräser im tangentialen Drehfräsprozess einen entscheidenden Einfluss auf die Kraftresultierende. Hingegen zeigt die Zähnezahl keinen linearen Zusammenhang zur Kraftresultierenden. Die Ursache für die Einflussnahme des Helixwinkels auf die Kraft beim tangentialen Drehfräsen ist der Eintritt der Werkzeugschneide bei der Spannbildung, entlang derer sich die Kraft verteilt. Ein hoher Helixwinkel führt zum Auftreten einer hohen Kraft an der Schneide.

Ein Vergleich zwischen Biegemoment und Kraftresultierender zeigt, dass der Hebelarm eine bedeutende Größe ist, um die Kräfte im Prozess zu beschreiben. Die Biegemomente unter Variation der Zähnezahlen zeigen einen Trend auf, welcher durch die Berücksichtigung des Hebelarms und der Bildung der Kraftresultierenden nicht zum Ausdruck kommt. Ein Trend des Biegemomentes konnte bei der Zähnezahl wahrgenommen werden, wohingegen nach Ableitung der Kraftresultierenden dieser Trend nicht bestätigt werden konnte. Für die Beschreibung der Einflussnahme der Werkzeuggeometrie im tangentialen Drehfräsprozess ist die alleinige Verwendung der Biegemomente unzureichend. Demzufolge wurden weitere Faktoren betrachtet.

Nach Beendigung des jeweiligen Drehfräsprozesses fand die Erfassung des Werkzeugverschleißes an den Umfangsschneiden des Werkzeugs mikroskopisch mittels Keyence Digitalmikroskop statt (siehe Abbildung 51) [Kram16]. Anhand der Auswertungen ist ersichtlich, dass der Werkzeugverschleiß mit zunehmendem Helixwinkel stärker auftritt. Hingegen zeigt die Zähnezahl keinen linearen Zusammenhang zum Werkzeugverschleiß.

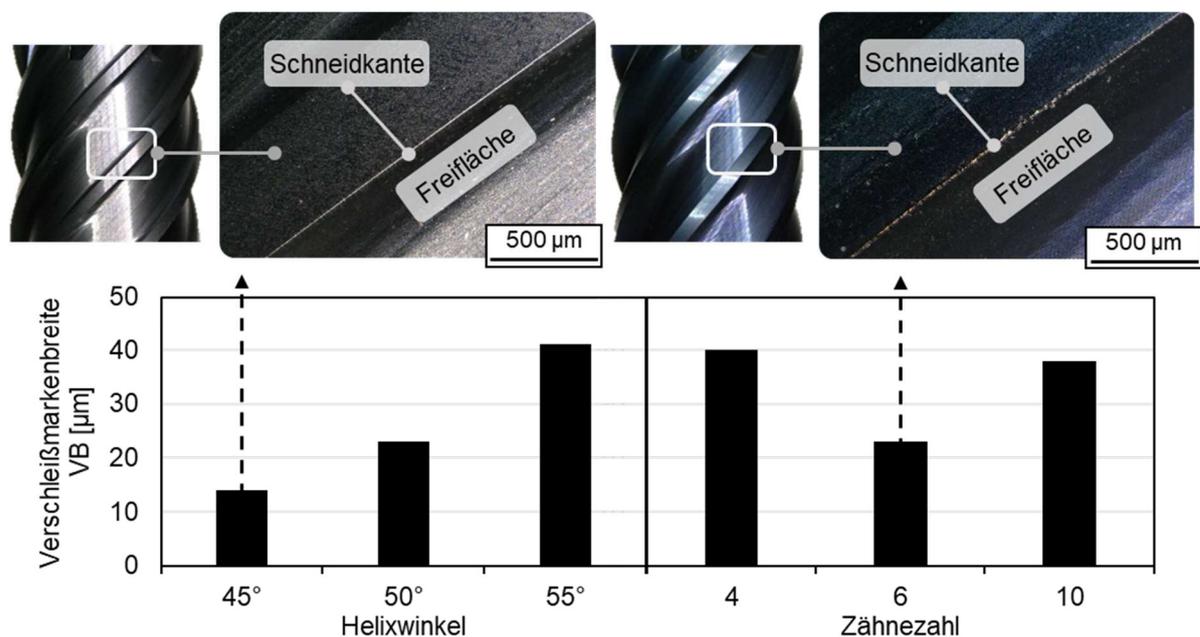


Abbildung 51: Verschleiß der Werkzeuge in Abhängigkeit von Zähnezahl und Helixwinkel nach einem Schnittweg von 25 mm

Es ist somit ein Zusammenhang zwischen der Kraftresultierenden und dem Werkzeugverschleiß erkennbar. Je höher die Kraftresultierende ist, desto höher ist auch der Werkzeugverschleiß. Demzufolge bestimmt die Werkzeuggeometrie nicht

nur die Stabilität des Prozesses, sondern auch die damit verbundene Störgröße Verschleiß.

Ferner wurden die gefertigten Oberflächentopographien mit dem Konfokalmikroskop analysiert und eine Auswertung der Oberflächentopographien vorgenommen (siehe Abbildung 52).

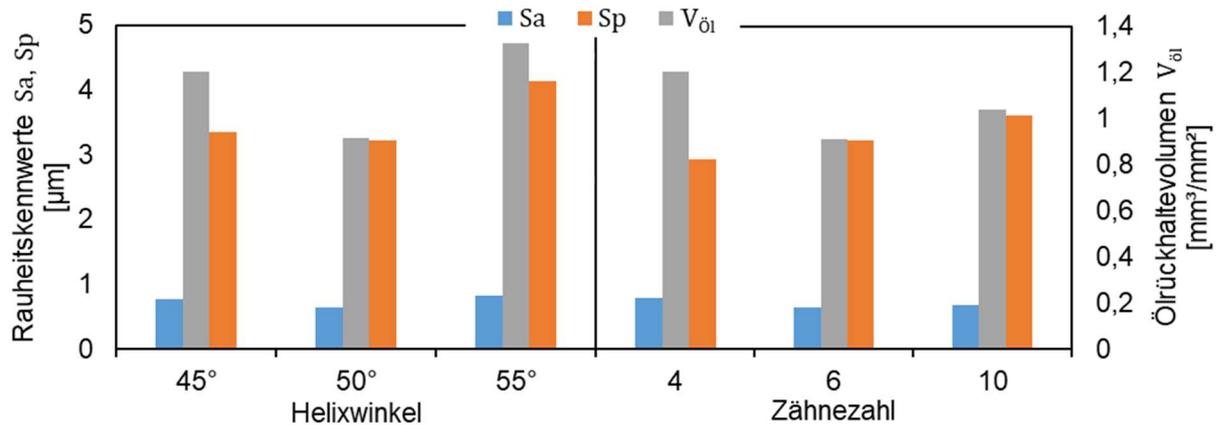


Abbildung 52: Ergebnisse der Oberflächenmessungen unter Darstellung der Variation von Helixwinkel und Zähnezahl

Die Oberflächenanalyse ergab, dass der flächenbasierte Oberflächenrauheitskennwert  $S_a$  und die Spitzenhöhe  $S_p$  wesentliche Unterschiede aufzeigen. Die Spitzenhöhe  $S_p$  ist um den Faktor 3 höher als der Rauheitskennwert  $S_a$ . Betrachtet man die Abhängigkeit zwischen Werkzeuggeometrie und Oberflächenrauheitskennwert, so ist lediglich ein Trend bei der Spitzenhöhe und der Zähnezahl zu sehen. Darüber hinaus wurde eine Korrelationsanalyse durchgeführt. Ein Anstieg der Spitzenhöhe  $S_p$  ist mit zunehmender Zähnezahl zu sehen (siehe Abbildung 52), wodurch sich ein eindeutig linearer Zusammenhang mit einem Korrelationsfaktor von 0,99 ergibt. Bei Betrachtung der Oberflächentopographie ( $S_p$ ,  $S_a$ ,  $V_{\text{öl}}$ ) ist kein Zusammenhang zum Helixwinkel feststellbar.

Ähnlich verhält es sich mit dem Ölrückhaltevolumen, welcher für die Deutung der tribologischen Eigenschaften von Bedeutung ist. Der Begriff Ölrückhaltevolumen wird durch die Profiltiefe und den Abstand der Profilerhebungen bestimmt. Es beschreibt das Maß für die Ölmenge, welche sich in den Tälern des Profils sammelt. In diesem Fall zeigt das Ölrückhaltevolumen den höchsten Wert bei einem Helixwinkel von 55° und 6 Zähnen, wohingegen der geringste Wert bei einem Helixwinkel von 50° und 6

Zähnen zu verzeichnen ist. Eine eindeutige Abhängigkeit zwischen Ölrückhaltevolumen und Werkzeuggeometrie kann nicht bestätigt werden.

Eine differenzierte Betrachtung der Oberflächentopographie soll tiefere Erkenntnisse der Werkzeuggeometrie auf den Prozess erbringen. Hierfür werden die Welligkeitsbereiche und Strukturausprägungen herangezogen (siehe Abbildung 53).

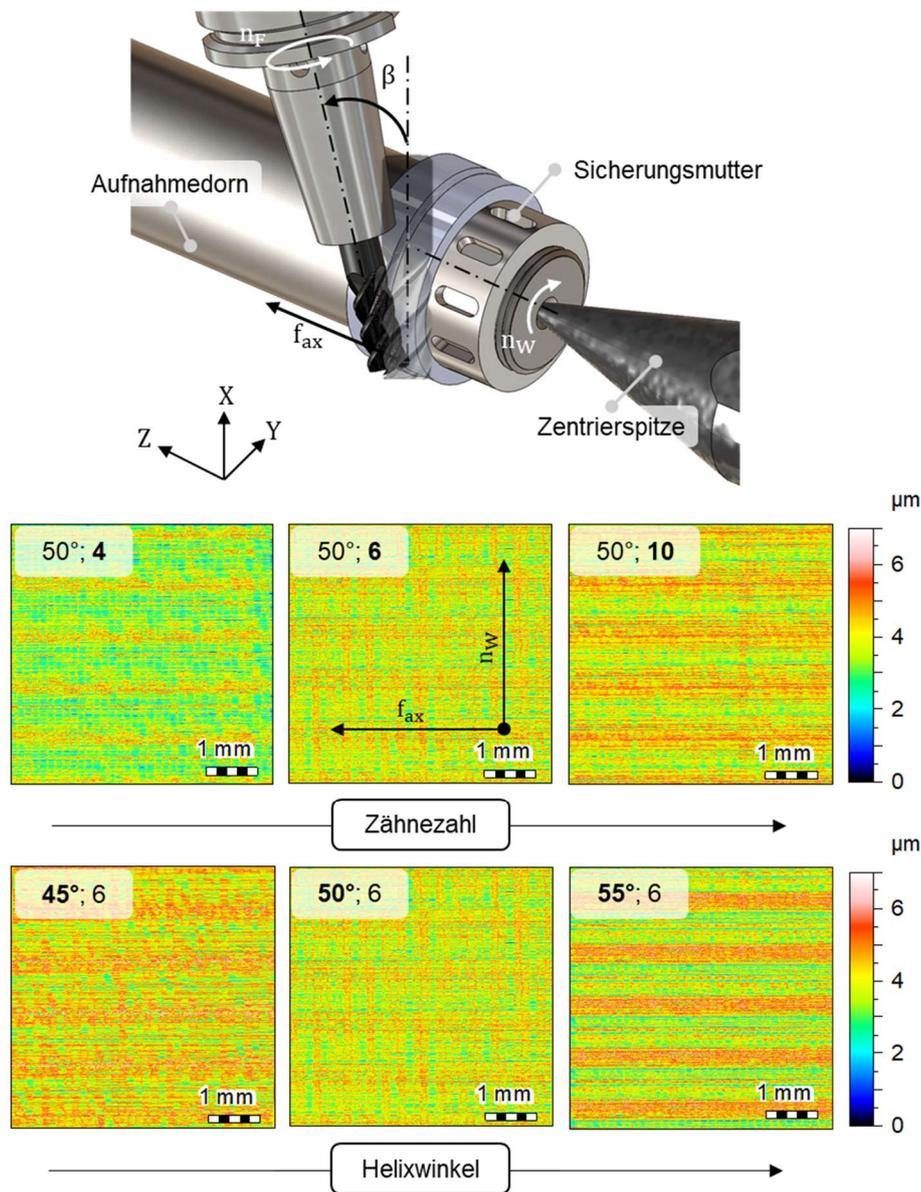


Abbildung 53: Falschfarbendarstellung der Oberflächentopographie unter Darstellung der Variation von Helixwinkel und Zahnzahl

Die Falschfarbendarstellung der Oberflächentopographie in Abbildung 53 zeigt die Ausprägung der Welligkeitsbereiche in Abhängigkeit der Zahnzahl und des Helixwinkels der Werkzeuge. Durch die Verknüpfung des axialen Vorschubs mit der Zahnzahl wird die Vorschubgeschwindigkeit berechnet und fertigungstechnisch

umgesetzt. Demzufolge wird bei der Variation der Zähnezahl die identische Vorschubgeschwindigkeit umgesetzt, um so konstante Bedingungen zu gewährleisten. Dementsprechend zeigen die Welligkeiten der Oberflächentopographie einen identischen Abstand auf. Lediglich die Höhen der Oberflächenspitzen variieren, wohingegen sich die Welligkeitsspitzen deutlich von den Tälern abgrenzen. So tritt ebenfalls eine Durchmischung von Spitzen und Tälern auf. Eine Abgrenzung der Spitzen und Täler kann bei einer hohen Zähnezahl und einem hohen Helixwinkel festgestellt werden, was Auswirkungen auf das tribologische Verhalten hat. Demzufolge erfolgte die Überprüfung der Oberflächen auf deren tribologische Eigenschaften. Identisch zum Versuchsaufbau aus dem Kapitel 5.3 wurden die Prüfrollen unter konstanten tribologischen Bedingungen auf dem Zwei-Rollen-Prüfstand des IMK getestet, dessen Betriebsparameter der Tabelle 6 entnommen werden können.

*Tabelle 6: Betriebsparameter des Tribostandes am IMK*

<b>Einstellgröße</b>	<b>Wert</b>
<b>Flächenpressung</b>	1060 N/mm
<b>Normalkraft</b>	2 kN
<b>Schmierstofftemperatur</b>	54°C
<b>Schlupf</b>	200 %
<b>Versuchsdauer</b>	24 h

Die Prüfrollen wurden auf jeweils einer motorisch angetriebenen Achse gespannt und mit einer definierten Kraft von 2 kN gegeneinandergedrückt. Unter Zuhilfenahme einer Antriebsdrehzahl von 6 U/min trat das Walzen der Prüfrollen ein. Bei dem tribologischen Versuch fand eine Messwertaufnahme des Reibwertes statt. Der tribologische Verschleiß ließ sich als Gewicht durch das Wiegen der Proben vor und nach dem Versuch ableiten. Bedingt durch die Größenordnung im Mikrogramm-Bereich sind die Einflussgrößen beim Wiegen der Proben immens. Selbst kleinste Verunreinigungen können den Messwert verfälschen. Der tribologische Reibwert ist demzufolge die aussagekräftigere Messgröße.

Eine Darstellung der gewonnenen Messergebnisse aus dem tribologischen Versuch ist der nachstehenden Abbildung 55 zu entnehmen.

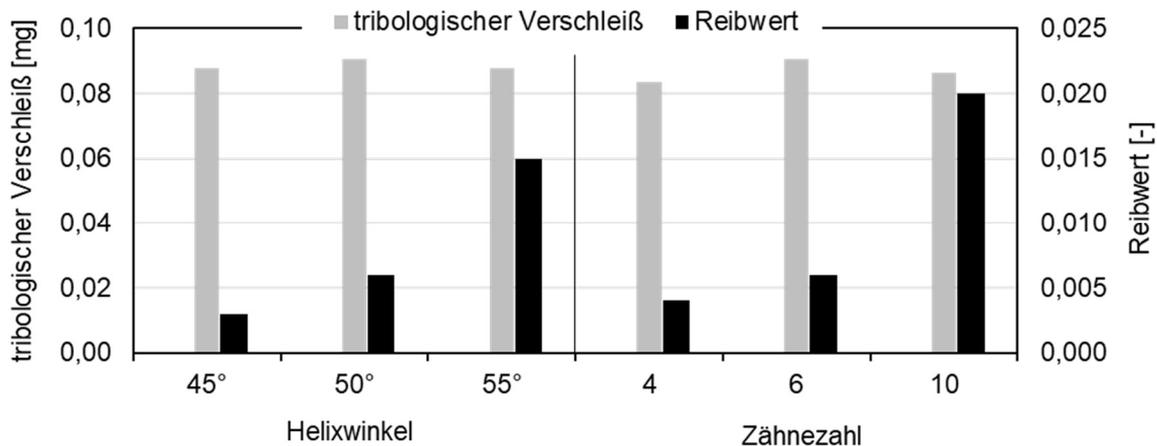


Abbildung 54: Ergebnisse des tribologischen Verschleißes und Reibwertes in Abhängigkeit von Helixwinkel und der Zähnezahl

Aus den tribologischen Messwerten ist ersichtlich, dass der Verschleiß der Prüfrollen keinen Zusammenhang zwischen der Werkzeuggeometrie in Form des Helixwinkels und der Zähnezahl darstellt, vgl. Abbildung 55. Demgegenüber reagiert der Reibwert während des Walzvorgangs auf die Veränderung der Werkzeuggeometrie und Oberflächentopographie. Mit Zunahme des Helixwinkels und der Zähnezahl nimmt der Reibwert zu. Aus der analytischen Korrelationsberechnung ergibt sich ein Faktor von 0,96 für den Helixwinkel und 0,97 für die Zähnezahl. Begründet wird dies durch die bereits erwähnte Abgrenzung zwischen Welligkeitsspitzen und Tälern. Dieses Phänomen soll durch das Aufgreifen des Wertes der Spitzenhöhe  $S_p$  verdeutlicht werden, vgl. Abbildung 55.

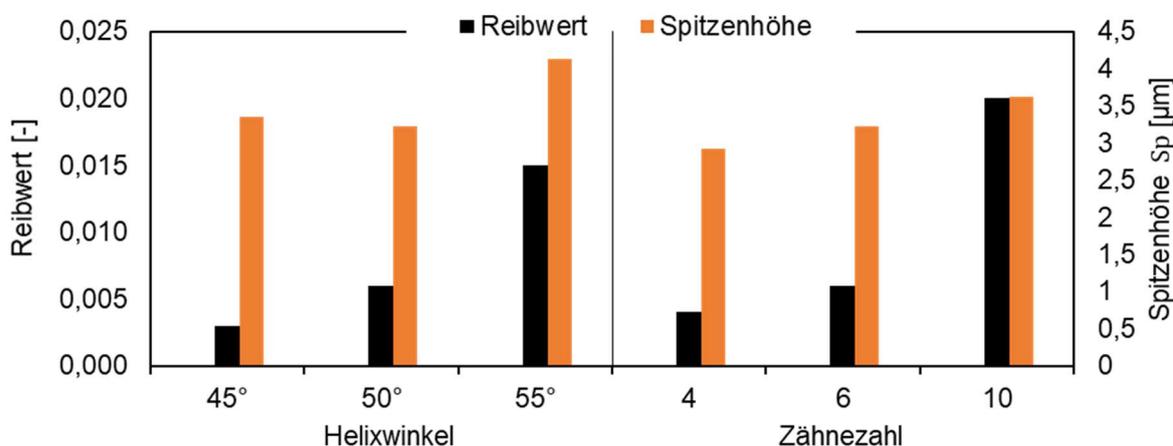


Abbildung 55: Vergleich von Spitzenhöhe und tribologischem Reibwert

Es wird deutlich, dass die Spitzenhöhe mit Zunahme der Zähnezahl zunimmt und dadurch auch der Reibwert steigt. Die Spitzenhöhe kann somit als Einfluss auf den tribologischen Reibwert betrachtet werden. Der Reibwert steigt mit Zunahme der Spitzenhöhe. Der tribologische Reibwert bleibt jedoch von einem Trendverlauf des Helixwinkels und dessen Spitzenhöhe unberührt. Ein hoher Helixwinkel und eine sich dadurch ergebende Spitzenhöhe bewirkt einen im Vergleich hohen Reibwert.

### **5.2.1 Zwischenfazit zu den Untersuchungen der Werkzeuggeometrien**

Aufgrund unterschiedlicher Geometriemerkmale am Schafffräser stellen sich verschiedene Eingriffsverhältnisse beim Spanabtrag ein, woraus unterschiedliche Oberflächentopographien resultieren. Eine rückführende Betrachtung der Prozesseinstellgrößen ergab, dass die geometrischen Kennwerte, wie Zähnezahl und Helixwinkel, einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse der Tribologie und somit auf die Zielgrößen haben.

Der Helixwinkel zeigt eine Einflussnahme während der tangentialen Drehfräsbearbeitung auf die resultierende Kraft, welche sich aus dem Hebelarm und dem Biegemoment in X- und Y-Achse ergibt. Die resultierende Kraft wird durch den Spanabtrag bestimmt. Der Helixwinkel sorgt während des Spanabtrags für eine gleichmäßige Verteilung der Schnittkraft entlang der Umfangsschneide. Ein hoher Helixwinkel erfordert eine höhere resultierende Kraft während der Zerspanung. Gegenüber dem Helixwinkel zeigte die Zähnezahl einen signifikanten Einfluss auf die Spitzenhöhe und dadurch auf den Reibwert, welcher mit Zunahme der Zähnezahl ansteigt.

Die Welligkeitsausprägungen auf der Oberfläche waren einheitlich, da der Vorschub als Vorschub pro Zahn realisiert wurde. Die Eingriffsbedingungen blieben somit über die Versuchsreihe konstant und es stellte sich eine einheitliche Welligkeitsstruktur ein, bei welcher die Abstände zwischen den Welligkeitsspitzen gleichblieben.

Der Versuchsreihe kann entnommen werden, dass die Spitzendichte und die Welligkeitsspitzen einen höheren Einfluss auf das tribologische Verhalten im Gegensatz zum Ölrückhaltevolumen haben und zusätzlich beim tangentialen Drehfräsen durch die Werkzeuggeometrie mitbestimmt werden.

### 5.3 Störgröße – Werkzeugverschleiß

Da die funktionale Oberflächenstrukturierung den Hauptfokus in dieser Arbeit darstellt, gilt es die Störgröße Werkzeugverschleiß ausführlich zu untersuchen. Wesentlicher Fokus ist hierbei der Zusammenhang zwischen der Oberflächentopographie und den einzelnen Werkzeugverschleißzuständen. Zielführend ist dabei die reproduzierbare Fertigung von Oberflächenstrukturen durch die Kenntnis der Verschleißentwicklung im Prozess und dessen Auswirkungen auf die Oberflächentopographie.

Da sich das orthogonale Drehfräsen bei der Zerspaltung größerer Durchmesser durch den Einsatz der Stirnschneiden anbietet, wird dieser Prozess näher betrachtet. Der Versuch erfolgte an einer zylindrischen Welle aus 100Cr6. Die Welle erhielt eine Durchhärtung auf eine Rockwellhärte von 61 HRC, sodass über mehrere Schnitttiefen dieselben materiellen Eigenschaften vorlagen. Mittels Dreibackenfutter wurde die Welle auf dem Bearbeitungszentrum DMG CTX beta 1250 TC gespannt. Für die Versuche fand ein Wendeschneidplattenfräser (Typ CoroMill 390 Eckfräser und R390-010A10-07L) Verwendung. Die geometrischen Einflüsse der Werkzeuggeometrie sollen somit unverändert bleiben. Der Durchmesser des Werkzeugs belief sich auf 10 mm, vgl. Anhang 2. Eingespannt wurde dieser über eine Spannzange im sensorischen Werkzeughalter Spike, welcher über eine HSK 63A Schnittstelle verfügt (siehe Abbildung 56).

#### Orthogonales Drehfräsen:

##### Werkzeug:

- Werkzeugtyp: R390-070202M-PM1130
- Schneidstoff: VHM (TiAlN)
- Schneidenzahl: 2
- Werkzeugdurchmesser: 10 mm
- Werkzeugdrehzahl: 1432 U/min
- Schnittgeschwindigkeit: 45 m/min
- Exzentrizität: 0 mm
- axialer Vorschub: 0,15 mm
- Schnitttiefe: 0,5 mm

##### Werkstück:

- Werkstoff: 100Cr6 (61HRC)
- Werkstückdurchmesser: 72 mm
- Werkstückdrehzahl: 7,19 U/min

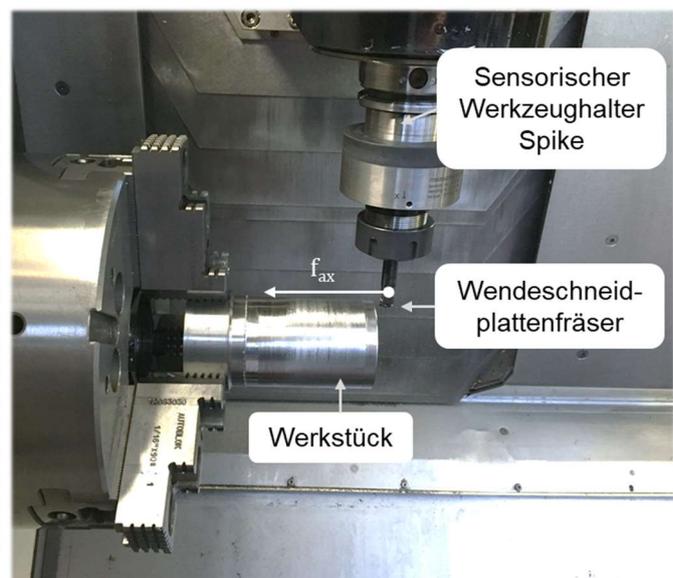


Abbildung 56: Prozesseinstellgrößen (links); Versuchsaufbau mit Werkstück und sensorischem Werkzeughalter (rechts)

Um die Verschleißentwicklung und dessen Auswirkung auf die Oberflächentopographie zu verstehen, wurden die Schnittparameter bzw. Prozesseinstellgrößen konstant gehalten. Die Untersuchung beschränkt sich auf die Messung der Verschleißmarkenbreite, der Biegemomente, der Oberflächentopographie und der Eigenspannungen über einen Schnittweg von 100 mm alle 15 mm. Die Ergebnisse zu deren Verlauf werden im Einzelnen aufgeführt und zusammenfassend in Korrelation gesetzt.

Angefangen beim Werkzeugverschleiß, wurde dieser mit dem Digitalmikroskop Keyence gemessen (siehe Abbildung 57). Die stirnseitige Betrachtung der Verschleißmarkenbreite war dabei vordergründig. Bereits nach 15 mm Schnittweg entlang des gehärteten Werkstücks prägte sich an der Stirnschneide Verschleiß aus, welcher mit zunehmendem Schnittweg anstieg. Nach einem Schnittweg von 75 mm kam es zu einem Ausbruch der Schneidkante, was auf die Bedingungen des Zerspanprozesses zurückzuführen ist. Die hohe Werkstoffhärte von 61 HRC ist dabei ausschlaggebend.

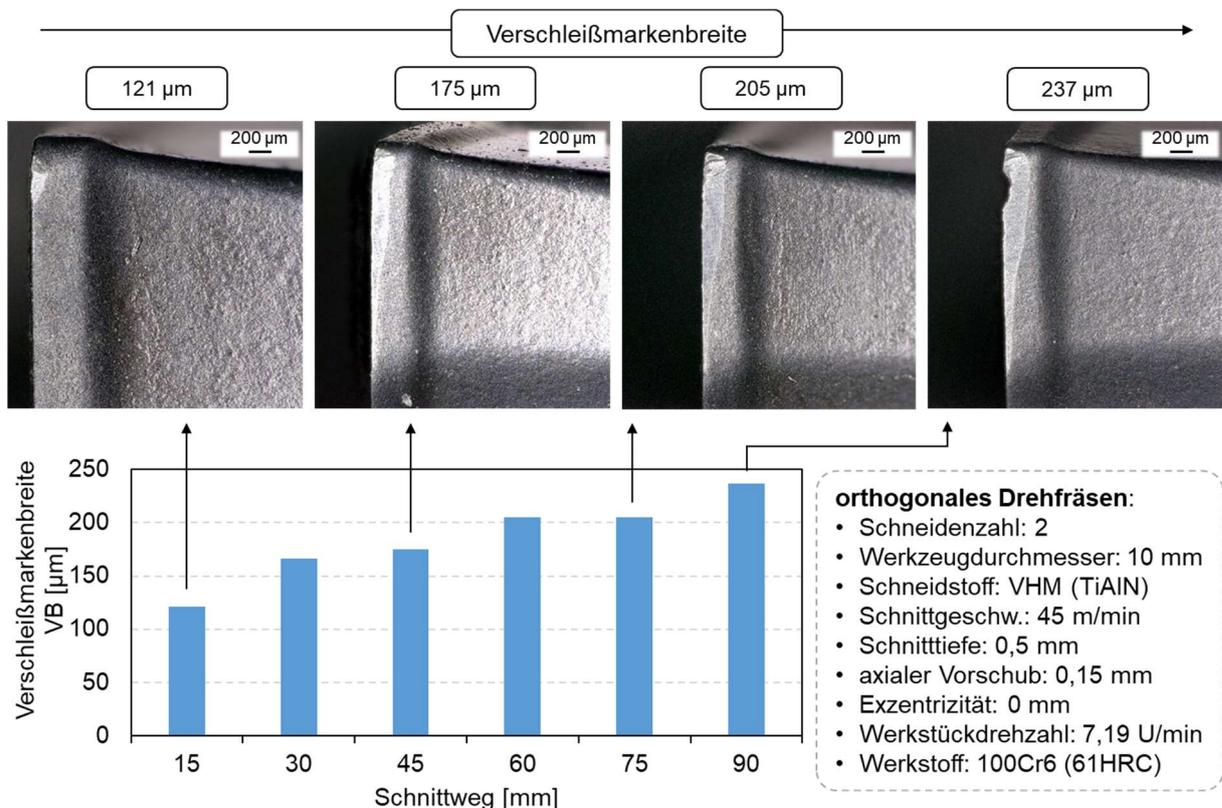


Abbildung 57: Verschleißentwicklung beim orthogonalen Drehfräsen mit WSP

Zur Verschleißdetektion wurde zusätzlich das Biegemoment in X- und Y-Achse während der Zerspanung gemessen. Aus diesem ergab sich das resultierende Biegemoment über einem Schnittweg von 100 mm. In der Abbildung 58 sind die resultierenden Biegemomente der X- und Y-Achse bei einer Werkzeugumdrehung von  $360^\circ$  bzw. einem Schneideneingriff von 8 ms aufgezeigt. Es ist ersichtlich, dass mit zunehmendem Schnittweg das resultierende Biegemoment steigt.

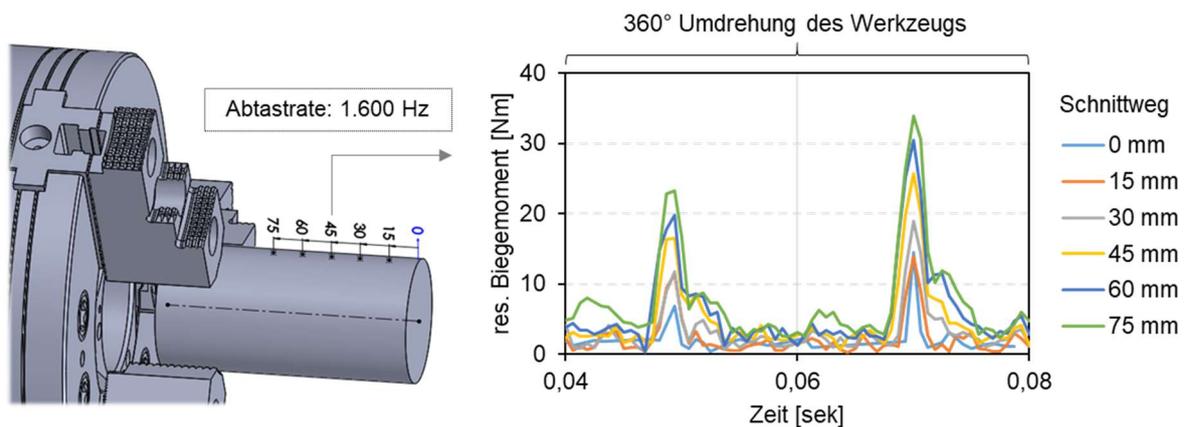


Abbildung 58: Resultierendes Biegemoment aus X- und Y-Richtung über den Schnittweg beim orthogonalen Drehfräsen

Deutlich erkennbar ist der Unterschied zwischen den Peaks im Bereich zwischen 0,04 sek und 0,06 sek sowie den Peaks im Bereich zwischen 0,06 sek und 0,08 sek. Beide Bereiche repräsentieren die zwei Werkzeugschneiden. Der Unterschied der Biegemomentspitzen zwischen den Bereichen wird durch das Längsmaß der Schneiden bestimmt. Da das Festziehen der Torx-Schrauben zu einer nicht reproduzierbaren Selbstzentrierung der Wendeschneidplatten im Plattensitz führt, ergeben sich unterschiedliche Längen der einzelnen Wendeschneidplatten. Die länger herausragende Schneide wird während der Zerspanung stärker belastet, wodurch die unterschiedlichen Biegemomente zustande kommen.

Weiterhin sind die Biegemomentverläufe je 15 mm Schnittweg gegenübergestellt, um so die Zunahme des Biegemoments zu verdeutlichen. Angefangen bei einem Moment von 13,94 Nm steigt dieses bis auf 33,93 Nm über die Schnittlänge an. Die Zunahme des Biegemoments kann durch den Anstieg des Werkzeugverschleißes begründet werden, welcher mit zurückgelegtem Weg zunimmt. Durch auftretenden Werkzeugverschleiß entsteht mehr Reibung zwischen Schneidkante und Werkstück, wodurch die Temperatur zunimmt. Diese wesentlichen Faktoren führen zu einem

Anstieg der Kraftwirkungen über den Hebelarm, was sich wiederum auf die Biegemomente auswirkt.

Inwiefern sich der Werkzeugverschleiß auf die Werkstückrandzone auswirkte, wurde anhand der röntgenografisch ermittelten Eigenspannungen untersucht. Hierfür kam das Röntgendiffraktometer Xstress 3000 G2 von Stresstech zur Verwendung. Die Messungen erfolgten auf der Wellenoberfläche in Abständen von 15 mm und jeweils in Vorschub- und Umfangsrichtung des Werkstücks, punktweise mittels einer 2 mm Blende (siehe Abbildung 59). Die drehgefrästen Eigenspannungen resultierten in einem Vergleich mit einer gedrehten Oberfläche. Der Drehprozess wurde mit einer CVD Wendeschneidplatte mit einem Eckenradius von 0,4 mm unter Verwendung eines Vorschubs von 0,11 mm, einer Schnitttiefe von 0,2 mm und einer Schnittgeschwindigkeit von 190 m/min durchgeführt. Ein Vergleich zwischen der gedrehten und drehgefrästen Oberfläche kann dem Diagramm in Abbildung 59 entnommen werden.

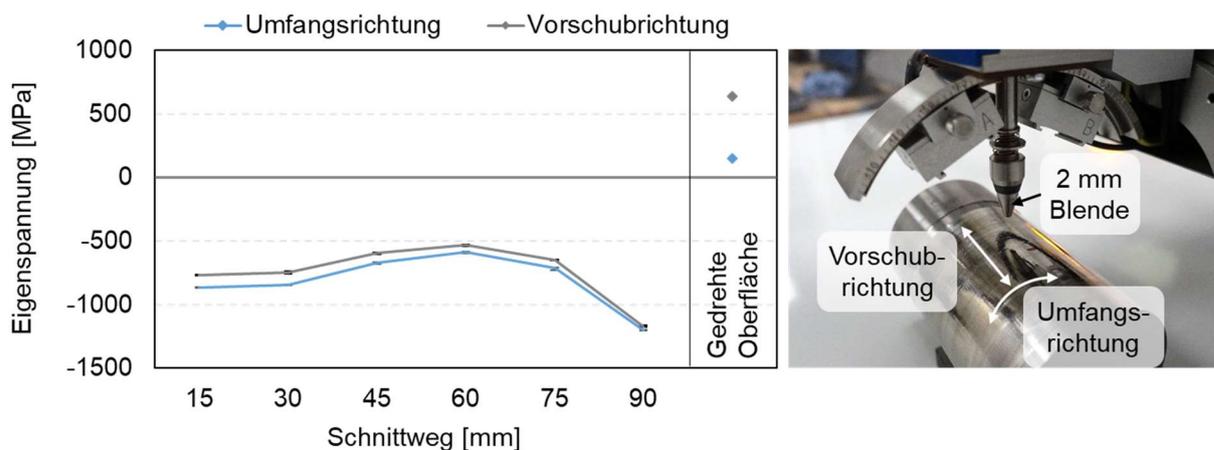


Abbildung 59: Vergleich der Eigenspannungsmessungen in Vorschub- und Umfangsrichtung (links); Messaufbau (rechts)

Die Abbildung 59 lässt erkennen, dass die Niveaus der Eigenspannungen in Umfangs- und Vorschubrichtung fast identisch sind. Beim orthogonalen Drehfräsen liegen die Eigenspannungen deutlich im Druckbereich. Druckeigenspannungen bewirken eine Verfestigung des Gefüges, wodurch Risse im Material vermieden werden. Für die Auslegung der Lebensdauer eines Systems ist dieser Faktor relevant. Demgegenüber kann die gedrehte Oberfläche deutliche Unterschiede durch das Vorhandensein von Zugeigenspannungen aufweisen [Oute18]. Bei genauerer Betrachtung des Eigenspannungsverlaufs entlang der orthogonal drehgefrästen Welle ist im Bereich

zwischen 15 und 60 mm eine Abnahme der Druckeigenspannungen zu verzeichnen. Die Druckeigenspannungen steigen ab einem Schnittweg von 60 mm bis auf einen maximalen Eigenspannungswert von 1200,47 MPa wieder an. Dieser Verlauf kann durch die Passivkraft begründet werden, welche durch den Werkzeugverschleiß beeinflusst wird. Mit Zunahme des Werkzeugverschleißes steigen die Temperaturen im Zerspanprozess an, da hier vermehrt Reibung zwischen der Werkzeugschneide und dem Werkstück auftritt. Diese Kombination bewirkt einen Abfall der Druckeigenspannungen. Mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß wird das Material nur noch unter die Schneide gedrückt. Es kommt zu einem Ausbruch der Werkzeugschneiden und damit zu einem starken Anstieg der Druckeigenspannungen. Infolge der Verschleißentwicklung ändert sich ebenfalls die Oberflächentopographie, welche zunächst subjektiv betrachtet wurde (siehe Abbildung 60).

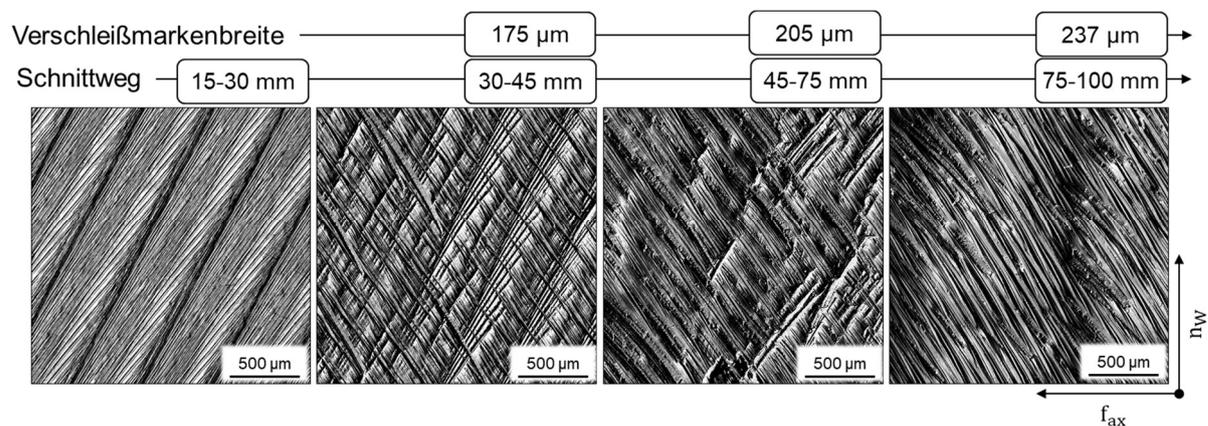


Abbildung 60: Oberflächentopographien infolge des Werkzeugverschleißes

Zu Beginn des Schnittweges von 0-15 mm wurde ein wiederkehrendes gleichmäßiges Muster mit Riefen und Spitzen in konstanter Richtung und Winkellage erzeugt. Der zunehmende Werkzeugverschleiß (175 µm) führte zu sich kreuzenden Riefen und somit zu unterschiedlichen Strukturausprägungen. Mit Zunahme des Verschleißes (205 µm) nahmen die Riefenmuster zu und dominierten das vorhergehende Strukturmuster, wodurch sich eine neue Winkellage einstellte. Durch die Abnutzung der Werkzeugschneiden kommt es zu einer Neuausbildung der Schneidengeometrie. Der Schneidkantenradius vergrößert sich und die Werkzeuglänge verkürzt sich. Eine konstante und reproduzierbare Spangeometrie im Vergleich zum Ausgangszustand ist damit nicht gegeben, was sich auf das Strukturmuster der Oberfläche auswirkt. Die Oberflächentopographie wurde dahingehend weiter analysiert.

Neben der optischen und subjektiven Betrachtung der Oberflächentopographie bietet sich die faktorielle Beurteilung der Reproduzierbarkeit von funktionalen Oberflächen an. Es wurden Oberflächenparameter abgeleitet, welche die Kontinuität der Strukturausbildung beschreiben. Gegenwärtig wird die Autokorrelationsfunktion zur Beschreibung der Selbstähnlichkeit einer Oberfläche genutzt [Seew11]. Über die Autokorrelationslänge und das Textur-Aspekt-Verhältnis lässt sich feststellen, wie stark die Vorzugsrichtung ausgeprägt ist und inwiefern eine isotrope oder anisotrope Oberfläche vorliegt. Über die Autokorrelationsfunktion lässt sich die Textur analysieren, welche unter der Studie „Textur-Isotropie“ nach ISO 25178 bekannt ist. Bei dieser Studie wird die Periodizität als Verhältnis zwischen der Höhe des höchsten Punktes des Nebenlappens und der Höhe des höchsten Punktes des Mittellappens der Oberfläche definiert. Die Gleichmäßigkeit der Strukturausbildung kann somit über den Faktor der Periodizität beschrieben werden. Da sich während der Schneidenabnutzung ein neues periodisches Profil einstellen kann, sagt dieser Wert alleine nichts über die Reproduzierbarkeit der Oberflächentextur aus. Daher sind weitere Faktoren notwendig, um die Veränderung der Struktur entlang des Vorschubweges zu beschreiben. Hierzu wurde die Spitzendichte  $Spd$  hinzugezogen. Dieser Faktor wird durch signifikante Spitzen berechnet, welche mit angrenzenden Spitzen über eine Segmentierung verglichen werden. Die Segmentierung nutzt die Anwendung des Wasserscheidenalgorithmus. Das Prinzip des Wasserscheidenalgorithmus umfasst die Abgrenzung der Täler und Spitzen einer Oberfläche durch einen festgelegten Schwellenwert. Bei dem Faktor der Spitzendichte liegt der Schwellenwert bei einer Beschneidung von 5 % Materialanteil. Anhand der gefertigten Wellenoberflächen wurden diese Parameter angewendet und gegenübergestellt (siehe Abbildung 61).

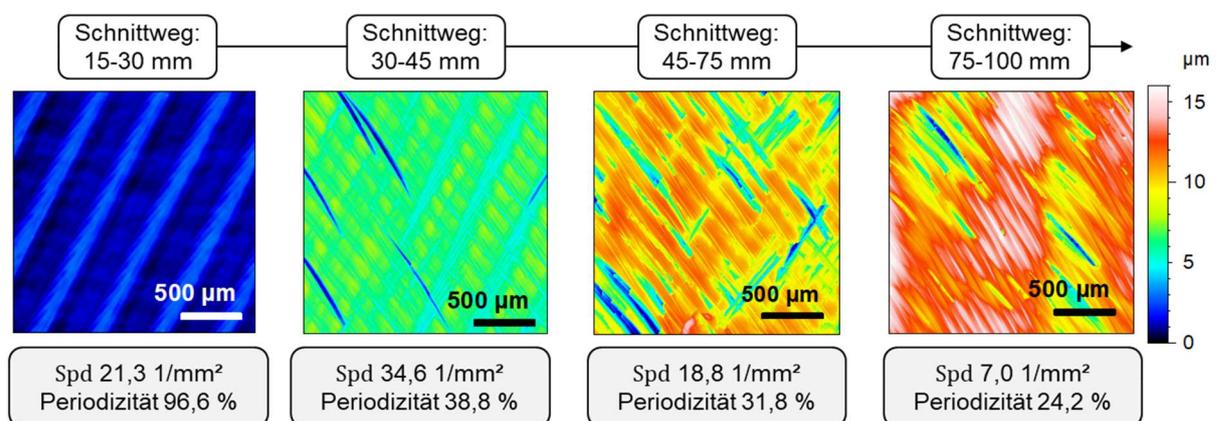


Abbildung 61: Falschfarbendarstellung der Oberflächen mit Zunahme des Schnittweges

Es ist erkennbar, dass die Oberflächentopographie links im Bild ohne abrasive Einwirkungen der Topographie eine hohe Periodizität von 96,6 % aufweist. Die Oberfläche ist somit anisotrop. Mit Zunahme des Werkzeugverschleißes verändert sich die Oberfläche. Durch die veränderte Schneidengeometrie stellt sich eine andere Struktur ein und Kratzer überlagern die ideale Topographie. Die Periodizität der Oberflächenstruktur nimmt ab, wohingegen die Spitzendichte  $Sp_d$  zunimmt. Die Zunahme des Anteils der Spitzen basiert auf dem Vorhandensein von Kratzern. Durch die weitere Abnutzung der Werkzeugschneiden verkürzt sich das Werkzeug lokal in seiner Länge, wodurch eine höhere Oberflächenrauheit und ein höherer Anteil an Spitzen resultiert. Der zunehmende Schneidenverschleiß bewirkt eine diffuse Oberflächenstruktur, bei der die Periodizität weiter sinkt. Das Ziel ist jedoch eine periodische Oberflächenstruktur zu fertigen, um diese entsprechend in funktionalen Systemen einsetzen zu können. Der Werkzeugverschleiß ist dabei eine wesentlich zu berücksichtigende Störgröße im Prozess.

### 5.3.1 Zwischenfazit der Untersuchungen zum Werkzeugverschleiß

Die Analyse des Verschleißverhaltens der eingesetzten Wendeschneidplatten im orthogonalen Drehfräsprozess zeigt, dass sich der zunehmende Werkzeugverschleiß auf den gesamten Prozess und dessen Zielgrößen auswirkt. Es wurden die Eigenspannungen, die Biegemomente, die Passivkraft und die Oberflächenrauheit mit zunehmenden Werkzeugverschleiß untersucht. Die zusammengefassten Ergebnisse können der Abbildung 62 entnommen werden.

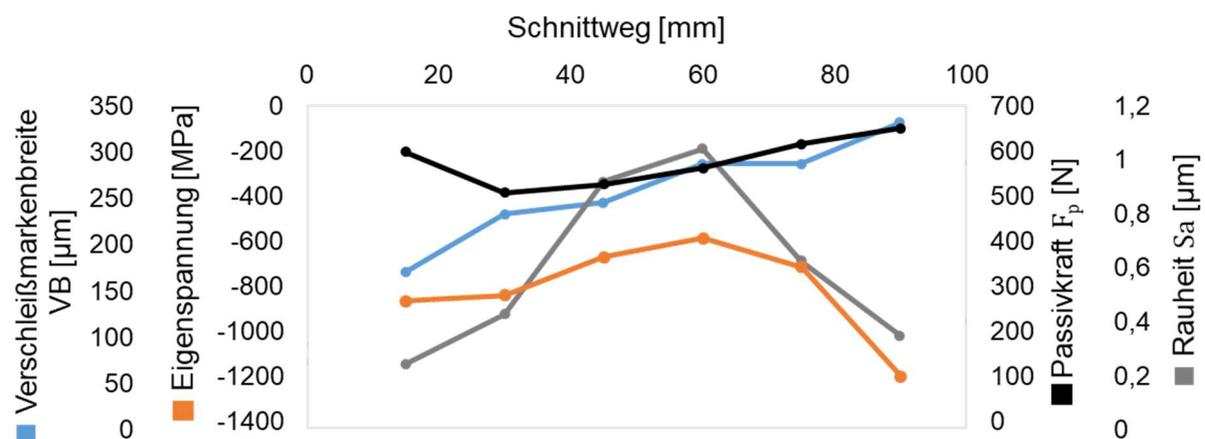


Abbildung 62: Vergleich von Eigenspannung, Werkzeugverschleiß, Passivkraft und Oberflächenrauheit beim orthogonalen Drehfräsen

Vergleicht man den grafischen Verlauf der gemessenen Größen miteinander, so sind Zusammenhänge sichtbar. Die Passivkraft entspricht der axialen Kraft in Richtung der Werkzeugachse und wurde mit dem Spike gemessen. Die Passivkraft (schwarz) ist zu Beginn des Zerspanprozesses hoch, da hier eine Abdrängung des Werkzeugs in Richtung Werkzeugachse erfolgt. Erst nach fortlaufendem Schnittweg nimmt die Passivkraft um ca. 15 % ab und steigt dann mit zunehmenden Werkzeugverschleiß wieder an. Begründet wird dies durch den höheren Kontakt zwischen abgenutzter Werkzeugschneide und Werkstück. Der Werkzeugverschleiß (blau) nimmt während der Zerspannung kontinuierlich zu, was anfangs eine Zunahme der Oberflächenrauheit  $S_a$  (grau) bewirkt. Diese steigt bis zu einem maximalen Wert von  $1,04 \mu\text{m}$  bei einem Schnittweg von 60 mm an. Ab einem Schnittweg von ca. 60 mm kommt es zu einer verstärkten Abnutzung der Schneidkante. Das Oberflächenprofil wird durch den mechanischen Kontakt zwischen Werkzeugschneide und Werkstück geglättet, wodurch die Abnahme der Oberflächenrauheit zu begründen ist. Diese sinkt bis zum Erreichen des Schnittweges von 100 mm. Analog zum Verhalten der Oberflächenrauheit verhält sich die Eigenspannung (orange) auf der Oberfläche. Die Druckeigenspannung nimmt bis zu einem Schnittweg von ca. 60 mm ab und steigt anschließend wieder. Die Zunahme der Eigenspannung ist mit der Abnutzung der Schneiden und der einhergehenden Zunahme der Reibung und Temperatur verbunden. Erst nach dem vereinzelt Abtrag an den Schneidkanten bei einem Schnittweg von 60 mm nimmt die Reibung ab, wodurch die Eigenspannung abnimmt. Zusammenfassend ist festzustellen, dass sich während der Verschleißzunahme ein differentes Strukturmuster auf der Oberfläche einstellt. Eine Reproduzierbarkeit der Oberflächenstruktur ist daher nur bis zu einem definierten Verschleißzustand gegeben. Die Störgröße Werkzeugverschleiß hat somit einen dominanten Einfluss auf den Prozess und die Zielgröße der Oberflächentopographie. Um die Oberfläche reproduzierbar zu halten, kann eine Abhilfe durch eine sensorische Prozessüberwachung (bspw. Spike, Kistler, Acoustic Emission Sensor etc.) geschaffen werden.

## 5.4 Funktionale Oberflächen in Wälzlagern

Ein Anwendungsbeispiel für den Einsatz von funktionalen Oberflächen bietet die Wälzlagertechnik. Das primäre Ziel besteht hier in der Erzeugung funktionaler Oberflächen mit geringer Reibung und geringem tribologischen Verschleiß im hochbeanspruchten Wälzkontakt im Einsatzgebiet der Windkraft. Ziel der Strukturierung von tribologischen Oberflächen ist es, die Tragwirkung des entstehenden Schmierfilms zu erhöhen. Gleichzeitig sollen potentiell entstehende Verschleißpartikel besser aus der Kontaktzone transportiert werden, ohne den Oberflächenverschleiß signifikant zu erhöhen.

Kern dieser Untersuchungen ist es, eine optimierte Topographie für ein bestimmtes Lastkollektiv in vollrolligen Wälzlagern zu bestimmen. Unter Beachtung dieser Aspekte wurden Voruntersuchungen getätigt. Diese sollten den Versuchsumfang eingrenzen und erste Ergebnisse hinsichtlich der Eignung von drehgefrästen Oberflächentopographien liefern. Aufbauend auf diesen Voruntersuchungen wurden umfangreiche Versuchsreihen getätigt, welche ein breites Spektrum an Fertigungsparametern des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens abdecken.

### 5.4.1 Voruntersuchung

Der Stand der Technik bei der Endbearbeitung von Wälzkörpern basiert auf dem Fertigungsverfahren Schleifen. Dieses Fertigungsverfahren bietet den Vorteil der Erzeugung von sehr geringen Oberflächenrauheitskennwerten bei der Zerspanung von hochfesten Werkstoffen [Töns97]. Durch die im Schleifprozess auftretenden Prozesskräfte und Temperaturen in der Wirkzone können trotz Kühlschmierstoffverwendung thermisch induzierte Zugeigenspannungen und Schleifbrand auftreten [Kitz16]. Hinsichtlich der Erzielung von Oberflächenkavitäten zur Erhöhung des Ölrückhaltevolumens und der Reduktion von Zugeigenspannungen in oberflächennahen Bereichen gilt es, das Schleifen zu substituieren. Als mögliche Alternative bietet sich auf Basis der Erkenntnisse das Drehfräsen an. Durch tribologische Untersuchungen soll diese These verdeutlicht werden.

Ein erster Ansatz ist die Betrachtung der Oberflächentopographie einer geschliffenen und drehgefrästen Oberfläche in Abbildung 63. Anhand derer wurde das Ölrückhaltevolumen als offizieller Kennwert der tribologischen Eignung heraus- und gegenübergestellt.

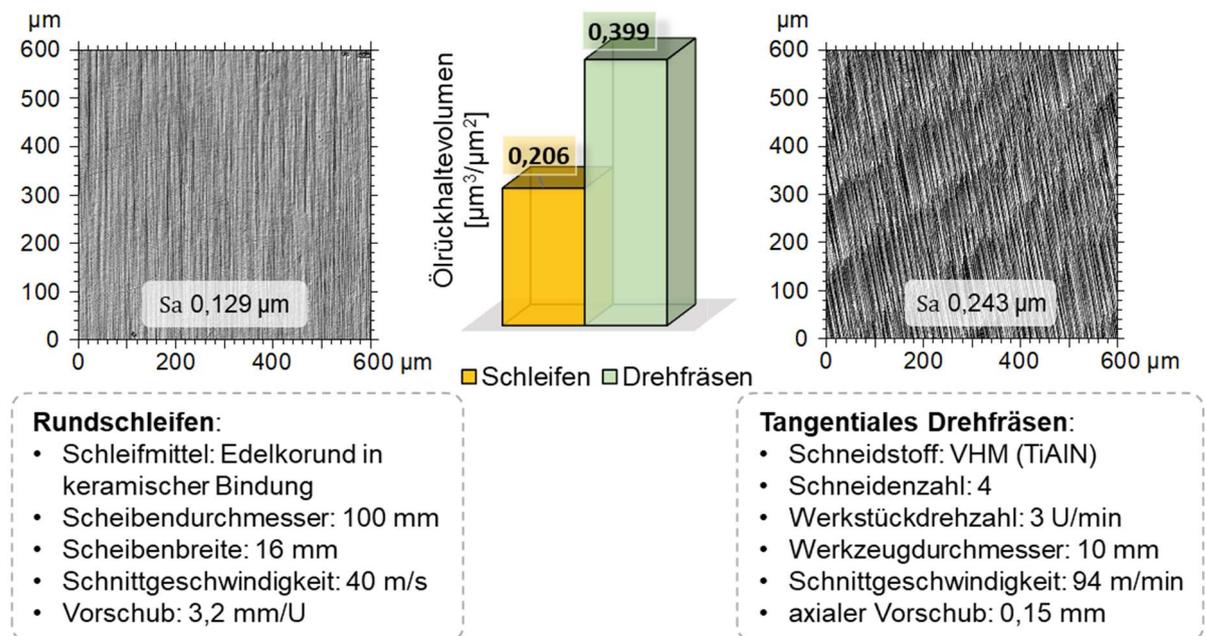


Abbildung 63: Vergleich der Oberflächentopographien von einer geschliffenen und drehgefrästen Oberfläche in Bezug auf Kavitäten

Ausgehend von der kinematischen Überlagerung der Rotationsbewegung von Werkzeug und Werkstück im Drehfräsprozess können unterschiedliche Topographien erzeugt werden. Ein wiederkehrendes Strukturmuster kennzeichnet die drehgefräste Oberflächenstruktur aus (siehe Abbildung 63). Die Ausbildung von Kavitäten zwischen sich wiederholenden Spitzen in axialer als auch tangentialer Vorschubrichtung ermöglicht das Design funktionaler Oberflächen. Der Vergleich zwischen geschliffener und drehgefräster Oberfläche zeigt, dass die drehgefräste Oberfläche ein um 48 % höheres Ölrückhaltevolumen aufweist. Da das Ölrückhaltevolumen für tribologische Oberflächen von Bedeutung ist, wurden verschiedene drehgefräste Oberflächen tribologisch untersucht. Dazu fand eine Aufstellung von zwei vollfaktoriellen Versuchsplänen für das tangentiale und orthogonale Drehfräsen statt. Ausgangspunkt für die Erstellung eines vollfaktoriellen Versuchsplans waren Voruntersuchungen. Bei diesen wurden zwei tangential drehgefräste Oberflächen mit einer hartgedrehten und geschliffenen Oberfläche verglichen, da das Hartdrehen und Schleifen für die Zerspanung hochharter Werkstoffe zur Erzielung hoher Oberflächenqualitäten bekannt ist [Mank13]. Der Vergleich erfolgte durch die Auswertung der Oberflächentopographien und der tribologischen Eigenschaften.

Für die Durchführung der Vorversuche wurden zylindrische Proben („Prüfrollen“) auf dem Bearbeitungszentrum DMG CTX beta 1250 TC vorgefertigt und auf dessen

Umfangsfläche die Strukturen durch das Drehfräsen, Schleifen und Hartdrehen appliziert, vgl. Abbildung 64.

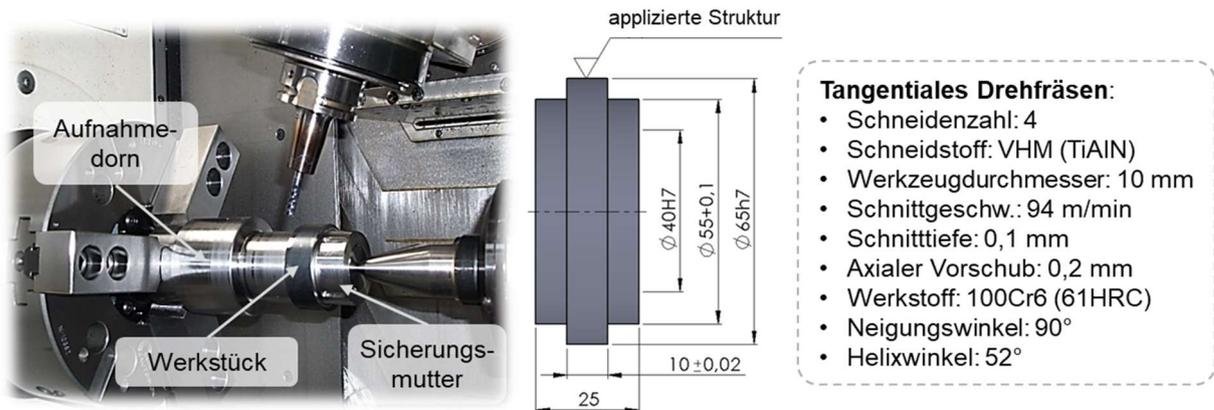


Abbildung 64: Versuchsaufbau des tangentialen Drehfräsen (links); Werkstückzeichnung (mittig); Prozesseinstellgrößen (rechts)

Bei den drehgefrästen Oberflächen wurden zwei differente Werkstückdrehzahlen mit einem Unterschied von 5 U/min verwendet. Die Schnittgeschwindigkeit des Werkzeugs, die Schnitttiefe, der axiale Vorschub und Neigungswinkel blieben konstant, sodass vorerst die Einflussnahme der Variation der Werkstückdrehzahl Berücksichtigung findet.

Die Anfertigung der hartgedrehten Referenzprobe erfolgte ebenfalls auf dem Bearbeitungszentrum mit einer CVD beschichteten Wendeschneidplatte von Mitsubishi (Typ CCMT 09T 304-MP MC6025), welche einen Eckenradius von 0,4 mm aufzeigt. Unter Berücksichtigung einer Schnittgeschwindigkeit von 40 m/min und einem Vorschub von 0,1 mm wurde das Hartdrehen angewendet.

Die geschliffenen Oberflächen wurden von einer externen Firma (ZOM Oberflächenbearbeitung GmbH) hergestellt. Unter der Verwendung einer 3M Schleifscheibe (Typ 57A70 J15VP300W) mit einer Schnittgeschwindigkeit von 40 m/s und einem Vorschub pro Scheibenumdrehung von 3,2 mm/U wurden die Oberflächen geschliffen.

Die tribologische Untersuchung der Prüfrollen fand im Anschluss auf dem Zwei-Rollen-Prüfstand statt. Die Ergebnisse der tribologischen Untersuchung können der Abbildung 65 entnommen werden, in welcher der tribologische Verschleiß und die Reibung gegenübergestellt sind.

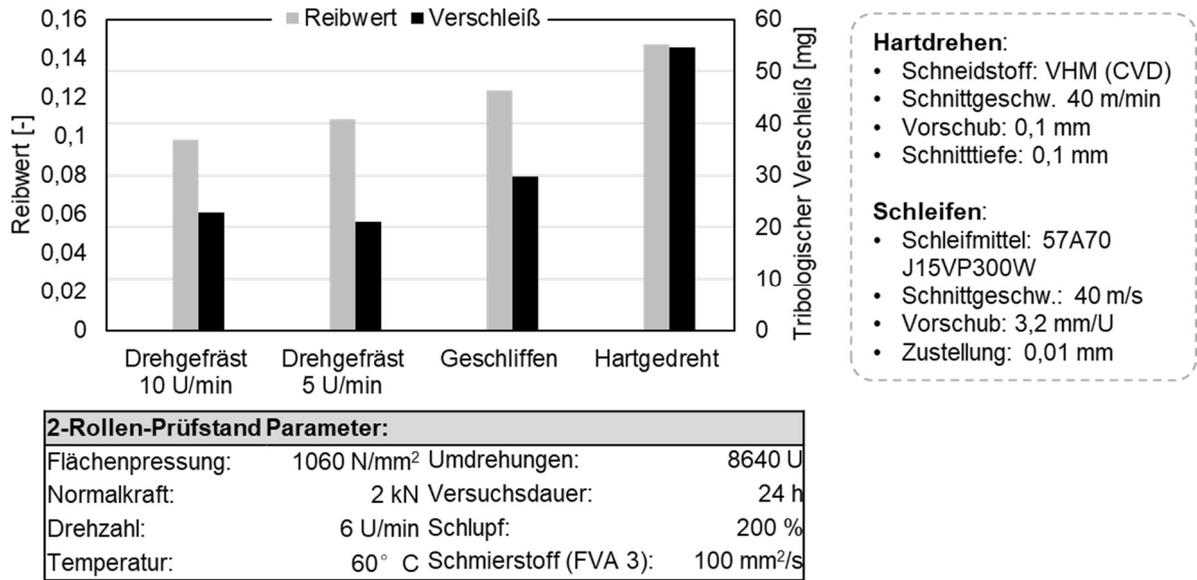
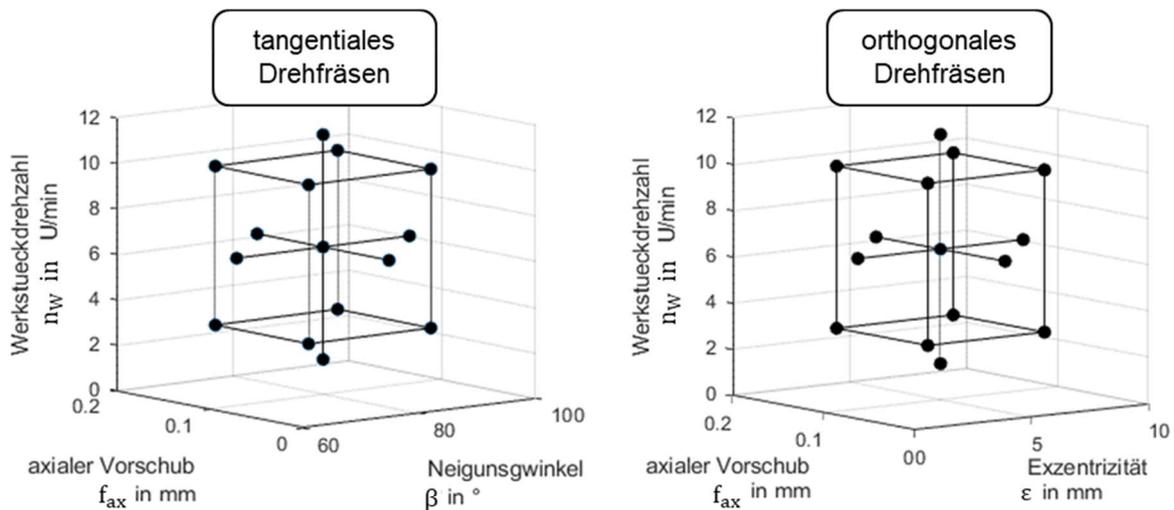


Abbildung 65: Vergleich tangentialen Drehfräsen mit Referenzproben

Aus den Voruntersuchungen ist ersichtlich, dass die drehgefrästen Oberflächen geringere Reib- und Verschleißwerte im Gegensatz zu den hartgedrehten und geschliffenen Oberflächen aufzeigen. Begründet wird dies durch die Oberflächentopographie, was in den vorhergehenden und nachfolgenden Untersuchungen vertieft wurde.

### 5.4.2 Untersuchung des tangentialen und orthogonalen Drehfräsen im vollfaktoriellen Versuchsplan

Aufbauend auf den Ergebnissen der Voruntersuchungen wurde die Einflussnahme der Prozesseinstellgrößen vertieft. Die tribologischen Ergebnisse der Voruntersuchungen dienten der Erstellung des vollfaktoriellen Versuchsplans, wobei die Probe A in Folge der besseren tribologischen Ergebnisse den Grenzwert der anschließenden Versuchspläne bildet. Der vollfaktorielle Versuchsplan für das tangentialen und orthogonale Drehfräsen kann der nachstehenden Abbildung 66 entnommen werden. Diese unterscheiden sich durch Exzentrizität und Neigungswinkel der jeweiligen Verfahrensarten. Die Werte des axialen Vorschubs und der Werkstückdrehzahl sind bei beiden Verfahrensarten identisch und variieren je Versuch. Der axiale Vorschub wurde im Bereich zwischen 0,03 mm und 0,17 mm, die Werkstückdrehzahl im Bereich zwischen 1,55 U/min und 11,45 U/min, die Exzentrizität von 1,46 mm bis 8,54 mm und der Neigungswinkel von 64,65° bis 90° verändert.



**Versuchsumfang:**

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
$f_{ax}$	0,15	0,15	0,15	0,15	0,05	0,05	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,1	0,17	0,03	0,1
$n_w$	3	3	10	10	3	3	10	10	6,5	6,5	1,55	11,45	6,5	6,5	6,5
$\beta$	69	90	69	90	69	90	69	90	64,65	94,34	79,5	79,5	79,5	79,5	79,5
$\epsilon$	7,5	2,5	7,5	2,5	7,5	2,5	7,5	2,5	8,54	1,46	5	5	5	5	5

Abbildung 66: Zentral zusammengesetzter vollständig faktorieller Versuchsplan für das tangentiale und orthogonale Drehfräsen

Die Versuche wurden am Werkstoff 100Cr6 mit einer Härte von 61 HRC durchgeführt und die Oberflächentopographie auf Absätzen der Prüfrollen appliziert (siehe Abbildung 64). Zum Einsatz kam ein AlTiN beschichteter Vollhartmetall-Schafffräser der Firma Wodex. Für jeden einzelnen Versuch wurde ein neues Werkzeug eingesetzt, um den Einfluss des Werkzeugverschleißes zu eliminieren. Zusätzlich wurde die Einflussnahme der Fertigungsparameter auf den Werkzeugverschleiß mit dem Keyence Digitalmikroskop nach jeder Fertigung untersucht. Die Proben wurden entsprechend der Oberflächentopographie und Rundheitsabweichung messtechnisch erfasst und auf dem Zwei-Rollen-Prüfstand tribologisch überprüft.

Die Auswertung der optisch gemessenen, flächenbasierten Rauheitsparameter ergab, dass alle drei Fertigungsparameter (axialer Vorschub, Werkstückdrehzahl, Neigungswinkel oder Exzentrizität) einen dezidierten Einfluss auf die Oberflächentopographien besitzen (siehe Abbildung 67). Hierfür wurden die Regressionskoeffizienten der drei Faktoren in Abhängigkeit der Oberflächenrauheit  $S_a$  berechnet. Der signifikante Einfluss eines Faktors wird durch die Höhe des Wertes bestimmt.

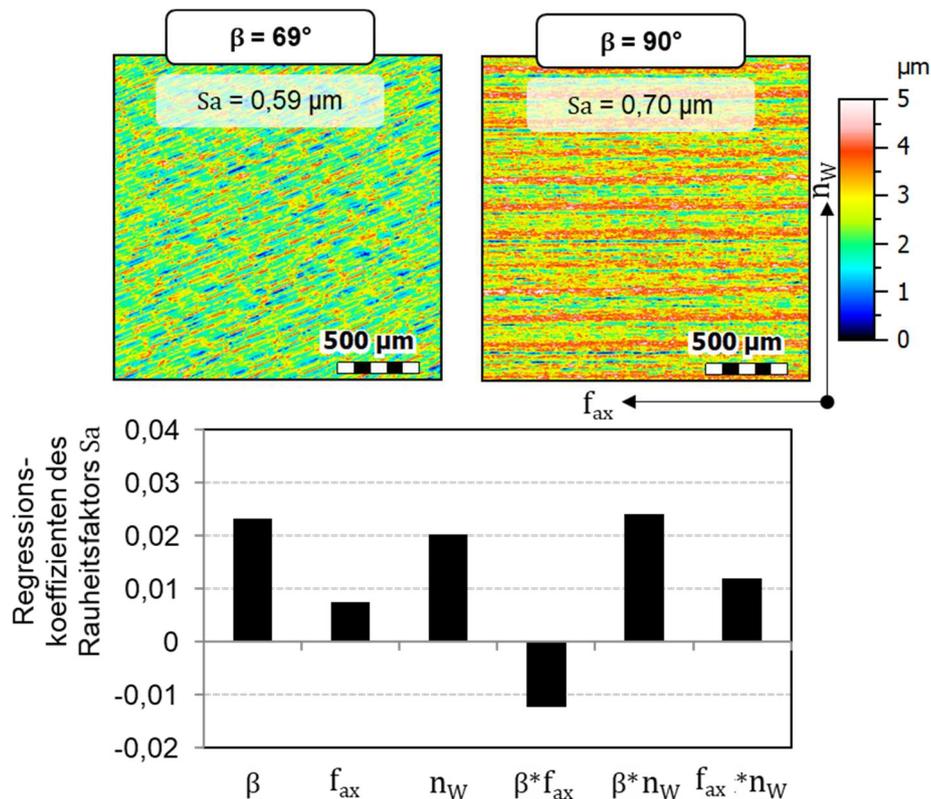


Abbildung 67: Grafische Darstellung der Regressionskoeffizienten für die Zielgröße  $S_a$  des tangentialen Drehfräsens

Die Regressionsanalyse ergab, dass die Rauheitskennwerte am deutlichsten durch die Wechselwirkung zwischen Neigungswinkel und Werkstückdrehzahl im tangentialen Drehfräsprozess beeinflusst werden. Neben der Wechselwirkung von Neigungswinkel und Werkstückdrehzahl hat der einzelne Neigungswinkel auch einen Einfluss auf die Rautiefe. Wie bereits im Kapitel 5.2 erläutert, wird beim tangentialen Drehfräsen die Spangeometrie über den Winkel des Werkzeugs oder der Werkzeugneigung bestimmt. In Überlagerung mit der Rotation des Werkstücks ergeben sich unterschiedliche Oberflächenausprägungen. Diesbezüglich sind die Oberflächen mit einem Neigungswinkel von  $69^\circ$  und  $90^\circ$  in Abbildung 67 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Rautiefen bzw. Welligkeitsspitzen mit steigendem Neigungswinkel zunehmen. Die Topographie mit einem Neigungswinkel von  $69^\circ$  zeigt ein periodisches Profil mit gerichteten Spitzen (rot) und Tälern (blau). Die mit einem Neigungswinkel von  $90^\circ$  drehgefrästen Oberfläche zeigt ebenfalls eine Anordnung von Spitzen und Tälern in regelmäßigen Abständen. Allerdings ist die Ausrichtung der Struktur in eine andere Richtung zu verzeichnen. Ursache hierfür ist der Neigungswinkel in Relation zum axialen Vorschub und der Werkstückdrehzahl.

Analog zur Regressionsanalyse des tangentialen Drehfräsens wurde diese für das orthogonale Drehfräsen angewendet. Beim orthogonalen Drehfräsen besitzt die Exzentrizität den größten Einfluss auf die erzeugte Oberflächenrauheit  $S_a$  (siehe Abbildung 68). Mit Zunahme der Exzentrizität kann der axiale Vorschub gesteigert werden, da der außermittige Eingriff der Stirnschneiden in Relation zur Werkstückdrehzahl den Abstand des Eingriffs zwischen den Schneiden erhöht (siehe Kapitel 2.1.1). Demzufolge ändert sich ebenfalls die Strukturausrichtung der Oberflächen. Während die Struktur bei einer Exzentrizität von 2,5 mm eine diagonale Richtung aufweist, ist die Struktur bei einer Exzentrizität von 7,5 mm parallel zur Werkstückachse.

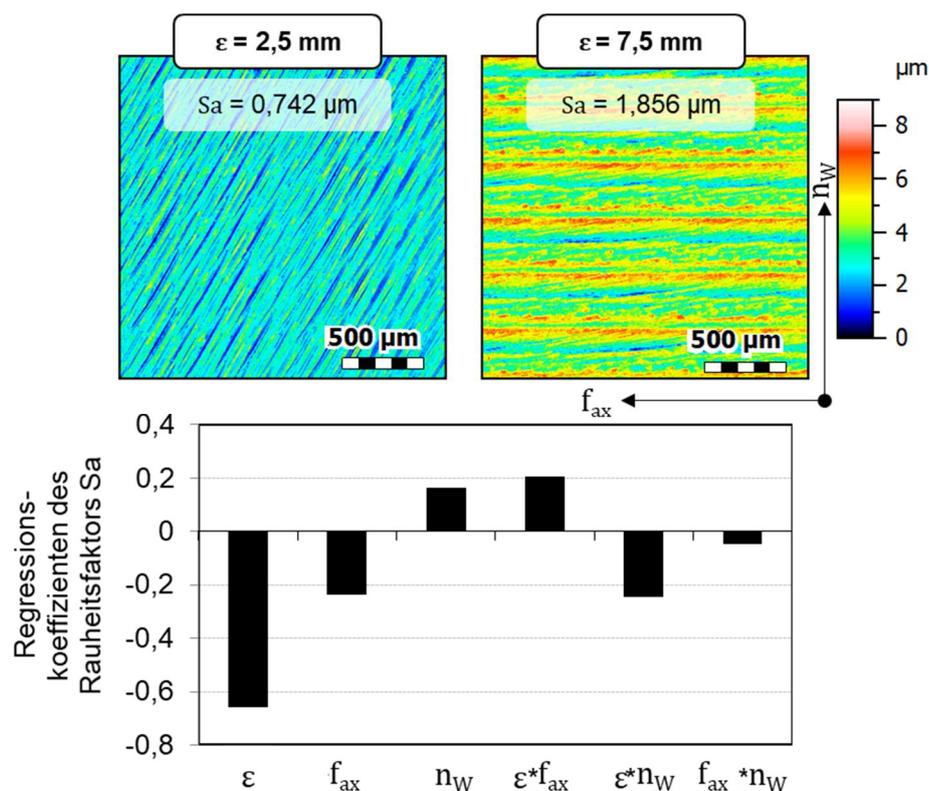


Abbildung 68: Grafische Darstellung der Regressionskoeffizienten für die Zielgröße  $S_a$  des orthogonalen Drehfräsens

Im Vergleich zum tangentialen Drehfräsen weisen die orthogonal drehgefrästen Oberflächen höhere Rauheitswerte auf, vgl. Abbildung 67 und Abbildung 68. Dieser Unterschied kann durch eine Korrelationsanalyse zwischen Werkzeugverschleiß und Oberflächenrauheit begründet werden. Es wurde ein linearer Ursache-Wirkungs-Zusammenhang zwischen Werkzeugverschleiß und Oberflächenrauheit beim orthogonalen Drehfräsen durch die Berechnung des Korrelationskoeffizienten  $R$  beider

Drehfräsverfahren festgestellt. Beim orthogonalen Drehfräsen ergab sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von 0,822. Der Korrelationskoeffizient  $R$  kann Werte zwischen  $-1$  und  $+1$  annehmen, wodurch sich eine Einstufung der Koeffizienten ergibt. In diesem Fall liegt eine hohe Korrelation zwischen Werkzeugverschleiß und Oberflächenrauheit vor. Dieses Phänomen ist wiederum auf die Exzentrizität zurückzuführen. Der Werkzeugverschleiß ist beim außermittigen Versatz des Werkzeuges zur Werkstückachse um die komplette Schneidenlänge am größten. Es kommt zum Ausbruch an den Schneidecken und zu einer erhöhten Oberflächenrauheit, vgl. Abbildung 69.

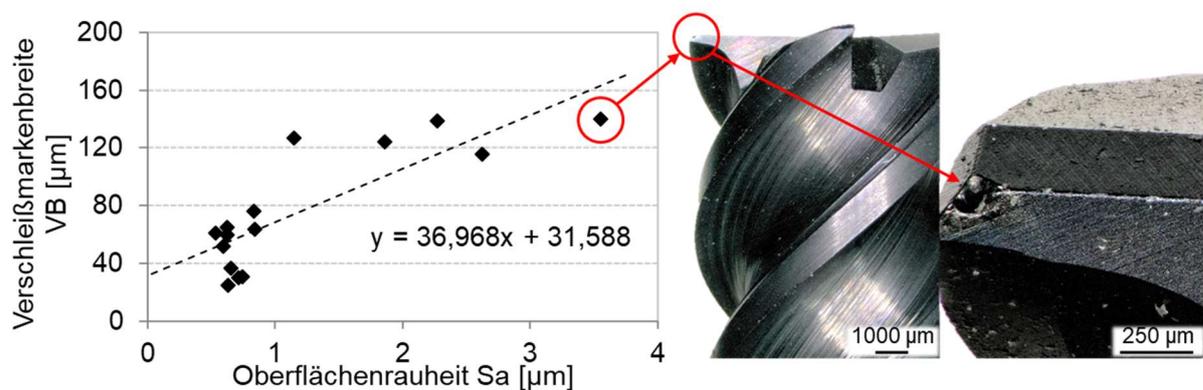


Abbildung 69: Regressionsgerade und Gleichung des exemplarischen Werkzeugverschleißes von Probe Nr.7 des orthogonalen DrehfräSENS

Neben der Analyse der Oberflächenrauheiten und Topographie wurde die Funktionalität in Bezug auf den Anwendungsfall vollrolliger Wälzlager überprüft. Die Untersuchung erfolgte tribologisch auf dem Zwei-Rollen-Prüfstand (siehe Abbildung 30) am Institut für Maschinenkonstruktion (IMK). In vollrolligen Wälzlagern ohne Käfig und unter den Bedingungen hoher Pressungen bei niedriger Drehzahl treten in der Lastzone der Lager bei Gegenlaufbedingungen hohe Gleitanteile mit bis zu 200 % Schlupf auf. Eine hydrodynamisch wirksame Schmierfilmbildung wird demnach stark behindert oder ganz unterbunden. Das führt zu erhöhter Reibung und tribologischem Verschleiß und mindert somit die Lebensdauer der Wälzlager. Um dem entgegenzuwirken ist in diesem Anwendungsfall eine Oberflächentopographie mit geringem tribologischen Verschleiß und Reibwert gefordert. Dafür wurden die angefertigten Prüfrollen auf dem Zwei-Rollen-Prüfstand und auf dessen Aufnahmewellen fixiert. Zur Verwirklichung einer temperatur- und volumenstromregelbaren Schmierstoffversorgung im Wälzkontakt wurde ein

Ölaggerat mit interner Schmierstoffkonditionierung in den Prüfstand integriert. Der Schmierstoff (FVA3), ein mineralisches Öl mit einer Bezugsviskosität von  $100 \text{ mm}^2/\text{s}$ , erfuhr eine Erwärmung auf eine Betriebstemperatur von  $45 \text{ °C}$  vor dem Versuchsstart. Angetrieben durch zwei stufenlos regelbare Asynchronmotoren wurden die Prüfkörper mit je  $6 \text{ U/min}$  in die gleiche Richtung angetrieben, sodass sich betragsmäßig gleichgroße aber entgegengesetzt gerichtete Tangentialgeschwindigkeiten (reines Gleiten) der jeweiligen Rolle im Kontakt einstellten. Die erforderliche Flächenpressung im Kontakt wurde durch einen Pneumatikzylinder realisiert, welcher durch Beaufschlagung mit Druckluft eine Normalkraft auf die Prüfkörper ausübte. Der Wert der Flächenpressung belief sich dabei auf  $750 \text{ MPa}$  bei einer Normalkraft von  $2 \text{ kN}$ . Während des Versuchs trat die Erfassung der Drehzahl, des Drehmomentes, der Normalkraft, der Öltemperatur und der Massentemperatur mit einer Abtastrate von  $8 \text{ Hz}$  auf. Bei einer Wellendrehzahl von  $6 \text{ U/min}$  bedeutet dies, dass pro Rollenumdrehung  $80$  Messwerte für jede Messgröße über einen Zeitraum von  $24 \text{ h}$  aufgezeichnet wurden. Zur tribologischen Verschleißermittlung kam die Erfassung der Masse der Rollen vor und nach dem Versuch mit einer Feinwaage zum Einsatz. Die Messung des Reibwertes fand über die gesamte Versuchsdauer statt.

Die tribologischen Ergebnisse zum tangentialen Drehfräsen sind der Abbildung 70 zu entnehmen. Diese zeigen, dass ein geringer Reibwert bei einem Neigungswinkel von  $90^\circ$  und einem verhältnismäßig hohen axialen Vorschub und hoher Werkstückdrehzahl erzielt wird. Der geringste Verschleiß konnte bei einer Probe mit einem axialen Vorschub von  $0,1 \text{ mm}$  festgestellt werden. Es ist ersichtlich, dass Reibwert und Verschleiß nicht identisch sind. Der tribologische Verschleiß beschreibt in diesem Fall den Materialabtrag infolge der Wechselwirkung zweier Reibpartner mit gleicher Härte. Die Reibung hingegen beschreibt den mechanischen Widerstand, die den Bewegungsablauf hemmt. Eine Korrelation zwischen den tribologischen Eigenschaften und den Fertigungsparametern konnte nicht festgestellt werden.

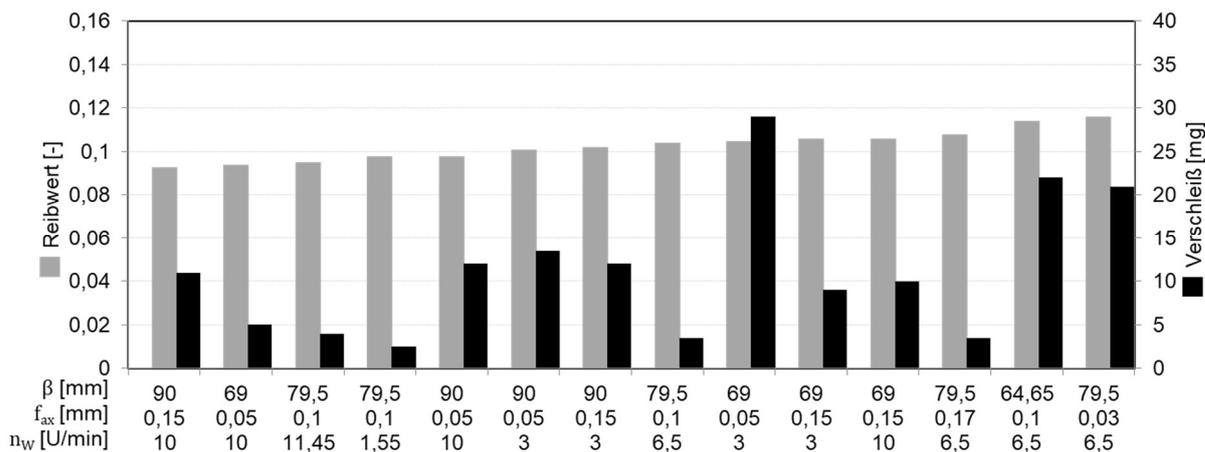


Abbildung 70: Tribologischer Reibwert und Verschleiß der tangential drehgefrästen Proben sortiert nach Reibwert

Im Vergleich dazu sind die Ergebnisse des orthogonalen Drehfräsens aufzuzeigen (siehe Abbildung 71). Hier ist ebenfalls das beschriebene Phänomen des Unterschieds zwischen Reibwert und Verschleiß zu sehen. Der geringste Reibwert und Verschleiß ist bei einer Exzentrizität von 5 mm und der niedrigsten Werkstückdrehzahl der Versuchsreihe wiederzufinden. Auch hier konnte keine direkte Korrelation zwischen den Fertigungsparametern und den tribologischen Ergebnissen festgestellt werden. Es genügt demzufolge nicht die Einstellgrößen mit der Zielgröße Tribologie zu vergleichen, sondern die Zwischenschritte zu betrachten. Demzufolge wurde der Zusammenhang zwischen der Oberflächentopographie und den tribologischen Eigenschaften untersucht.

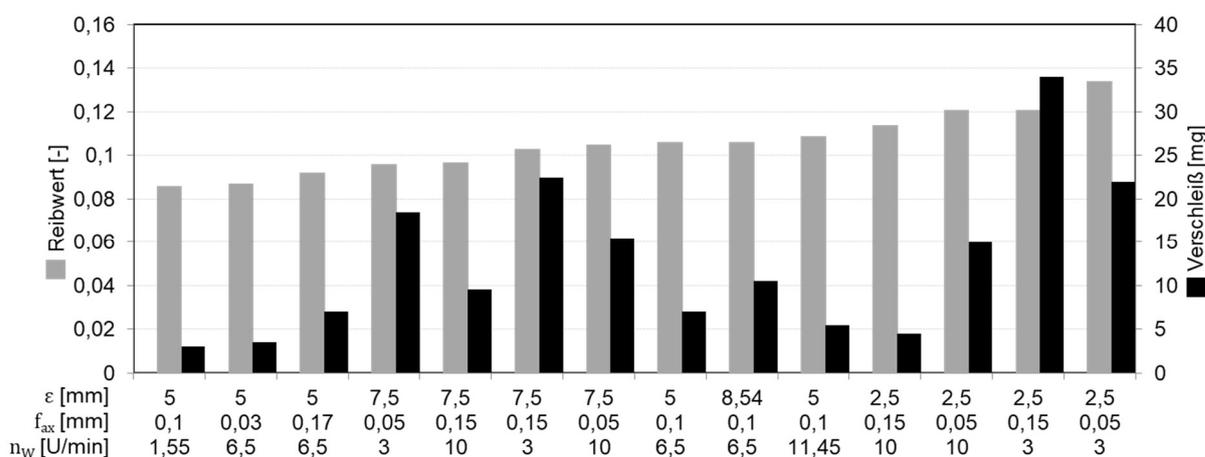


Abbildung 71: Tribologischer Reibwert und Verschleiß der orthogonal drehgefrästen Proben sortiert nach Reibwert

Werden die Oberflächentopographien der einzelnen Prüfrollen aus dem tribologischen Kontakt betrachtet, so wird deutlich, dass die Prüfrollen mit dem höheren gravimetrischen Verschleiß lokale Glättungen aufweisen (siehe Abbildung 72). Die Glättung der Oberfläche kommt durch die hohe Flächenpressung von 750 MPa zustande. Die Oberflächentopographie weist Stellen mit verschiedenen Anteilen an Spitzen und Tälern auf. Hinzu kommt die Welligkeit des Oberflächenprofils, was den tribologischen Kontakt beeinflusst. Durch die Glättungen verringert sich das Ölrückhaltevolumen in den Tälern, wodurch weniger Schmierstoff in den Schmierpalt transportiert werden kann. Es kommt zu einem plateauartigen Profil, welches die örtlichen Kontaktpressungen verringert. Bei Oberflächen, deren Welligkeiten eine Längsprofilierung in Umfangsrichtung aufweisen, bilden sich diese Plateaus auf den Wellbergen aus und es entstehen Laufspuren während des Versuchs. Oberflächen, deren Welligkeiten quer zur Umfangsrichtung ausgerichtet sind, zeigen plateauartige Glättungen der Wellenberge ohne Laufspuren.

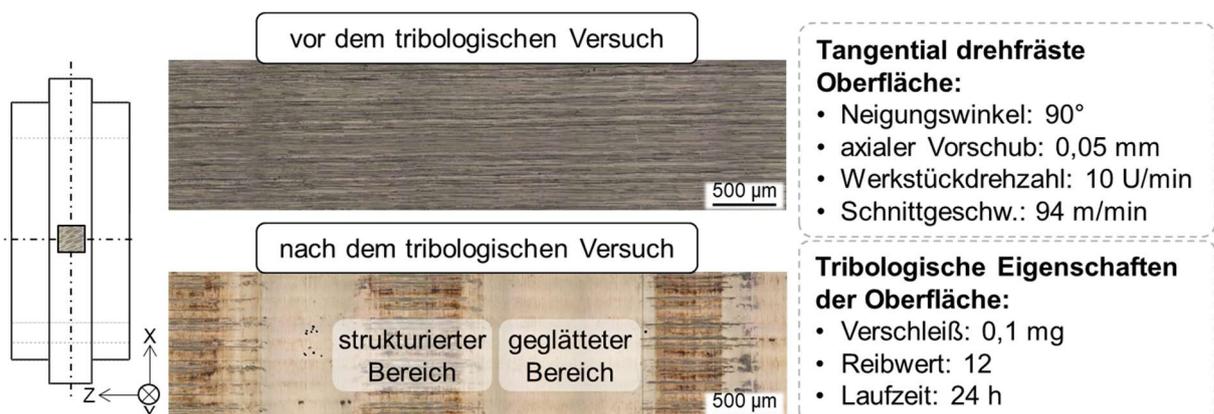


Abbildung 72: Tangential drehgefräste Oberfläche vor und nach dem tribologischen Versuch

Aus der Versuchsreihe erwiesen sich die drehgefrästen Oberflächenstrukturen ohne Welligkeitsprofil bzw. mit sehr geringen Welligkeiten als besonders funktional im Hinblick auf dessen geringen tribologischen Verschleiß und Reibwert und somit als Hinweis auf eine lange Lebensdauer. Durch das Fehlen von Welligkeitsausprägungen findet ein geringerer Materialabtrag der Welligkeitsspitzen und somit geringer tribologischer Verschleiß statt. Ein mechanischer Widerstand tritt bei einer ebenen Oberfläche ohne Welligkeitsausprägungen in geringerem Maße auf, wodurch der Reibwert geringer ist.

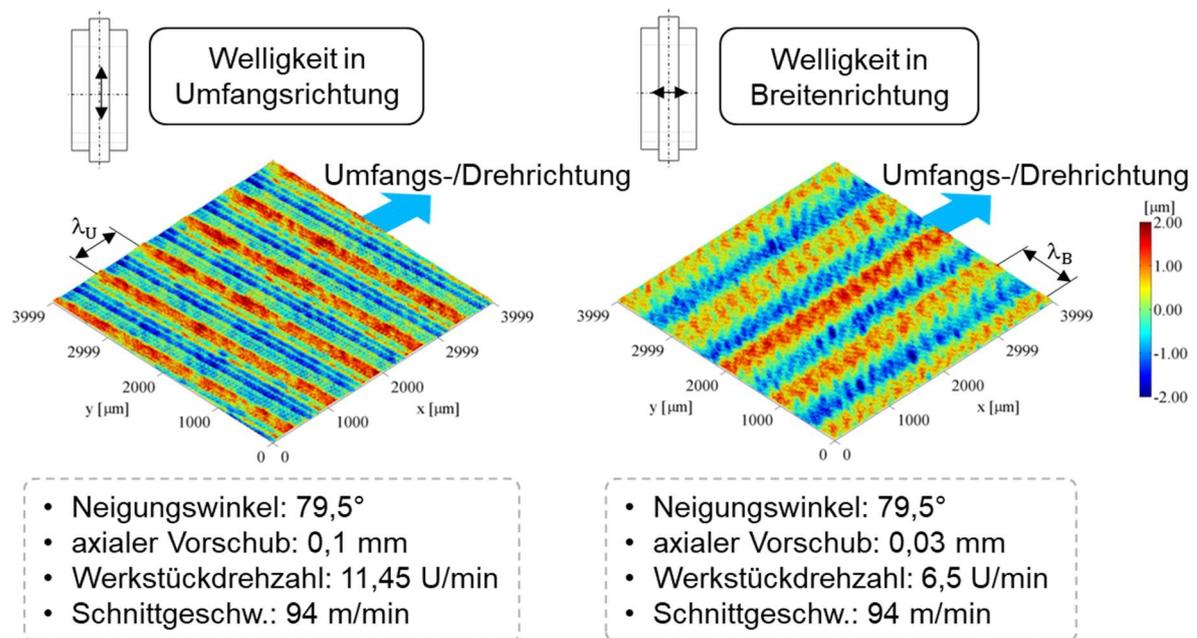


Abbildung 73: Welligkeitsprofile in Umfangs- und Breitenrichtung am Beispiel von zwei verschieden tangential drehgefrästen Oberflächen

Die 3D-Oberflächenanalyse der gefertigten Topographien zeigte anisotrope Eigenschaften auf (siehe Abbildung 73). Dabei handelt es sich um eine Überlagerung aus mehreren Welligkeits- und Rauheitsprofilen in unterschiedlichen lateralen Ausrichtungen. Die analysierten Welligkeitsprofile wurden in Bezug zur Drehrichtung der Proben definiert. Die Drehrichtung bezieht sich dabei sowohl auf die Fertigung als auch auf die tribologische Untersuchung. In Abhängigkeit der kinematischen Verhältnisse des jeweiligen Drehfräsverfahrens und der jeweiligen Prozessparameter ergeben sich Welligkeitsprofile in Breiten- oder Umfangsrichtung (siehe Abbildung 73). Durch das orthogonale Drehfräsen wurden Welligkeiten in Umfangsrichtung  $\lambda_U$  erzeugt. Zu berücksichtigen ist dabei die Vorschubrichtung, welche in Werkstückachsrichtung und somit orthogonal zur Drehrichtung erfolgt. Beim tangentialen Drehfräsen unterscheidet sich die Ausprägungsrichtung, was in Abbildung 73 verdeutlicht wird. Die maßgebenden Fertigungsparameter mit Auswirkungen auf die Welligkeiten in Drehrichtung  $\lambda_U$  sind die Werkstückdrehzahl und der axiale Vorschub. Je höher diese Parameter sind, desto größer ist  $\lambda_U$ . Der Neigungswinkel des Fräasers besitzt beim tangentialen Drehfräsen einen untergeordneten Einfluss auf die Wellenlänge. Eine Erhöhung von  $\lambda_B$  wird hauptsächlich durch eine Erhöhung der Werkstückdrehzahl oder durch die Verringerung des axialen Vorschubs erzielt.

Dabei zeigt sich besonders die orthogonal drehgefräste Prüfrolle mit einem Welligkeitsprofil in Umfangsrichtung als besonders geeignet, da sie eine Wellenlänge zwischen 0,33 mm und 0,44 mm aufweist und den geringsten tribologischen Verschleiß von 3 mg und Reibwert von 0,09 erzeugt (siehe Abbildung 74).

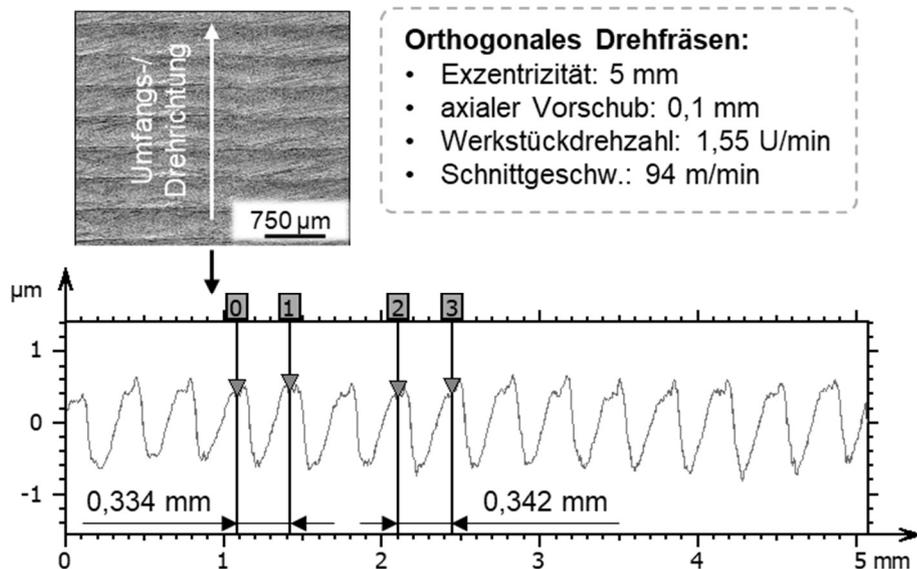


Abbildung 74: Welligkeitsprofil in Umfangsrichtung mit Angabe von horizontalen Abständen der Rauheitsspitzen am Bsp. einer orthogonal drehfrästen Oberfläche

Der Verschleiß der Prüfrollen ist in Form von Glättungen der Oberflächenstruktur durch das Walzen unterschiedlich stark ausgeprägt. Die Untersuchungen zeigten, dass die Kombination aus Oberflächenwelligkeit, Oberflächenrauheit sowie der Struktur- und Kavitätenausrichtung eine entscheidende Rolle für das Reibungs- und Verschleißverhalten drehgefräster Strukturen spielen. Das Ölrückhaltevolumen ist nicht zwangsweise zur Bestimmung der tribologischen Eignung bei diesem Anwendungsfall geeignet. Die Ausprägung der Welligkeitsspitzen dominiert das tribologische Verhalten, was durch die Kontaktverhältnisse während des Walzens zum Ausdruck kommt und dahingehend auch Glättungen der Oberflächenstrukturen entstehen.

Die Erzielung einer langen Lebensdauer im Wälzkontakt kann durch das Drehfräsen mitbestimmt werden. Zu berücksichtigen ist dabei eine geeignete Parameterauswahl der Prozesseinstellgrößen und die Erzielung einer Oberflächentopographie mit geringen Welligkeitsausprägungen.

## 5.5 Funktionale Oberflächen in der Medizintechnik

Ein weiterer Bereich funktionaler Oberflächen findet sich in der Medizintechnik wieder. Hierbei liegt der Fokus vieler wissenschaftlicher Untersuchungen auf Hüftendoprothesen, da der Anteil an Implantationen stetig zunimmt [N.N.17b]. Ein positiver Aspekt des Aufbaus von Hüftendoprothesen liegt in dessen Modularität (siehe Abbildung 75) und der sich daraus ergebenden flexiblen Anpassung an wesentliche patientenspezifische Charakteristiken wie Krankheitsbild, Alter und Knochenqualität. Bedingt durch den modularen Aufbau treten Mikrobewegungen in der Konussteckverbindung auf. Diese Bewegungen finden demnach zwischen Hüftkopf und Hüftschafte statt, wodurch Abrieb und Korrosionserscheinungen bis hin zu gesundheitsschädlichen Gewebereaktionen hervorgerufen werden können. Ein vorzeitiger Ausfall des Implantates und notwendige Operationen sind die Folge.

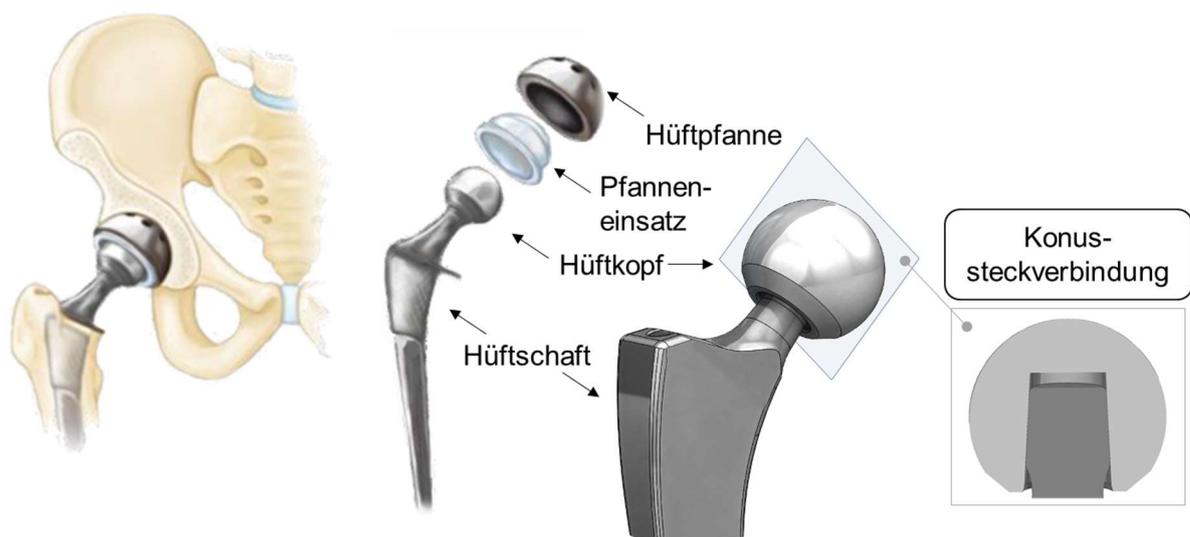


Abbildung 75: Aufbau einer Hüftendoprothese nach [N.N.18]

Um den negativen Auswirkungen und Mikrobewegungen entgegenzuwirken, ist die Funktionalität der Konussteckverbindung entscheidend. Jene kann maßgeblich über das Design der Oberfläche bestimmt werden. Ziel ist es, eine zuverlässige und dauerhafte Steckverbindung zu schaffen. Der Kugelkopf muss dabei langfristig verdrehsicher sein. Tribologisch stellt diese Verbindung ein statisches Tribosystem dar, bei dem keine Relativbewegung zwischen den berührenden Oberflächen auftritt und zur Übertragung von Drehmomenten dient. Für den Halt der Verbindung sind die Flächenpressung und Reibungskräfte verantwortlich, weshalb von einer reibschlüssigen Verbindung gesprochen wird. Daher steht ein hoher Haftreibungskoeffizient

zwischen den Grenzflächen für eine bessere Fixierung. Neben der Oberflächenqualität ist ebenfalls der Konuswinkel und die Rundheit von entscheidender Bedeutung. Der Konuswinkel beschreibt die Steigung zur Rotationsachse und wird nach ISO 3040 definiert. Laut Empfehlung der Food and Administration Behörde (FDA) wird für den Metallkonus ein Winkel zwischen  $5^{\circ}37'$  und  $5^{\circ}42,5'$  empfohlen. Vorwiegend bestimmen jedoch Implantat-Hersteller (z. B. OHST, Zimmer, Smith Nephew Richards, Wright Medical Technology etc.) die Spezifikationen des Hüftschafte und bieten verschiedene Größen an, welche sich in Konuswinkel und Konuslänge unterscheiden. Die Rundheit des Konus beschreibt die Abweichung der Werkstückumfangslinie von einem nahezu idealen Referenzkreis und wird von der FDA mit kleiner als  $8\ \mu\text{m}$  empfohlen [Will93]. Zur Oberflächenrauheit und Herstellungsverfahren liegen keine Vorschriften vor. Herkömmlich wird das Drehverfahren angewendet, welches aufgrund der Kinematik zu Vorschubmarkierungen führt. In Abhängigkeit der Fertigungsbedingungen bilden sich unterschiedliche Rillenmuster aus, welche zu sequentiellen Kontaktpunkten entlang der Konusachse führen. Die Kontaktpunkte sind verantwortlich für die Festigkeit der Steckverbindung und Mikrobewegungen innerhalb der Konussteckverbindung.

Selin Munir et al. [Muni15] untersuchten Variationen in der Oberflächentopographie von Schaftkonen unterschiedlicher Hersteller. Dazu standen elf unterschiedliche Schäfte von fünf verschiedenen Herstellern zur Verfügung. Sie unterteilten die Strukturen in gerillte und glatte Muster. Das gerillte Profil weist einen periodischen Punktkontakt entlang der Eingriffsfläche zwischen Schaftkonus und Bohrung auf, wodurch eine gleichmäßige Verteilung der Reibungskräfte innerhalb der konischen Verbindung ermöglicht wird. Bei einer Fixierung eines metallischen Hüftschafte mit einer Hüftkugel aus Keramik ist die Deformation der Microridges wichtig zur Reduzierung des Bruches. Es entstehen so unterschiedliche Kontaktzonen zwischen den Komponenten, was sich auf die Kraftverteilung in der Verbindung auswirkt.

Die Konussteckverbindung stellt eine Kegelpressung dar, welche durch das Schlagen des Hüftkopfes auf den Hüftschaft mit einem Hammer hervorgerufen wird. Die Haftkraft zur Übertragung von Drehmomenten wird durch die Flächenpressung bestimmt, welche sich aus der Kraft und Kontaktfläche ergibt. Die Kraftübertragung erfolgt über den Reibschluss, weshalb der Haftreibwert der wesentliche Kennwert dieser Konussteckverbindung ist. Üblicherweise verwenden Implantathersteller eine

strukturierte Schaftkonus- und eine glatte Kopfkonusbohrungsoberfläche, um so eine Verteilung der Spannungszustände zu gewährleisten.

Weitere Untersuchungen zum Klemmverhalten der Konussteckverbindungen zeigen, dass die Festigkeit der Konussteckverbindung mit der Aufprallkraft des Hammers während der Operation des Arztes linear ansteigt und damit die Korrosion sinkt [Rehm12]. Durch die Verformung der Oberflächenstruktur wird ein größerer Kontaktbereich erzeugt und höhere Spannungen in den Grenzflächen ausgeübt.

Auf Basis dessen, dass eine Oberflächenstruktur mit höherem Traganteil infolge einer strukturierten Oberflächentopographie gesucht ist, wurde das Drehfräsen an dieser Stelle analysiert. Gegenstand der Untersuchungen war die Rückführung der Einflussnahme verschiedener drehgefräster Oberflächenstrukturen auf das Klemmverhalten anhand von Schaftkonen. Bei diesem Versuch fand das tangentielle Drehfräsen Verwendung, da diese bei vorhergehenden Untersuchungen geringere Oberflächenrauheiten im Gegensatz zum orthogonalen Drehfräsen aufzeigten. Die drehgefrästen Proben wurden in Referenz zu gedrehten Konen überprüft. Für die Versuchsdurchführung kamen zwei Werkstückarten mit konischer Innenbohrung (= Konushülse) und konischer Mantelfläche (= Schaftkonus) zum Einsatz.

Die Fertigung der Schaftkonen erfolgte aus einer Titanlegierung Ti6Al4V auf dem Bearbeitungszentrum DMG CTX beta 1250 TC. Als Werkzeug wurde ein zweischneidiger Vollhartmetall-Fräser mit einer TiAlN Beschichtung und einem Durchmesser von 6 mm verwendet, welcher eine Eckenfase von 45° aufwies. Die konstanten Schnittparameter für den tangentialen Drehfräsprozess beliefen sich auf eine Schnitttiefe von 0,2 mm und eine Werkstückdrehzahl von 74,23 U/min.

Zur Analyse der Eignung des Drehfräsens bezüglich der Strukturierung von Hüftschafkonen sollte eine Tendenz abgegeben werden, welche sich auf eine glatte und grob strukturierte Oberfläche bezieht. Demzufolge umfassten die Versuche des tangentialen Drehfräsens drei Parametervariationen, welche auf der Literaturquelle [Funk16] basieren. Die Variation der drehgefrästen Parameter belief sich auf den axialen Vorschub und die Werkzeugdrehzahl (siehe Abbildung 76).

Die Referenz zu den drehgefrästen Oberflächen waren gedrehte Proben. Diese wurden mit einer TiN beschichteten VHM-Wendescheidplatte gedreht, welche einen Eckenradius von 0,8 mm aufwies. Die Schnittparameter beliefen sich auf eine

Schnitttiefe von 0,5 mm und einen axialen Vorschub von 0,1 mm bei einer Werkstückdrehzahl von 7.427 U/min.

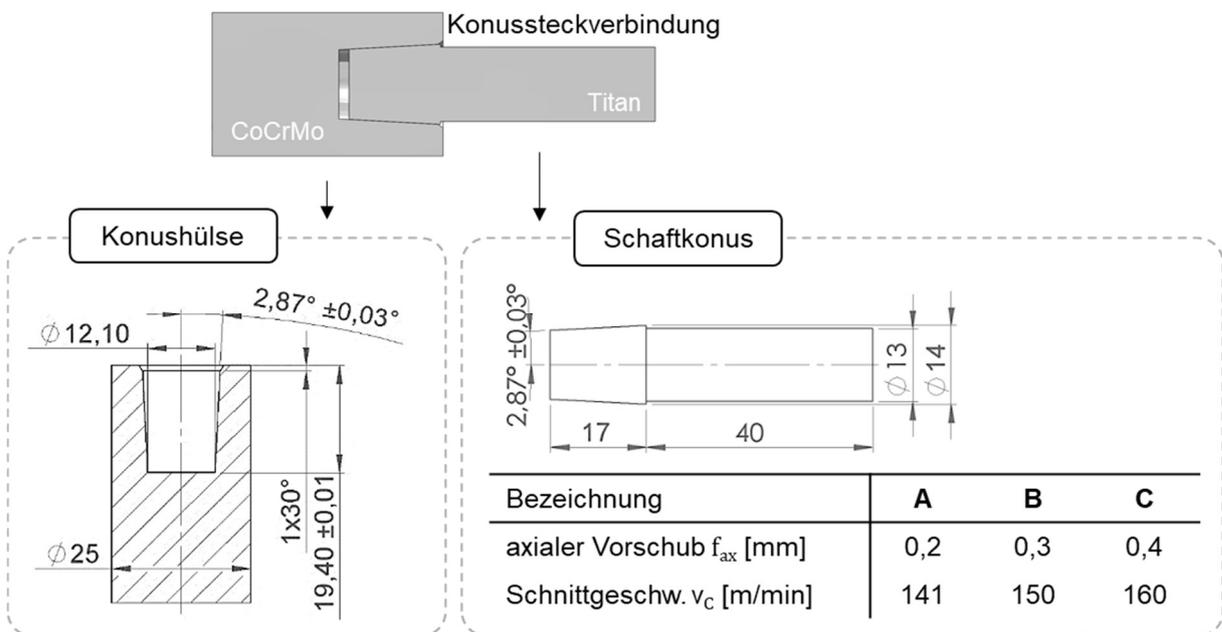


Abbildung 76: Überblick zu den Abmaßen der Konushülse und dem tangential drehgefrästen Schaftkonus

Als Gegenpart zu den Schaftkonen wurden die Konushülsen aus CoCrMo gedreht. Die Drehbearbeitung der konischen Innenbohrungen ereignete sich mit einer TiAlN beschichteten Wendeschneidplatte, welche einen Eckenradius von 0,1 mm besaß. Der axiale Vorschub erfolgte mit einem Wert von 0,04 mm und die Schnitttiefe mit 0,1 mm bei einer Schnittgeschwindigkeit von 110 m/min. Nach der Fertigung wurden die gedrehten und drehgefrästen Schaftkonen messtechnisch erfasst und ausgewertet. Bei der Messung der Form wurden die Geradheit, Rundheit und der Kegelwinkel überprüft. Die Ergebnisse der Formmessung ergaben die Einhaltung der industriellen Toleranzen bei einer Geradheit von 0,003 mm, einer Rundheit von 0,008 mm und einem Winkel von  $2,87^\circ \pm 0,03^\circ$ .

Weiterhin wurde das Konfokalmikroskop Nanofocus zur bildlichen Darstellung der Oberflächentopographien herangezogen (siehe Abbildung 77). Die ausführliche Betrachtung der Oberflächentopographien vor dem Torsionsversuch gab Aufschluss über die Beeinflussung der Topographie durch Drehfräsparameter. Es zeigte sich, dass ein kleiner Vorschub und eine geringere Drehzahl zu einer geringeren Oberflächenrauheit  $S_a$  führen. Es ergibt sich eine Zunahme der Rauheitskennwerte

Sa von Probe A bis Probe C. Durch den höheren Vorschub steigt der Rauheitswert an. Hingegen zeigt die gedrehte Probe den höchsten Sa Wert mit  $1,09 \mu\text{m}$  auf.

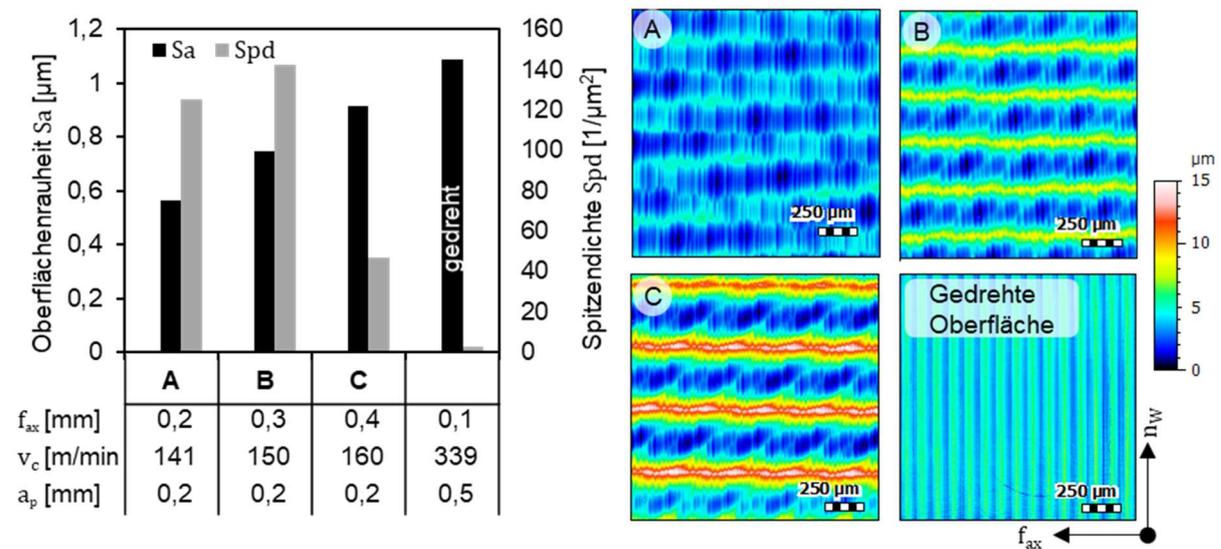


Abbildung 77: Oberflächenrauheit und Topographie der Schaftkonoberflächen

In Anbetracht weiterer optischer Analysemöglichkeiten wurde die Spitzendichte Spd herangezogen (siehe Abbildung 77). Die Spitzendichte Spd beschreibt die Anzahl der Spitzen je Flächeneinheit. Dieser Wert zeigte im Gegensatz zur Oberflächenrauheit einen Unterschied im Werteverlauf der Proben auf. Hierbei zeigt die Probe B den höchsten Wert im Gegensatz zu den anderen Proben auf, was in Abbildung 77 deutlich wird. Die Spitzen (gelb) der Oberfläche B zeigen einen deutlich größeren Anteil über die Fläche verteilt auf, als die der anderen Oberflächen. Die gedrehte Probe hat dabei den geringsten Wert der Spitzendichte. Es wird somit deutlich, dass die Fertigungsparameter axialer Vorschub und Schnittgeschwindigkeit eine Veränderung der Oberflächentopographie bewirken, was durch die Kinematik des Prozesses begründet ist. Durch die Überlagerung der Rotationsbewegung des Werkstücks mit dem Werkzeug ergeben sich wiederholende Strukturmuster in Vorschubrichtung als auch in Werkstückumfangsrichtung. Der Abstand der Strukturmuster in Vorschubrichtung ist verhältnismäßig klein aufgrund der Zähnezahlszahl des Werkzeugs und der sich überlagernden Schnittbewegung. Der Abstand zwischen den sich wiederholenden Spitzen in Umfangsrichtung vergrößert sich mit Zunahme des Vorschubs von Probe A zu Probe C. Die gedrehte Probe weist wiederholende Spitzen in Vorschubrichtung auf, welche um  $90^\circ$  versetzt zu den drehgefrästen Proben liegen. Die unterschiedlichen Richtungsprägungen der Oberflächenspitzen ist in

Bezug auf die Haftfestigkeit in der Konussteckverbindung zu klären. Dazu wurde die Einflussnahme der Oberflächentopographie auf dessen Eignung im Anwendungsfall in einem tribologischen Versuch überprüft. Zur Überprüfung der Haftfestigkeit dieser strukturierten Oberflächen in der Konussteckverbindung, wurden die gedrehten und drehgefrästen Schaftkone mit den gedrehten Konushülsen kombiniert und auf dem Zwick/Röll Tribostand getestet. Die Maschine besteht aus einer starren und einer beweglichen Traverse. Die Befestigung der Konushülsen fand auf der starren und der Schaftkone auf der beweglichen Traverse statt, wobei die bewegliche Traverse mit einem Torsionszylinder montiert ist. Der Vorgang der tribologischen Überprüfung ist in mehrere Phasen eingeteilt. Dabei untergliedert man Füge-, Halte- und Torsionsvorgang. Anfangs wurden die Komponenten mit einer Fügekraft von 4 kN über einen Zeitraum von 30 sek gefügt und danach 10 sek gehalten, um das Fließvermögen der gepaarten Werkstoffe zu berücksichtigen. Anschließend wurde die Belastung auf 0 kN innerhalb von 1 sek reduziert und die bewegliche Traverse in 120 sek um 3° tordiert. Während der Torsion werden das Torsionsmoment und der Torsionswinkel aufgezeichnet. Tritt ein Lösen der Verbindung während der Torsion auf, so entspricht der gemessene Wert des Drehmomentes dem maximal erzielbaren Haftmoment. Je höher das Moment ist, desto besser sind die Haftung und das Klemmverhalten der Konussteckverbindung. Der Vergleich des Torsionsverhaltens der Proben bewirkt eine Aussage zur Eignung der jeweiligen Konussteckverbindung in Bezug auf die Mikrobewegung (siehe Abbildung 78).

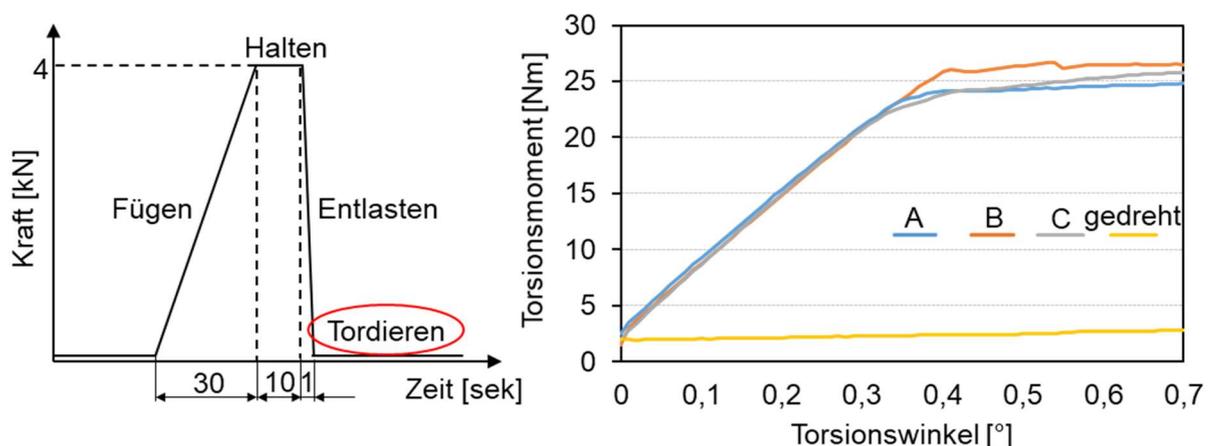


Abbildung 78: Prinzip des Torsionsvorganges (links); Vergleich der Torsionsmomente über den Torsionswinkel zwischen drehgefräster und gedrehter Konussteckverbindung (rechts)

Eine Gegenüberstellung der drei gefertigten Parameterkombinationen des Drehfräsens zur gedrehten Probe zeigt, inwiefern die jeweilige Struktur zur Klemmung beiträgt. Es ist ersichtlich, dass die Probe B (orange) das höchste Torsionsmoment aufzeigt, was auf den hohen Anteil der Spitzendichte zurückzuführen ist. Die Anzahl der Spitzen über den Flächenanteil verteilt führt zu einem höheren Flächenanteil im Kontakt, welcher zu einem höheren Traganteil und einem Widerstand gegen Torsion führt. Aufgrund des höheren Torsionsmomentes ist bei dieser strukturierten Oberfläche auf ein besseres Klemmverhalten zu schließen. Hingegen zeigt die gedrehte Probe (gelb) mit der geringsten Spitzendichte ein deutlich geringeres Torsionsmoment. Folglich bietet sich für die Konussteckverbindung in der Hüftendoprothese eine Kombination mit hoher Klemmkraft und Widerstand gegen die Torsions- und Mikrobewegungen an, wodurch das Drehfräsen ein Potential aufzeigt.

Nach dem Triboversuch wurden die Oberflächen der Schaftkonusen und Konushülsen auf Verschleißausprägungen untersucht und mit dem Ausgangszustand verglichen. Es stellte sich heraus, dass die Schaftkonusen mehr Kratzer und Riefen aufzeigten als die Konushülsen. Das ist auf das Materialverhalten der Titan-Schaftkonusen und der CoCrMo-Konushülsen zurückzuführen. Der Werkstoff Titan deformiert sich in Form einer Glättung des Profils, wodurch die Oberflächenrauheit abnimmt, vgl. Abbildung 79).

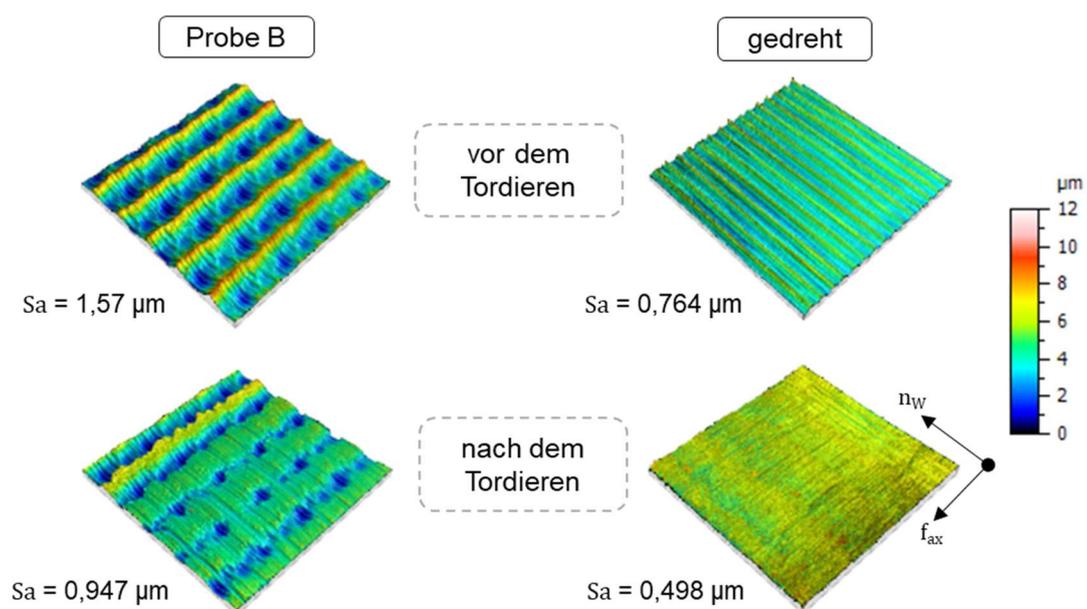


Abbildung 79: Vergleich der Oberflächentopographien vor und nach der Torsion zwischen einer gedrehten und drehgefrästen Probe

Eine Gegenüberstellung der Oberflächentopographien zwischen drehgefrästen und gedrehten Proben zeigen Differenzen in der Topographieausprägung. Die Richtung der Oberflächenspitzen der gedrehten und drehgefrästen Oberflächen verlaufen orthogonal zueinander. Die Welligkeitsspitzen der gedrehten Oberfläche verlaufen in Torsionsrichtung und somit entgegen der Werkstückachse des Konus. Durch die Anordnung der Spitzen entgegen der Fügerichtung von Konus und Hülse tritt ein höherer Widerstand beim Fügen der gedrehten Oberfläche gegenüber der drehgefrästen Oberfläche auf. Die Welligkeitsspitzen der drehgefrästen Oberfläche verlaufen in Richtung Werkstückachse bzw. entgegen der Torsionsrichtung. Bedingt durch die Anordnung der Spitzen entgegen der Torsionsrichtung resultiert ein höheres Torsionsmoment bei der drehgefrästen Oberfläche, was sich positiv auf das Klemmverhalten auswirkt.

Bei Betrachtung der drehgefrästen Oberflächen ist ersichtlich, dass ein hoher Vorschub (0,4 mm) zu einem geringeren Anteil von Spitzen in Umfangsrichtung und ein geringer Vorschub (0,2 mm) zu einer geringen Ausprägung der Spitzenhöhen führt und dadurch ein optimaler Vorschub mit 0,3 mm für diesen Anwendungsfall vorliegt. Bedingt durch diesen Vorschubwert stellt sich eine Oberfläche mit einer hohen Spitzendichte in Umfangsrichtung ein. Eine definierte Auswahl der Schnittparameter führt somit zu einer positiven Beeinflussung des tribologischen Verhaltens in der Konussteckverbindung.

Mittels Drehfräsen kann ein positiver Effekt auf die Haftfestigkeit von Konussteckverbindungen erzielt werden. Der geringere Spitzenanteil der gedrehten Oberfläche bewirkt eine Reduzierung des Widerstands gegen Torsion. Die drehgefräste Oberfläche hingegen überzeugt durch eine höhere Spitzendichte, welche zu einem höheren Torsionsmoment sowie einer höheren Haftfestigkeit führt und dadurch zu einer guten Klemmeignung der Hüftendoprothese beiträgt.

## **6 Simulationsansätze zur Topographiebeschreibung drehgefräster Oberflächen**

Aus vorhergehenden Versuchen ist ersichtlich, dass es im Zerspanprozess des Drehfräsens viele Kenngrößen gibt, die die Oberflächentopographie beeinflussen. Zur Reduzierung des experimentellen Aufwands für Versuche wurde im Rahmen der Untersuchungen ein Modell zur Prognose der Oberflächentopographie entwickelt. Ziel war es die Auswirkungen der verschiedenen Einstellparameter auf die Oberflächentopographie abzubilden. Um die Oberflächentopographie simulativ abbilden und eine Aussage bezüglich dessen Einstellparameter treffen zu können, kam es zur Entwicklung von zwei Simulationsansätzen zur Beschreibung der Strukturausbildung. Diese basieren auf einer geometrischen Durchdringung von Werkzeug und Werkstück sowie einer analytischen Berechnung der theoretischen Oberflächenrauheit. Beide Ansätze wurden im Rahmen dieser Arbeit entwickelt und werden nachfolgend erläutert.

### **6.1 Simulationsansatz 1: Geometrische Durchdringung**

Bei der Durchdringungssimulation wird das kinematische Verhalten im Prozess berücksichtigt, indem das Koordinatensystem von Werkstück und Werkzeug gegeneinander verschoben wird und beide Körper miteinander interagieren.

Um diese Interaktion umzusetzen, entstand die Erstellung eines Excel-Makros mit Verknüpfung zur CAD Software Solid Works. In Solid Works wird das Werkstück erstellt und mit einer Referenzplatte in einer Baugruppe zusammengefügt (siehe Abbildung 80). Die Referenzplatte dient zur Ausführung der Rotationsbewegung des Werkstücks während der Durchdringung des Werkstücks mit dem Werkzeug. Die Referenzplatte wird mit dem Werkstück referenziert und in Beziehung gesetzt. Ausgehend davon wird die Bewegung des Werkstücks ermöglicht. Die Referenzplatte ist somit fest im Raum fixiert, wovon unter anderem die axiale Bewegung des Werkzeugs ausgeht. Das Werkzeug wird als Skizze in die Baugruppe integriert und bildet die Kontur des Werkzeugs im axialen Schnitt ab.

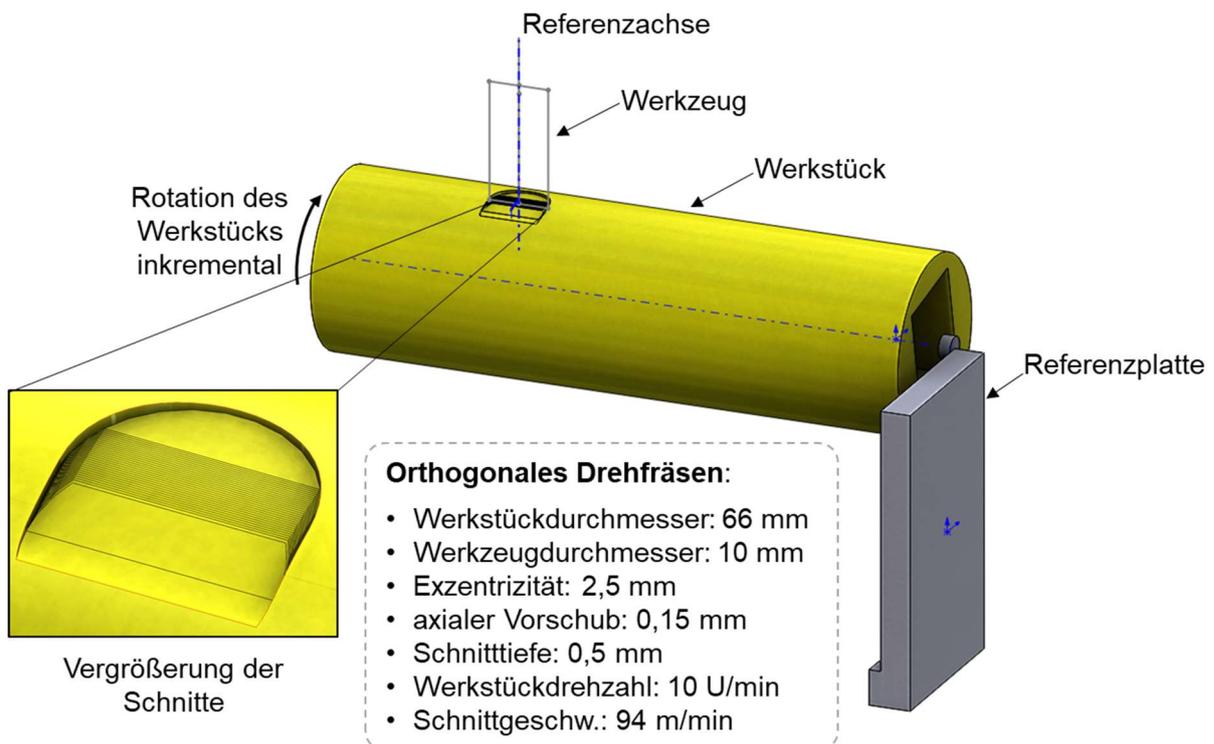


Abbildung 80: Werkstück (gelb) mit Referenzplatte (grau) und skizzierten Werkzeug während der Simulation des orthogonalen DrehfräSENS

Über das Rotationsfeature wird die Skizze des Werkzeugs rotiert und über das Feature Schneiden Material vom Werkstück abgetragen. Simultan dazu rotiert das Werkstück nach jedem Schnitt mit dem Werkzeug um ein definiertes Inkrement weiter. Eine Dateneingabe der Werte für Werkzeug und Werkstück erfolgt über das Excel Makro. Die Skizzenabmaße des Modells werden somit konfiguriert und über Betätigung des Modelneuaufbaus erfolgt der Durchlauf der Simulation. Innerhalb des Makros sind Berechnungen hinterlegt, welche die kinematische Interaktion beschreiben. Beispielsweise wird die Berechnung der Rotation des Werkstücks über den Drehwinkel des Werkstücks pro Schneide  $\alpha_w$  (43) definiert, welcher von der Anzahl der Schneiden des Werkzeugs und dem Drehzahlverhältnis abhängt (siehe Abbildung 6) [Sahm96].

$$\alpha_w = \frac{2\pi}{\lambda \cdot z} \quad (43)$$

Anhand des Beispiels in Abbildung 81 wurde der erstellte Simulationsansatz mit einer gefertigten Oberfläche verglichen. Dadurch konnten qualitative Übereinstimmungen bzgl. der Wellenlänge des Profils in Umfangs- und Breitenrichtung identifiziert werden (siehe Abbildung 81).

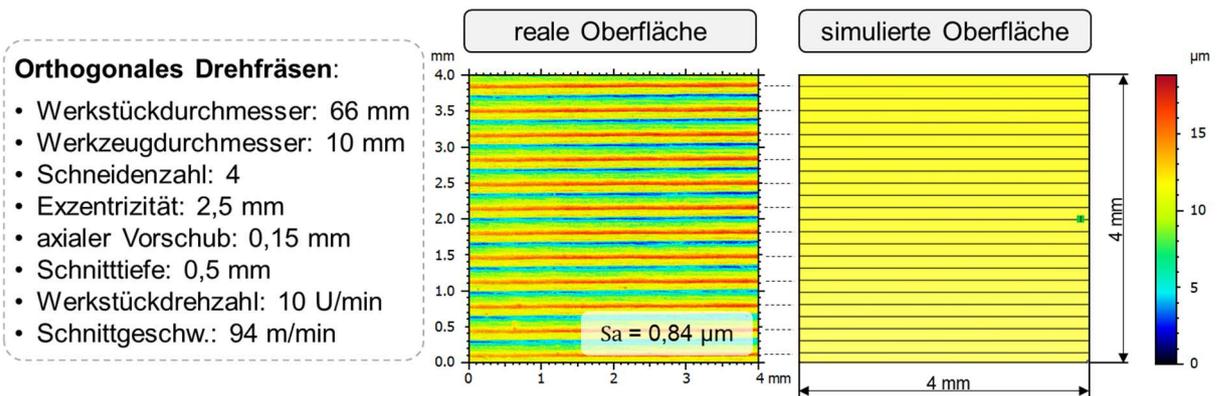


Abbildung 81: Vergleich realer mit modellierter Oberfläche des orthogonalen DrehfräSENS

Aus der Abbildung 81 ist ersichtlich, dass die modellierte Oberfläche in Solid Works dieselben Abstände des Strukturmusters in Umfangsrichtung aufzeigt, wie die reale Oberfläche. Die Abstände der Welligkeitsspitzen in Umfangsrichtung der Oberfläche sind mit denen in der Simulation identisch. Eine Analogie der Strukturmuster ist durch die Simulation gegeben.

Der Simulationsansatz wurde für das tangentielle und orthogonale DrehfräSEN entwickelt. Bei diesem Simulationsansatz ist der zeitliche Rahmen für die Modellberechnung zu berücksichtigen, welcher vom Schnittwinkel, Vorschub und der Anzahl der geforderten Umdrehungen des Werkstücks abhängt und mehrere Stunden (bis zu 10 h) beanspruchen kann. Neben diesem Nachteil sind weitere Nachteile der Simulation zu berücksichtigen. Durch die Abbildung in Solid Works fehlt der Maßstab der Oberfläche. Ebenso ist das fehlende Höhenprofil aufzuführen, was keinen Aufschluss über die Topographie der Oberfläche zulässt.

Aus dieser Erkenntnis heraus wurde ein weiterer Simulationsansatz entwickelt, welcher nachfolgend beschrieben wird.

## 6.2 Simulationsansatz 2: Analytische Berechnung

Aufbauend auf dem vorhergehenden ersten Simulationsansatz wurde ein zweiter Simulationsansatz entwickelt, welcher sich auf die analytische Modellierung mittels Visual Studio und Matlab Software stützt. Der softwaregestützte Modellierungsansatz zur Erzeugung von Oberflächentopographien basiert auf der theoretisch berechneten Rautiefe in Abhängigkeit des Drehfräsverfahrens. Grundlage hierfür sind die Berechnungsformeln (19, 34, 35) aus den Kapiteln 2.1.1 und 2.1.3. Anders als beim vorhergehenden Simulationsansatz wird hier keine Durchdringung zweier Körper in einem Schnitt modelliert, sondern die Oberflächentopographie rein analytisch berechnet und durch ein Netzwerk bestehend aus Punkten abgebildet.

Hierfür wurde die Oberflächentopographie des tangentialen Drehfräsens in Formabweichungen untergliedert (siehe Abbildung 15), welche die Betrachtung der Rauheitsspitzen entlang der Werkstückachse  $R_{z2}$  (40) und orthogonal zur Stirnfläche des Werkstückes  $R_{z1}$  (39) einschließt. Aufgrund der kinematischen Verhältnisse entsteht eine polygonale Form auf dem Umfang des Werkstücks. Um die polygonale Form zu beschreiben, wird eine Dreiecksfunktion  $f(\varphi)$  verwendet. Die Variable der Dreiecksfunktion ist der Drehwinkel  $\varphi$  des Werkstücks. Zur Beschreibung der Formabweichung entlang der Werkstückachse und auf der Mantelfläche, werden der Werkzeugradius, die Schnitttiefe und der axiale Vorschub herangezogen. Je größer der Werkzeugradius und je geringer der axiale Vorschub ist, desto kleiner ist die Formabweichung bzw. sind die Rauheitsspitzen entlang der Mantelfläche des Werkstücks. Die Abweichung ist eine Kombination von Kreisbögen in einer Sinusfunktion. Beide Formabweichungen zusammengefasst ergeben eine zweidimensionale Funktion  $h_t(\varphi, z)$  mit dem Drehwinkel des Werkstücks und der Z-Koordinate als Variablen unter Berücksichtigung der periodischen Modifikation  $f(\varphi, z)$ .

$$h_t(\varphi, z) = (r - a_p) + \frac{R_{z1} \cdot f(\varphi)}{z \cdot N} + R_{z2} \cdot f(z) \quad (44)$$

$$f(\varphi, z) = 1 - \left| \sin \left( \frac{(z \cdot \pi) - (\varphi \cdot \pi \cdot r \cdot \tan(\beta))}{f_z} \right) \right| \quad (45)$$

$$f(\varphi) = 1 - \left| \sin \left( \frac{\varphi}{\alpha_w} \cdot \pi \right) \right| + \left| \cos \left( \frac{\varphi}{\alpha_w} \cdot \pi \right) \right| \quad (46)$$

Analog zum tangentialen Drehfräsen wurden ebenfalls Dreiecksfunktionen für das orthogonale Drehfräsen zur Beschreibung der Formabweichungen gebildet und im

Simulationsmodell hinterlegt. Analog zum tangentialen Drehfräsen setzt sich die theoretische Oberflächenrauheit aus mehreren Faktoren zusammen: zum einen aus der polygonalen Form stirnseitig  $R_{kin}$  (24), welche durch die Stirnschneiden gebildet wird und zum anderen durch die Exzentrizität  $R_e$  (49) (siehe Abbildung 5, Abbildung 6, Abbildung 8). Der Faktor der Exzentrizität setzt sich aus der im Eingriff befindlichen Schneidenlänge multipliziert mit einem experimentellen Faktor zusammen. Die periodische Länge der Funktion wird durch den Faktor  $N_1$  beschrieben. In Abhängigkeit des wiederkehrenden Eingriffsverhältnisses nach einer vollständigen Umdrehung des Werkstücks in Relation zum Werkzeug, wird der Faktor  $N_1$  differenziert. Die Funktion gcd steht hierbei für den größten gemeinsamen Teiler.

$$N_1 = \frac{n_W}{\text{gcd}(n_W, n_F)} \quad (47)$$

Ist das Verhältnis der Werkstückgeschwindigkeit nicht ganzzahlig, werden die Minima und Maxima nach einer Werkstückumdrehung verschoben. Daher beschreibt  $N_1$  die Anzahl der Werkstückumdrehungen die durchgeführt werden müssen, bevor sich die Maxima und Minima der Oberflächentopographie wiederholen (siehe Tabelle 7).

Tabelle 7: Periodische Längen des Faktors  $N_1$

	$f(\varphi)$	$f(z)$
$N_1 = 1$	$\alpha_w$	$f_z$
$N_1 \neq 1$	$\alpha_w, N_1$	$f_z, N_1, \alpha_w$

Beide Formabweichungen werden analytisch zusammengefasst und durch den Term  $h_o(\varphi, z)$  beschrieben. In Abhängigkeit des Werkstückdrehwinkels und der Zustellung in axialer Richtung entlang des Werkstücks, kann die Rauheitsspitze an jedem Punkt berechnet werden. Dieser Term fließt letztendlich in das Simulationstool ein.

$$h_o(\varphi, z) = (r - a_p) + (R_{kin} + R_e) \cdot f(\varphi, z) \quad (48)$$

$$R_e = \sqrt{\left(a_p - R - \sqrt{R^2 - (r - \varepsilon)^2}\right)^2 + \left(r - \varepsilon - (R - a_p) \cdot \tan\left(\pi \cdot \frac{1}{\lambda \cdot z}\right)\right)^2} \cdot \tan(0,08 \text{ rad}) \quad (49)$$

$$f(\varphi, z) = 1 - \left| \sin\left(\frac{\varphi}{\alpha_w} \cdot \pi + \frac{z \cdot \alpha_w}{f_z \cdot N_1} \cdot \pi\right) \right| + \left| \cos\left(\frac{\varphi}{\alpha_w} \cdot \pi + \frac{z \cdot \alpha_w}{f_z \cdot N_1} \cdot \pi\right) \right| \quad (50)$$

Die Ansteuerung von Matlab erfolgt über eine erstellte Benutzeroberfläche mittels Visual Studio. Durch die Eingabe aller berechnungsrelevanten Daten (Drehzahlen, Durchmesser, Vorschub, Schnitttiefe etc.) in die Eingabemaske erfolgt die Erstellung einer Übergabedatei, welche an Matlab übergeben und ausgelesen wird. Die Berechnung der Punkte der Oberflächenhöhe erfolgt in Visual Studio über die aufgeführten Formeln (43) und (47), da die genetischen Algorithmen implementiert sind und als Funktion aufgerufen werden können. Das berechnete Netz wird über das Matlab Ausgabefenster im dreidimensionalen Raum geplottet [Tasc16].

Für diesen Simulationsansatz wurden ebenfalls Verifikationen mit gefertigten und gemessenen Oberflächen des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens durchgeführt (siehe Abbildung 82). Die Anfertigung der Prüfrollen erfolgte auf der CTX beta 1250 TC mit einem Ausgangsdurchmesser von 66 mm. Analog zu den bisherigen Drehfräsversuchen wurde ein VHM-Schafffräser mit 10 mm Durchmesser und 4 Schneiden genutzt. Die Schnittparameter des jeweiligen Drehfräsprozesses wurden identisch für die Werkzeugmaschine und das Simulationstool verwendet.

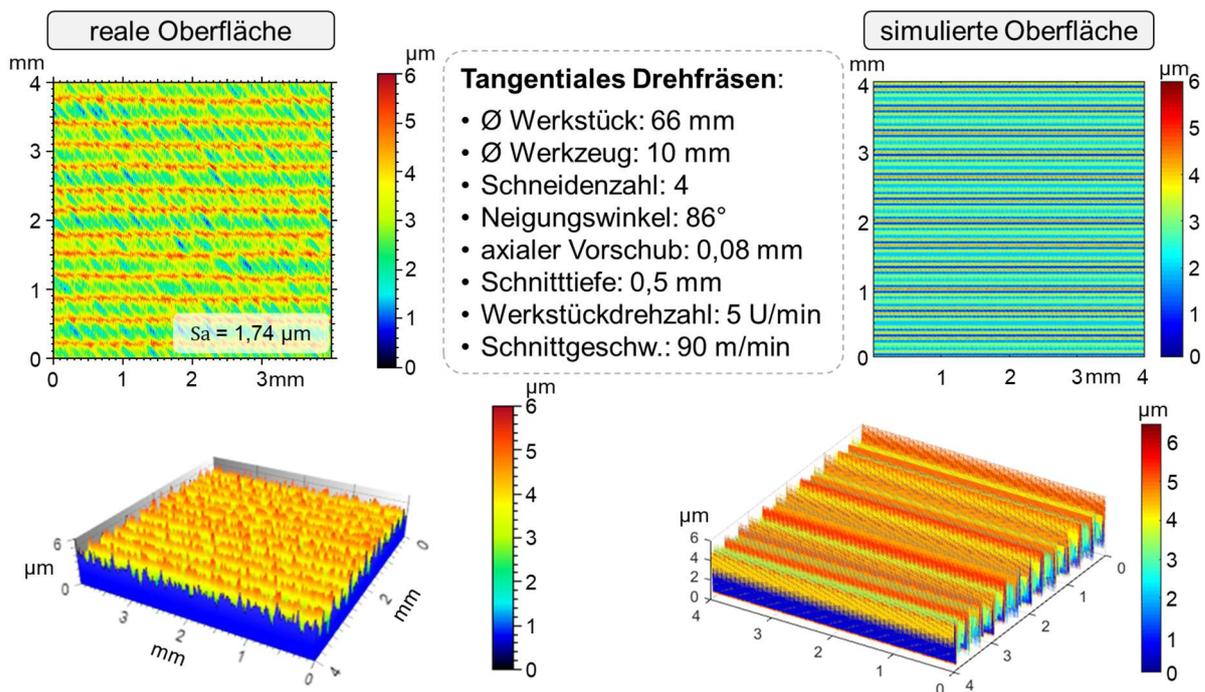


Abbildung 82: Vergleich zwischen realer und simulierter Oberfläche des tangentialen Drehfräsens in Falschfarbendarstellung in Drauf- und 3D-Ansicht

Die Abbildung 82 zeigt den Vergleich einer tangential drehgefrästen Oberfläche mit einer simulierten Oberfläche aus Matlab. In der Draufsicht werden die in regelmäßigen

Abständen verlaufenden Spitzen in Umfangsrichtung ersichtlich. Diese sind identisch zwischen gefertigter und simulierter Oberfläche. Ebenfalls zeigen die Legenden beider Oberflächen identische Maximalwerte bis zu 6  $\mu\text{m}$  an. Die 3D-Ansichten der Oberflächentopographien sind mit einer Überhöhung des Profils von 30 % dargestellt, wodurch die Oberflächenausprägung besser verdeutlicht wird. Der qualitative Vergleich zwischen gefertigter und simulierter Oberfläche macht deutlich, dass detaillierte Abweichungen der real gefertigten Oberfläche nicht simulativ abgebildet werden können. Ursachen der Abweichungen sind durch die Steifigkeit des Werkzeugs, den Werkzeugverschleiß und Werkzeugschwingungen begründet [Doeb18b].

Neben der tangentialen Drehfrässtruktur wurde eine orthogonal drehgefräste Oberfläche verifiziert (siehe Abbildung 83). Für den Vergleich erfolgte die Auswahl des Profilschnittes und der Draufsicht. Die Draufsicht ist in Falschfarbendarstellung in Grün dargestellt, um die Übereinstimmungen deutlicher hervorzuheben.

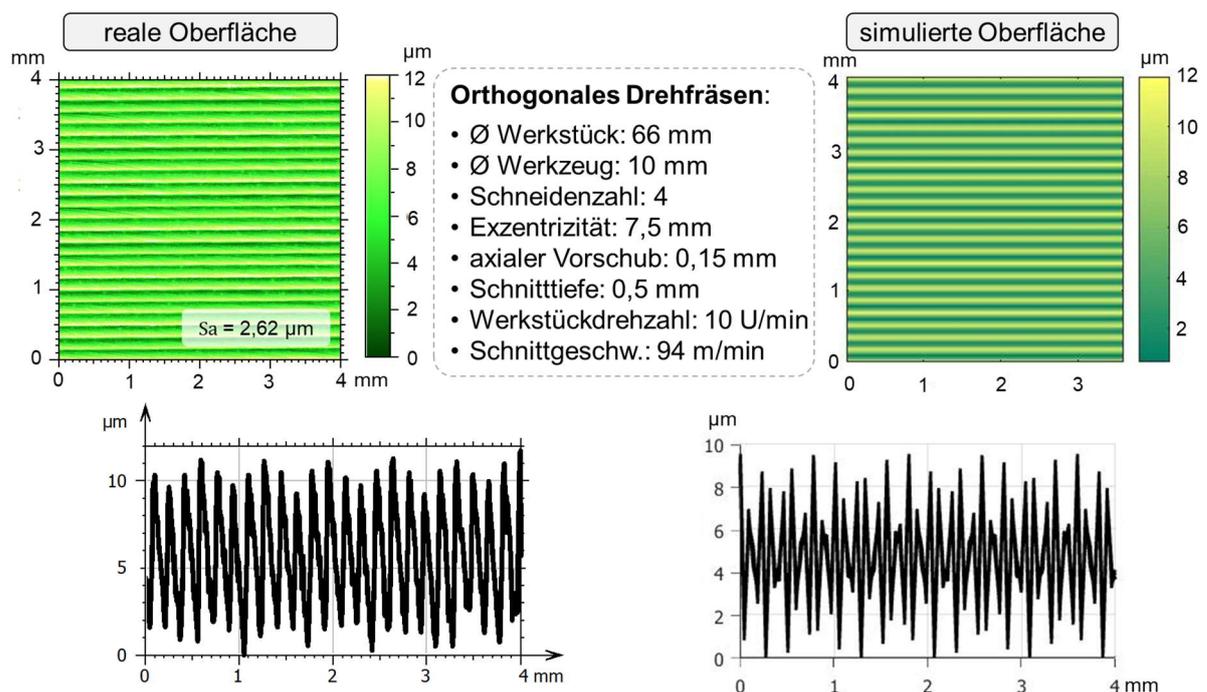


Abbildung 83: Vergleich zwischen realer und simulierter Oberfläche des orthogonalen Drehfräsens in Falschfarbendarstellung in Draufsicht und im Profilschnitt

Der Darstellung Abbildung 83 ist zu entnehmen, dass eine Übereinstimmung der Profilschnitte zwischen einer realen und simulierten Oberfläche vorliegt. Anhand der Draufsicht ist das Höhenprofil zu erkennen, welches sich durch einen gleichmäßigen

Abstand der Spitzen und Täler auszeichnet. Die Ausbildung der Profilsitzen in der Höhe stimmt ebenfalls zwischen realer und simulierter Oberfläche überein, so dass Aussagen bezüglich des Profilverlaufs getätigt werden können.

Bei diesem Simulationsansatz wurde den vorhergehenden Nachteilen entgegengewirkt und die Simulation einer drehgefrästen Oberfläche geschaffen, welche in kürzerer Rechenzeit erzeugt werden kann und über einen Maßstab verfügt. Eine direkte Gegenüberstellung zwischen realer und simulierter Oberfläche ist dadurch gegeben.

### **6.3 Zwischenfazit der entwickelten Simulationsansätze**

Es liegen zwei verschiedene Simulationsansätze für die Modellierung der Oberflächentopographie des Drehfräsprozesses vor. Beide Ansätze basieren auf der analytischen Beschreibung des Prozesses in Folge der kinematischen Gegebenheiten beim Drehfräsen.

Der erste Ansatz ist eine Durchdringungssimulation, welche mit Solid Works die Oberflächentopographie abbilden kann. Dieser Simulationsansatz ist gekennzeichnet durch eine hohe Rechenlaufzeit. Der zweite Simulationsansatz basiert auf analytischen Berechnungen zur theoretischen Rautiefe, welche die Oberflächenpunkte in der Höhe beschreiben. Dieser Ansatz zeigt eine wesentlich geringere Zeitbeanspruchung auf und gibt die Oberfläche in Maßstabsform wieder. Somit kann ein direkter Vergleich mit der realen Oberfläche erfolgen.

Beide Ansätze zeigen bei der Verifikation mit drehgefrästen Oberflächen Analogien auf. Demzufolge ist eine Eignung der Simulationen in Bezug auf die Vorhersage einer Drehfrässtruktur nachgewiesen. Jedoch wurden dynamische Einflüsse bisher nicht berücksichtigt und bilden damit die Grundlage für einen Ausblick zur Simulation des Drehfräsprozesses. Unter Berücksichtigung von periodisch wiederkehrenden elastischen Deformationen des Werkzeugs (Schwingungen) ist die Spanbildung und der Schnittkraftverlauf in einem komplexen Modell der Mehrkörpersimulation denkbar.

Weiterhin bestünde die Möglichkeit die CAD-Daten für weitere Zwecke zu nutzen und zu exportieren. Beispielhaft ist dabei die Tribologie aufzuführen, welche über Simulationsprogramme in Richtung FEM verfügt und den elasto-hydrodynamischen Kontakt im tribologischen System berechnen kann.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Das Anliegen dieser Arbeit bestand in der grundlegenden Betrachtung des Drehfräsens als neuartiges Fertigungsverfahren zur Erzeugung von funktionalen Oberflächen. Die Motivation der gewählten Thematik resultierte aus dem hohen Potential des Drehfräsens und der mangelnden Vertretung des Verfahrens in Wissenschaft und Technik. Für das Fräsen als konventionelles Fertigungsverfahren liegen viele Erkenntnisse und Anwendungsempfehlungen vor, wohingegen das Drehfräsen ein noch breites Forschungsfeld repräsentiert. Unter Bezug auf die wissenschaftlichen Veröffentlichungen zum Drehfräsen wurde die komplexe Kinematik des Drehfräsens näher betrachtet und Unzulänglichkeiten im Stand der Technik herausgestellt. Als Zielsetzung stand das Bestreben einer ganzheitlichen Betrachtung des Drehfräsens für die gezielte Erzeugung von funktionalen Oberflächen in der technologischen Praxis im Vordergrund. Funktionale Oberflächen erlangen vermehrt Bedeutung, insbesondere in der Medizintechnik aber auch in anderen Anwendungsgebieten. Ausschlaggebend ist dabei die Erfüllung der Anforderungen an die Oberflächen in Kombination mit der Effizienz des Verfahrens. Ein hohes Zerspanvolumen, handelsübliche Standardwerkzeuge und die Möglichkeit zur Umsetzung einer Trockenbearbeitung bestärkt die Entscheidung für dieses Verfahren.

Hiervon ausgehend gibt die Arbeit einen umfassenden Einblick in dieses komplexe Zerspanverfahren. Die Grundlagen des Drehfräsens wurden komplett überarbeitet und teils ergänzt sowie für alle Verfahrensarten im Stand der Technik zusammengetragen. Dabei wurde die Spanbildung des orthogonalen, tangentialen und koaxialen Drehfräsens erläutert, welche für die Kraftwirkungen während der Zerspanung von Bedeutung ist. Die veröffentlichten Kenntnisse zur Spanungsgeometrie wurden um analytische Aspekte der kinematischen Rauheit erweitert.

Die bekannten Grundlagen zum Prozess des Drehfräsens wurden im Bearbeitungsverlauf immer wieder aufgegriffen und einer eigenen wissenschaftlichen Betrachtung unterzogen. Zusammenfassend ist die Arbeit in drei wesentliche Abschnitte untergliedert. Zum einen sind es Untersuchungen zu den zentralen Größen im Drehfräsprozess, die Analyse der funktionalen Oberflächen und die Simulation der Oberflächentopographie. Die Untersuchungen stützen sich dabei auf die Verfahrensarten des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens, da diese bei den analysierten Anwendungsfällen zum Einsatz kamen.

Im ersten Abschnitt wurden die System-, die Einfluss- und Störgrößen betrachtet, um den Prozess des Drehfräsens ganzheitlich beschreiben zu können. Hierbei wurden Abhängigkeiten zwischen den Einstell- und Zielgrößen aufgezeigt. Begonnen bei der Zerspankraft und ihren Komponenten des orthogonalen und tangentialen Drehfräsens ist die Einflussnahme der Fertigungsparameter von Bedeutung. Es wurde ersichtlich, dass die Schnitttiefe und das Spanvolumen die Kraftkomponenten beim orthogonalen Drehfräsen dominieren. Beim tangentialen Drehfräsen hingegen werden die Zerspankraft und ihre Komponenten durch den axialen Vorschub bestimmt. Bei näherer Betrachtung des tangentialen Drehfräsens in Bezug auf die Werkzeuggeometrie zeigte sich, dass bedingt durch den Eingriff der Umfangsschneiden der Helixwinkel den Schneideneintritt und den Schnittverlauf beeinflusst. Durch einen geringeren Helixwinkel stellen sich ein niedriges Biegemoment und eine geringere Oberflächenrauheit ein. Weiterführend hat neben der Werkzeuggeometrie der Werkzeugverschleiß einen Einfluss auf den Prozess. Durch die kontinuierliche Zunahme des Werkzeugverschleißes kommt es zu einer Veränderung der Kraft sowie der Oberflächenstruktur und Rauheit. Um das Strukturmuster der Oberfläche konstant zu halten, ist die Überwachung und Vermeidung des Werkzeugverschleißes von Bedeutung.

Weitergehend wird das Drehfräsen im Hinblick auf die Eignung als Fertigungsverfahren zur Erzeugung funktionaler Oberflächen betrachtet. Dabei werden die Anwendungsfelder der Medizin- und Wälzlagertechnik aufgegriffen, da beide Anwendungsfelder gegensätzliche Anforderungen an die Oberfläche stellen. Die Wälzlagertechnik fordert einen hydrodynamischen Druckaufbau zwischen dem Kontaktpaar, was durch Schmierfilmtaschen in der Oberflächenstruktur umgesetzt werden kann. Durch das Drehfräsen können diese Oberflächen entsprechend strukturiert werden, so dass ein geringer Reibwert und Verschleiß entstehen. In dem Anwendungsfall von Konussteckverbindungen der Medizintechnik sind Oberflächen gefordert, welche eine hohe Haftfestigkeit aufweisen. Auch diese Anforderungen konnten mit dem Drehfräsen realisiert werden. Referenzen zu den drehgefrästen Oberflächen waren geschliffene und gedrehte Proben. Der Vergleich zeigt eine deutlich bessere Eignung der drehgefrästen Oberflächen.

Der letzte Abschnitt widmete sich der Simulation von drehgefrästen Oberflächen. Ein erster Ansatz stützt sich auf das Prinzip der Durchdringungssimulation, welche über

CAD realisiert wurde. Hierbei konnten keine befriedigenden Ergebnisse erreicht werden. Demgegenüber erzielte ein analytischer Simulationsansatz mittels Matlab eine hohe Übereinstimmung zwischen simulierter und drehgefräster Oberflächentopographie.

Anhand der geleisteten Untersuchungen zum Drehfräsen und den erlangten Erkenntnissen über die Ausbildung von strukturierten und funktionalen Oberflächen, konnte ein Beitrag zum sicheren Prozessverständnis des Drehfräsens geleistet werden. Es wurden zusammenfassend für das tangential und orthogonale Drehfräsen die Grundlagen der Spanentstehung und dessen Abhängigkeitsfaktoren dargelegt, sowie die Korrelation von Fertigungsparametern zur Oberflächenstruktur von funktionalen Systemen aufgezeigt.

Fortan ist die Weiterentwicklung des analytischen Simulationsansatzes für das Drehfräsen unter Berücksichtigung des dynamischen Verhaltens des Prozesses während der Zerspanung und Oberflächengenerierung zu berücksichtigen, um so die Einflussnahme von Schwingungen definieren zu können. Weiterhin ist die Erfassung der Werkzeugschneidentemperatur für das weitere Prozessverständnis erforderlich und für ein Verschleißmodell wünschenswert.

---

## Literaturverzeichnis

- [Abel04] T. Abeln: Geringere Reibung durch Laserstrukturierung. Verbesserung der tribologischen Eigenschaften über eine definierte Oberflächengestaltung; wt Werkstatttechnik online; 2004; H. 10; S. 566-571
- [Albe10] A. Albers: Five Hypotheses about Engineering Processes and their Consequences; Proceedings of the Eighth International Symposium on Tools and Methods of Competitive Engineering; TMCE; 2010; Italien
- [Alti12] Y. Altintas: Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics; MachineTool Vibrations and CNC Design, second ed. Cambridge University Press; NewYork; 2012; pp. 35–38.
- [Ande07] P. Andersson, J. Koskinen, S. Varjus, Y. Gerbig, H. Haefke, S. Georgiou, B. Zhmud, W. Buss: Microlubrication effect by laser-textured steel surface; Elsevier Wear; 2007; Vol. 262; pp. 369-379
- [Arun18] K Arun Vikram, Ch Ratnam, VVK Lakshmi, A Sunny Kumar, RT Ramakanth: Application of dragonfly algorithm for optimal performance analysis of process parameters in turn-mill operations- A case study. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering; Vol. 310; 2018; doi:10.1088/1757-899X/310/1/012154
- [Ashk17] A. Ashkanfar, D.J. Langton, T.J. Joyce: Does a micro-grooved trunnion stem surface finish improve fixation and reduce fretting wear at the taper junction of total hip replacements? A finite element evaluation. Journal of Biomechanics; 2017; Volume 63; pp. 47-54
- [Babu16] G. P. Babu, B. Murthy, K. Venkataro, C. Ratnam: Multi-response optimization in orthogonal turn milling by analysing tool vibration and surface roughness using response surface methodology. Proc IMechE Part B: J Engineering Manufacture; 2016; DOI: 10.1177/0954405415624349
- [Babu17] G. P. Babu, B. Murthy, K. Venkatarao, K. Adarsh Kumar: Taguchi based optimization of process parameters in orthogonal turn milling of ASTM B139. 5th International Conference of Materials Processing and Characterization; Materials Today: Proceedings; Vol. 4; 2017; pp. 2147-2156
- [Call15] A. Calleja, A. Fernandez, A. Rodriguez, L. N. Lopez de Lacalle, A. Lamikiz: Turn-milling of blades in turning centres and multitasking machines controlling tool tilt angle. Proc IMechE Part B: J Engineering Manufacture; 2015; Vol. 229(8); p. 1324–1336; DOI: 10.1177/0954405414535589

- 
- [Chou00] S. K. Choudhury, K. S. Mangrulkar: Investigation of orthogonal turn-milling for the machining of rotationally symmetrical work pieces. Journal of Materials Processing Technology 99; 2000; p. 120-128
- [Chou05] S. K. Choudhury, J. B. Bajpai: Investigation in orthogonal turn-milling towards better surface finish; Journal of Materials Processing Technology; Vol. 170; 2005; p. 487–493
- [Coma17] A. Comak, Y. Altintas: Mechanics of turn-milling operations; International Journal of Machine Tools & Manufacture; Vol. 121; 2017; p. 2-9
- [Coma18] A. Comak, Y. Altintas: Dynamics and Stability of Turn-Milling Operations with Varying Time Delay in Discrete Time Domain; Journal of Manufacturing Science and Engineering; 2018; doi:10.1115/1.4040726
- [Crac19] M. Crackau, N. Märtens, K. Harnisch, A. Berth, J. Döring, C. H. Lohmann, T. Halle, J. Bertrand: In vivo corrosion and damages in modular shoulder prostheses; Journal of Biomedical Materials Research Part B: Applied Biomaterials; 2019; 108B:1764-1778
- [Czic15] H. Czichos, K. H. Habig: Tribologie-Handbuch tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. Springer Vieweg Verlag; 4. Auflage; 2015; DOI 10.1007/978-3-8348-2236-9
- [Dani94] A. Daniel: Hochpräzisionszerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide- Band 2: Drehfräsen; FQS; Frankfurt am Main; 1994; ISBN 3-410-32847-5
- [Diet01] R. Dietzel: HSC-Tangentialdrehfräsen erzeugt hohe Oberflächengüte; Maschinenmarkt-Das Industriemagazin; Vol. 6; 2001; S.24-26
- [DIN 4760] NORM DIN 4760:1982-06: Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem
- [Doeb15] C. Döbberthin, K. Risse, B. Karpuschewski, L. Deters: Simultanes Drehfräsen zur gezielten Mikrostrukturierung am Beispiel tribologisch hochbelasteter Wälzkörper; 2015; Magdeburger Maschinenbau-Tage; Beitrag C1-1
- [Doeb18a] C. Döbberthin, F. Welzel, D. Bartel: Das Potential des Drehfräsens - Wertschöpfung durch Drehfräsen in Bezug auf die Ausbildung von Oberflächentopografien; 2018; wt Werkstatttechnik online; Springer-VDI-Verlag; S. 26-30
- [Doeb18b] C. Döbberthin, S. Taschenberger, F. Welzel, E. Woschke: Modelling of turn-milled surfaces; The international journal of advanced manufacturing technology; 2018; Vol. 101; Issue 1-4; pp. 849-857
- [Doer16] J. Döring: Spanende Bearbeitung von Kobalt-Chrom für den Einsatz in der Medizintechnik.; Otto-von-Guericke-Universität-Magdeburg; 2016 Dissertation

- 
- [Evan99] C. J. Evans, J. B. Bryan: "Structured", "textured" or "Engineered" Surfaces. CIRP Annals Volume 48; Issue 2; 1999; Pages 541-556
- [Filh11] J. M. C. Filho: Prediction of cutting forces in mill turning through process simulation using a five-axis machining center; Springer-Verlag London; Int J Adv Manuf Technol; 2011; DOI 10.1007/s00170-011-3391-6
- [Fryd00] U. Frydenbö: Drehfräsen spart 1200 Stunden pro Jahr; SECO Berichte und Informationen aus aller Welt; Nr. 1; 2000; S. 9
- [Funk12] R. Funke, A. Schubert: Inprozess-Mikrostrukturierung. Carl-Hanser Verlag München; Werkstatt Betrieb WB 7-8; 2012
- [Funk16] R. Funke, A. Schubert: Increase of the coefficient of static friction using turn-milling with an inclined milling spindle; 3<sup>rd</sup> CIRP Conference on Surface Integrity; Vol. 45; 2016; pp. 83-86
- [Gebh12] S. Gebhard: Reprofilieren von Schienenrädern; IPK-Fraunhofer Gesellschaft; Futur; 1/2012; S. 20-21
- [Gein06] V. Geinitz, D. Heß: Einfluss der Gleichmäßigkeit und der Oberflächeneigenschaften von Federstahldrähten auf die Parameter von Schraubenfedern; VDI-Gesellschaft Entwicklung, Konstruktion, Vertrieb Technische Universität Ilmenau; 2006
- [Gers18] M. Gerstenmeyer: Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahrens unter Verwendung des Zerspanwerkzeuges; Forschungsbericht aus dem wbk; Shaker Verlag; 2018
- [Guan16] Y. Guan, H. guan, G. Wang, R. Chen: Process monitoring and effects of process parameters on responses in turn-milling operations based on SN ratio and ANOVA. International Journal of Hybrid Information technology; Vol. 9, No. 6; 2016; pp. 231-244
- [Han02] C. H. Han, Y.S. Phyou, C.S. Kim: Ultrasonic micro-burnishing in view of eco-materials processing. Advances in Technology of Materials and Materials Processing Journal; 2002; Vol. 4(1); pp. 25-28
- [Hart14] W. D. Hartmann: Mess- und Auswertestrategien zur modellbasierten Bewertung funktionaler Eigenschaften mikrostrukturierter Oberflächen; Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg; 2014; Dissertation
- [Hert18] M. Hertel, M. Dix, M. Putz: Analytic model of process forces for orthogonal turn-milling. German Academic Society for Production Engineering (WGP); Springer Verlag; 2018
- [Hoff09] J. Hoffmann: Elektrische Werkstückantastung für Nanometer aufgelöste Oberflächen- und Koordinatenmesstechnik. Technische Fakultät der Universität Erlangen-Nürnberg; 2009; Dissertation

- 
- [Hou17] J. Hou, B. Wang, M. Wang: The Surface Roughness Modeling of End Milling on Orthogonal Turn-milling Process. 2nd International Conference on Manufacturing Science and Information Engineering; 2017; ISBN: 978-1-60595-516-2
- [Huuk12] J. Huuki, S. VA Laakso: Integrity of surfaces finished with ultrasonic burnishing; Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture; 2012; 227(1); pp. 45–53
- [ISO 25178] NORM DIN EN ISO 25178-2:2012: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen.
- [ISO 3040] NORM DIN EN ISO 3040:2016-12: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Bemaßung und Tolerierung – Kegel.
- [ISO 4287] NORM DIN EN ISO 4287:2010: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit.
- [ISO 683] NORM DIN EN ISO 683-17:2015-02: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 17: Wälzlagerstähle.
- [Inda17] N. S. Indakov, A. S. Binchurov, Y. I. Gordeev, V. B. Yasinski, D. I. Kiselyov, A. A. Lapeshev: Investigation of the process rotary turning by multi-faceted cutters. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 255; 2017; doi:10.1088/1757-899X/255/1/012001
- [Jian11] Z. Jiang, X. Liu, X. Deng: Modeling and Simulation on Surface Texture of Workpiece Machined by Tangential Turn-milling Based on Matlab; 978-1-4577-0536-6/11; IEEE; 2011; p. 4072-4075
- [Kara12] U. Karaguzel, M. Bakkal, E. Budak: Process Modeling of Turn-Milling Using Analytical Approach; 3rd CIRP Conference on Process Machine Interactions; Vol. 4; 2012; p. 131-139
- [Kara15] U. Karaguzel, E. Uysal, E. Budak, M. Bakkal: Analytical modelling of turn-milling process geometry, kinematics and mechanics. International Journal of Machine Tools & Manufacture 91; 2015; p. 24–33
- [Kara16] U. Karaguzel, E. Uysal, E. Budak, M. Bakkal: Effects of tool axis offset in turn-milling process; Journal of Materials Processing Technology; Vol. 231; 2016; p. 239–247
- [Kara17] U. Karaguzel, M. Bakkal, E. Budak: Mechanical and thermal modeling of orthogonal turn-milling operation. 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations; 2017; Vol. 58; pp. 287-292

- 
- [Karp12] B. Karpuschewski, H. J. Pieper, F. Welzel, K. Risse: Alternative strategies in finishing cylinder running surfaces; CIRP Annals; 2012; Vol. 61; pp. 559-562
- [Karp13] B. Karpuschewski, K. Schmidt, J. Prilukova, J. Beňo, I. Maňková, N. J. Hieu: Influence of tool edge preparation on performance of ceramic tool inserts when hard turning; Journal of Materials Processing Technology; Vol. 213; Issue 11; 2013; pp. 1978-1988
- [Karp14a] B. Karpuschewski, F. Welzel, K. Risse: Analogy studies of the effect of finishing on the tribological running-in behaviour of engine components using the example of the cylinder running surface; Advanced Materials Research; 2014; Vol. 1018; pp. 75-81
- [Karp14b] B. Karpuschewski, K. Schmidt, J. Beňo, I. Maňková, R. Frohmüller, J. Prilukova: Measuring procedures of cutting edge preparation when hard turning with coated ceramics tool inserts; Measurement; Volume 55; 2014; pp. 627-640
- [Karp15] B. Karpuschewski, K. Schmidt, J. Beňo, I. Maňková, R. Frohmüller, J. Prilukova: An approach to the microscopic study of wear mechanisms during hard turning with coated ceramics; Wear; Volumes 342-343; 2015; pp. 222-233
- [Karp16] B. Karpuschewski, F. Welzel, K. Risse, M. Schorgel: Reduction of Friction in the Cylinder Running Surface of Internal Combustion Engines by the Finishing Process; Procedia CIRP; 2016; Vol. 45; pp. 87-90
- [Karp17a] B. Karpuschewski, C. Döbberthin, K. Risse, L. Deters, and C. Döbberthin: Analysis of the Textured Surface of Tangential Turn-Milling; Materials Performance and Characterization; 2017; Vol. 6; No. 2; pp. 182-194
- [Karp17b] B. Karpuschewski, F. Welzel, C. Döbberthin: Simultaneous turn-milling for micro-structuring of tribologically highly loaded rolling elements; Development in Machining Technology. Scientific Research Reports; 2015; Vol. 7; No. 11; pp. 115-123
- [Karp17c] B. Karpuschewski, C. Döbberthin: Einfluss der Fertigungsparameter beim Drehfräsen auf die Funktionsoberflächen; 2017; VDI-Z: Zeitschrift für integrierte Produktion; Springer-VDI-Verlag; Bd. 159; S. 53-55
- [Karp18a] B. Karpuschewski, J. Kundrák, C. Felhő, G. Varga, I. Sztankovics, T. Makkai, D. Borysenko: Preliminary investigations for the effect of cutting tool edge geometry in high-feed face milling; Lecture Notes in Mechanical Engineering; 2018; Vol. 0; pp. 241–254
- [Karp18b] B. Karpuschewski, J. Kundrák, C. Felho, G. Varga, D. Borysenko: Effects of the tool edge design on the roughness of face milled surfaces; IOP Conference Series: Materials Science and Engineering; 2018; Vol. 448

- 
- [Kefe18] C. P. Keferstein, M. Marxer, C. Bach: Berührungslose Messverfahren; Fertigungsmesstechnik; Springer Vieweg; Wiesbaden; 2018; S. 2010
- [Kitz16] H. Kitzig, A. Zahedi, N. Jandaghi, B. Azarhoushang: Optimierung des Trockenschleifprozesses auf Basis der Strukturierung; Schweizer Schleif-Symposium; 2016
- [Klep13] W. Kleppmann: Versuchsplanung, Produkte und Prozesse optimieren; 8. Auflage; Carl Hanser Verlag München Wien; 2013
- [Krei08] O. Kreil: Einfluss der Oberflächenstruktur auf Druckverteilung und Schmierfilmdicke im EHD-Kontakt. TU München; 2008; Dissertation
- [Koen04] W. König, F. Klocke: Fertigungsverfahren Drehen, Fräsen, Bohren; Springer Verlag Berlin Heidelberg; 2004; ISBN 3-540-43304-X; 7., korrigierte Auflage
- [Lehm92] T. Lehmann: Orthogonales Drehfräsen- Spanbildung und Leistungsbedarf; Carl Hanser Verlag München Wien; 1992; Dissertation
- [Lee99] Y. S. Lee, C. J. Chiou: Unfolded projection approach to machining non-coaxial parts on mill-turn machines; Computers in Industry; Vol. 39; 1999; p. 147–173
- [Liu09] Z. Liu, X. Wang: Characteristic of surface profile and roughness in micro turn-milling of aluminum alloy 2A12. IET Conference Proceedings; 2009; p. 46-46, DOI: 10.1049/cp.2009.1424
- [Mank13] I. Maňková, J. Beňo, M. Vrabel: Effect of Workpiece Hardness on Surface Microgeometry when Hard Turning with Ceramic Inserts; Key Engineering Materials; Vol. 581; Trans Tech Publications, Ltd.; 2013; pp. 176–181
- [Mank16] I. Maňková, M. Vrabel, N. M. Durakbasa: Evaluation of cutting edge microgeometry for uncoated and coated end milling cutter; Proceedings of 8th International Engineering Symposium at Bánki; 2016; Paper 54
- [Mode14] J. Moder: Bewertung von Mischreibungsvorgängen in kontraformen Kontakten. Montanuniversität Leoben; 2014; Diplomarbeit
- [Muni15] S. Munir: Variations in the trunnion surface topography between different commercially available hip replacement stems. Journal of orthopaedic research. Orthopaedic Research Society 33; 2015; No. 1; pp. 98-105
- [Nart14] M. Narten: Abdichtung von fließfettgeschmierten Getrieben mit Radialwellendichtungen – Reibungsminderung durch Makrostrukturierung der Dichtungsgegenläufigkeit; Institut für Maschinenelemente Universität Stuttgart; 2014; Dissertation
- [Niu18] Z. Niu, L. Jiao, S. Chen, P. Yan, X. Wang: Surface Quality Evaluation in Orthogonal Turn-Milling Based on Box-Counting Method for Image

- 
- Fractal Dimension Estimation. Nanomanufacturing and Metrology; Springer Nature; 2018
- [N.N.13] Sandvik Coromant GmbH: Anwenderhandbuch Drehfräsen; Düsseldorf; 2013
- [N.N.14] Wollschläger GmbH & Co KG: Katalog; Präzise Fräsen; 2013
- [N.N.16] Digital Surf, Frankreich, 2016, Referenzhandbuch
- [N.N.17a] Gühring KG: Gühring Fräswerkzeuge New Level; 2017
- [N.N.17b] Statistisches Bundesamt; Oktober 2017
- [N.N.18] Physiotherapy and Health Care - Total Physiocare. <http://totalphysiocare.com.au/>; aufgerufen am: 22.02.2018
- [N.N.19] NanoFocus AG: Video, <https://www.nanofocus.de/technologie/messprinzipien/usurf-technologie/video-konfokaltechnik/>; aufgerufen am 06.03.2019
- [N.N.20] Sandvik Coromant GmbH: Internetseite; <https://www.sandvik.coromant.com/de-de/products/Pages/productdetails.aspx?c=R390-010A10-07L>; aufgerufen am 06.05.2020
- [Oute18] J. Outeiro: Residual Stresses in Machining Operations; CIRP Encyclopedia of Production Engineering; Springer Verlag Berlin, Heidelberg; 2018
- [Ozay12] C. Ozay, V. Savas: The Optimization of Cutting Parameters for Surface Roughness in Tangential Turn-milling using Taguchi Method. Advances in Natural and Applied Sciences, 6(6); 2012; pp. 866-874; ISSN 1995-0772
- [Pabe11] C. T. Pabel: Fraktale Charakterisierung pharmazeutischer Schüttoberflächen. Universität Würzburg; 2011; Dissertation
- [Pape17] F. Pape, O. Maiß, G. Poll, B. Denkena: Erhöhte Wälzfestigkeit und Reibungsminderung bei Wälzlagern und Gleichlaufgelenken durch eine innovative Hartbearbeitung. DFG; SPP 1551; 2017
- [Peng15] F. Peng, Y. Liu, S. Lin, R. Yan, S. Yan, B. Li: An Investigation of Workpiece Temperature in Orthogonal Turn-Milling Compound Machining. Journal of Manufacturing Science and Engineering ASME; Vol. 137; 2015
- [Pflu09] C. G. Pflüger, W. Haas: Nicht schön aber gut; KEM Informationsvorsprung für Konstrukteure; 2009; S. 16-17

- 
- [Poga00] M. Pogacnik, J. Kopac: Dynamic stabilization of the turn-milling process by parameter optimization. Proc Instn Mech Engrs; Vol. 214 Part B; 2000; pp. 127-135
- [Qiu15] W. Qiu, Q. Liu, S. Yuan: Modeling of cutting forces in orthogonal turn-milling with round insert cutters. Int J Adv Manuf Technol; 2015; pp. 1211–1222; DOI 10.1007/s00170-014-6742-2
- [Rahm17] A. Z. Rahmann, K. Jauhari, H. Suryaputra, M. Abubakar, E. T. Wibowo, M. al Huda: The Effects of Feed Rate to Dimensional Accuracy and Roughness on Machining Process of Propeller Blade using 5-Axis CNC Turn-Milling Machine. International Journal of Applied Engineering Research; Vol. 12; 2017; pp. 14989-14992; ISSN 0973-4562
- [Rao18] K. V. Rao: A Novel Approach for Minimization of Tool Vibration and Surface Roughness in Orthogonal Turn Milling of Silicon Bronze Alloy; Springer Nature; 2018
- [Ratn16] C. Ratnam, K. A. Vikram, B.S. Ben, B.S.N. Murthy: Process monitoring and effects of process parameters on responses in turn-milling operations based on SN ratio and ANOVA. Elsevier Measurement; Vol. 94; 2016; pp. 221-232
- [Rehm12] A. Rehmer: Influence of assembly procedure and material combination on the strength of the taper connection at the head-neck junction of modular hip endoprostheses. Clinical biomechanics (Bristol, Avon) 27; 2012; No. 1; pp. 77-83
- [Sahm96] D. Sahm: Oberflächenbeschaffenheit und Produktivität beim orthogonalen Hochgeschwindigkeitsdrehfräsen; Shaker Verlag Aachen; 1996; Dissertation
- [Sasa08] H. Sasahara, A. Kato, H. Nakajima, H. Yamamoto, T. Muraki, M. Tsutsumi: High-speed rotary cutting of difficult-to-cut materials on multitasking lathe. International Journal of Machine Tools & Manufacture; Vol. 48; 2008; pp. 841–850
- [Sava07] V. Savas, C. Ozay: Analysis of the surface roughness of tangential turn-milling for machining with end milling cutter; Journal of Materials Processing Technology; Vol.186; 2007; p. 279–283
- [Schu90] H. Schulz: High Speed Turn-Milling - A New Precision Manufacturing Technology for the Machining of Rotationally Symmetrical Workpieces; CIRP Annals; Vol. 39; Issue 1; 1990; S. 107-109
- [Schu94] H. Schulz, T. Kneisel: Turn-milling of Hardened Steel-an Alternative to Turning; CIRP Annals, Vol. 43; 1994; p.93-96
- [Schu96] H. Schulz: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung = Highspeed machining; Hanser Verlag München Wien; 1996, ISBN 3-446-18796-0

- 
- [Schu09] A. Schubert, R. Funke, A. Nestler: Oberflächenausbildung beim Drehfräsen von Aluminiummatrix-Verbundwerkstoffen mit Diamant-Werkzeugen. wt Werkstatttechnik online Jahrgang 99; H. 11/12; Springer-VDI-Verlag GmbH & Co. KG. Düsseldorf; 2009
- [Schu10] A. Schubert, A. Nestler, R. Funke: Einfluss von Werkzeugschneidengeometrie und Prozessparametern auf die Oberflächenfeingestalt beim Drehfräsen von Aluminiummatrix-Verbundwerkstoffen; Mat.-wiss. u. Werkstofftech.; 2010; Vol. 41; No. 9
- [Seew11] J. Seewig, C. Wiehr, S. Gröger: Charakterisierung technischer Bauteiloberflächen. Stand der Oberflächenmesstechnik heute; 4. Fachtagung; Erlangen; 2011
- [Somm10] K. Sommer, R. Heinz, J. Schöfer: Verschleiß metallischer Werkstoffe-Erscheinungsformen sicher beurteilen. Vieweg+Teubner Verlag; 2010; DOI 10.1007/978-3-8348-9775-6
- [Somm14] K. Sommer, R. Heinz, J. Schöfer: Verschleiß metallischer Werkstoffe. Springer Fachmedien Wiesbaden; 2014; DOI10.1007/978-3-8348-2464-6\_2
- [Sorg84] K. P. Sorge: Die Technologie des Drehfräsens; Carl Hanser Verlag München Wien; 1984; ISBN 3-446-14108-1
- [Töns97] H. K. Tönshoff, B. Karpuschewski, C. Borbe: Comparison of Basic Mechanisms in Cutting and Grinding of Hardened Steel; Production Engineering; Vol. 4; 1997; Ausgabe 2; S. 5-8.
- [Uhl15] E. Uhlmann: Tribologie in der Produktionstechnik; Springer Fachmedien Wiesbaden; Tribologie Handbuch; DOI 10.1007/978-3-8348-2236-9\_14; 2015; S. 575
- [Uysa14] E. Uysal, U. Karaguzel, E. Budak, M. Bakkal: Investigating Eccentricity Effects in Turn-Milling Operations; 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014; 2014; p. 176-181
- [Wage15] V. Wagener: Oberflächenfunktionalisierung und Beschichtung von Magnesium mit Proteinen – Adsorptionsverhalten und Einfluss der Schichten auf die Korrosion und die Biokompatibilität von Magnesium; Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU); 2015; Dissertation
- [Wein01] K. Weinert, H. Löbke, H. P. Boost: Drehfrästechnologie zur Bearbeitung geschmiedeter Großkurbelwellen; VDI-Z Special Werkzeuge; 2001; S. 30-33
- [Werm07] G. Wermeister, C. Richt: Drehfräsen: Effiziente Bearbeitung; VDI-Z Special Werkzeuge; 2007; S. 18-21

- 
- [Wieh11] C. Wiehr, J. Seewig: 3D-Kenngrößen nach ISO 25178. TU Kaiserslautern, 2011
- [Will93] G. Willmann: Das Prinzip der Konus-Steckverbindung für keramische Kugelköpfe bei Hüftendoprothesen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik; Vol. 24; 1993; Nr.9; S. 315-319
- [Wein13] H. v. Weingraber, M. Abou-Aly: Handbuch Technische Oberflächen: Typologie, Messung und Gebrauchsverhalten. Springer-Verlag; 2013
- [Yan16] R. Yan, X. Tang, F.Y. Peng, Y. Wang, F. Qiu: The effect of variable cutting depth and thickness on milling stability for orthogonal turn-milling. Int J Adv Manuf Technol; 2016 pp. 765–777; DOI 10.1007/s00170-015-7418-2
- [Yong15] C. Yonglin, M. Yemeng, H. Chao, Y. Xiangkai: Swept area modeling and cutter wear study in turn-milling. Int J Adv Manuf Technol; Springer Verlag; 2015; pp. 775–789
- [Zache04] M. Zacher: Tabelle 1: Übersicht zu den Veröffentlichungen des Drehfräsens; WZL RWTH Aachen; Shaker Verlag; 2004; Dissertation
- [Zhu13] L. Zhu, H. Li, W. Wang: Research on rotary surface topography by orthogonal turn-milling; Int J Adv Manuf Technol; 2013; Vol. 69; p. 2279–2292
- [Zhu14] L. Zhu, H. Zhao, X. Wang: Research on 3D chatter stability of blade by high-speed turn-milling. JVE International LTD. Journal of Vibroengineering; 2014, Vol. 16; Issue 7; ISSN 1392-8716
- [Zhu15] L. Zhu, Z. Jiang, J. Shi, C. Jin: An overview of turn-milling technology; Int J Adv Manuf Technol; 2015; Vol. 81; p. 493–505; DOI 10.1007/s00170-015-7187-y
- [Zhu16] L. Zhu, H. Li, C. Liu: Analytical modeling on 3D chip formation of rotary surface in orthogonal turn-milling; Archives of Civil and Mechanical Engineering; Vol. 16; 2016; p. 590-604

---

## **Studentische Arbeiten mit Betreuung durch die Autorin**

Die aufgeführten Arbeiten sind neben vielen weiteren Abschlussarbeiten im Zeitraum der Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg entstanden.

- [Schm18] C. Schmidt: Untersuchung der Zerspankraft im Prozess des tangentialen und orthogonalen Drehfräsens, Masterarbeit, 2018
- [Herm17] S. Herrmann: Experimentelle Ermittlung des Einflusses der Werkzeuggeometrie auf drehgefräste Oberflächenstrukturen, Masterarbeit, 2017
- [Tasc16] S. Taschenberger: Aufstellen einer geometrischen Durchdringungssimulation vom Drehfräsen, Bachelorarbeit, 2016
- [Kram16] N. Krampez: Untersuchung der Verschleißentwicklung von Fräswerkzeugen im Drehfräsprozess, Bachelorarbeit, 2016