

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Tassilo Arndt

**Simulative und experimentelle
Untersuchung des Rotationsunrunddrehens
zur hochproduktiven Herstellung
unrunder Bauteilquerschnitte**

Band 304

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Tassilo Korbinian Arndt

**Simulative und experimentelle Untersuchung des
Rotationsunrunddrehens zur hochproduktiven Herstellung
unrunder Bauteilquerschnitte**

Band 304

**Simulative und experimentelle Untersuchung des
Rotationsunrunddrehens zur hochproduktiven Herstellung
unrunder Bauteilquerschnitte**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene

DISSERTATION

von

M.Sc., Tassilo Korbinian, Arndt

Tag der mündlichen Prüfung: 27.01.2026

Hauptreferent:
Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Friedrich Bleicher

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2026

Copyright Shaker Verlag 2026

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

Printed in Germany.

Print-ISBN	978-3-8191-0548-7
PDF-ISBN	978-3-8191-0499-2
ISSN	2944-6430
eISSN	2944-6449

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren
Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9
Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort der Herausgeber

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als “Wertschöpfungspartner” einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von additiven und subtraktiven Fertigungsverfahren, den Produktionsanlagen und der Prozessautomatisierung sowie mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung der Produktionssysteme und -netzwerke. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Prof. Dr.-Ing. Frederik Zanger

Vorwort des Verfassers

Die Inhalte dieser Arbeit sind im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) entstanden. In diesem Zusammenhang bedanke ich mich recht herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die Betreuung meiner wissenschaftlichen Arbeit als Hauptreferent, für das mir entgegen gebrachte Vertrauen, sowie für die fachliche und persönliche Forderung und Förderung. Außerdem danke ich Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Friedrich Bleicher von der Technischen Universität Wien für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats, sowie Frau Prof. Luise Kärger vom KIT für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Mein Dank gilt zudem meinen ehemaligen Institutskollegen, insbesondere meinen beiden Teamleitern Andreas Hilligardt und Jan Klose, meinen späteren Leitungskollegen Florian Sauer und Jannik Schwalm, sowie meiner Zimmerkollegin Emma Punsmann. Stellvertretend für die Technik möchte ich mich bei Margit Scheidt und Klaus Simon, sowie bei der guten Seele des Hauses Karin Fuchs bedanken. Mein besonderer Dank gilt meinen Studierenden Vera Vollmer, Marie Hörner und Csenger Tóth, welche mich tatkräftig unterstützt haben. Außerdem bedanke ich mich bei den Projektpartnern aus der Industrie, namentlich Herrn Dr.-Ing. Sellmeier und Herrn Käser (Fa. INDEX-Werke GmbH & Co. KG Hahn & Tessky), Herrn Dr.-Ing. Luik, Herrn Kanz und Herrn Hoß (Fa. Hartmetall-Werkzeugfabrik Paul Horn GmbH), Herrn Dr.-Ing. Kiessling, Herrn Renner, Herrn Holzer und Herrn Stoll (Fa. Beutter Präzisions-Komponenten GmbH & Co. KG), sowie den Herren Rehm (Fa. Max Hauser Süddeutsche Chirurgiemechanik GmbH).

Ohne die beständige Unterstützung und Ermutigung durch meine Mutter, wäre es mir nicht möglich gewesen, über mich hinauszuwachsen. Ich danke dir, dass du meine Träume und Wünsche nicht nur respektiert, sondern sehr tatkräftig unterstützt hast.

In der Hoffnung, einen nützlichen Beitrag geleistet zu haben. Esslingen, 31.01.2026,

Tassilo Korbinian Arndt

Abstract

From medical implants with bionic shapes, camshafts and eccentric components in machinery to high-performance shaft-hub connections in drive technology: Components with non-circular cross-sections can be found in a wide range of technical applications. Today, multi-stage process chains are usually necessary for their machining. This poses an enormous challenge to economic efficiency. The newly developed, innovative, and highly productive process *Non-Circular-Rotary-Turning* fills this gap. It involves the usage of a tool with a non-circular contour, whose shape can be transferred to the component within certain limits using the principle of kinematic coupling.

The objective of this work is the characterization of Non-Circular-Rotary-Turning using simulation and experiments in order to gain profound knowledge for industrial implementation of the process. For this purpose, a geometric dixel-based simulation is utilized in order to calculate the tool contour and the cutting conditions, which are depend on location and time. A reference process is used to demonstrate the general feasibility of the process and to validate the process model. Detailed simulation and experimental influence analyses are conducted to identify fundamental relationships between process parameters, cutting conditions and targets such as process forces, geometric accuracy and surface roughness of the manufactured workpieces. It is distinguished if a given tool contour is used or if the tool contour is newly calculated depending on the process kinematics. In addition, the considerations are generalized taking the components cross-section into account in order to localize the geometric and process-related degrees of freedom. Finally, the process is transferred from the laboratory scale to a near-series environment using two specific application cases. Compared to conventional process chains, the use of Non-Circular-Rotary-Turning results in significant savings in production time with equivalent or even improved component quality.

Kurzfassung

Von medizinischen Implantaten mit bionischer Formgebung, über Nockenwellen und Exzenter-Bauteile im Maschinenbau bis hin zu Hochleistungs-Welle-Nabe-Verbindungen in der Antriebstechnik: Unrunde Bauteilquerschnitte finden sich in vielfältigen technischen Anwendungsfällen. Für deren spanende Fertigung sind heute in der Regel mehrstufige Prozessketten notwendig, was eine enorme Herausforderung für die Wirtschaftlichkeit ist. In diese Lücke fügt sich das neu-entwickelte, innovative und hochproduktive *Rotationsunrunddrehen* ein. Dabei kommt ein Werkzeug mit unrunder Kontur zum Einsatz, dessen Form unter Nutzung der kinematischen Kopplung in Grenzen auf das Bauteil übertragen werden kann.

Vorliegende Arbeit befasst sich mit der simulativen und experimentellen Charakterisierung des Rotationsunrunddrehens, um fundierte Kenntnisse für eine industrielle Umsetzung des Verfahrens zu erlangen. Dazu wird der Prozess auf Basis der geometrischen Durchdringungsrechnung modelliert, um die Werkzeugkontur und die vom Ort und von der Zeit abhängigen Prozesskenngrößen zu berechnen. Anhand eines Referenzprozesses wird die generelle Machbarkeit des Verfahrens gezeigt und das Prozessmodell validiert. Innerhalb von detaillierten simulativen und experimentellen Einflussanalysen folgt die Identifikation grundlegender Zusammenhänge zwischen Prozessstell-, Prozesskenn- und den Zielgrößen Prozesskraft, Geometrietreue und Oberflächenrauheit der hergestellten Bauteile. Dabei wird unterschieden, ob mit gegebener Werkzeugkontur oder in Abhängigkeit der Kinematik mit Neuberechneter Werkzeugkontur gearbeitet wird. Zudem werden die Betrachtungen mithilfe parametrischer Bauteilquerschnitte verallgemeinert, um die geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade des Rotationsunrunddrehens einzugrenzen. Schließlich wird das Verfahren vom Labormaßstab anhand zweier konkreter Anwendungsfälle ins seriennahe Umfeld übertragen und dort erprobt. Gegenüber den konventionellen Fertigungsrouten ergeben sich dabei durch Nutzung des Rotationsunrunddrehens signifikante Einsparungen in der Fertigungszeit bei gleichwertiger oder sogar verbesserter Bauteilqualität.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen und Formelzeichen	V
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Technik	2
2.1 Synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren	2
2.1.1 Rotationsunrunddrehen	2
2.1.2 Wälzschälen	4
2.1.3 Polygondrehen und Mehrkantdrehen	6
2.2 Unrunddrehen	8
2.3 Zerspanung von Ti6Al4V	9
2.4 Rotary Tools	10
2.4.1 Werkzeugantrieb	11
2.4.2 Spanbildung	13
2.4.3 Standvermögen	14
2.4.4 Prozesstemperaturen	15
2.4.5 Prozesskräfte	17
2.4.6 Bauteilzustände	18
2.5 Kinematische Prozessmodellierung	21
2.6 Fazit zum Stand der Technik	24
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	26
4 Methoden	28
4.1 Prozessmodellierung	28
4.2 Beschreibung unrunder Bauteilquerschnitte	31
4.3 Verwendete Bauteilquerschnitte und Prozesse	35
4.3.1 Referenz-Bauteilquerschnitt und Referenzprozess	35
4.3.2 Zweistufige Bearbeitungsstrategie	37
4.3.3 Zur Untersuchung des Einflusses des Bauteilquerschnitts	37
4.4 Materialien und Versuchsaufbauten	39
4.4.1 Kurzdrehen	39

4.4.2	Langdrehen	41
4.5	Mess- und Auswertetechnik	42
4.5.1	Prozesskräfte	42
4.5.2	Bauteiloberflächen	44
4.5.3	Bauteilkontur	45
4.5.4	Sonstige Messtechnik	47
5	Untersuchung des Referenzprozesses	48
5.1	Simulative Ergebnisse	48
5.2	Experimentelle Ergebnisse	54
5.3	Diskussion und Zwischenfazit	62
6	Simulative Untersuchungen	66
6.1	Einflussanalyse mit gegebener Werkzeugkontur	66
6.1.1	Einfluss des Vorschubs	66
6.1.2	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers	67
6.1.3	Einfluss des Achskreuzwinkels	69
6.1.4	Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung	72
6.1.5	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung	75
6.1.6	Zweistufige Bearbeitungsstrategie	77
6.2	Einflussanalyse mit Neuberechnung der Werkzeugkontur	79
6.2.1	Einfluss des Werkzeugdurchmessers	79
6.2.2	Einfluss des Drehzahlverhältnisses	82
6.2.3	Einfluss des Achskreuzwinkels	83
6.3	Geometrische und prozessseitige Freiheitsgrade	85
6.4	Diskussion der simulativen Untersuchungen	91
7	Experimentelle Untersuchungen	95
7.1	Einflussanalyse mit gegebener Werkzeugkontur	95
7.1.1	Einfluss des Vorschubs	95
7.1.2	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers	99
7.1.3	Einfluss des Achskreuzwinkels	102
7.1.4	Einfluss des Werkstoffs	105
7.1.5	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung	108
7.1.6	Zweistufige Bearbeitungsstrategie	109
7.2	Einflussanalyse mit Neuberechnung der Werkzeugkontur	113

7.2.1	Einfluss des Werkzeugdurchmessers	113
7.2.2	Einfluss des Drehzahlverhältnisses	117
7.2.3	Einfluss des Bauteilquerschnitts	120
7.3	Standweguntersuchung	122
7.4	Diskussion der experimentellen Untersuchungen	126
8	Umsetzung im seriennahen Umfeld	131
8.1	Anwendungsfall Knochennagel	131
8.1.1	Standmengenuntersuchung	133
8.1.2	Vergleich mit der konventionellen Fertigung	136
8.2	Anwendungsfall Exzenter	139
8.3	Fazit zur Umsetzung im seriennahen Umfeld	140
9	Zusammenfassung und Ausblick	141
9.1	Zusammenfassung	141
9.2	Ausblick	143
	Literaturverzeichnis	144
	Liste eigener Publikationen	160
	Werdegang	162
	Abbildungsverzeichnis	IX
	Tabellenverzeichnis	XIII
	Anhang	XIV
A1	Zeichnungen der Versuchsbauteile A und B	XIV
A2	Zeichnung des Knochennagels	XV

Abkürzungen und Formelzeichen

Kurzzeichen	Bedeutung
ADRT	Actively-Driven-Rotary-Tool
AP	Arbeitspaket
CCW	Gegen den Uhrzeigersinn (engl. counter-clockwise)
CNC	Computer-Numeric-Controlled
CT	Computer Tomographie
CW	Im Uhrzeigersinn (engl. clockwise)
FE	Finite Elemente
GG	Gegenlauf
GL	Gleichlauf
H-Profil	Profil mit der Form einer Hypotrochoide
H3-Profil	H-Profil mit 3 Ecken, Referenz-Bauteilquerschnitt
H6-Profil	H-Profil mit 6 Ecken
HM	Hartmetall
HSS	Schnellarbeitsstahl (engl. high speed steel)
MMS	Minimalmengenschmierung
NCRT	Rotationsunrunddrehen (engl. non circular rotary turning)
NCTP	Unrunddrehen (engl. non circular turning process)
RCD	Rotierendes Schnittkraft-Messsystem (engl. rotating cutting dynamometer)
RT	Rotary-Tool
SPRT	Self-Propelled-Rotary-Tool
WNV	Welle-Nabe-Verbindung
Z-Profil	Profil aus tangentialstetig zusammengesetzten Linien- und Kreissegmenten
Z6-Profil	Z-Profil mit 6 Ecken

Index bzw. Akzent	Erklärung
0	Werkzeug
2	Bauteil
m	Maschine
konst	Konstruktiv
sim	Simulativ
x	In X-Richtung
y	In Y-Richtung
z	In Z-Richtung
max	Maximum
min	Minimum
^	Maximum eines zeitlichen Verlaufs
∨	Minimum eines zeitlichen Verlaufs
–	Mittelwert
~	Spitze-Tal-Wert

Formelzeichen	Größe	Einheit
a	Achsabstand	mm
A	Spanungsquerschnitt	mm ²
d	Basisdurchmesser	mm
d _a	Hüllkreis- bzw. Kopfkreisdurchmesser	mm
d _e	Eckendurchmesser	mm
d _i	Pferchkreisdurchmesser	mm
d _M	Durchmesser der Materialstange	mm
d _R	Vorbearbeitungsdurchmesser	mm
d _t	Teilkreisdurchmesser	mm
e _h	Profilexzentrizität der Hypotrochoide	mm
f	Vorschub	mm
F	Kraft	N
F _c	Schnittkraft	N
F _f	Vorschubkraft	N
F _p	Passivkraft	N
F _t	Tangentialkraft	N
h	Spanungsdicke	mm
h _i	Örtliche Spannungsdicke	mm
i	Drehzahlverhältnis	–
k _e	Eckenformfaktor	–
k _h	Formfaktor der Hypotrochoide	–
k _{hf}	Flachpunkt-Formfaktor der Hypotrochoide	–
k _{hu}	Überschneidungs-Formfaktor der Hypotrochoide	–
n	Drehzahl	1/min
P _E	Messposition Bauteilecke	–
P _F	Messposition Bauteilflanke	–
r	Basisradius	mm
r _a	Hüllkreis- bzw. Kopfkreisradius	mm
r _e	Eckenradius	mm
r _i	Pferchkreisradius	mm
r _m	Momentanradius	mm
R ²	Adjustiertes Bestimmtheitsmaß	%
Ra	Arithmetischer Mittenrauwert	µm

Formelzeichen	Größe	Einheit
R_z	Gemittelte Rautiefe	μm
t_{LP}	Formabweichung des Linienprofils	mm
t_f	Fertigungszeit	s
v_{ac}	Auslegungs-Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_c	Betrag der Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_e	Betrag der Relativgeschwindigkeit	m/min
v_s	Betrag der Gleitgeschwindigkeit	m/min
v_t	Betrag der Tangentialgeschwindigkeit	m/min
VB	Verschleißmarkenbreite	μm
V_Z	Zerspanungsvolumen	mm^3
x, y, z	Kartesische Koordinaten	mm
z	Zähnezahl bzw. Anzahl der Mitnehmer	—
z_{ue}	Überlaufweg	mm
α	Freiwinkel	°
β	Keilwinkel oder Schrägungswinkel	°
γ	Spanwinkel	°
Δ	Abweichung bzw. Differenz	μm
ζ	Topographiewinkel	°
ϑ	Parameterwinkel	°
λ	Neigungswinkel	°
Σ	Achskreuzwinkel	°
φ	Drehwinkel	°
Φ	Polarwinkel	°
Ψ	Positionswinkel	°
ω	Winkelgeschwindigkeit	°/s

1 Einleitung

Unrunde Bauteilquerschnitte kommen in vielfältigen technischen Anwendungen zum Einsatz. Beispiele reichen von einfachen Exzenterbauteilen, über Nockenwellen bis in die Antriebstechnik, wo rotierende Komponenten mit Welle-Nabe-Verbindung (WNV) präzise gefügt werden müssen. Polygonförmige WNV weisen im Vergleich zu anderen formschlüssigen Verbindungen eine Reihe von Vorteilen auf. Diese ergeben sich aus der Selbstzentrierung und der niedrigen Kerbwirkung bei hoher übertragbarer Leistung und einer zugleich kompakten Bauweise (Orlov 1980). Beispielsweise versagt eine Passfederverbindung bei etwa 40 % des Drehmoments im Vergleich zu einer Polygonverbindung mit vergleichbaren Abmessungen (Leidich & Reiß et al. 2017). Allerdings gelten die bekannten und standardisierten polygonförmigen WNV wie das P3G-Profil als aufwendig und damit kostenintensiv in der Herstellung (Citarella & Gerbino 2001), sodass Polygonverbindungen nach wie vor Sonderanwendungen vorbehalten sind.

Ein anderes Anwendungsfeld unrunder Bauteilquerschnitte ist die Medizintechnik. Moderne Implantate werden hinsichtlich ihrer Geometrie zunehmend an bionische Formen angepasst, wodurch signifikante Vorteile für die Handhabung bei der Operation und das Patientenwohl entstehen. Die neu-gestalteten Implantat-Formen weisen geschwungene Flächen auf, deren Querschnitte nicht mehr kreisrund oder eckig sind (Sauermann 2023). Zeitgleich bestehen höchste Anforderungen an Festigkeit, Biokompatibilität, Toleranzeinhaltung und Oberflächenqualität der Bauteile. Dies führt in Kombination mit schwer zerspanbaren Werkstoffen wie Titan dazu, dass Schnittparameter zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit nicht beliebig erhöht werden können.

Heute erfolgt die Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte in der Regel in mehrstufigen Prozessketten, die Dreh-, Fräs- und oftmals auch Schleifoperationen umfassen. Obwohl derartige Prozessketten eine hohe geometrische Freiheit in der Bauteilgestaltung bieten, sind sie aufgrund ihrer Herausforderungen in Bezug auf die Wirtschaftlichkeit nachteilig. Bestehende Ansätze, die hohe Flexibilität des Fräsens mit der hohen Produktivität des Drehens zu verbinden, sind entweder mit erheblichen geometrischen Einschränkungen verbunden oder es sind Spezialmaschinen für deren Umsetzung erforderlich. Vor diesem Hintergrund befasst sich die vorliegende Arbeit mit der Beforschung eines neu-entwickelten und innovativen Verfahrens zur hochproduktiven Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte: Dem *Rotationsunrunddrehen*.

2 Grundlagen und Stand der Technik

2.1 Synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren

Als synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren wird eine Familie von Prozessen bezeichnet, die auf dem Prinzip der kinematischen Kopplung basieren. Dabei werden Werkzeug- und Bauteilrotation unter Einhaltung eines konstanten Drehzahlverhältnisses lagegeregelt synchronisiert. Je nach Prozess kann es darüber hinaus erforderlich sein, die kinematische Kopplung um eine Vorschubachse zu erweitern, beispielsweise, um beim synchronisierten Wirbeln ein Gewinde herstellen zu können. Die Beherrschung synchronisiert-zyklischer Verfahren ist aufgrund ihrer komplexen Kinematik und der damit verbundenen, örtlich und zeitlich veränderlichen Schnittbedingungen (= Prozess-kenngrößen) anspruchsvoll. Sie bieten jedoch hohes Potential, die Bauteilfertigung wirtschaftlicher zu gestalten oder die Herstellung aufwändiger Formelemente erst zu ermöglichen (Schulze & Arndt 2024).

2.1.1 Rotationsunrunddrehen

Das Rotationsunrunddrehen (engl. Non-Circular-Rotary-Turning = NCRT) ist ein innovatives, hochproduktives, synchronisiert-zyklisches Zerspanungsverfahren zur Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte. Durch die kinematische Kopplung ist das Verfahren in der Lage, die unrunde Form des Werkzeugs in Grenzen auf das Bauteil zu übertragen, siehe Abbildung 2.1. Die Rotationsachsen von Werkzeug und Bauteil sind dabei typischerweise unter einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ angeordnet, wobei auch andere Winkel denkbar sind. Während des Prozesses stehen alle linearen Achsen der Werkzeugmaschine mit Ausnahme der Vorschubachse still und das Werkzeug ist ununterbrochen im Eingriff (Arndt & Schulze 2024a).

Die Kinematik des Prozesses ist anhand der Formeln (2.1) bis (2.4) definiert. Das konstante Drehzahlverhältnis i entspricht dem Quotienten der Winkelgeschwindigkeiten des Werkzeugs ω_0 und des Bauteils ω_2 bzw. derer Drehzahlen n . In die Berechnung des Drehzahlverhältnisses i über die Anzahl der Mitnehmer z gehen Werkzeug und Bauteil umgekehrt ein. Die Drehrichtung des Werkzeugs kann invertiert werden, wobei zwischen Drehung in Richtung des Uhrzeigersinns (engl. clockwise = CW) und entgegengesetzt (engl. counter-clockwise = CCW) unterschieden wird. Im zugrunde gelegten Koordinatensystem des Werkzeugs entspricht dies einem positiven bzw. negativen

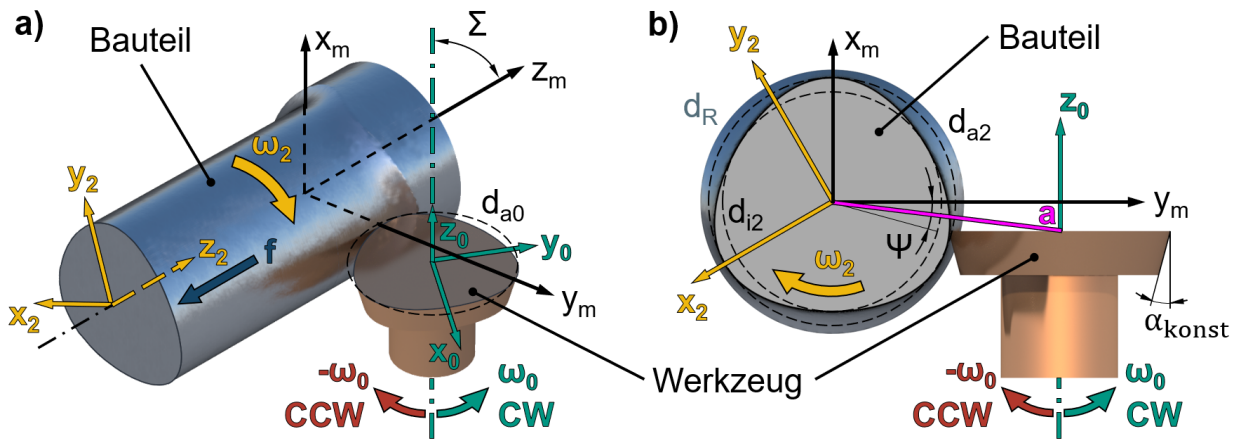


Abbildung 2.1: Kinematik des Rotationsunrunddrehens nach (Arndt & Schulze 2024a):
a) Isometrische Ansicht. b) Ansicht im Stirnschnitt des Bauteils.

Werkzeughrehwinkel φ_0 und einer entsprechenden Winkelgeschwindigkeit ω_0 , siehe Abbildung 2.1. Im Maschinenkoordinatensystem ist die Position des Werkzeugs in x_m - und y_m -Richtung konstant und definiert damit den ebenfalls konstanten Achsabstand a . Die Eingangsgrößen sind dabei der Pflchkreisdurchmesser des Bauteils d_{i2} , der Hüllkreisdurchmesser des Werkzeugs d_{a0} und der Positionswinkel Ψ . Die wesentlichen Freiheitsgrade der Prozesskinematik bei der Werkzeug- und Prozessauslegung sind der Achskreuzwinkel Σ , das Drehzahlverhältnis i , der Werkzeug-Hüllkreisdurchmesser d_{a0} , der Positionswinkel Ψ und die Werkzeughrehrichtung (Arndt & Schulze 2024a).

$$i = \frac{\omega_0}{\omega_2} = \frac{n_0}{n_2} = \frac{z_2}{z_0} \quad (2.1)$$

$$x_m = \frac{-d_{i2}}{2} \sin \Psi \quad (2.2)$$

$$y_m = \frac{d_{i2} \cos \Psi + d_{a0}}{2} \quad (2.3)$$

$$a = \sqrt{x_m^2 + y_m^2} = \frac{1}{2} \sqrt{d_{a0}^2 + 2d_{a0}d_{i2} \cos \Psi + d_{i2}^2} \quad (2.4)$$

2.1.2 Wälzschälen

Das Wälzschälen ist ein synchronisiert-zyklisches Zerspanungsverfahren zur Fertigung von Verzahnungen (Schulze & Arndt 2024), das sich durch eine hohe Produktivität und Flexibilität im Vergleich zu etablierten spanabhebenden Verfahren zur Verzahnungsherstellung auszeichnet (Bauer 2018). In den vergangenen Jahren hat das Verfahren im Zuge der Mobilitätswende stark an Bedeutung gewonnen, da es insbesondere für die Fertigung von Innenverzahnungen und Stufenritzeln geeignet ist, die in elektro-automobilen Planetengetrieben eingesetzt werden (Stadtfeld 2020). Das mit dem Bauteil kämmende Werkzeug hat eine Zahnrad ähnliche Form (Pittler 1910), siehe Abbildung 2.2.

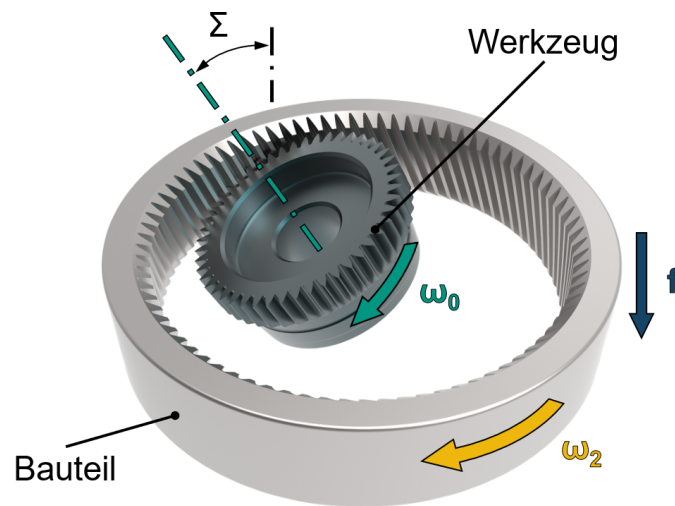


Abbildung 2.2: Kinematik des Wälzschälens nach (Schulze & Arndt 2024).

Die Schnittgeschwindigkeit v_c entsteht beim Wälzschälen durch die windschiefe Anordnung der Bauteil- und Werkzeugachse unter einem Achskreuzwinkel Σ . Für die Wahl einer Werkzeugdrehzahl n_0 gibt (Jansen 1980) eine Näherungsformel in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c , dem Achskreuzwinkel Σ , dem Werkzeug-Teilkreisdurchmesser d_{t0} und dem Werkzeug-Schrägungswinkel β_0 an, siehe Formel (2.5).

$$v_c = \frac{d_{t0} \cdot \pi \cdot n_0 \cdot \sin \Sigma}{\cos \beta_0} \quad (2.5)$$

Eine Besonderheit des Wälzschälens ist, dass die Werkzeugkontur zunächst simulativ aus der Bauteilkontur abgeleitet werden muss (Hühsam 2002). Nach Ableitung der Werkzeugkontur muss geprüft werden, ob diese in der gewählten Prozesskinematik

in der Lage ist, die gewünschte Bauteilkontur zu reproduzieren (Prüfung der Wälzbarkeit). Tatsächlich kann das Erzeugungsgetriebe des Wälzschälens als modifiziertes Konus-Schraubrad-Getriebe aufgefasst werden, wodurch eine iterationsfreie Werkzeugauslegung auf Basis der Verzahnungstheorie ermöglicht wird (Hilligardt & Schulze 2022). Entsprechend kann das Werkzeug auch mit den Bestimmungsgrößen eines Zahnrads charakterisiert werden. Seine Profilverschiebung hängt von seiner Zähnezahl z_0 und seinem Durchmesser d_{a0} ab. Die Profilverschiebung hat wesentlichen Einfluss auf die Lage des Wälzkreises und damit auf den Verlauf der Berührlinie beim Wälzschälen (Hilligardt & Schulze 2022). In Anlehnung an das Verzahnungsgesetz ist die Berührlinie für die Verzahnungsherstellung als Pfad der Werkzeugpunkte definiert, welche die Endkontur bestimmen (Klocke & Brecher 2016). Abweichungen an der erzeugten Bauteilgeometrie können durch Fehlstellung der Kinematik (Guo & Mao et al. 2017), Betriebsverlagerungen aufgrund von Prozesskräften (Hilligardt & Schulze 2023) und eine fehlerhafte reale Werkzeuggeometrie (Wang & Liu et al. 2021) hervorgerufen werden. Meist kann das Zahnprofil durch Adaption der Kinematik mit gegebenem Werkzeug in Grenzen korrigiert werden (Bauer 2018).

Hühsam untersucht den Wälzschälprozess innerhalb einer 3D-Simulation und stellt fest, dass die Prozesskenngrößen stark über dem Eingriff variieren und vom Ort auf dem Werkzeugprofil abhängen. Dies betrifft insbesondere die Spanungsdicke h , den Spanwinkel γ , den Freiwinkel α , sowie die Schnittgeschwindigkeit v_c und die dazu senkrecht stehende Gleitgeschwindigkeit v_s . Der Kopf des Werkzeugzahns ist dabei wegen großen Spanungsdicken h bei zeitgleich negativen Spanwinkeln γ besonders belastet und daher oftmals bestimmend für die Werkzeug-Standzeit (Hühsam 2002). Im Prozess gemessene Werkzeugtemperaturen zeigen entsprechend auch am Kopf die höchsten Werte (Sauer & Gerstenmeyer et al. 2021). Zur Entschärfung der herausfordernden Schnittbedingungen erfolgt die Bearbeitung mit mehreren radialen Zustellungen in sogenannten Mehrschnittstrategien. Durch eine Erhöhung der Anzahl an Zustellungen können die meist kritischen negativen Spanwinkel γ vergrößert werden (Bauer 2018). Zudem hängt die Lastverteilung der Schneidkante und damit auch der örtliche Verschleiß von der Art der Mehrschnittstrategie ab, wie (Guo & Mao et al. 2018) zeigen. Beispielsweise lassen sich hohe Lasten durch eine Kombination aus radialer und rotatorischer Zustellung entlang der Schneidkante verteilen. Auch durch Profilverschiebung am Werkzeug kann der Verschleiß homogenisiert werden (Hilligardt & Schulze 2022). In der Praxis erfolgt die Prozessauslegung oftmals anhand von Extremwerten wie der

maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} , dem minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ und der maximalen Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c\max}$ (Vargas & Schulze 2021).

2.1.3 Polygondrehen und Mehrkantdrehen

Polygondrehen und Mehrkantdrehen sind zwei eigenständige, synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren zur Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte mit jeweils unterschiedlichen Anwendungsbereichen. Die beiden Verfahren verfügen jedoch in weiten Teilen über eine übereinstimmende Kinematik, weshalb sie hier gemeinsam dargestellt werden. Die Drehachsen von Werkzeug und Bauteil sind parallel angeordnet und um einen Achsabstand a zueinander versetzt (Clar 1953; Ley & Schmidt 1983). Bauteil und Werkzeug drehen sich in dieselbe Richtung, siehe Abbildung 2.3. Die kinematischen Größen beschränken sich auf den Achsabstand a , das Drehzahlverhältnis i , die Zähnezahl z_0 und den Werkzeugdurchmesser d bzw. den Werkzeugradius r . Aufgrund der sehr ähnlichen Kinematik haben die Schnittkurven beider Verfahren die mathematische Form einer Hypotrochoide. Dabei handelt es sich um eine spezielle Form der Zykloide, welche beim gleitfreien Abrollen eines Kreises innerhalb eines festen Rollkreises entsteht (Schütte 1902).

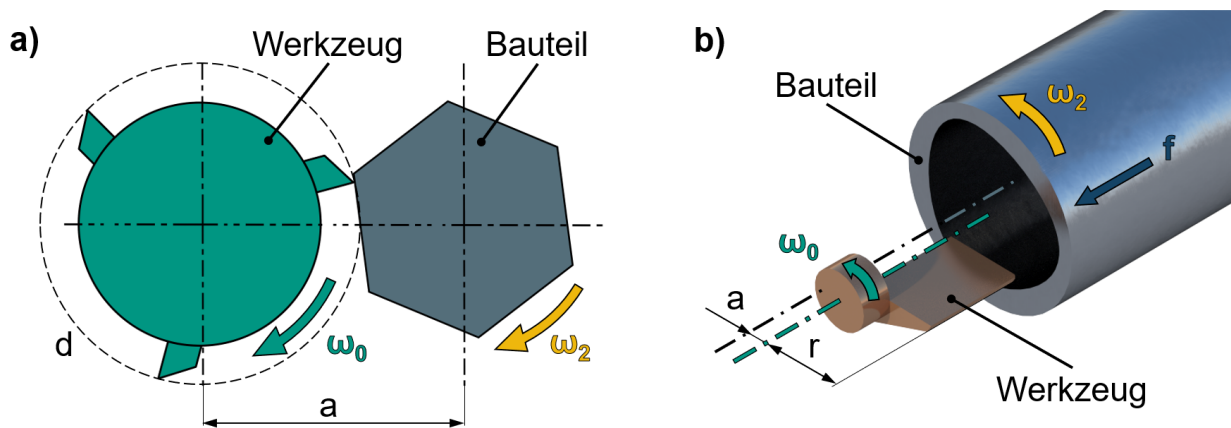


Abbildung 2.3: Kinematik des Mehrkantdrehens und Polygondrehens. a) Mehrkantdrehen eines Sechskants angelehnt an (Clar 1953). b) Polygondrehen eines Innenpolygons nach (Schulze & Arndt 2024).

Beim Mehrkantdrehen handelt es sich laut (Clar 1953) um „eine Kombination von Hobeln, Drehen und Fräsen“, womit er auf die hohe Produktivität und die für damalige Verhältnisse außergewöhnliche Vielseitigkeit des Verfahrens anspielt. Mit dem Mehrkantdrehen können quasi-ebene Flächen an rotierenden Bauteilen erzeugt werden, weshalb das Verfahren für die Herstellung von Mehrkantprofilen wie beispielsweise Vierkante oder

Sechskante genutzt wird, siehe Abbildung 2.3 a). Quasi-ebene Flächen deshalb, da es sich bei der am Bauteil wirksamen Schnittkurve um den flachen Kurvenabschnitt einer Ellipse handelt (Clar 1953). Daraus ergibt sich eine ballige oder minimal hohle Form, wobei die im Vergleich zur Geraden auftretenden Abweichungen innerhalb der Toleranzen genormter Schlüsselweiten für Schrauben und Armaturen liegen (Blinda 1964). In der Anwendung werden geringfügig ballige Flächen aufgrund einer Vergrößerung der Schlüsselanlagefläche und einer damit verbundenen geringeren Gefahr der Deformation sogar angestrebt. Eine Vorgehensweise zur Auslegung der Kinematik in Abhängigkeit des gewünschten Mehrkantprofils schildert (Blinda 1962). Eine weitere Anwendung des Verfahrens ist die Herstellung von Schlitzten beispielsweise an Schraubenköpfen oder Kronenmuttern (Clar 1953). Hierfür wird jedoch eine von Abbildung 2.3 a) abweichende Schneidengeometrie benötigt (Sellmeier 2024). Trotz vielseitiger kinematischer Möglichkeiten reichen die geometrischen Freiheitsgrade des Mehrkantdrehens nicht über quasi-ebene Flächen mit scharfkantigen Übergängen hinaus (Soliman 2022). Durch den unterbrochenen Schnitt ist das Werkzeug hohen Belastungen ausgesetzt (Blinda 1962). Außerdem variieren die Schnittgeschwindigkeit v_c , der Freiwinkel α und der Spanwinkel γ stark über dem Eingriff (Clar 1953).

Das Polygondrehen ist ein Verfahren zur Herstellung hypotrochoider Bauteilquerschnitte und wurde 1983 zum Patent angemeldet (Ley & Schmidt 1983). Durch die Möglichkeit zur Erzeugung ineinander passender Außen- und Innenprofile ist das Verfahren prädestiniert zur Fertigung formschlüssiger WNV. Zugehörige Standardprofile sind jüngst in DIN 3689-1 genormt worden und bieten gegenüber klassischen WNV signifikant reduzierte Kerbwirkung (Leidich & Reiß et al. 2017). Anders als beim Mehrkantdrehen ist das Werkzeug beim Polygondrehen permanent im Eingriff, siehe Abbildung 2.3 b). Die Prozesskinematik ergibt sich nach (Maximov & Hirstov 2005a) uneindeutig aus der Anzahl an Mitnehmern und den Abmessungen des gewünschten Bauteil-Querschnitts, siehe Formeln (2.6) bis (2.8). Der Achsabstand a entspricht dabei direkt der Profilex-zentrität der Hypotrochoide e_h . Das Werkzeug kann bis zur Grenze $z_0 \leq z_2 - 1$ mit mehreren Schneiden ausgestattet werden, um die Produktivität des Verfahrens weiter zu erhöhen (Maximov & Hirstov 2005b).

$$i = \frac{\omega_0}{\omega_2} = \frac{z_2}{z_2 - 1} \quad (2.6)$$

$$r = \frac{d}{2} = \frac{d_{a2} + d_{i2}}{4} \quad (2.7)$$

$$a = e_h = \frac{d_{a2} - d_{i2}}{4} \quad (2.8)$$

Aus Formel (2.6) folgt, dass die Winkelgeschwindigkeit des Werkzeugs ω_0 ungeachtet der Zähnezahl z_2 höher ist, als die des Bauteils ω_2 . Da sich die Schnittgeschwindigkeit v_c aus der Differenz der Winkelgeschwindigkeiten ω_0 und ω_2 in Verbindung mit den Bauteilabmessungen ergibt, sind bei hohen Zähnezahlen z_2 und niedrigen Bauteildurchmessern hohe Drehzahlen n_0 und n_2 notwendig, um relevante Schnittgeschwindigkeiten v_c zu erreichen (Jörg 2018). Beim Innen-Polygondrehen kommt der Geometrie der Nebenschneide des Werkzeugs besondere Bedeutung zu, da hier erhebliches Kollisionspotential besteht (Arndt & Sellmeier et al. 2023b). Die geometrische Freiheit des Polygondrehens ist zwar auf hypotrochoide Querschnitte beschränkt, es besteht jedoch die Möglichkeit, entsprechende Konturen zu überlagern. So schlagen (Arndt & Sellmeier et al. 2023a) eine alternative Kontur für den Antrieb einer Knochenschraube vor und erreichen mit dem Polygondrehen gegenüber der konventionellen fräsenden Fertigung eine Verkürzung der Fertigungszeit um mehr als den Faktor 13. Bestrebungen, die geometrische Freiheit weiter zu erhöhen, erweitern das Verfahren um eine zusätzliche, parallele Drehachse am Werkzeug, wodurch die Komplexität des Verfahrens erheblich zunimmt (Althaus & Ley 1986). Einsatzgebiete reichen von der Pumpenindustrie, über den Getriebebau bis zur Ovalekollben-Technologie in Verbrennungsmotoren (Hofmann 1991).

2.2 Unrunddrehen

Neben den synchronisiert-zyklischen Zerspanungsverfahren ist das Unrunddrehen (engl. Non-Circular-Turning-Process = NCTP) ein Dreh-Verfahren zur Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte. Nach DIN 8589-1 handelt es sich dabei um ein „Formdrehen zur Erzeugung einer unrunder Werkstückoberfläche, bei dem die Schnittrichtung periodisch gesteuert wird“. Typische Einsatzgebiete des Verfahrens sind die Produktion von Nockenwellen (Sun & Tsao 1999) und formschlüssiger WNV (Jörg 2018). Aufgrund der heute CNC-gesteuerten, variablen Werkzeugzustellung und der damit weitgehend

entfallenden Werkzeugbindung ist der Prozess hinsichtlich der herstellbaren Bauteilquerschnitte sehr flexibel (Wu & Zhao et al. 2009). Für eine wirtschaftliche Umsetzung des Verfahrens ist wegen der notwendigen, hohen Verfahrgeschwindigkeiten radial zum Bauteil jedoch i.d.R. eine Spezialmaschine notwendig, die über einen werkzeugseitigen Hochgeschwindigkeitsantrieb (s.g. fast tool servo) verfügt (Jörg 2018). Zudem führt die prozessinhärente Variation der Prozesswinkel und der Schnittgeschwindigkeit zu schwankenden Schnittkräften und kann sich negativ auf die Qualität der hergestellten Bauteile auswirken (Yang & Ai et al. 2018), obgleich Formfehler durch die Verwendung spezieller Formfehlerprognosen und Online-Steuerungsstrukturen signifikant reduziert werden können (Yang & Rao et al. 2020). In der industriellen Praxis ist das Verfahren aus vorstehenden Gründen wenig verbreitet.

2.3 Zerspanung von Ti6Al4V

Titanlegierungen sind insbesondere aufgrund des hohen Verhältnisses aus Streckgrenze und Dichte ein Hochleistungs-Konstruktionswerkstoff mit vielfältigen Anwendungen (Klocke & König 2008). Durch ihre hervorragenden Eigenschaften hinsichtlich Biokompatibilität und Korrosionsverhalten (Niinomi 2002), sowie durch die Vergleichbarkeit ihres Elastizitätsmoduls mit dem menschlichen Knochen (Bong & Kummer et al. 2007) sind Titanlegierungen für den Einsatz in medizinischen Implantaten prädestiniert. Die spanende Bearbeitung von Titanlegierungen wird aufgrund ihrer guten mechanischen und physikalischen Eigenschaften generell als herausfordernd angesehen (Klocke & König 2008). Die im Vergleich zu Stahl stark verringerte Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs führt dazu, dass die während der Zerspanung entstehende Wärme weniger über den Span abgeführt werden kann (Groppe 2019). In der Folge steigt die thermische Belastung des Werkzeugs, was den Verschleiß stark fördert.

Der Werkstoff Ti6Al4V ist mit einem Produktionsanteil von mehr als 50% die meistverwendete Titanlegierung, deren Gefüge aus zwei Phasen aufgebaut ist (Arrazola & Garay et al. 2008). Die α -Phase liegt in der Modifikation der hexagonal dichtesten Kugelpackung vor, wohingegen die β -Phase kubisch raumzentriert kristallisiert (Peters & Hemptenmacher et al. 2002). Die α -Phase ist hart und spröde und neigt bei schlechter Verformbarkeit zur Kaltverfestigung (Klocke & König 2008). Die β -Phase zeigt eine ausgeprägte Klebeneigung und wird mit der häufigen Bildung von Aufbauschneiden bei der Zerspanung in Verbindung gebracht. Außerdem tritt bei der Drehbearbeitung innerhalb üblicher Prozessparameter Segmentspanbildung auf (Barry & Byrne et al.

2001). Diese ist auf eine thermoplastische Instabilität innerhalb der primären Scherzone zurückzuführen (Komanduri 1981). Die entstehenden Späne weisen geringere Duktilität als Späne aus Stahl auf.

2.4 Rotary Tools

Im Folgenden wird ein kurzer Überblick über die Verfahrensfamilie der Rotary-Tools (RTs) gegeben, welche Ähnlichkeiten zum Rotationsunrunddrehen aufweist. Bei diesen Verfahren kommen ausschließlich kreisrunde Werkzeuge zum Einsatz, welche im Fall einer Drehbearbeitung lediglich runde Bauteile erzeugen. Ziel des Einsatzes von RTs ist die Verlängerung der Werkzeugstandzeit, insbesondere bei der Bearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe, wie zum Beispiel Titan- oder Nickelbasislegierungen (Olgun & Budak 2013). Dokumentiert sind zudem Anwendungen zur trockenen Zerspanung hochlegierter Stähle (Nakajima & Kato et al. 2008) und einsatzgehärteter Stähle mit Randschichthärten bis 700 HV (Kato & Shikimura et al. 2012). Die Verlängerung der Werkzeugstandzeit wird insbesondere dadurch erreicht, dass sich ein bestimmter Abschnitt der Schneidkante nur kurz im Eingriff befindet, bevor er außerhalb des Eingriffs wieder abkühlen kann (Shaw & Smith et al. 1952). Die kontinuierliche Drehbewegung des Werkzeugs begünstigt zudem die Förderung von Kühlschmiermittel in die Kontaktzone, was sich günstig auf den Werkzeugverschleiß auswirkt (Karaguzel & Olgun et al. 2015). Der Verschleiß tritt beim RT homogen über die gesamte Schneidkante verteilt auf, welche im Vergleich zu konventionellen Wendeschneidplatten erheblich länger ist (Venuvinod & Lau et al. 1981). Laut einer Analyse der Nachhaltigkeit bei der Drehbearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe können RTs im Vergleich zu konventionellen Prozessen eine erhebliche positive Wirkung entfalten (Ahmed & Hegab et al. 2021c).

Nach (Venuvinod & Lau et al. 1981) gibt es grundsätzlich zwei Möglichkeiten, das zapfenförmige Werkzeug relativ zum Bauteil zu führen, siehe Abbildung 2.4. Beim „Type I Tool“ bildet die Grundfläche des Kegelstumpfes die Spanfläche und die Freifläche wird von der Mantelfläche gebildet. Beim „Type II Tool“ ist es umgekehrt, wodurch für die Werkzeugspindel mehr Platz zur Verfügung steht. Trotz der damit begründeten Empfehlung von (Venuvinod & Lau et al. 1981), vorzugsweise Type II einzusetzen, ist in der Literatur und Anwendung Type I weitaus verbreiteter. Aufgrund der größeren Ähnlichkeit zum Rotationsunrunddrehen, beschränken sich folgende Ausführungen auf Type I.

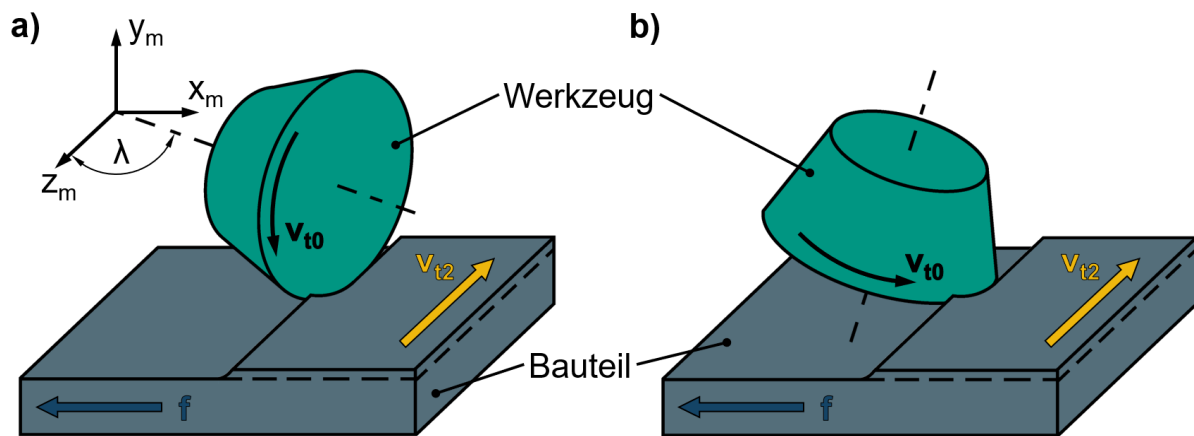


Abbildung 2.4: Möglichkeiten der Werkzeugführung beim RT angelehnt an (Venuvinod & Lau et al. 1981). Das Werkzeug hat die Form eines Kegelstumpfes. a) Die Spanfläche ist die Grundfläche des Kegelstumpfes („Type I Tool“). b) Die Spanfläche ist die Mantelfläche des Kegelstumpfes („Type II Tool“).

Beim RT wird das Werkzeug unter einem Neigungswinkel (engl. inclination angle) in Eingriff gebracht, der in der Literatur häufig mit i bezeichnet wird. Zur Abgrenzung vom Drehzahlverhältnis wird der Neigungswinkel innerhalb dieser Arbeit mit λ gekennzeichnet, siehe Abbildung 2.4 a).

2.4.1 Werkzeugantrieb

Ein wichtiger Aspekt des RT ist die Art des Werkzeugantriebs. Hier wird zwischen dem Self-Propelled-Rotary-Tool (SPRT) und dem Actively-Driven-Rotary-Tool (ADRT) unterschieden. Beim SPRT wird das Werkzeug drehbar gelagert und unter einem Neigungswinkel λ mit dem Bauteil in Eingriff gebracht (Venuvinod & Lau et al. 1981). Durch Reibungskräfte zwischen Span und Spanfläche während des Prozesses wird das Werkzeug in Rotation versetzt. Der Zusammenhang zwischen der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} und des Bauteils v_{t2} wird in der Literatur häufig als linear gemäß Formel (2.9) angenommen.

$$v_{t0} = v_{t2} \cdot \sin \lambda \quad (2.9)$$

Es ist jedoch bekannt, dass die Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} vom Werkzeugsubstrat und von der Kühlschmiermethode (Kishawy & Wilcox 2003), sowie von der Lagerreibung (Suzuki & Suzuki et al. 2014) und vom Vorschub f abhängig ist (Nieslony

& Krolczyk et al. 2020). Die tatsächliche Tangentialgeschwindigkeit v_{t0} kann daher bis zu 37 % unterhalb des theoretischen Wertes liegen (Kaulfersch & Roeder 2013). In der Konsequenz muss der Neigungswinkel λ aus einem passenden Intervall gewählt werden, um eine Werkzeugrotation prozesssicher zu gewährleisten (Venuvinod & Lau et al. 1981). Generell ist die korrekte Wahl der Prozessparameter für stabile SPRT-Prozesse von entscheidender Bedeutung (Nieslony & Krolczyk et al. 2020). Klassische Anwendungen des SPRT sind das Außenlängsdrehen und Längs-Plandrehen. Da das RT in einem speziellen Werkzeughalter aufgenommen wird, der ähnlich einem Klemmdrehhalter meist einen Vierkant zur Fixierung in der Maschine aufweist, ist eine Umsetzung auf nahezu allen Drehmaschinen möglich (Joch & Sajgalik et al. 2022). Das SPRT ist darüber hinaus für Anwendungen prädestiniert, bei denen das Werkzeug etwa aufgrund schlechter Zugänglichkeit nicht aktiv angetrieben werden kann. So stellen (Dabade & Joshi et al. 2003) beispielsweise einen Messerkopf zum Planfräsen vor, der mit fünf SPRT-Einsätzen ausgerüstet ist. Darüber hinaus gibt es dokumentierte Anwendungen zum Bohren und Innenlängsdrehen mit SPRTs in speziellen Werkzeugkonstruktionen (Cieloszyk & Fabisiak 2017).

Beim ADRT wird das Werkzeug von einer motorisierten Achse gesondert angetrieben, wodurch die Prozesskinematik (Drehrichtung und Drehzahl des Werkzeugs, Neigungswinkel) vollkommen frei gewählt werden kann (Venuvinod & Lau et al. 1981). Eine höhere dynamische Stabilität im Vergleich zum SPRT führt zu geringerer Neigung zum Rattern und zu höheren Standvolumina der Werkzeuge (Kaulfersch & Roeder 2013). Typischerweise werden ADRT-Prozesse zum Außenlängsdrehen und Längs-Plandrehen auf Drehmaschinen mit Motorfrässpindel umgesetzt (Nakajima & Kato et al. 2008). Die kinematische Kopplung zwischen Bauteil- und Werkzeugrotation ist dabei nicht erforderlich. Eine eher ungewöhnliche Anwendung des ADRT schlagen (Nguyen & Kim et al. 2014) mit dem übergeordneten Ziel der Verbesserung des Reibungskoeffizienten im tribologischen Kontakt vor. Sie verwenden ein RT mit einer an zwei gegenüberliegenden Seiten unterbrochenen Schneidkante zur Texturierung technischer Oberflächen.

Für das Rotationsunrunddrehen erscheinen vor allem Erkenntnisse im Bereich des Drehens mit RTs relevant, weshalb im Folgenden auf diese Prozesse fokussiert wird. Da es in der Literatur keine einheitliche Definition der Prozesskinematik und der verwendeten Formelzeichen für Drehprozesse mit RTs gibt, wird nachfolgend die Prozesskinematik des Rotationsunrunddrehens (vgl. Kapitel 2.1.1) mit Ausnahme der kinematischen Kopplung angewandt. Dies gilt insbesondere für den Achskreuzwinkel Σ und den

Positionswinkel Ψ , sowie die Drehrichtung des Werkzeugs. Die Durchmesser von Bauteil und Werkzeug vereinfachen sich aufgrund der kreisrunden Formen entsprechend (beispielsweise $d_{a2} = d_{i2} = d_2$).

2.4.2 Spanbildung

Als eine der ersten Forschergruppen publizieren (Shaw & Smith et al. 1952) ihre Arbeiten zum Thema RT. Für ihren Versuchsaufbau zum Längs-Plandrehen eines Rohres mit $\Sigma = 90^\circ$ und $\Psi = 0^\circ$ definieren sie den Neigungswinkel λ_k in Anlehnung an den schrägen Schnitt über das Verhältnis der Tangentialgeschwindigkeiten von Werkzeug und Bauteil, siehe Formel (2.10). Laut (Venuvinod & Rubenstein 1983) muss für eine Entsprechung des Prozesses mit dem schrägen Schnitt neben dem *kinematischen* Neigungswinkel λ_k ein *statischer* Neigungswinkel λ_s berücksichtigt werden, die zusammen den *äquivalenten* Neigungswinkel λ_{eq} ergeben, siehe Formel (2.11). Bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ gilt $\lambda_s = \Psi$. Allerdings geben (Venuvinod & Rubenstein 1983) zu bedenken, dass die ständige Erneuerung des aktiven Bereichs der Schneidkante zu veränderter Reibung zwischen Span und Werkzeug führt, weshalb nur qualitative Aussagen zur Spanbildung aus dem schrägen Schnitt abgeleitet werden können. Die Forschergruppe (Armarego & Karri et al. 1994a) verallgemeinert die Theorie und zeigt, dass alle Fälle als „driven oblique rotary tool process“ aufgefasst werden können, der dem klassischen schrägen Schnitt exakt entspricht. Sie validieren ihre Theorie experimentell mithilfe von Vergleichen anhand von Kraftkomponenten, Scherspannungen und Scherwinkeln (Armarego & Karri et al. 1994b).

$$\tan \lambda_k = \frac{v_{t0}}{v_{t2}} \quad (2.10)$$

$$\lambda_{eq} = \lambda_k + \lambda_s \quad (2.11)$$

An der schriftlichen Diskussion des Artikels von (Shaw & Smith et al. 1952) beteiligt sich (Henriksen 1952), der auf diesem Weg eigene Ergebnisse zum Außenlängsdrehen mit ADRTs veröffentlicht. Während die Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} in allen Punkten der Schneidkante konstant ist, ändert sich die Schnittgeschwindigkeit v_c in Abhängigkeit des betrachteten Eingriffspunkts a–d aufgrund unterschiedlicher Momentanradien des Bauteils, siehe Abbildung 2.5 a). Dadurch ändern sich auch der Betrag und die Richtung der Relativgeschwindigkeit v_e , was zum Einrollen des Spans

führt. Dieser wird an dessen dickerer Kante komprimiert und an der dünneren Kante gestreckt, wodurch er in diesem Bereich gezackt ist. Die von (Henriksen 1952) für den Werkstoff Aluminium gemachten Beobachtungen hinsichtlich Spanform bestätigen (Kishawy & Becze et al. 2004) für Ti6Al4V. Für den keilförmigen Querschnitt des Spans machen sie den sich entlang des Eingriffs ändernden Scherwinkel verantwortlich. Mit steigendem Neigungswinkel λ_k nimmt der Scherwinkel ab, was zu einer sinkenden Spandicke führt (Hosokawa & Yoshimatsu et al. 2018).

Der Spanungsquerschnitt A ist im ADRT-Prozess über der Zeit konstant und hat eine charakteristische, kommaförmige Gestalt, siehe Abbildung 2.5 b). Je nach Wahl der Werkzeugdrehrichtung ergibt sich ein unterschiedlicher Spanungsdickenverlauf über der Zeit, wobei (Henriksen 1952) aufgrund einer besseren Kühlwirkung die Drehrichtung von großer zu kleiner Spanungsdicke empfiehlt. Derartige Spanungsdickenverläufe sind aus dem Fräsen bekannt. Der Prozess mit zeitlich fallender Spanungsdicke ist als Gleichlauf (GL) und der umgekehrte Fall als Gegenlauf (GG) bekannt (Airey & Oxford 1921). Während sich der Spanungsdickenverlauf beim Fräsen aus der Wahl der Vorschubrichtung ergibt, ist er demnach im ADRT-Prozess bei gegebener Vorschubrichtung von der Drehrichtung des Werkzeugs abhängig.

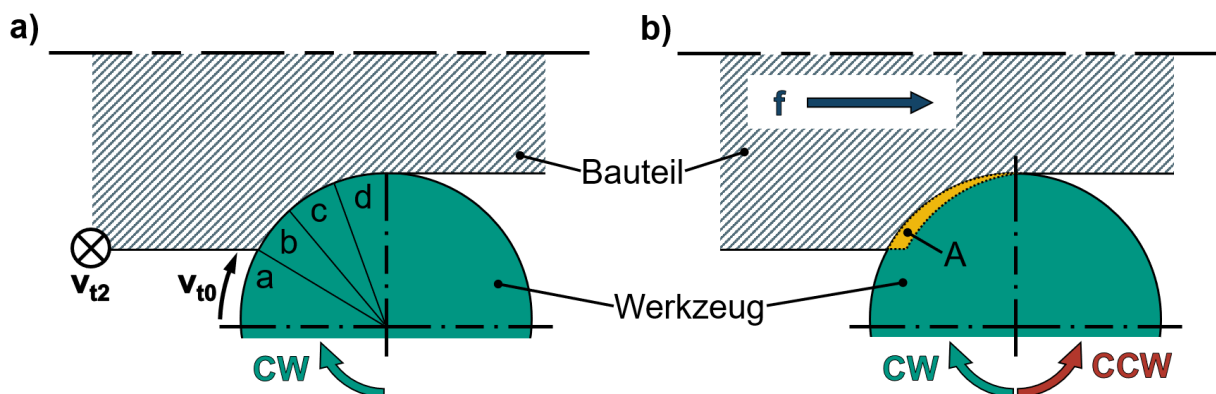


Abbildung 2.5: Eingriffssituation im ADRT-Prozess für $\Sigma = 90^\circ$ und $\Psi = 0^\circ$ angelehnt an (Henriksen 1952). a) Variierende Schnittgeschwindigkeit in Abhängigkeit des betrachteten Eingriffspunkts a–d. b) Kommaförmiger Spanungsquerschnitt A.

2.4.3 Standvermögen

Hauptbeweggrund zum Einsatz von RTs ist die signifikante Steigerung der Standzeit bzw. des Standvolumens (Kishawy 2019). Typische Faktoren liegen im Vergleich von SPRT zum Drehen mit konventionellen Werkzeugen unter Korrektur der unterschiedlichen

Schneidkantenlängen zwischen 4,3 für Ti6Al4V und 5 für Waspaloy (Olgun & Budak 2013). Für die Zerspanung von vergütetem 42CrMo4 in einem SPRT-Prozess berichten (Ahmed & Hegab et al. 2021b) von einer Reduzierung der Verschleißmarkenbreite zwischen 22 % und 37 %. Einen signifikanten Einfluss des Werkzeugdurchmessers können (Kishawy & Becze et al. 2004) beim SPRT-Außenlängsdrehen von Ti6Al4V trotz unterschiedlicher Schneidkantenlängen nicht feststellen. Gleichwohl haben die Schnittgeschwindigkeit v_c und der Vorschub f beim Hartdrehen von vergütetem 42CrMo4 beinahe identischen Einfluss auf den Werkzeugverschleiß (Kishawy & Pang et al. 2011).

Für niedrige Schnittgeschwindigkeiten v_c und kleine Spanungsquerschnitte A ist das Standvolumen bei der Zerspanung von Inconel 718 mit einem SPRT-Prozess gegenüber ADRT mehr als siebenmal so groß, während der ADRT-Prozess bei dreifachem Zeitspanvolumen ein mehr als neunfaches Standvolumen erreicht (Uhlmann & Kaulfersch et al. 2014). Unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit v_c und dem Spanungsquerschnitt A berichten (Karaguzel & Olgun et al. 2015) davon, dass ADRT für die Werkstoffe Ti6Al4V, Waspaloy und Inconel 718 stets überlegene Standzeiten aufweist. Für Ti6Al4V liegt der Faktor zwischen konventionellem Drehen und ADRT-Prozess bei 1,7, wobei das Werkzeug im konventionellen Prozess 37 mal manuell weitergedreht werden muss, um die volle Schneidkante auszunutzen (Lei & Liu 2002). Ausgeprägte Abhängigkeiten der Standzeiten im ADRT-Prozess sind hinsichtlich Neigungswinkel λ_k und Achskreuzwinkel Σ dokumentiert. Für Waspaloy gibt es ein globales Optimum der Standzeit bei $\lambda_k = 24^\circ$, wobei mit einer Reduzierung von $\Sigma = 90^\circ$ auf $\Sigma = 75^\circ$ mehr als eine Verdopplung auftritt (Olgun & Budak 2013). Auch (Karaguzel & Olgun et al. 2015) berichten von steigenden Standzeiten mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ , die sie bei der Bearbeitung von Ti6Al4V unter Minimalmengenschmierung (MMS) ermitteln. Das Standzeitoptimum wird dabei im Prozess mit $\Sigma = 75^\circ$ erreicht, während sich die Standzeit bei $\Sigma = 85^\circ$ beinahe halbiert.

2.4.4 Prozesstemperaturen

Die Korrelation zwischen dem Werkzeugverschleiß und den Temperaturen in der Kontaktzone wurde für RT-Prozesse schon mehrfach belegt. Beispielsweise zeigen (Karaguzel & Olgun et al. 2015) für den Werkstoff Ti6Al4V eine um 30 % verringerte Standzeit bei einer Erhöhung der Werkzeugtemperatur von 900°C auf 1.180°C . Daher beschäftigen

sich einige Arbeiten mit der Frage, wie die Prozesstemperaturen über geschickte Wahl der Prozessstellgrößen reduziert werden können.

Bereits (Shaw & Smith et al. 1952) bestimmen in ihrem Versuchsaufbau zum Längs-Plandrehen eines Rohres aus unlegiertem Baustahl ähnlich S235JR die Temperatur in der Kontaktzone. Sie variieren den Neigungswinkel λ_k bei gegebener Drehrichtung des HSS-Werkzeugs im ADRT-Prozess. Die zwischen Werkzeug und Span entstehende Thermospannung wird gemessen und ausgewertet¹. Es zeigt sich ein Temperaturminimum bei etwa $\lambda_k = 40^\circ$, was laut (Shaw & Smith et al. 1952) eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Reibungskoeffizienten (Minimum bei $\lambda_k = 30^\circ$) und der Wirkarbeit (Minimum bei $\lambda_k = 45^\circ$) darstellt. Im Vergleich zum stehenden Werkzeug ($\lambda_k = 0^\circ$) liegt das Temperaturminimum bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 70 \text{ m/min}$ um etwa 200°C niedriger.

Auch (Sasahara & Satake et al. 2017) bestimmen die Temperaturen in der Kontaktzone mit der Einmeißelmethode. Sie bearbeiten X5CrNi18-10 in einem ADRT-Prozess unter Variation der Kühlschmiermethode, wobei der Neigungswinkel λ_k beibehalten wird. Demnach sinken die Temperaturen im trockenen ADRT-Prozess im Vergleich zum stehenden Werkzeug bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300 \text{ m/min}$ um etwa 200°C . Der Einsatz von MMS verringert die Temperatur um weitere 80°C . In allen Prozessen steigt die Temperatur mit steigendem v_c im Experiment, wie die Forschergruppe in einer früheren Arbeit bereits anhand von FE-Simulationen zeigen konnte (Sasahara & Kato et al. 2008).

Der Werkstoff X5CrNi18-10 wird auch von (Hosokawa & Ueda et al. 2010) in einem ADRT-Prozess untersucht. Sie bestimmen die Werkzeugtemperatur in unmittelbarer Nähe zur Kontaktzone mit einem fasergekoppelten Zwei-Farben-Pyrometer und stellen dabei eine ausgeprägte Abhängigkeit vom Neigungswinkel λ_k fest. Die mit steigendem λ_k zunächst fallende und dann steigende Temperatur erklären sie mit zwei gegenläufigen Effekten. Mit steigendem Neigungswinkel λ_k fällt die Zeit, die ein Schneidkanten-Abschnitt im Eingriff ist und wo er Wärme aufnehmen kann. Die Werkzeugtemperatur fällt. Zeitgleich steigt mit steigendem λ_k die Reibung, was die Werkzeugtemperatur erhöht. Im trockenen Prozess liegt das Optimum bei etwa $\lambda_k = 51^\circ$, während es im Prozess mit MMS bei etwa $\lambda_k = 45^\circ$ liegt.

¹Diese Methode ist auch als „Einmeißelmethode“ bekannt (Klocke & König 2008)

2.4.5 Prozesskräfte

Die Schnittkräfte bei der SPRT-Zerspanung von 42CrMo4 liegen in den Untersuchungen von (Ahmed & Hegab et al. 2021b) im Vergleich zum stehenden Werkzeug um 11 % bis 18 % niedriger. Es treten geringfügig schwankende Prozesskräfte mit der Periodendauer der Werkzeugdrehzahl auf, wofür sie den Rundlauffehler des Werkzeugs verantwortlich machen. Je nach Ausführung des Werkzeughalters sind in RT-Drehprozessen Rundlauffehler von typischerweise $30\text{ }\mu\text{m}$ erreichbar (Udea 2019). Für die Prognose der Prozesskräfte im SPRT-Prozess gibt es eine Reihe publizierter Modelle. Durch die Berücksichtigung der Lagerreibung erzielen (Kishawy & Ahmed et al. 2021) mit einer Vorhersagegenauigkeit von 94,54 % das bislang beste Ergebnis. Für ADRT-Prozesse ist aus der Literatur kein validiertes Prozesskraftmodell bekannt.

Für Inconel 718 untersuchen (Kaulfersch & Roeder 2013) SPRT- und ADRT-Prozesse mit identischem Werkzeug bei gleicher Kinematik ($\Sigma = 66^\circ$ und $\Psi = 24^\circ$), sowie analogen Werkzeugdrehzahlen und -richtungen. Dabei stellen sie im ADRT-Prozess eine Erhöhung der Schnittkraft F_c um etwa 20 % fest, was sie auf die zusätzlich eingebrachte Energie durch die Werkzeugrotation und eine damit verbundene Erhöhung der Reibung zwischen Span und Spanfläche zurückführen. Mit einer Erhöhung der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} auf den theoretischen Wert nach Formel (2.9) fällt die ADRT-Schnittkraft etwas unter den SPRT-Wert, was die Theorie der veränderten Reibung unterstützt (Kaulfersch & Roeder 2013). Für denselben Werkstoff steigt die Schnittkraft F_c mit steigendem Positionswinkel Ψ (dadurch fallende Spanwinkel γ) und fallendem Achskreuzwinkel Σ im ADRT-Prozess (Uhlmann & Kaulfersch et al. 2014).

Eine breite Variation des Neigungswinkels λ_k untersuchen (Harun & Shibasaka et al. 2008) bei der Zerspanung von C45 im ADRT-Prozess mit einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ und einem Positionswinkel von $\Psi = 0^\circ$ unter Variation der Werkzeugdrehrichtung. Mit steigendem Neigungswinkel λ_k ergeben sich im GL geringfügig steigende Schnittkräfte F_c und zunehmende Passivkräfte F_p , während die Vorschubkräfte F_f abnehmen. Im GG zeigt sich das exakt gegenteilige Verhalten, sodass die Schnittkraft F_c und die Passivkraft F_p stets niedriger als im GL ausfallen. Die höheren Vorschubkräfte F_f erklären (Harun & Shibasaka et al. 2008) damit, dass Vorschubrichtung und die Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} im GG dieselbe Richtung haben und sich die Wirkung der Komponenten dadurch verstärkt. Einen ähnlichen Ansatz verfolgen

(Hosokawa & Yoshimatsu et al. 2018) bei ihrem Vorschlag, die Werkzeugdrehrichtung in Abhängigkeit der Vorschubrichtung so zu wählen, dass sich die Tangentialkraft F_t am Werkzeug und die Vorschubkraft F_f teilweise kompensieren, siehe Abbildung 2.6. Einen Einfluss der Werkzeugdrehrichtung auf den Betrag der Schnittkraft F_c und der Passivkraft F_p können sie bei der ADRT-Zerspanung von X5CrNi18-10 mit einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ und einem Positionswinkel von $\Psi = 0^\circ$ nicht feststellen.

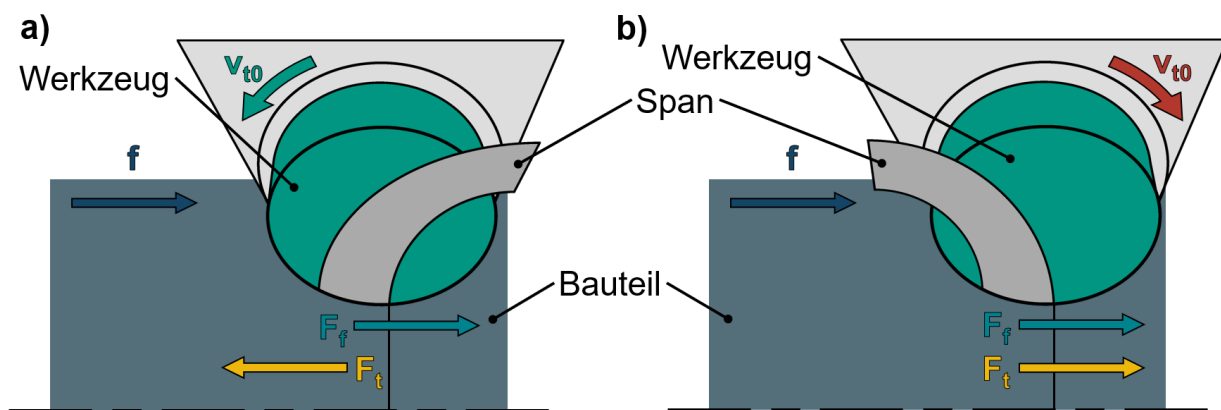


Abbildung 2.6: Vorschub- und Tangentialkraft im ADRT-Prozess in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung angelehnt an (Hosokawa & Yoshimatsu et al. 2018). a) Im Gleichlauf kompensieren sich die Kräfte teilweise. b) Im Gegenlauf addieren sie sich.

2.4.6 Bauteilzustände

Bereits (Henriksen 1952) untersucht die Bauteiloberfläche nach der RT-Zerspanung von Aluminium und stellt dabei eine prozesstypische Topographie fest, die unter einem Winkel zur Vorschubrichtung verläuft und der Relativgeschwindigkeit v_e folgt. Sowohl beim SPRT- als auch beim ADRT-Prozess rührt diese von der Drehbewegung des Werkzeugs her (Olgun & Budak 2013). Entsprechend werden mit stehendem Werkzeug gegenüber dem SPRT-Prozess die geringeren R_a -Werte erreicht (Ahmed & Hegab et al. 2021b). Bei der trockenen SPRT-Zerspanung von 41Cr4 untersuchen (Nieslony & Krolczyk et al. 2020) den Einfluss des Werkzeug-Rundlaufs auf die Rauheit der hergestellten Bauteile. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c und zunehmendem Vorschub f stellen sie steigende Rundlauffehler des Werkzeugs fest, die sich in einem Bereich zwischen etwa $4\text{ }\mu\text{m}$ und $10\text{ }\mu\text{m}$ bewegen. Mithilfe von Frequenzanalysen können sie eine Auswirkung des Rundlauffehlers auf die Oberflächenrauheit jedoch ausschließen (Nieslony & Krolczyk et al. 2020).

Im SPRT-Prozess sind die Einflüsse der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Vorschubs f auf R_a bei der Zerspanung von S235JR analog zum konventionellen Drehen (Kiyak & Altan 2012). Dies bestätigen (Ahmed & Hegab et al. 2021a) für vergüteten 42CrMo4 im trockenen Prozess, wobei sie zusätzlich fallende R_a -Werte mit fallenden Achskreuzwinkel Σ feststellen. Diesen Einfluss können (Yousefvand & Akbari et al. 2024) nicht bestätigen, die ähnliche Parameterfenster am Beispiel des identischen Werkstoffs bei gleicher Vergütungsstufe untersuchen. Neben dem Achskreuzwinkel Σ variieren sie auch den Positionswinkel Ψ . Demnach erhöht sich die Oberflächenrauheit mit abnehmendem Achskreuzwinkel Σ und fallendem Positionswinkel Ψ . Beides korreliert mit dem jeweils wirksamen Werkzeugradius, den (Yousefvand & Akbari et al. 2024) anhand von geometrischen Überlegungen mathematisch beschreiben. Auch (Harun & Burhanuddin et al. 2022) beobachten eine Steigerung der R_a -Werte mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ , was sie auch mit den wirksamen Werkzeugradien in Verbindung bringen. Zwischen $\Sigma = 85^\circ$ und $\Sigma = 75^\circ$ sinkt die Oberflächengüte im Experiment um 40 %, während ihr Modell lediglich eine Änderung von 6 % vorhersagt.

Bei der Zerspanung von Inconel 718 wird im ADRT-Prozess aufgrund der höheren dynamischen Steifigkeit im Vergleich zum SPRT-Prozess generell die geringere Oberflächenrauheit erreicht (Uhlmann & Kaulfersch et al. 2014). Niedrigere Rauheit geht bei diesem Werkstoff mit kleineren Prozesskräften einher (Kaulfersch & Roeder 2013). Mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ steigen bei der ADRT-Zerspanung von S235JR die R_a -Werten in Vorschubrichtung, während die Rauheit in Umfangsrichtung wenig beeinflusst wird (Olgun & Budak 2013). Ein ausgeprägtes Einlaufverhalten der TiSiN-beschichteten Hartmetall (HM)-Werkzeuge beobachten (Kato & Shikimura et al. 2012) bei der trockenen Bearbeitung von einsatzgehärtetem 25CrMo4 (700 HV) im GG ($\Sigma = 90^\circ$; $\Psi = 10^\circ$). Der Anfangswert R_z fällt nach 1,45 km Schnittlänge um bis zu 50 % ab und steigt bis zu einer Schnittlänge von 3 km wieder geringfügig an.

Besonders bei der RT-Zerspanung von Werkstoffen mit vergleichsweise niedriger thermischer Leitfähigkeit wie Ti6Al4V oder X5CrNi18-10 wird bei der RT-Zerspanung immer wieder von langen Wendelspänen berichtet. Diese können sich um das rotierende Werkzeug wickeln und zwischen Werkzeug und die bearbeitete Oberfläche gelangen, welche dadurch beschädigt wird (Nakajima & Kato et al. 2008; Kossakowska & Jemielniak 2012). Daher schlagen (Hosokawa & Yoshimatsu et al. 2018) eine definierte Vertiefung in geringem Abstand zur Schneidkante vor, die im ADRT-Prozess abhängig von den Prozessparametern zum periodischen Spanbruch führt. Auch Werkzeuge mit

unterbrochenen Schneidkanten werden zum Spanbruch eingesetzt, wobei (Joch & Pilc et al. 2019) bei der Bearbeitung von 31CrMoV9 lediglich Oberflächenrauheiten von etwa $R_z = 20 \mu\text{m}$ erreicht.

Für die trockene ADRT-Zerspanung von Ti6Al4V untersuchen (Harun & Burhanuddin et al. 2022) unter anderem den Einfluss des Vorschubs f , der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Werkzeugdurchmessers d_0 auf die Oberflächengüte im GL ($\Psi = 0^\circ$). Bei einem Werkzeugdurchmesser von $d_0 = 16 \text{ mm}$ verdoppeln sich die R_a -Werte bei 3,5-facher Steigerung der Schnittgeschwindigkeit v_c , während bei einem Werkzeugdurchmesser von $d_0 = 20 \text{ mm}$ beinahe kein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c beobachtet wird. Im Vergleich zur höchsten v_c bei $d_0 = 16 \text{ mm}$ liegen die R_a -Werte bei $d_0 = 20 \text{ mm}$ etwa 30 % niedriger. Wie im konventionellen Drehprozess, steigt die Oberflächenrauheit mit steigendem Vorschub f . Die beste erreichte mittlere Oberflächengüte liegt für $d_0 = 16 \text{ mm}$ bei $R_a = 0,43 \mu\text{m}$ und für $d_0 = 20 \text{ mm}$ bei $R_a = 0,38 \mu\text{m}$ (Harun & Burhanuddin et al. 2022). Sinkende R_z -Werte mit zunehmendem Vorschub f und steigender Schnitttiefe beobachten hingegen (Joch & Sajgalik et al. 2022) für den identischen Werkstoff, woraus sie eine besondere Eignung des Prozesses zur Schwerzerspanung ableiten. Mit einem Werkzeug vom Durchmesser $d_0 = 19 \text{ mm}$ erreichen sie im trockenen Prozess im Optimalfall $R_z = 5,06 \mu\text{m}$. Darüber hinaus berichten sie von auf der Bauteiloberfläche aufgeschweißten Spänen bei niedrigen Neigungswinkeln λ_k .

Neben der Oberflächenrauheit analysieren (Uhlmann & Kaulfersch et al. 2014) die Härte-Tiefen-Verläufe nach der Zerspanung von Inconel 718. Dazu messen sie die Mikrohärtigkeit im Randschichtbereich in einem Abstand von $10 \mu\text{m}$ bis zu einer Gesamttiefe von $230 \mu\text{m}$. Gegenüber dem konventionellen Drehen mit stehendem Werkzeug zeigen sowohl SPRT- als auch ADRT-Prozess signifikant höhere Werte im äußeren Randschichtbereich. Beginnend mit einer Härte von 450 HV im ersten Messpunkt unterhalb der Bauteiloberfläche sinken die SPRT-Werte bis zu einer Tiefe von $50 \mu\text{m}$ auf 420 HV ab und bleiben im weiteren Verlauf beinahe konstant. Höhere Werte mit einer Tiefenwirkung, die von der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} abhängt, zeigen die im ADRT-Prozess hergestellten Proben. Im Vergleich zum konventionellen Drehen werden hier um bis zu 20 % höhere Härtewerte erreicht.

2.5 Kinematische Prozessmodellierung

Synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren verlangen aufgrund ihrer Komplexität die Verwendung von Simulationen, wobei sich verschiedene Aufgabenstellungen ergeben. Die simulative Ableitung der Werkzeugkontur ermöglicht beispielsweise das Wälzschälen zunächst ganz grundsätzlich (vgl. Kapitel 2.1.2). Gerade bei Präzisionsbauteilen wie zum Beispiel Zahnrädern spielt die Berechnung und Validierung der sich ergebenden Bauteil-Ist-Geometrie im Zuge der Werkzeug- und Prozessauslegung eine wichtige Rolle (Klocke & Brecher 2016). Zudem sind komplexe Zerspanprozesse durch zeitlich und örtlich variierende Prozesskenngößen gekennzeichnet, die beispielsweise für eine Optimierung theoretisch betrachtet werden müssen.

In der Zerspanung wird häufig auf Dixel-basierte Ansätze zur Prozessmodellierung zurückgegriffen, da diese im Vergleich zu anderen Methoden über hinreichende Genauigkeit bei geringer Rechenzeit verfügen und leicht zu implementieren sind (Altintas & Kersting et al. 2014). Dixel-basierte Methoden sind skalierbar und effizient (Zanger & Sellmeier et al. 2017), sowie auch als geometrische Durchdringungsrechnung bekannt. In der Simulation werden charakteristische Fertigungsabweichungen abgebildet, was dem realen Bearbeitungsprozess nahekommt (Klocke & Brecher 2016).

Bei einem Dixel handelt es um ein Linienelement, das durch einen Anfangs- und einen Endpunkt im Raum eindeutig definiert ist (Hook 1986). In einer Abtragssimulation wird beispielsweise das Bauteil durch eine diskrete Anzahl an Dixeln repräsentiert und mit dem triangulierten Werkzeug in Eingriff gebracht (Boess & Ammermann et al. 2012). Werkzeug und Bauteil werden gemäß der Prozesskinematik schrittweise zueinander positioniert und die Dixel jeweils auf Durchdringung mit dem Werkzeug geprüft (Denkena & Grove et al. 2019). Schneidet ein Dixel eine Fläche, wird das Liniensegment gekürzt (= getrimmt) und der Endpunkt des Dixel in den Schnittpunkt verschoben (Hilligardt & Böhland et al. 2021). Dadurch lässt sich für die diskreten Punkte der Schneidkante jeweils die zeitabhängige Spanungsdicke h berechnen, siehe Abbildung 2.7. Die Betrachtungen erfolgen im Unterschied zur Finite-Elemente-Simulation stets am unverformten Span auf Basis geometrischer Zusammenhänge.

Neben der Spanungsdicke h und der erzeugten Bauteilgeometrie können innerhalb der geometrischen Durchdringungsrechnung weitere lokal wirksame Prozesskenngößen berechnet werden (Klocke & Brecher 2016). Hilligardt & Böhland et al. geben eine

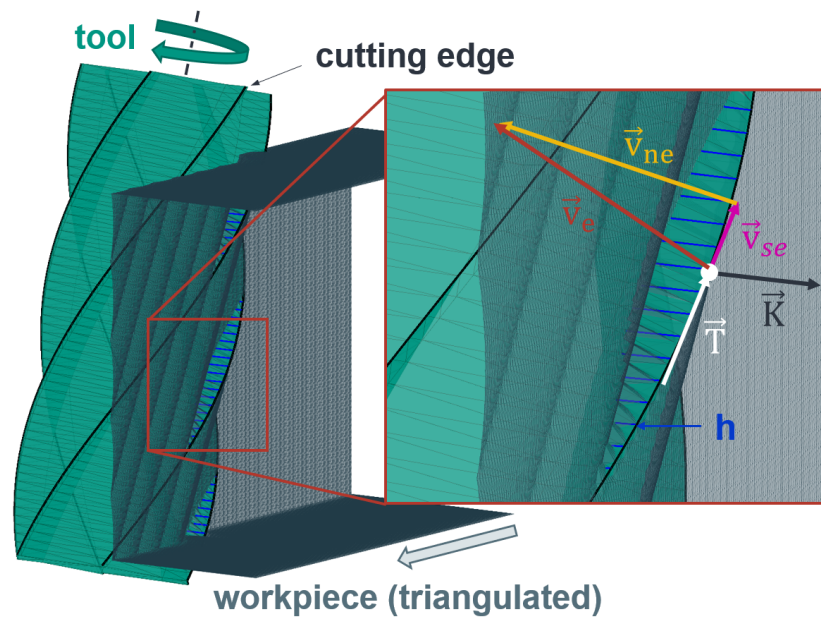


Abbildung 2.7: Methode der geometrischen Durchdringungsrechnung am Beispiel des Fräsens nach (Hilligardt & Böhlend et al. 2021).

Möglichkeit zur Erweiterung der Berechnung anhand von lokalen Geschwindigkeitsbetrachtungen. Dazu werden jedem diskreten Punkt der Schneidkante folgende vier Vektoren zugeordnet:

- Der normal zur Schneidkante orientierte Vektor \vec{K} , siehe Abbildung 2.7.
- Der tangential entlang der Schneidkante verlaufende Vektor \vec{T} , siehe Abbildung 2.7.
- Der normal auf der Spanebene stehende Vektor \vec{R} . Die Konturnormale \vec{K} , die Tangente \vec{T} und die Spanflächennormale \vec{R} bilden dabei ein Rechtssystem.
- Der normal auf der Freifläche stehende Vektor \vec{C} , welcher in der von \vec{K} und \vec{R} aufgespannten Ebene liegt.

Anschließend erfolgt die Auswertung der lokalen und temporären Relativgeschwindigkeit \vec{v}_e zwischen Werkzeug und Bauteil. Diese lässt sich gemäß den Formeln (2.12) und (2.13) in die Wirk-Normalgeschwindigkeit \vec{v}_{ne} und die Gleitgeschwindigkeit tangential zur Schneidkante \vec{v}_{se} zerlegen. Aufgrund des gewählten Basissystems für die Vektoren können der Wirk-Normalspanwinkel γ_{ne} und der Wirk-Normalfreiwinkel α_{ne} mithilfe der Formeln (2.14) und (2.15) berechnet werden (Hilligardt & Böhlend et al. 2021).

$$\vec{v}_{se} = (\vec{T} \cdot \vec{v}_e) \vec{T} \quad (2.12)$$

$$\vec{v}_{ne} = \vec{v}_e - \vec{v}_{se} \quad (2.13)$$

$$\gamma_{ne} = -\arccos\left(\frac{\vec{K} \cdot \vec{v}_{ne}}{|\vec{K}| \cdot |\vec{v}_{ne}|}\right) + \frac{\pi}{2} \quad (2.14)$$

$$\alpha_{ne} = \arccos\left(\frac{\vec{C} \cdot \vec{v}_{ne}}{|\vec{C}| \cdot |\vec{v}_{ne}|}\right) - \frac{\pi}{2} \quad (2.15)$$

Die oben gewählten Richtungen der Vektoren entsprechen nach DIN 6581 einer Auswertung der Prozesskenngrößen in der Wirk-Schneidennormalebene. Diese fällt mit der Werkzeug-Schneidennormalebene zusammen, sodass Wirk- und Werkzeug-Bezugssystem identisch sind (DIN 6581). Dies hat den Vorteil, dass die konstruktive Beschreibung der Schneidteilgeometrie und die Auswertung der lokalen Prozesskenngrößen im selben Bezugssystem erfolgen. Daher werden zur Vereinfachung im Folgenden verkürzte Bezeichnungen für die Größen verwendet, wobei im Fall konstruktiver Winkel der Index _{konst} eingeführt wird ($v_{ne} = v_c$; $v_{se} = v_s$; $\alpha_{ne} = \alpha$; $\gamma_{ne} = \gamma$).

Die geometrische Durchdringungsrechnung kann auch zur Ableitung der Werkzeugkontur verwendet werden, wie (Zanger & Sellmeier et al. 2017) am Beispiel des synchronisierten Wirbelns zeigen. Dazu wird die Bauteil-Soll-Geometrie im Raum als triangulierte Fläche modelliert. Den Ausgangszustand der Werkzeugkontur stellt ein ebener Fächer dar, der aus Dexeln aufgespannt und entlang der Prozesskinematik durch den Gewindegang geführt wird. Dabei wird der Dexelfächer am Facettenkörper der Bauteil-Soll-Geometrie getrimmt und somit die Werkzeugkontur bestimmt, siehe Abbildung 2.8. Um zu validieren, dass die berechnete Werkzeugkontur in der gewählten Prozesskinematik in der Lage ist, die gewünschte Bauteil-Soll-Geometrie zu reproduzieren, wird die Berechnung anschließend invertiert (Prüfung der Wälzbarkeit). Gegenüber analytischen Methoden zur Werkzeugkonturberechnung ist die geometrische Durchdringungsrechnung flexibel und robust (Zanger & Sellmeier et al. 2017).

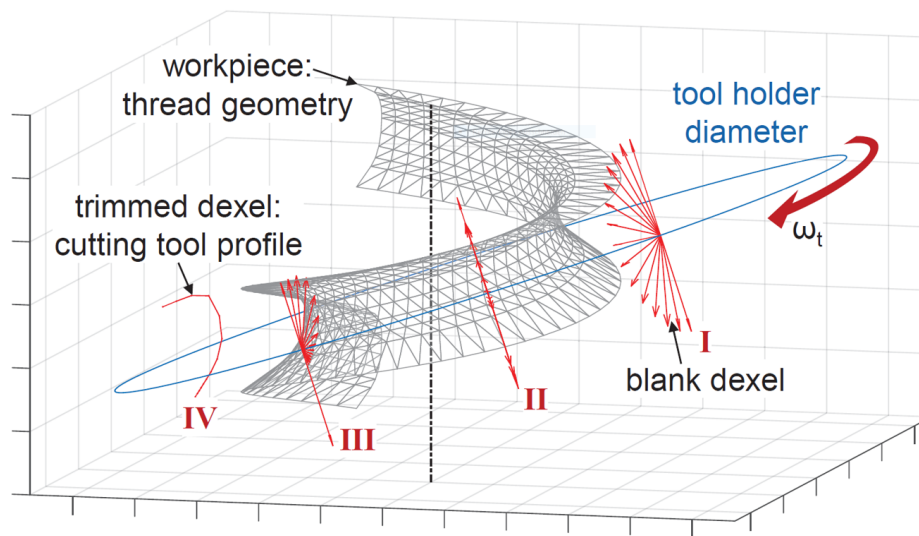


Abbildung 2.8: Dixel-basierte Werkzeugkonturberechnung am Beispiel des synchronisierten Wirbels nach (Zanger & Sellmeier et al. 2017). Der Dixelfläche („blank dixel“, I) wird durch die triangulierte Gewindelücke („thread geometry“) bewegt und dabei getrimmt, wodurch die Werkzeugkontur („cutting tool profile“, IV) entsteht.

Weitere Beispiele für die Vielseitigkeit der geometrischen Durchdringungsrechnung sind die Topographieprognose bei der mechanischen Oberflächenbehandlung (Schwalm & Mann et al. 2022) oder die Bestimmung geometrischer Grenzen zur Verwendung bei der Werkzeugkonstruktion für das Polygondrehen (Arndt & Sellmeier et al. 2023b).

2.6 Fazit zum Stand der Technik

Zur Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte gibt es nur eine begrenzte Anzahl an Drehverfahren. Das Unrunddrehen ist in Hinblick auf die geometrischen Freiheitsgrade der flexibelste Prozess. Für eine wirtschaftliche Umsetzung ist in den meisten Fällen jedoch eine Spezialmaschine notwendig, weshalb das Verfahren eine industrielle Nischenanwendung ist. Dem gegenüber stehen die synchronisiert-zyklischen Zerspanungsverfahren Mehrkantdrehen und Polygondrehen, die über eine beinahe identische Prozesskinematik verfügen. Für Anwendungen wie beispielsweise eine wirtschaftliche Produktion von Schraubenantrieben sind die Verfahren aufgrund ihrer signifikant höheren Produktivität als die konventionelle Fertigung durch Fräsen sehr attraktiv. Dadurch ist insbesondere das Mehrkantdrehen in der breiten industriellen Anwendung. In Hinblick auf die herstellbaren Bauteilquerschnitte sind beide Verfahren durch ihre Prozesskinematik jedoch stark eingeschränkt.

Das Rotationsunrunddrehen ist ein neu-entwickeltes synchronisiert-zyklisches Zerspanungsverfahren zur Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte. Es hat ein hohes Potential zur breiten industriellen Nutzung, da viele der aktuell im Feld verfügbaren Maschinen durch Mehrkantdrehen und Wälzschälen bereits mit der Möglichkeit zur Herstellung einer kinematischen Kopplung von Werkzeug- und Bauteilrotation ausgestattet sind. Außerdem ist gegenüber dem Polygon- und Mehrkantdrehen ist mit einer deutlichen Erweiterung der geometrischen Freiheitsgrade bei der Fertigung von Außenkonturen zu rechnen.

Aufgrund seiner Neuheit ist das Rotationsunrunddrehen wissenschaftlich noch nicht untersucht. Die Prozesskinematik hat große Ähnlichkeit mit den Rotary-Tools – einer Verfahrensfamilie zur Drehbearbeitung runder Bauteile, vorrangig aus schwer zerspanbaren Werkstoffen. Zu diesen Verfahren gibt es eine beachtliche Anzahl veröffentlichter Untersuchungen, deren Ergebnisse stellenweise widersprüchlich sind. Die Vielzahl von Stellgrößen erschwert oft die Identifikation von Optima und zeigt die Komplexität der Prozesse. Übertragbare Erkenntnisse sind anzunehmen, wobei die Komplexität mit der unrunden Werkzeugkontur im Rotationsunrunddrehen noch ansteigt. Wie bei allen synchronisiert-zyklischen Zerspanungsverfahren ist von stark über der Zeit und dem Ort variierenden Prozesskenngrößen auszugehen. Ähnlich dem Wälzschälen oder synchronisierten Wirbeln muss zudem zunächst die Werkzeugkontur anhand des herzustellenden Bauteilquerschnitts abgeleitet werden. Es gibt keine Kenntnisse zu den Einflüssen der Prozessstellgrößen auf Prozesskenngrößen und die Wirkung auf Zielgrößen wie Prozesskräfte oder die Qualität der hergestellten Bauteile.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Hauptziel der vorliegenden Arbeit ist die simulative und experimentelle Charakterisierung des Rotationsunrunddrehens, um fundierte Kenntnisse für eine industrielle Umsetzung des Verfahrens zu erlangen. Neben der Identifikation der grundlegenden Zusammenhänge in Hinblick auf die Prozesskenngrößen und dem Nachweis der grundsätzlichen Machbarkeit des Verfahrens, sollen die Einflüsse ausgewählter Prozessstellgrößen auf relevante Prozesskenngrößen und Zielgrößen untersucht werden. Dabei ist insbesondere auch der Einfluss des herzustellenden Bauteilquerschnitts auf den Prozess einzubeziehen, da von geometrischen und prozessseitigen Einschränkungen auszugehen ist. Schließlich soll das Rotationsunrunddrehen ins seriennahe Umfeld übertragen, erprobt und mit einer konventionellen Fertigungsroute verglichen werden.

Um diese Zielsetzung zu erreichen, wurde das Vorgehen in vier Arbeitspakete (APs) untergliedert, siehe Abbildung 3.1. In einem ersten Schritt müssen zunächst die Voraussetzungen für eine Realisierung des Rotationsunrunddrehens geschaffen werden. Damit sind die Modellierung des Prozesses zur Berechnung der Werkzeugkontur und zur Prozesssimulation, sowie der Aufbau eines geeigneten Versuchsaufbaus gemeint.

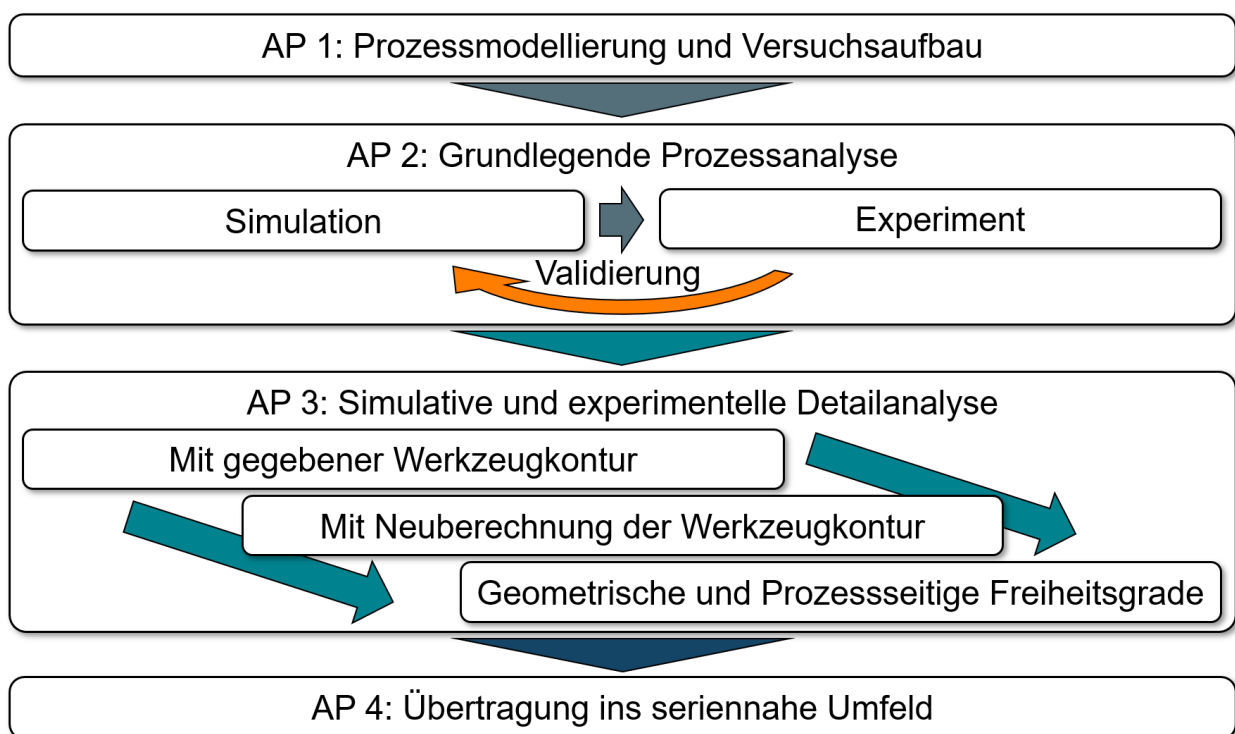


Abbildung 3.1: Darstellung der Vorgehensweise

Im zweiten AP wird das Rotationsunrunddrehen anhand eines Referenzprozesses detailliert untersucht und die generelle Machbarkeit des Verfahrens gezeigt. Die experimentellen Ergebnisse dienen dabei auch einer Validierung der Prozessmodellierung.

In einem dritten Schritt (AP 3) folgt die simulative und experimentelle Detailanalyse des Verfahrens. Hauptaugenmerk liegt dabei auf der Beeinflussung von Prozesskenngrößen und Zielgrößen durch die wesentlichen Prozessstellgrößen. Zwischen folgenden drei grundlegenden Fällen wird dabei unterschieden. Zunächst werden die Einflüsse bei *gegebener* Werkzeugkontur thematisiert, bevor die Einflussanalysen unter Einbeziehung einer *Neuberechnung* der Werkzeugkontur erweitert werden. Ziel ist es, Anhaltspunkte für die Prozessauslegung, -einstellung und -korrektur zu erhalten. Schließlich werden die Betrachtungen um den Einfluss des herzustellenden Bauteilquerschnitts auf den Prozess ausgeweitet, um die geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade des Rotationsunrunddrehens einzugrenzen. Zur Verknüpfung der Ergebnisse der systematischen Simulationsstudien mit Zielgrößen wie Prozesskräften, der Bauteilgeometrie oder Oberflächenrauheit werden ausgewählte Prozessvarianten experimentell untersucht. Im vierten AP erfolgt die Übertragung und Erprobung des Rotationsunrunddrehens im seriennahen Umfeld anhand zweier konkreter Anwendungsfälle. Zudem werden die Ergebnisse mit denen der jeweiligen konventionellen Prozesskette verglichen.

4 Methoden

4.1 Prozessmodellierung

Die im Folgenden vorgestellten Methoden zur Prozessmodellierung des Rotationsunrunddrehens sind bereits in (Arndt & Schulze 2024a) und (Arndt & Schulze 2024b) veröffentlicht. Sie basieren auf der geometrischen Durchdringungsrechnung, siehe Kapitel 2.5. Für die Entwicklung und Implementierung in MATLAB® wurde auf die frei verfügbare Open-Source-Software *OpenSkiving*¹ zurückgegriffen. Dabei handelt es sich um eine Toolbox zur Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen. Die Repräsentation und Transformation diskreter Punkte und Vektoren erfolgt in OpenSkiving anhand homogener Koordinaten.

Ähnlich wie beim Wälzschälen, muss für das Rotationsunrunddrehen zunächst die erforderliche Werkzeugkontur anhand der Prozesskinematik aus der gegebenen Bauteilkontur abgeleitet werden. Daher ist die grundsätzliche Methodik zur Werkzeug- und Prozessauslegung an das Vorgehen nach (Hühsam 2002) für das Wälzschälen angelehnt und besteht aus der Werkzeugkonturberechnung und der anschließenden Prozesssimulation. Im ersten Schritt wird die diskrete Werkzeugkontur ausgehend von einem kreisrunden Dexelfächer bestimmt. Die Verfahrensweise erfolgt dabei analog zur oben am Beispiel des Wirbelns beschriebenen Methodik. Jeder diskrete Punkt der Werkzeugkontur wird dann mit den lokalen Vektoren \vec{K}_0 , \vec{T}_0 , \vec{R}_0 und \vec{C}_0 versehen (vgl. Kapitel 2.5). Der konstruktive Freiwinkel α_{konst} ist dabei konstant.

Für die nachfolgenden Berechnungen in der Prozesssimulation wird die s.g. Werkzeugprofiltauchfläche verwendet. Dazu wird die berechnete Werkzeugkontur anhand der Prozesskinematik durch den dreidimensionalen Raum bewegt und zunächst ein Werkzeugprofilvolumen berechnet. Anschließend wird das Volumen vereinfacht, um Berechnungszeit in nachfolgenden Schritten einzusparen. Alle Punkte des Volumens, die außerhalb des Bauteilrohlingdurchmessers d_R bzw. einer vorhergehend hergestellten Bauteilkontur liegen, werden eliminiert. Im Übergangsbereich wird jeweils zwischen dem ersten innerhalb und dem letzten außerhalb liegenden Punkt linear interpoliert bis der Momentanradius erreicht ist. Die resultierende Kurve entspricht dem Werkzeugauslauf,

¹Hilligardt, A.; Klose, J. & Schulze, V. (2021), „OpenSkiving: Open Source Software für das Wälzschälen“, Software-Version 1.3, <https://openskiving.kit-campus-transfer.de/downloadbereich/>, aufgerufen am 02.11.2021.

siehe Abbildung 4.1a). Zur Modellierung des Bauteilrohlings werden in positive z_2 -Richtung zusätzliche Punkte hinzugefügt und alle verbleibenden Punkte zur Werkzeugprofiltauchfläche trianguliert.

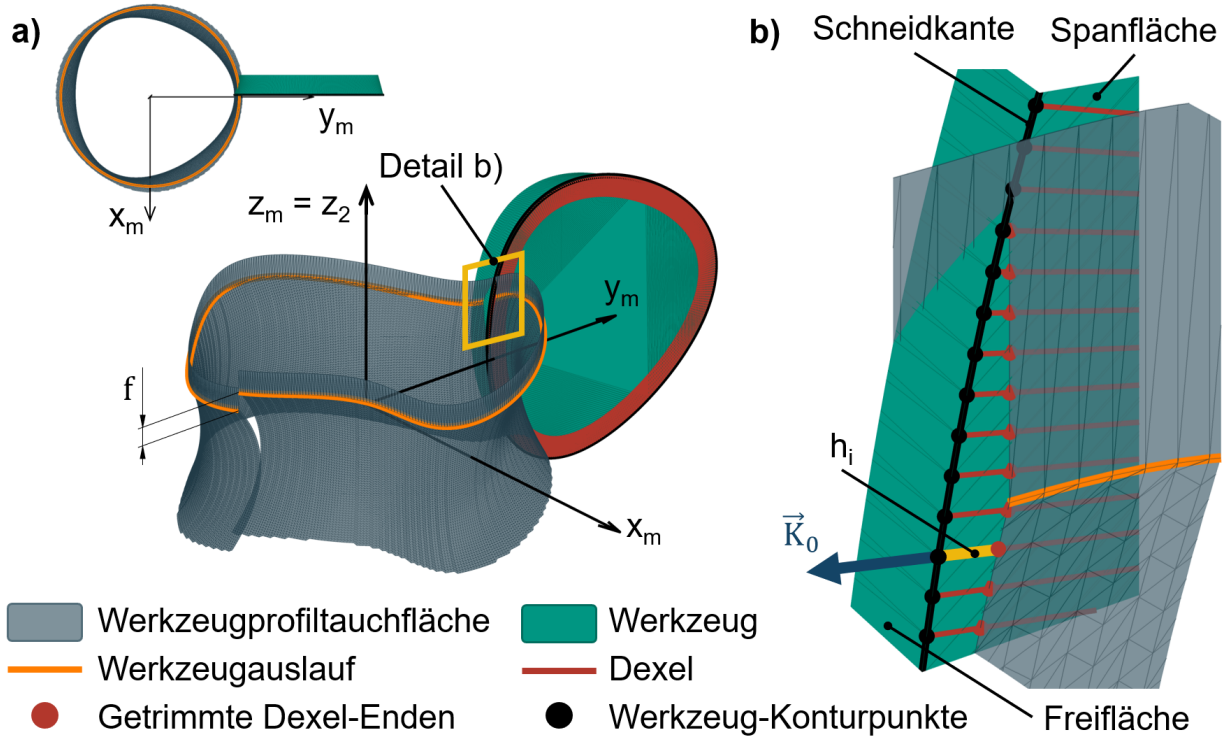


Abbildung 4.1: Methode zur Berechnung der lokalen Prozesskenngrößen nach (Arndt & Schulze 2024a). a) Die Werkzeugprofiltauchfläche repräsentiert die vorangegangene Bauteilumdrehung inkl. des Bauteilrohlings. b) Die im Eingriff befindlichen Punkte und die örtliche Spannungsdicke h_i werden mit einem Dixel-basierten Ansatz berechnet.

Zur Berechnung der lokalen Prozesskenngrößen wird das Werkzeug im nächsten Schritt in Eingriff gebracht. Die Werkzeugprofiltauchfläche wird um den Betrag des Vorschubs f entgegen der z_m -Richtung verschoben. Sie stellt somit den vorangegangenen Schnitt bzw. die vorangegangene Bauteilumdrehung inkl. Bauteilrohling dar. An jedem diskreten Punkt der Werkzeugkontur wird ein Dixel entgegen \vec{K}_0 aufgespannt und für jede diskrete Position von Werkzeug und Bauteil auf Durchdringung geprüft. Falls erforderlich, werden die Dixel-Enden getrimmt und damit die örtliche Spannungsdicke h_i berechnet, siehe Abbildung 4.1b). Die Berechnung der Prozesswinkel α und γ erfolgt, wie oben beschrieben, anhand von Geschwindigkeitsbetrachtungen. Die senkrecht zur Bauteiloberfläche definierte Spannungsdicke h wird schließlich mit Formel (4.1) aus h_i und γ berechnet.

$$h = h_i \cos \gamma \quad (4.1)$$

Die Werkzeugprofiltauchfläche kann außerdem zur Berechnung der Berührlinie, der Bauteil-Ist-Geometrie und der kinematischen Oberflächentopographie verwendet werden. Zur Bestimmung der Berührlinie wird an jedem diskreten Schritt der Kinematik der Schnedenpunkt mit dem kleinsten Momentanradius um die z_2 -Achse bestimmt. Die Berührlinie entspricht der Gesamtheit dieser Punkte, siehe Abbildung 4.2a). Zur Berechnung der Bauteil-Ist-Geometrie wird die Berührlinie in die x_2 - y_2 -Ebene projiziert.

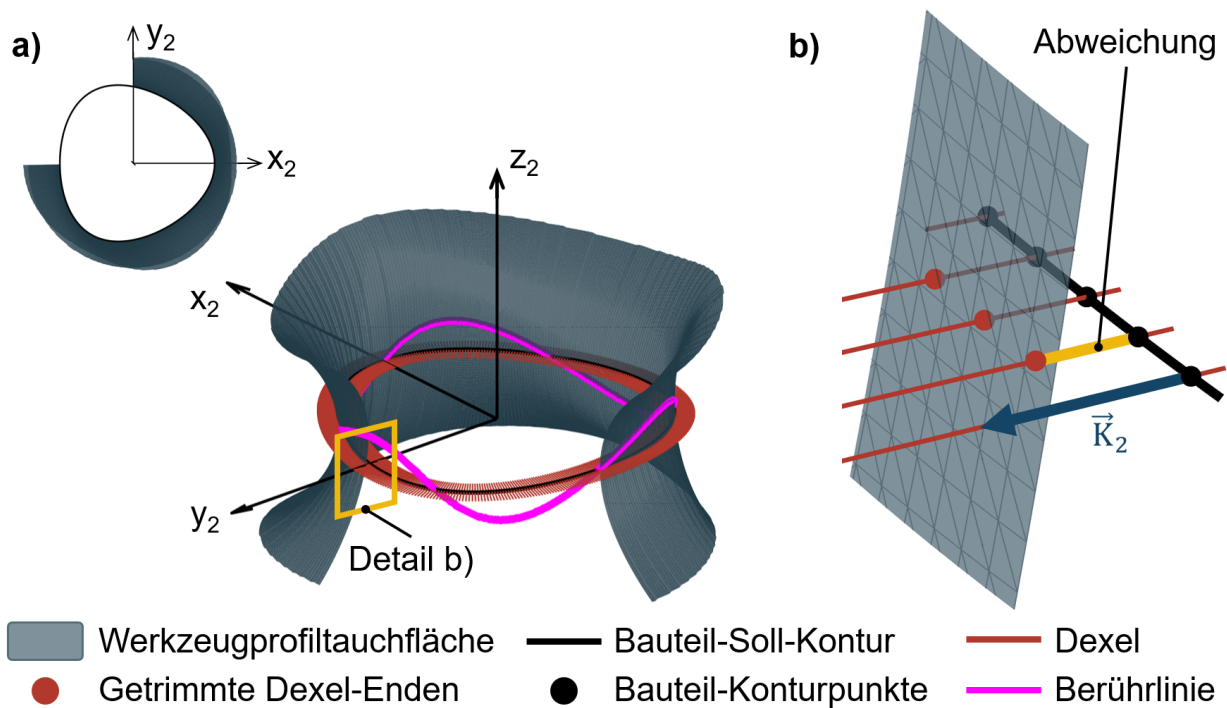


Abbildung 4.2: Methode zur Berechnung der Berührlinie und der kinematischen Oberflächentopographie nach (Arndt & Schulze 2024b). a) Die Werkzeugprofiltauchfläche wird zur Berechnung der Berührlinie herangezogen. b) Die lokalen Abweichungen werden mit einem Dixel-basierten Ansatz berechnet.

Zur Berechnung der kinematischen Oberflächentopographie wird die Bauteil-Soll-Kontur aufgespannt und entlang der diskreten Konturnormalen \vec{K}_2 mit Dixeln versehen. Die Dixel-Enden werden an der Werkzeugprofiltauchfläche getrimmt und auf diese Weise die lokalen Abweichungen für eine festgelegte z_2 -Ebene berechnet, siehe Abbildung 4.2b). Die Berechnung wird auf unterschiedlichen z_2 -Ebenen wiederholt und die kinematische Oberflächentopographie zusammengesetzt. Zur Ableitung von ortsbezogenen Oberflächen-Kennwerten werden jeweils die Abweichungen entlang der Werkstückachse z_2 betrachtet. Der maximale Höhenunterschied entspricht bei periodischen Oberflächentopographien der mittleren Rautiefe R_z . Die simulativ berechneten Werte

werden im Folgenden als $R_{Z_{\text{sim}}}$ bezeichnet, um sie von den experimentell ermittelten Werten R_Z zu unterscheiden.

Das aufgebaute Prozessmodell basiert auf numerischen Methoden, was eine Diskretisierung von Werkzeug und Bauteil, sowie deren Rotationen und Translationen erforderlich macht. Naturgemäß kommt es dabei zu Diskretisierungsfehlern, welche durch eine Erhöhung der Anzahl diskreter Punkte und Positionen reduziert werden können (Altintas & Kersting et al. 2014). Die Anzahl diskreter Punkte und Positionen richtet sich in allen Simulationen dieser Arbeit nach dem maximal zulässigen Sekantenfehler. Damit ist die maximale Abweichung zwischen einem Kreisbogen und dem durch zwei Punkte beschriebenen Kreissegment gemeint, das den Kreisbogen annähert (= Segmenthöhe). Für alle Berechnungen in Verbindung mit der kinematischen Oberflächentopographie wurde ein maximal zulässiger Sekantenfehler von $0,01 \mu\text{m}$ zugrunde gelegt. Alle übrigen Simulationen wurden mit einem maximal zulässigen Sekantenfehler von $0,1 \mu\text{m}$ durchgeführt.

4.2 Beschreibung unrunder Bauteilquerschnitte

Als unrunde Konturen werden nach (McIntosh 2013) im Allgemeinen Formen bezeichnet, die von der kreisrunden Gestalt abweichen. Typische Beispiele für unrunde Konturen aus der Technik sind Polygone, Ellipsen und Exzenter. Am Beispiel des Exzenter wird deutlich, dass neben der eigentlichen Bauteilkontur auch die Lage der Rotationsachse von Bedeutung ist. Mit dem Ziel der systematischen Beschreibung und Betrachtung der Konturen im Zusammenhang mit dem Rotationsunrunddrehen, wird in dieser Arbeit grundsätzlich zwischen folgenden beiden Bauteilquerschnitten (Profilen) unterschieden:

- Das Profil mit der Form einer Hypotrochoide (H-Profil), siehe Abbildung 4.3 a).
- Das Profil aus tangentialstetig zusammengesetzten Linien- und Kreissegmenten (Z-Profil), siehe Abbildung 4.3 b).

Generell sind die Profile durch eine Anzahl an Mitnehmern bzw. Zähnezahl z_2 , einen Hüllkreisdurchmesser d_{a2} und einen Pferchkreisdurchmesser d_{i2} vollständig definiert. Eine ergänzende Größe ist der Eckendurchmesser d_{e2} , siehe Abbildung 4.3. Die Rotationsachse der Profile liegt beim Rotationsunrunddrehen jeweils im kartesischen Koordinatenursprung $x_2 = y_2 = 0$.

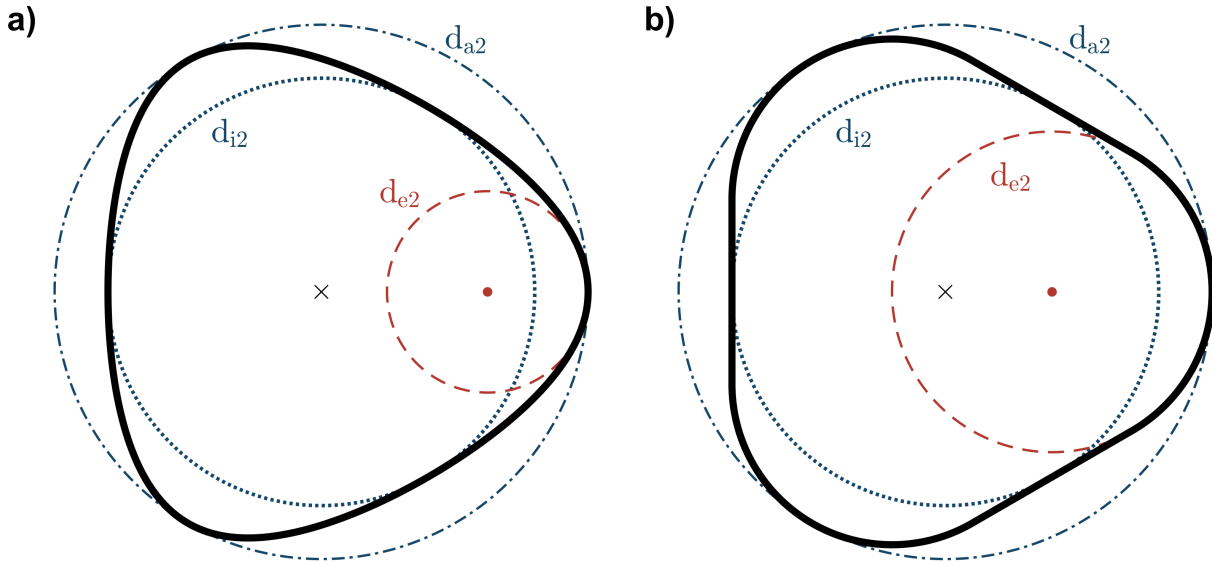


Abbildung 4.3: Grundlegende Gestalt der Profile am Beispiel $z_2 = 3$ gezeichnet für identische d_{a2} und d_{i2} . a) Profil mit der Form einer Hypotrochoide (H-Profil). b) Profil aus tangente stetig zusammengesetzten Linien- und Kreissegmenten (Z-Profil).

Die Kontur des H-Profils ist mathematisch betrachtet eine Hypotrochoide, wie sie auch durch Polygondrehen hergestellt werden kann (siehe Kapitel 2.1.3). Ihr Basisradius r und ihre Profilexzentrizität e_h berechnen sich daher identisch zur Kinematik des Polygondrehens gemäß den Formeln (2.7) und (2.8) aus dem Hüllkreisdurchmesser d_{a2} und dem Pferchkreisdurchmesser d_{i2} des Bauteils. Diese Größen werden zur Berechnung der Kontur benötigt. Da es sich bei der Hypotrochoide um eine transzendente Kurve handelt, existiert kein funktioneller Zusammenhang zwischen den kartesischen Koordinaten x und y eines beliebigen Punktes auf der Kurve (Schütte 1902). Deshalb wird für die mathematische Berechnung des Profils ein Parameterwinkel ϑ verwendet, der nicht dem jeweiligen Polarwinkel eines Punktes auf der Kurve entspricht, siehe Formel (4.2).

$$\begin{aligned} x_2 &= r \cdot \cos(\vartheta) + e_h \cdot \cos[(z_2 - 1) \cdot \vartheta] \\ y_2 &= r \cdot \sin(\vartheta) - e_h \cdot \sin[(z_2 - 1) \cdot \vartheta] \end{aligned} \quad \text{mit } \vartheta \in [0^\circ; 360^\circ[\quad (4.2)$$

Aus Formel (4.2) ist erkennbar, dass die Hypotrochoide für Zähnezahlen $z_2 \geq 2$ definiert ist. Für den Fall $z_2 = 2$ ist sie eine Ellipse (Schütte 1902). Zur dimensionslosen Beschreibung führen (Maximov & Hirstov 2005a) den Formfaktor der Hypotrochoide k_h ein, der nach Formel (4.3) definiert ist. Dabei darf der Formfaktor k_h einen z_2 -abhängigen Wert k_{hu} (Formel (4.4)) nicht überschreiten, da sich das Profil ansonsten überschneidet,

siehe Abbildung 4.4 a). Ein so genanntes Flachpunktprofil stellt sich beim Flachpunkt-Formfaktor k_{hf} ein (Formel (4.5)), wodurch die Profilflanke keine Krümmung aufweist. Das H-Profil ist demnach in diesem Fall weder konvex noch konkav (Maximov & Hirstov 2005a).

$$k_h = \frac{e_h}{d_{a2}} \quad (4.3)$$

$$k_{hu} = \frac{1}{2z_2} \quad (4.4)$$

$$k_{hf} = \frac{1}{2[1 + (z_2 - 1)^2]} \quad (4.5)$$

In Anlehnung an den Formfaktor der Hypotrochoide k_h wird für die weitere, verallgemeinerte Betrachtung der Profile der Eckenformfaktor k_{e2} eingeführt, der sich als Quotient aus dem Eckendurchmesser d_{e2} und dem Hüllkreisdurchmesser d_{a2} berechnet (Formel (4.6)). Gegenüber dem Formfaktor der Hypotrochoide k_h hat der Eckenformfaktor k_{e2} den Vorteil, dass er sich allgemein auf unrunde Bauteilquerschnitte und damit auch auf das Z-Profil anwenden lässt. Der Wertebereich ist für Zähnezahlen $z_2 \geq 2$ mit $k_{e2} \in [0; 1]$ gegeben. Im Grenzfall $k_{e2} = 1$ ergibt sich unabhängig vom Profil ein Kreis, siehe Abbildung 4.4. Das Z-Profil wird für einen Eckenformfaktor von $k_{e2} = 0$ zum regelmäßigen Polygon, das H-Profil erreicht die Überschneidungsgrenze k_{hu} . In Anlehnung an DIN 3689-1 kann der Eckendurchmesser d_{e2} für das H-Profil nach Formel (4.7) berechnet werden. Für das Z-Profil gilt der Zusammenhang nach Formel (4.8).

$$k_{e2} = \frac{d_{e2}}{d_{a2}} \quad (4.6)$$

$$d_{e2} = \frac{[2d_{a2} - z_2(d_{a2} - d_{i2})]^2}{4d_{a2} + 2z_2(z_2 - 2)(d_{a2} - d_{i2})} \quad (4.7)$$

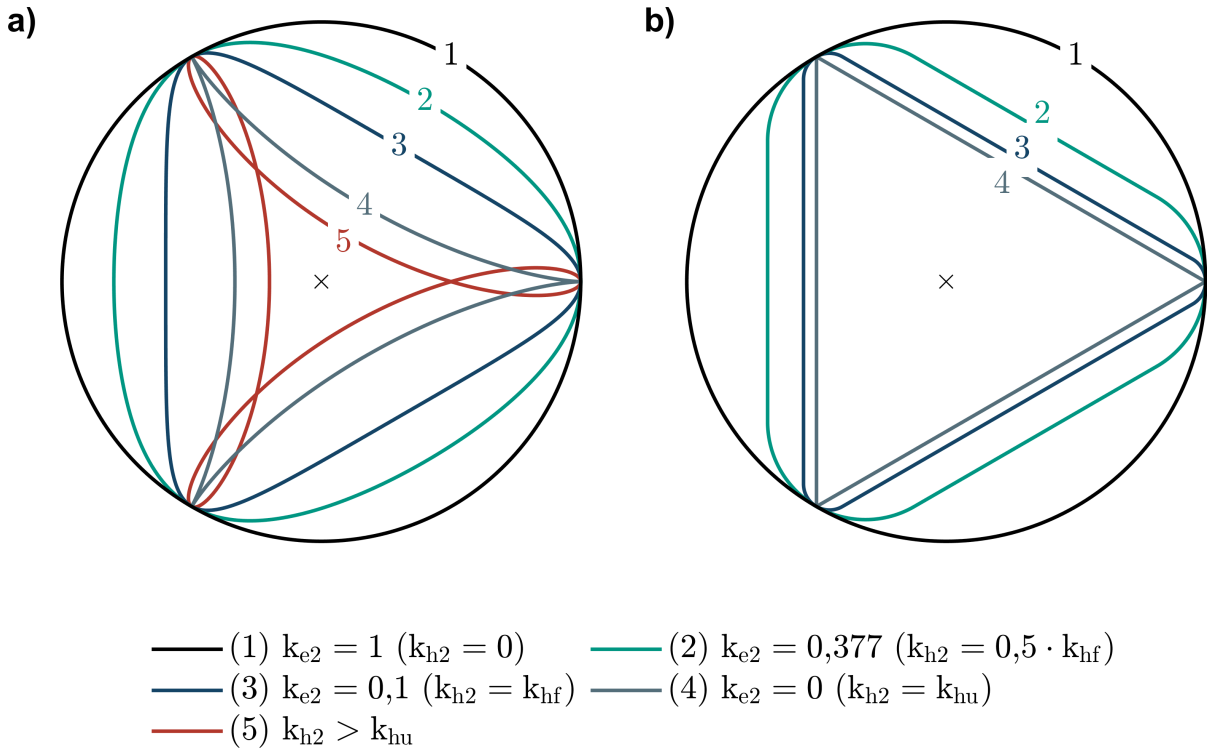


Abbildung 4.4: Normierte Beschreibung der Profile mit dem Eckenformfaktor k_{e2} am Beispiel $z_2 = 3$. a) H-Profil nach (Arndt & Sellmeier et al. 2023b). b) Z-Profil.

$$d_{e2} = \begin{cases} \frac{d_{i2} + d_{a2}}{2} & \text{für } z_2 = 1 \\ d_{i2} & \text{für } z_2 = 2 \\ \frac{p \cdot d_{i2} - d_{a2}}{p - 1} & \text{für } z_2 \geq 3 \end{cases} \quad \text{mit } p = \frac{1}{\cos\left(\frac{180^\circ}{z_2}\right)} \quad (4.8)$$

Eine Besonderheit der Definition des Z-Profils über die Zähnezahl z_2 , den Hüllkreisdurchmesser d_{a2} und den Pferchkreisdurchmesser d_{i2} ist, dass sie für eine Zähnezahl von $z_2 = 1$ und einen Eckenformfaktor $k_{e2} \in [0,5; 1]$ ein Exzenter enthält. Die Kontur besteht in diesem Fall aus einem exzentrischen Kreis und enthält keine Liniensegmente. Der Durchmesser des Exzentrums ist identisch mit dem Eckendurchmesser d_{e2} , siehe Abbildung 4.5 a). Zur Beschreibung des Ortes auf dem Profil wird der Bauteilpolarwinkel Φ_2 eingeführt, siehe Abbildung 4.5 b).

Die Definitionen des H-Profils und des Z-Profils decken eine große Bandbreite unrunder Bauteilquerschnitte ab. Sie werden daher unter Variation der Anzahl an Mitnehmern z_2 und dem Eckenformfaktor k_{e2} zur systematischen Untersuchung des Einflusses des Bauteilquerschnitts auf den Prozess des Rotationsunrunddrehens herangezogen.

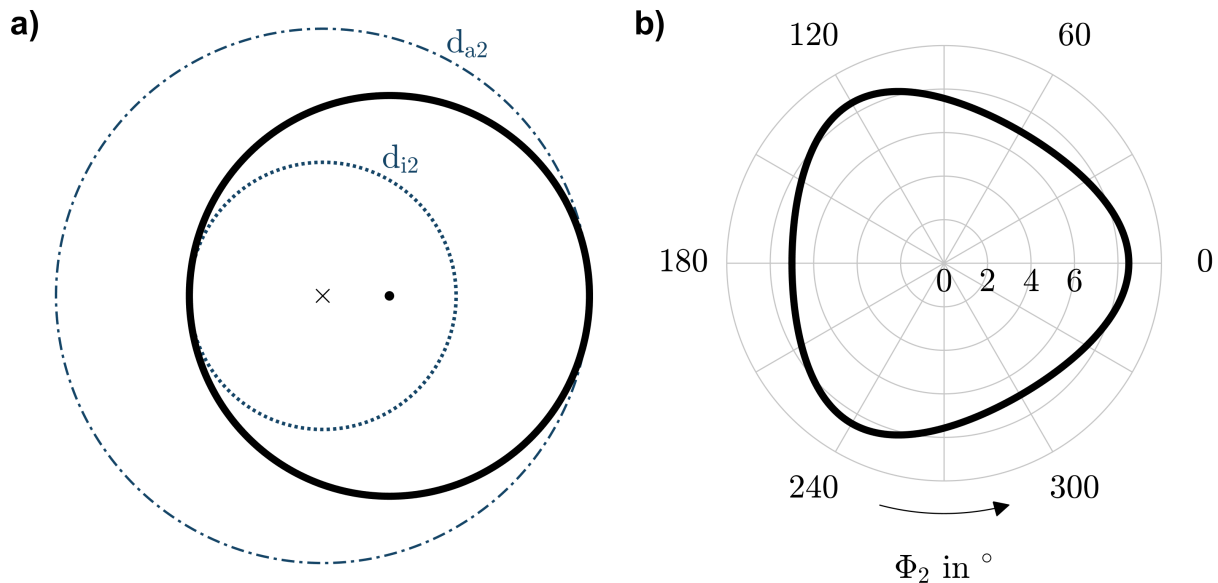


Abbildung 4.5: Exzenter und H3-Profil. a) Beschreibung des Exzenter als Z-Profil ($z_2 = 1$; $k_{e2} = 0,75$). b) Referenz-Bauteilquerschnitt in der Polardarstellung.

4.3 Verwendete Bauteilquerschnitte und Prozesse

4.3.1 Referenz-Bauteilquerschnitt und Referenzprozess

Für die grundlegenden Untersuchungen des Rotationsunrunddrehens wurde ein Referenz-Bauteilquerschnitt und ein Referenzprozess festgelegt. Beim Referenz-Bauteilquerschnitt handelt es sich um ein H-Profil mit den geometrischen Parametern nach Tabelle 4.1. Das Profil ist aus Abbildung 4.5 b) ersichtlich und wird in Anlehnung an seine Anzahl an Mitnehmern z_2 im Folgenden mit der Kurzform *H3-Profil* bezeichnet.

Die Prozessstellgrößen des Referenzprozesses sind in Tabelle 4.1 enthalten. Ein wesentlicher Freiheitsgrad der Kinematik des Rotationsunrunddrehens ist der Werkzeug-Hüllkreisdurchmesser d_{a0} . Für dessen initiale Wahl wird auf Ergebnisse aus kinematisch ähnlichen Prozessen zurück gegriffen. Die geringsten Prozesstemperaturen werden beim ADRT-Prozess bei einem kinematischen Neigungswinkel von etwa $\lambda_k = 45^\circ$ erreicht, was einem Verhältnis aus Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} und des Bauteils v_{t2} von 1 entspricht (vgl. Kapitel 2.4). Ausgehend von einem Drehzahlverhältnis von $i = 1$ bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ wird der Werkzeug-Hüllkreisdurchmesser d_{a0} für den Referenzprozess beim Rotationsunrunddrehen deshalb identisch zum Teilkreisdurchmesser des Bauteils d_{t2} gewählt.

In Anlehnung an die Berechnung der Schnittgeschwindigkeit beim Wälzschälen (vgl. Formel (2.5)), erfolgt die Berechnung der Bauteildrehzahl n_2 beim Rotationsunrunddrehen auf Basis einer Auslegungs-Schnittgeschwindigkeit v_{ac} , sowie dem Teilkreisdurchmesser des Bauteils d_{t2} und dem Achskreuzwinkel Σ , siehe Formel (4.9). Ein Bauteil- oder Werkzeug-Schrägungswinkel β wird dabei nicht berücksichtigt, da innerhalb dieser Arbeit keine entlang der Bauteilachse geschrägten Querschnitte betrachtet werden. Der Vorschub f wird so eingestellt, dass sich eine maximale Spanungsdicke von $\hat{h}_{max} = 0,050 \text{ mm}$ ergibt.

$$n_2 = \frac{v_{ac}}{d_{t2} \cdot \pi \cdot \sin \Sigma} \quad (4.9)$$

Tabelle 4.1: Bauteil-, Werkzeug- und Prozessparameter für den Referenzprozess. Die dritte Spalte gibt einen Überblick über die experimentell getätigten Variationen der Prozesskinematik.

Größe	Referenz	Variationen	Einheit
Bauteilgestalt	H-Profil	—	—
z_2	3	—	—
d_{a2}	17	—	mm
d_{i2}	15	—	mm
d_{t2}	16	—	mm
k_{e2}	0,5765	—	—
d_R	18	17,4; 18; 19	mm
d_{a0}	16	12; 16; 20	mm
α_{konst}	15	—	°
z_0	3	2; 3	—
i	3/3	3/3; 3/2	—
Σ	90	82; 86; 90	°
Ψ	0	—	°
a	15,5	13,5; 15,5; 17,5	mm
v_{ac}	60	—	m/min
n_2	1.200	—	1/min
n_0	1.200	1.200; 1.800	1/min
f	0,075	0,045; 0,075; 0,105	mm
\hat{h}_{max}	0,050	0,030; 0,050; 0,070	mm

4.3.2 Zweistufige Bearbeitungsstrategie

Zur Erhöhung der Maß- und Formgenauigkeit, sowie zur Verbesserung der Oberflächen-güte wird die Bearbeitung in konventionellen Fräs- und Drehprozessen oft in die beiden Schritte *Schruppen* und *Schlichten* aufgeteilt (Klocke & König 2008). In Anlehnung daran wird der Einfluss einer derartigen zweistufigen Bearbeitungsstrategie beim Rotations-unrunddrehen anhand des H3-Profiles untersucht. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 4.2 aufgeführt. Das Bearbeitungsaufmaß für das Schlichten wird durch eine Vergrößerung des Achsabstands a in y_m -Richtung beim Schruppen eingestellt. Zu Zwecken der Vergleichbarkeit wird der Vorschub f in beiden Bearbeitungsschritten identisch zum Referenzprozess gewählt.

Tabelle 4.2: Prozessparameter für die zweistufige Bearbeitungsstrategie.

Bearbeitungsschritt	f	Σ	x_m	y_m
1 – Schruppen	0,075 mm	90°	0 mm	15,7 mm
2 – Schlichten	0,075 mm	90°	0 mm	15,5 mm

4.3.3 Zur Untersuchung des Einflusses des Bauteilquerschnitts

Im Rahmen der geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade des Rotationsunrund-drehens wird der Einfluss des Bauteilquerschnitts exemplarisch an zwei sehr ähnlichen Profilen untersucht. Hierzu wurden ein H6-Profil und ein Z-Profil mit identischen Hüll-kreisdurchmesser d_{a2} und Pferchkreisdurchmesser d_{i2} nach Tabelle 4.3 gewählt. Die Profile werden in Anlehnung an ihre Anzahl an Mitnehmern z_2 mit *H6-Profil* und *Z6-Profil* bezeichnet. Beim H-Profil handelt es sich um ein Flachpunktprofil. Entsprechend ist die Krümmung der beiden Bauteilquerschnitte an der Profilflanke identisch. Es un-terscheiden sich jedoch die Eckendurchmesser d_{e2} , siehe Abbildung 4.6. Die übrige Prozesskinematik entspricht bis auf den Achsabstand a und das Drehzahlverhältnis i dem Referenzprozess. Dies trifft auch auf die Wahl des Vorschubs f zu, der analog je-weils so eingestellt wird, dass sich eine maximale Spanungsdicke von $\hat{h}_{\max} = 0,050$ mm ergibt. Daraus resultiert ein geringfügig vom Bauteilquerschnitt abhängiger Vorschub.

Tabelle 4.3: Bauteil-, Werkzeug- und Prozessparameter für die Untersuchung des Einflusses der Berührlinie. Die Prozesskinematik entspricht bis auf a und i dem Referenzprozess.

Größe	H6-Profil	Z6-Profil	Einheit
Bauteilgestalt	H-Profil	Z-Profil	—
z_2	6	6	—
d_{a2}	26	26	mm
d_{i2}	24	24	mm
k_{e2}	0,3077	0,4258	—
d_R	27	27	mm
α_{konst}	20	20	°
i	6/3	6/3	—
a	20	20	mm
f	0,075	0,072	mm

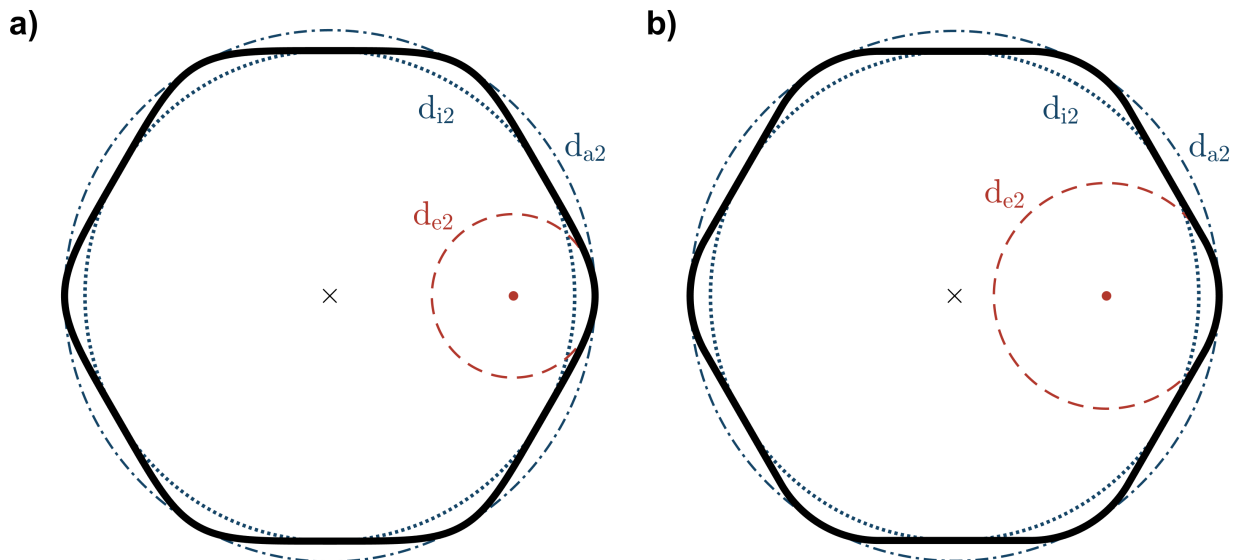


Abbildung 4.6: Bauteilquerschnitte zur Untersuchung des Einflusses der Berührlinie. Beide Profile verfügen über identische d_{a2} und d_{i2} . a) H6-Profil. b) Z6-Profil.

4.4 Materialien und Versuchsaufbauten

Die zum Rotationsunrunddrehen eingesetzten Werkzeuge wurden nach Vorgabe der individuellen Werkzeugkonturen von der Hartmetall-Werkzeugfabrik Paul Horn GmbH aus Hartmetall vom Typ K20-40 angefertigt und mit einer TiAlSiN-Beschichtung versehen. Eine Charakterisierung der Schneidkantenpräparation mit Kenngrößen nach (Denkena & Friehmuth et al. 2002) ergibt einen mittleren Schneidkantenradius von $\bar{S} = 44 \mu\text{m}$ bei einem mittleren K-Faktor von 1,138 auf. Die Schneidkantenpräparation folgt daher der Trompetenform (Tikal & Holsten 2006).

Alle Versuche zum Referenzprozess bzw. mit systematischer Variation der Prozessstellgrößen wurden mit dem Versuchsaufbau *Kurzdrehen* durchgeführt. Um den Einfluss unbekannter bzw. nicht kontrollierbarer Einflussgrößen (bspw. Luftfeuchtigkeit) auf die Ergebnisse zu minimieren, erfolgte die Durchführung der Versuche generell randomisiert (vgl. Kleppmann 2016). Verschiedene Werkzeuge wurden im Versuchsplan durch Blockbildung berücksichtigt. Ein Versuchspunkt wurde dabei jeweils drei Mal realisiert. Die verwendeten Werkstoffe sind in Tabelle 4.4 aufgeführt, wobei sich die Versuchsergebnisse, sofern nicht anders angegeben, auf den Werkstoff Ti6Al4V beziehen. Der Versuchsaufbau *Langdrehen* wurde ausschließlich für die Versuche zur Standzeituntersuchung und für die Realisierung der Anwendungsfälle verwendet (Kapitel 7.3 und 8), wobei keine Randomisierung, Blockbildung oder mehrfache Realisierung der Versuchspunkte erfolgte.

Tabelle 4.4: Übersicht über die verwendeten Werkstoffe. Sofern nicht anders angegeben, beziehen sich die Versuchsergebnisse stets auf Ti6Al4V.

Bezeichnung	Werkstoffnummer	Zugfestigkeit	Härte	Zustand
Ti6Al4V	3.7165	974 MPa	30,5 HRC	Geglüht
CuZn39Pb3	2.0401	500 MPa	134 HBW	R430
42CrMo4	1.7225	1.068 MPa	384 HV	Vergütet
100Cr6	1.3505	762 MPa	233 HBW	Weichgeglüht

4.4.1 Kurzdrehen

Bei diesem Versuchsaufbau erfolgt das Rotationsunrunddrehen im Kurzdrehverfahren auf der Institutsmaschine vom Typ Pittler PV315 SkiveLine, siehe Abbildung 4.7. Beim Kurzdrehverfahren wird die Vorschubbewegung durch axiales Verfahren des Werkzeugs relativ zur Bauteildrehachse realisiert (Heisel 2014). Die verwendete Werkzeugmaschine

ist eine vertikale Multifunktions-Drehmaschine mit B-Achse zur Einstellung des Achskreuzwinkels Σ in einem Bereich von $\Sigma \in [-20^\circ; 90^\circ]$. Werkzeug und Bauteil sind durch Motorspindeln direkt angetrieben. Zur Messung der werkzeugseitigen Prozesskräfte wird ein rotierendes Schnittkraft-Messsystem (engl. Rotating Cutting Dynamometer = RCD) der Firma Kistler Instrumente AG vom Typ 9124B verwendet. Abtriebsseitig ist das RCD mit einer im Rundlauf des Werkzeugs einstellbaren Hydrodehn-Werkzeugspannung der Firma ETP Transmissions AB vom Typ ECOGRIP-25/ER40 ausgestattet. Mithilfe eines Feinzeigers (Millimess 1003 der Firma Mahr GmbH) werden die Werkzeuge vor Versuchsbeginn auf einen typischen Rundlauffehler von maximal $3 \mu\text{m}$ (gemessen an ihrem Schaft) eingestellt.

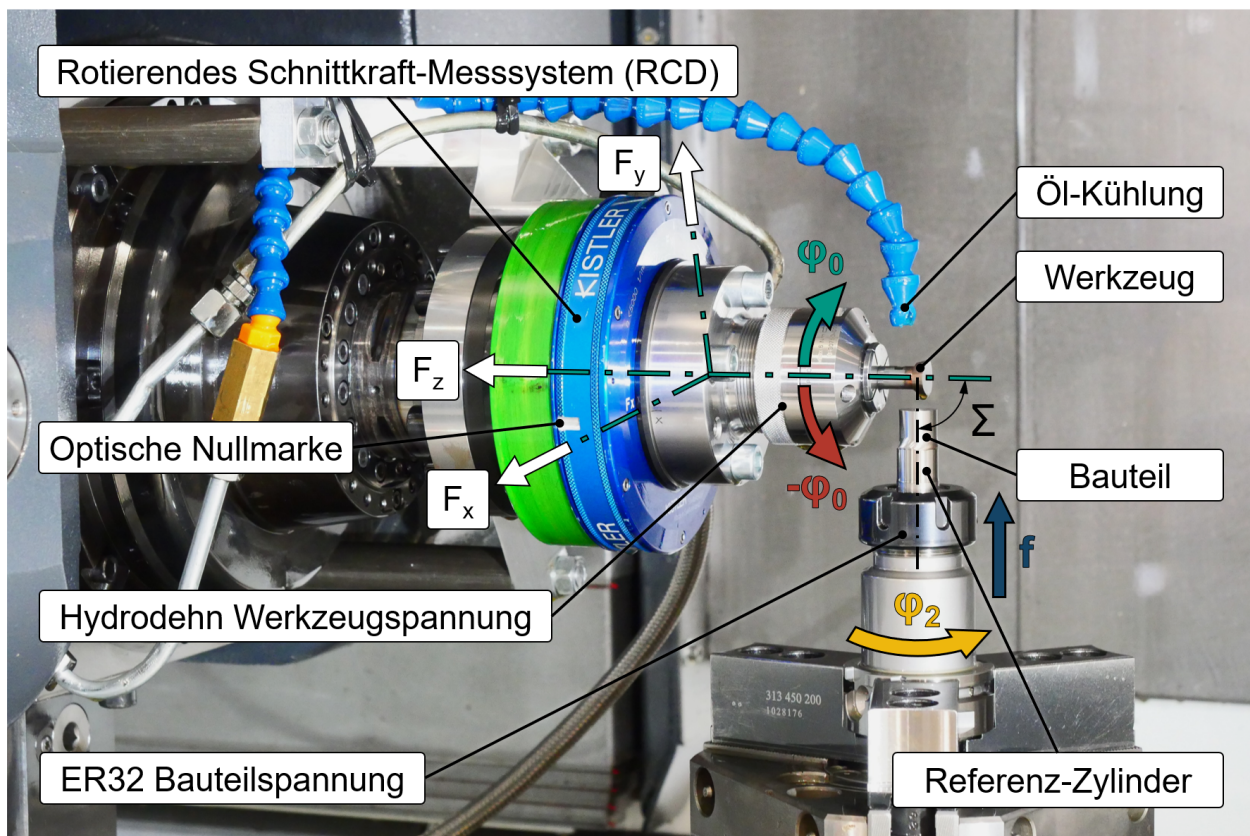


Abbildung 4.7: Versuchsaufbau Kurzdrehen auf der Institutsmaschine vom Typ Pittler PV315 ausgerüstet mit einem werkzeugseitigen rotierenden Schnittkraft-Messsystem (RCD), sowie einer im Rundlauf einstellbarer Hydrodehn-Werkzeugspannung.

Aufgrund der werkzeugseitigen Kollisionskontur wird das Bauteil in einer modifizierten ER32-Spannzange aufgenommen, welche im Dreibackenfutter der Maschine gespannt ist, siehe Abbildung 4.7. Jede Probe wird unmittelbar vor dem Rotationsunrunddrehen im bereits eingespannten Zustand mit einem Referenz-Zylinder versehen. Dieser wird unterhalb des späteren unrunden Bauteilquerschnitts angedreht und dient bei der

Vermessung der Bauteilgeometrie als Referenz, um den Einfluss von Spannfehlern auf die Messergebnisse zu minimieren. Das Rotationsunrunddrehen erfolgt auf einer Bearbeitungslänge von 12 mm am Versuchsteil A. Eine entsprechende Zeichnung ist in Anhang A1 beigelegt. Die Versuche erfolgen unter Öl-Kühlung (Überflutungskühlung), wobei das Kühlschmiermittel vom Typ *ECOCUT 715 LE* der Fuchs Schmierstoffe GmbH sowohl an der Freifläche des Werkzeugs als auch an dessen Spanfläche zugeführt wird. Die Zuführung über die Spanfläche ist in Abbildung 4.7 nicht sichtbar.

4.4.2 Langdrehen

Bei diesem Versuchsaufbau erfolgt das Rotationsunrunddrehen im Langdrehverfahren auf einer Werkzeugmaschine vom Typ INDEX-Traub TNL32-11 beim Industriepartner¹, siehe Abbildung 4.8. Beim Langdrehverfahren ist eine Materialstange in einer axial verfahrbaren Spindel gespannt und wird durch die so genannte Führungsbuchse, welche axial feststeht, in den Arbeitsraum geschoben (Petzoldt 1953). Dadurch ändert sich der axiale Abstand zwischen der Führungsbuchse und dem Werkzeug während des Prozesses nicht, wodurch Bauteile mit einem großen Länge-Durchmesser-Verhältnis ohne Gegenspitze oder zusätzliche Lünetten hergestellt werden können (Walker 2014).

Die verwendete Werkzeugmaschine verfügt über eine synchron angetriebene Führungsbuchse mit pneumatischer Einstellung des Führungsdrucks, sowie über einen Stangenlader zur Aufnahme des Werkstoffs. An der Hauptspindel können zwei Revolver zeitgleich in Eingriff gebracht werden, siehe Abbildung 4.8 a). Der Antrieb rotierender Werkzeuge erfolgt indirekt über Getriebestufen. Daher ist der Werkzeughalter zur Aufnahme des NCRT-Werkzeugs mit einer Spielbremse ausgestattet. Der Werkzeughalter ist an Revolver 1 angebracht, siehe Abbildung 4.8 b). Es ergibt sich ein typischer Rundlauffehler der Werkzeuge von maximal 12 µm gemessen an ihrem Schaft. Der auf Revolver 2 montierte Klemmdrehhalter mit Wendeschneidplatte wird optional zum Vordrehen des Bauteils verwendet und kommt lediglich im Anwendungsfall Knochennagel (Kapitel 8.1) zum Einsatz.

Das Rotationsunrunddrehen erfolgt unter Öl-Kühlung (Überflutungskühlung), wobei aufgrund der örtlichen Bedingungen bei den Industriepartnern zwei unterschiedliche Kühlschmierstoffe für die Versuche eingesetzt werden mussten. Die Versuche zur

¹Sämtliche Versuche wurden durch den Autor dieser Arbeit vor Ort begleitet.

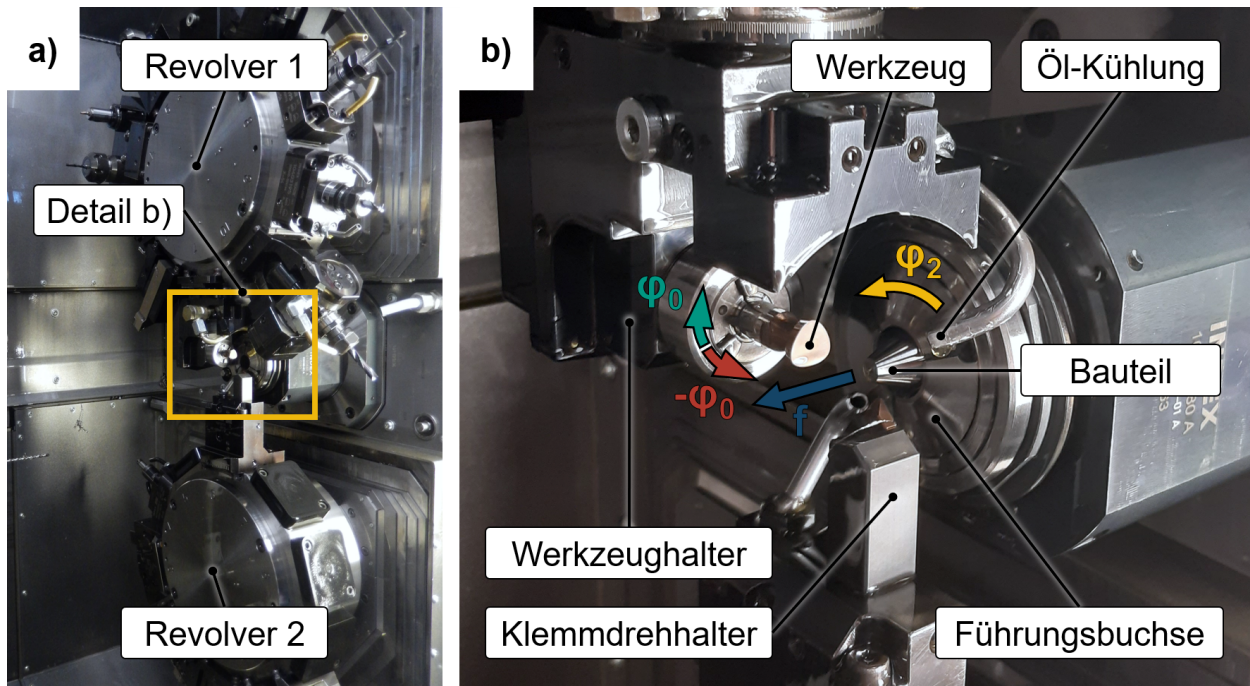


Abbildung 4.8: Versuchsaufbau Langdrehen auf einer Werkzeugmaschine vom Typ INDEX-Traub TNL32-11 beim Industriepartner. Der auf Revolver 2 montierte Klemmdrehhalter wird optional zum Vordrehen des Bauteils in Eingriff gebracht.

Standweguntersuchung (Kapitel 7.3) erfolgten mit *ECOCUT 410 LE* der Fuchs Schmierstoffe GmbH, während die Versuche zur Umsetzung im seriennahen Umfeld (Kapitel 8) mit *Spezialöl 6011 NIRO* der Beku Oil GmbH durchgeführt wurden. Die Zeichnungen der Bauteile sind in Anhang A2 beigelegt.

4.5 Mess- und Auswertetechnik

4.5.1 Prozesskräfte

Die Messung der Prozesskräfte erfolgt werkzeugseitig und ausschließlich im Versuchsaufbau Kurzdrehen. Es wird ein RCD der Firma Kistler Instrumente AG vom Typ 9124B zusammen mit einem Mehrkanal Signal-Conditioner vom Typ 5223B verwendet. Die Digitalisierung der analogen Messspannungen erfolgt mit einem Spannungseingangsmodul vom Typ NI-9222 in Verbindung mit einer Plattform vom Typ cDAQ9189 der Firma National Instruments. Das Kraftmesssystem verfügt über eine optische Nullmarke, welche in ihrer Orientierung relativ zum Werkzeug vor Versuchsbeginn auf den Werkzeugnullpunkt eingestellt wird. Dadurch ist in der Auswertung die Zuordnung eines diskreten Zeitpunkts der Kraftmessung zu einem eindeutigen Werkzeugdrehwinkel φ_0 möglich. Darüber hinaus wird dadurch die Transformation der im rotierenden

Koordinatensystem des RCDs gemessenen Prozesskräfte F_x , F_y und F_z in ein stehendes Koordinatensystem möglich. In Analogie zum konventionellen Drehprozess wird das stehende Koordinatensystem so gewählt, dass neben der Schnittkraft F_c , die Vorschubkraft F_f und die Passivkraft F_p berechnet werden können.

Da das Signal der Nullmarken-Erkennung sehr kurz ist, werden die Daten mit einer Frequenz von 48 kHz mit einem Skript in MATLAB® aufgezeichnet. Die Aufzeichnung beginnt bei bereits synchronisierten Achsen und rotierendem Werkzeug bzw. Bauteil, jedoch bevor das Werkzeug in Eingriff gebracht wird. In der Nachverarbeitung der Messdaten wird dieser vorlaufende Zeitbereich zur Korrektur des Offsets, sowie zur dynamischen Kompensation der Gewichtskraft des RCDs genutzt. Anschließend werden den diskret-vorliegenden Zeitpunkten der Messdaten durch Ausrichtung an einer gemessenen Nullmarke jeweils diskrete Werkzeugdrehwinkel φ_0 zugeordnet.

Die Kraftmessdaten werden mithilfe der dann bekannten Winkellagen vom rotierenden ins stationäre Koordinatensystem umgerechnet. Es wird die Lage eines Messfensters festgelegt, welches 60 volle Werkzeugumdrehungen umfasst und im stationären Zustand des Rotationsunrunddrehens liegt. Nachfolgend werden die Messdaten mehrfacher Realisierungen von Experimenten zu Versuchspunkten zusammengefasst und im Anschluss winkelsynchron ausgewertet. Dazu werden alle Einzelmesswerte in den Wertebereich $\varphi_0 \in [0^\circ; 360^\circ[$ verschoben und der winkelsynchrone Mittelwert, sowie der Variationsbereich der Extremwerte gebildet, siehe Abbildung 4.9 a) und b). Aus dem winkelsynchronen Mittelwert lassen sich die charakteristischen Kennwerte \hat{F} (maximale Kraft), \check{F} (minimale Kraft) und \bar{F} (mittlere Kraft) ableiten. Abbildung 4.9 c) zeigt die im Folgenden verwendete, komprimierte Darstellungsweise der charakteristischen Kennwerte. Dabei werden für \hat{F} und \check{F} auch Fehlerbalken angegeben, die sich aus dem Variationsbereich der Extremwerte ergeben, die an den jeweiligen Winkellagen ausgewertet werden, siehe Abbildung 4.9 b). In Anlehnung an die Schwingungslehre wird die Differenz zwischen \hat{F} und \check{F} als *Spitze-Tal-Wert* \tilde{F} bezeichnet.

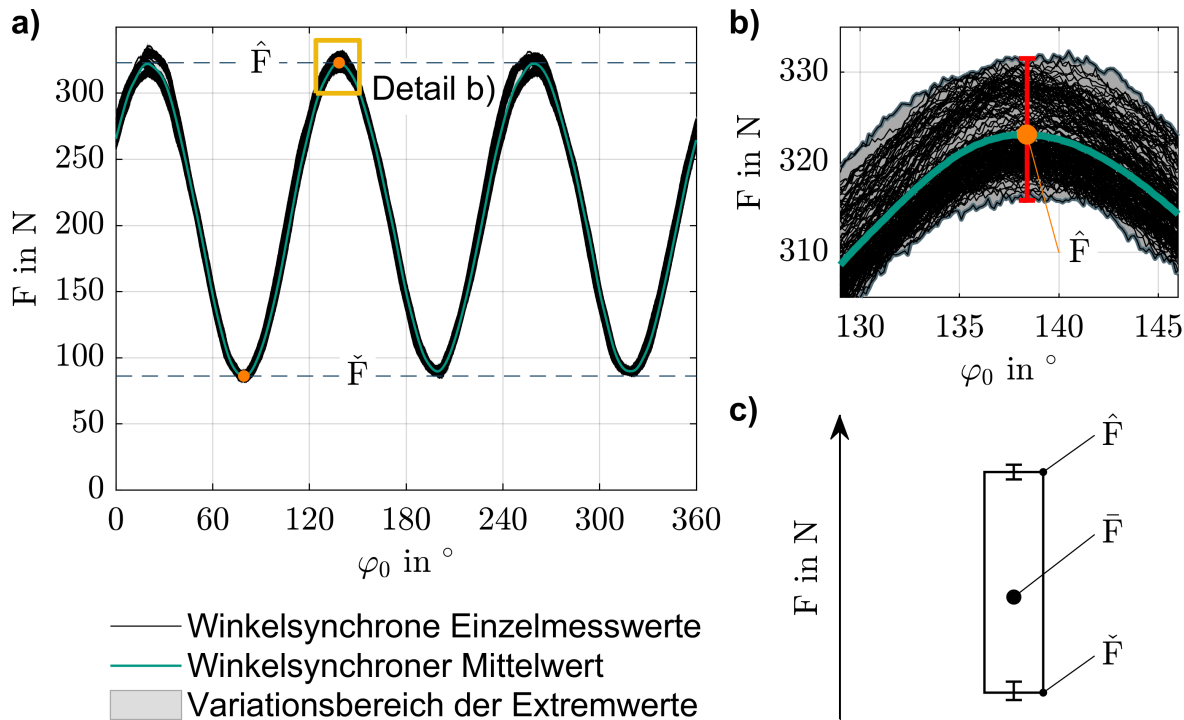


Abbildung 4.9: Methode zur Auswertung der Prozesskräfte. a) Vollständige Darstellung aller winkelsynchronen Einzelmesswerte für einen Versuchspunkt (180 Stück) im Wertebereich einer Werkzeugumdrehung. b) Detailansicht im Bereich der Winkellage der maximalen Kraft \hat{F} . c) Darstellungsweise der charakteristischen Kennwerte.

4.5.2 Bauteiloberflächen

Die Bauteiloberflächen werden berührungslos optisch mit einem Konfokalmikroskop vom Typ μ surf der Firma NanoFocus AG erfasst. Die Messungen erfolgen an allen Ecken (Messposition P_E) und an allen Flanken (Messposition P_F) des Bauteils. Für das H3-Profil bedeutet dies je eine Messung an den Positionen $\Phi_2 \in \{0^\circ, 120^\circ, 240^\circ\}$ für P_E und an den Positionen $\Phi_2 \in \{60^\circ, 180^\circ, 300^\circ\}$ für P_F , siehe Abbildung 4.5 b). Das rechteckige Messfeld mit einer Größe von 0,75 mm auf 2,25 mm ist mit seiner langen Seite entlang der Bauteilachse ausgerichtet. Die Verarbeitung und Auswertung der Messdaten erfolgt mit der Software μ soft analysis extended der Firma NanoFocus AG. Für jede Messung werden die Messdaten entlang der Bauteilachse in 250 Messstrecken zerlegt und die charakteristischen Oberflächen-Kennwerte R_a und R_z softwarebedingt nach DIN EN ISO 4287¹ bestimmt. Die jeweiligen Mittelwerte und Standardabweichungen werden vom Auswertungsprogramm für jede Messung exportiert und mit MATLAB®

¹DIN EN ISO 4287 wurde 2021 zurückgezogen und durch DIN EN ISO 21920-2 ersetzt. Damit sind Änderungen bei der Bestimmung von Kennwerten verbunden, sodass es bei Auswertung nach aktueller Norm zu geringfügigen Abweichungen kommen kann.

weiter verarbeitet. Hier erfolgt die Zusammenfassung aus allen Einzelmessungen an einer Probe und allen experimentellen Realisierungen zu Versuchspunkten. Die Berechnung der zusammengefassten Standardabweichung wird dabei nach Rudmin² durchgeführt.

4.5.3 Bauteilkontur

Die Vermessung der Bauteilkontur wird taktil mit einer Koordinatenmessgerät vom Typ Prismo in Verbindung mit der Software Calypso der Carl Zeiss GmbH durchgeführt. Am Versuchsteil A erfolgt die Messung gegen den an der Probe vorhandenen Referenzzylinder, der die Lage der Rotationsachse vorgibt. Jede Probe wird auf insgesamt sieben Ebenen, welche einen axialen Abstand von je 1 mm zueinander haben, vermessen. Dabei werden je Ebene 3.600 Messpunkte aufgezeichnet. Am Versuchsteil B und beim Anwendungsfall Knochennagel sind keine Referenzzylinder vorhanden, weshalb die Lage der Rotationsachse in diesen Fällen von der Calypso-Software ermittelt wird. Zudem erfolgt die Vermessung bei diesen Bauteilen software-bedingt nur auf drei Ebenen zu je 1.200 Messpunkten. Die Lage der Messebenen ist in den Bauteilzeichnungen im Anhang angegeben.

Die Messdaten werden aus Calypso exportiert und mit MATLAB® weiter verarbeitet. Die Berechnung der Abweichungen erfolgt entlang der Normalenvektoren für jeden diskreten Punkt der Soll-Kontur. Die Berechnung wird iterativ durchgeführt und die Ist-Kontur dabei so lange um ihre Rotationsachse verdreht, bis sich die minimale Quadratsumme der Abweichungen zwischen Soll- und Istkontur ergibt (Methode der kleinsten Fehlerquadrate nach (Gauß 1887)). Anschließend werden die Abweichungen zur Eliminierung von Ausreißern und Artefakten gefiltert. Da es nach aktuellem Stand der Technik kein genormtes, allgemeingültiges Standardkriterium für die Filterung von Geometrieelementen gibt (DIN EN ISO 17450-1), sind die Filterparameter in Anlehnung an den Industriestandard nach (Zeiss 2021) gewählt. Aus den gefilterten Abweichungen Δ werden vier charakteristische Kennwerte abgeleitet. Angelehnt an die Definition der Bauteilquerschnitte, werden die Abweichungen vom Hüllkreisdurchmesser $\Delta_{d_{a2}}$ und vom Pferchkreisdurchmesser $\Delta_{d_{i2}}$ als zwei anschauliche Kennwerte herangezogen. Der Hüllkreis umschließt dabei die gesamte Ist-Kontur, während der Pferchkreis von der Ist-Kontur vollständig umschlossen wird, siehe Abbildung 4.10 a). Diese beiden Kennwerte geben einen Hinweis auf

²Rudmin, J. W. (2010), „Calculating the exact pooled variance“, Physics Department, James Madison University, Harrisonburg, <https://arxiv.org/pdf/1007.1012>, aufgerufen am 26.02.2023.

den Auftrittsort der jeweiligen Abweichung. Als weiterer Kennwert wird die mittlere Abweichung $\bar{\Delta}$ verwendet, welche als Mittelwert aller gefilterten Abweichungen berechnet wird. Mit der mittleren Abweichung $\bar{\Delta}$ ist eine generelle Aussage ohne Berücksichtigung von Extremwerten oder der örtlichen Verteilung möglich.

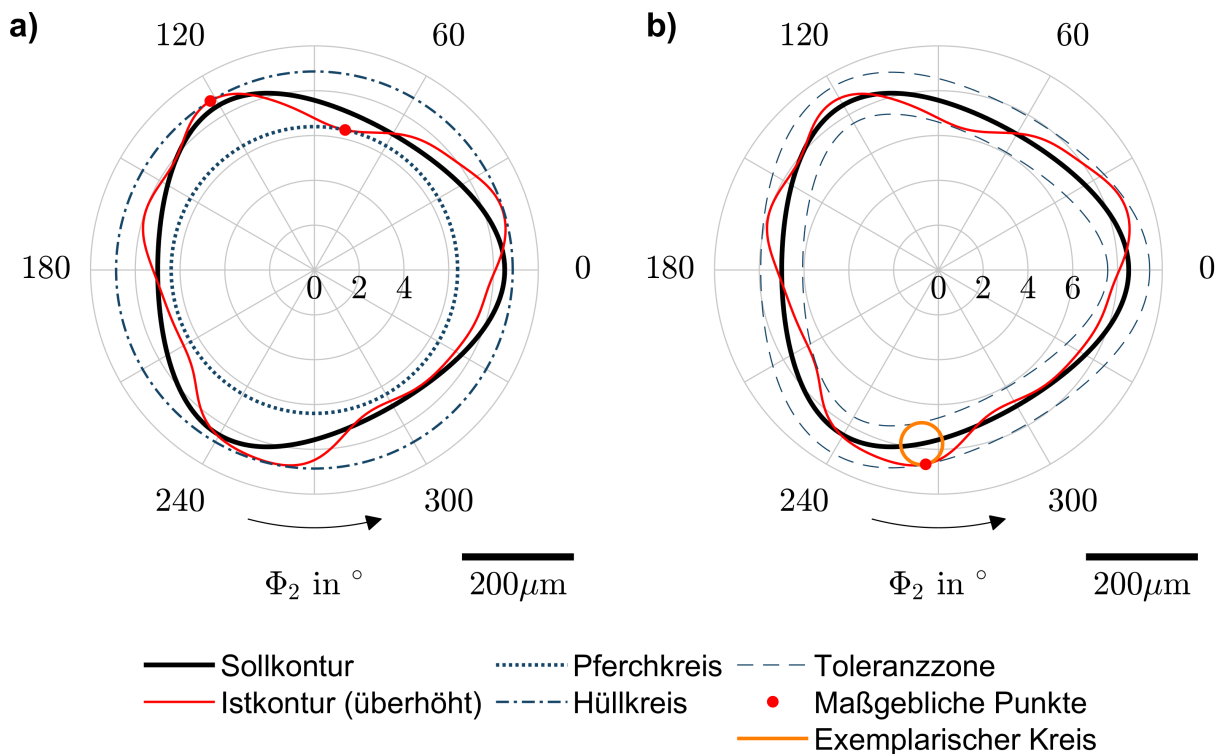


Abbildung 4.10: Ermittlung geometrischer Kennwerte. a) Einen Hinweis über den Auftrittsort der Abweichungen geben die anschaulichen Kennwerte Δd_{a2} und Δd_{i2} . b) Definition der Linienprofilspezifikation t_{LP} , welche als doppelte betragsmäßig größte Abweichung berechnet wird.

Ein praxisnaher Kennwert für die Tolerierung unrunder Bauteilquerschnitte ist die Linienprofilspezifikation t_{LP} , da sie als Formtoleranzangabe nach DIN EN ISO 1101 direkt in einer Bauteilzeichnung vermerkt werden kann. Der Kennwert ist Teil der Profiltolerierung nach DIN EN ISO 1660 und als Durchmesser eines Kreises definiert, der die Grenzen einer symmetrischen Toleranzzone, welche die Ist-Kontur einschließt, in genau zwei Punkten berührt, siehe Abbildung 4.10 b). Der Mittelpunkt des Kreises liegt dabei auf der Sollkontur. Berechnet wird die Formabweichung t_{LP} aus der betragsmäßig größten gefilterten Abweichung, welche verdoppelt wird. Einen Hinweis auf den Auftrittsort der Abweichung enthält der Kennwert nicht. Aufgrund seiner Berechnung spiegelt die Formabweichung des Linienprofils t_{LP} Extremwerte wider.

4.5.4 Sonstige Messtechnik

Für die Standweg- bzw. Standmengenuntersuchungen erfolgte die Messung von Werkzeugverschleiß beim Industriepartner aufgrund örtlicher Gegebenheiten an zwei unterschiedlichen Lichtmikroskopen vom Typ Stemi 508 (Firma Carl Zeiss GmbH) und vom Typ VHX 600 (Firma Keyence Deutschland GmbH). Die Validität der Messergebnisse wurde anhand von Vergleichsmessungen an Messnormalen überprüft. Zur Dokumentation des jeweiligen Werkzeugzustands wurden die Werkzeuge aus der Maschine ausgebaut und mikroskopische Fotografien von Span- und Freifläche angefertigt. In Anlehnung an Verschleißuntersuchungen von RTs wurde die jeweilige Verschleißmarkenbreite VB an der Freifläche der Werkzeuge bestimmt.

Zur Untersuchung von Spänen wurde das institutseigene Lichtmikroskop vom Typ VHX 970F (Firma Keyence Deutschland GmbH) verwendet. Die Späne wurden dazu nach der Bearbeitung durch Rotationsunrunddrehen aus dem Maschinenraum gesammelt, in Isopropanol gewaschen und anschließend an Luft getrocknet, bevor sie untersucht wurden (A_Hörner 2024).

Aufgrund der komplexen Geometrie im Bereich des Werkzeugauslaufs wurden exemplarische Bauteile in einer Computer Tomographie (CT) vermessen. Dazu kam ein Gerät vom Typ Metrotom 800 von der Firma Carl Zeiss GmbH bei einer Gitterauflösung (Voxel-Größe) von $0,01493\text{ mm}$ zum Einsatz. Die Nachverarbeitung der Daten erfolgte mit der Open-Source-Software CloudCompare. Die Spanraumzahl wurde ebenfalls mithilfe von CT-Aufnahmen bestimmt. Dazu wurden exemplarische Späne digitalisiert und ihr tatsächliches Volumen mit dem den Span vollständig einhüllenden, quaderförmigen Volumen verglichen.

5 Untersuchung des Referenzprozesses

Im Folgenden wird der Referenzprozess simulativ und experimentell untersucht, um die Erkenntnisse im Weiteren für systematische Simulationsstudien und eine fundierte Versuchsplanung nutzen zu können. Einige Ergebnisse dieses Kapitels sind bereits in (Arndt & Schulze 2024a) und (Arndt & Schulze 2024b) veröffentlicht.

5.1 Simulative Ergebnisse

Die Werkzeugkontur wird gemäß oben beschriebenem Vorgehen mit positiver Werkzeugdrehrichtung (CW) bestimmt und innerhalb der Prozesssimulation die Bauteil-Ist-Geometrie berechnet. Ein Abgleich der Bauteil-Istkontur mit der Sollkontur ist in Abbildung 5.1 zu sehen. Die erwarteten Abweichungen liegen in einem Bereich von $|\Delta| < 0,1 \mu\text{m}$ und damit in der Größenordnung des im Prozessmodell zugrunde gelegten maximalen Sekantenfehlers. Daher ist davon auszugehen, dass es sich lediglich um numerische Abweichungen handelt und die berechnete Werkzeuggeometrie in Verbindung mit der verwendeten Prozesskinematik in der Lage ist, die Bauteil-Sollkontur zu reproduzieren. In Anlehnung ans Wälzschälen wird der Bauteilquerschnitt in diesem Fall als *wälzbar* bezeichnet.

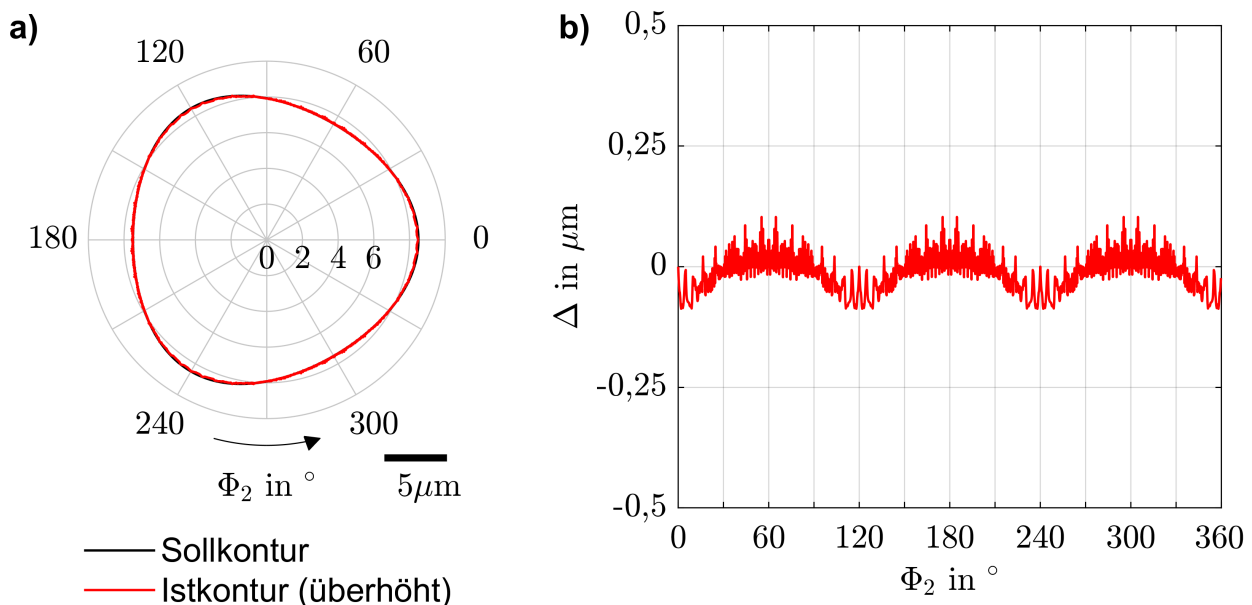


Abbildung 5.1: Erwartete geometrische Abweichungen: a) Soll- und Istkontur (1000-fach überhöht dargestellt) sind optisch kaum voneinander unterscheidbar. b) Ortsaufgelöste Darstellung der theoretischen Abweichungen.

Die errechnete Werkzeugkontur ist der Bauteil-Sollkontur ähnlich, siehe Abbildung 5.2 a). Um die Blickrichtung auf die Spanfläche des Werkzeugs und damit entgegen der z_0 -Richtung kenntlich zu machen, verläuft der Polarwinkel Φ_0 in der Darstellung der Werkzeugkontur entgegen der üblichen mathematischen Definition. Die Prozesskenngrößen sind erheblich vom Ort auf der Werkzeugkontur (Φ_0) und dem Bauteildrehwinkel φ_2 abhängig, wie aus Abbildung 5.2 b) am Beispiel der Spanungsdicke h ersichtlich wird. Für h zeigt sich ein periodischer Verlauf über dem Werkzeugpolarwinkel Φ_0 und über dem Bauteildrehwinkel φ_2 , der mit der Zähnezahl des Werkzeugs z_0 korreliert. Das Bauteil dreht sich stets in positiver Richtung, sodass die Zeitachse entlang steigender φ_2 -Werte auf der Ordinatenachse verläuft. Entlang der Abszisse betrachtet, treten drei wertmäßig identische Maxima \hat{h}_{\max} jeweils zu Beginn des Eingriffs auf. Dabei ist auffällig, dass sich diese nicht unmittelbar an den größten Momentanradien des Werkzeugs ($\Phi_0 \in \{0^\circ; 120^\circ; 240^\circ\}$, d.h. im Bereich vom Hüllkreisdurchmesser des Bauteils d_{a0}) zeigen, sondern etwas vorgelagert auftreten. Im Kennfeld ergibt sich an diesen Auftrittsorten der zeitliche Verlauf der maximalen Spanungsdicke h_{\max} .

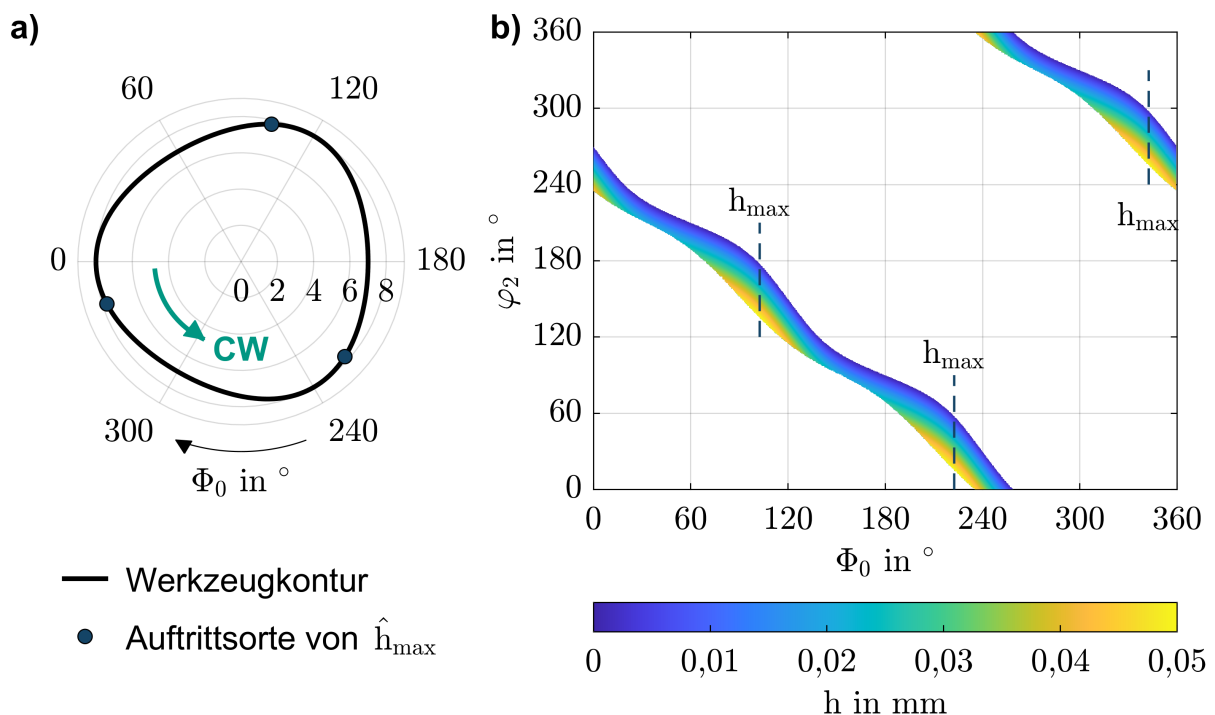


Abbildung 5.2: Kennfeld im Referenzprozess: a) Errechnete Werkzeugkontur im Stirnschnitt mit Blickrichtung auf die Spanfläche. b) Kennfeld der Spanungsdicke h im Fall der Werkzeugdrehung in CW-Richtung.

Abbildung 5.3 a) zeigt den zeitlichen Verlauf der maximalen Spanungsdicke h_{\max} für die beiden möglichen Drehrichtungen des Werkzeugs. Für ein in CW-Richtung rotierendes Werkzeug ist die Spanungsdicke zunächst groß und nimmt bis zum Austritt der Schneide langsam ab. Bei Umkehr der Werkzeugdrehrichtung wird der Verlauf der Spanungsdicke invertiert, sodass h langsam ansteigt, bevor sie nach dem Maximum rasch abfällt. Diese Beobachtungen stimmen mit den oben für RT-Prozesse beschriebenen Zusammenhängen überein (siehe Kapitel 2.4). Daher werden im Folgenden die Bezeichnungen GL und GG synonym zu den Werkzeugdrehrichtungen CW und CCW beim Rotationsunrunddrehen verwendet. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung ändert sich nicht nur der örtliche Verlauf der Spanungsdicke h über dem Werkzeugdrehwinkel φ_0 bzw. der Zeit, sondern auch die lokalen Prozesswinkel. Während der Spanwinkel γ am Aufttrittsort der globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} im GL negativ ist, nimmt er an dieser Werkzeugkonturposition im GG durchweg positive Wert an, siehe Abbildung 5.3 b).

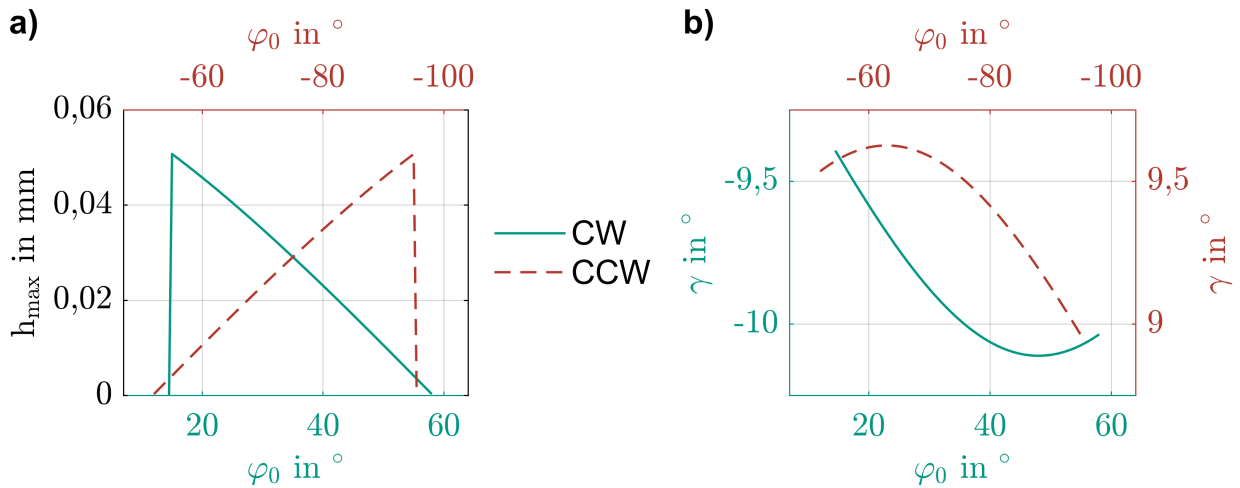


Abbildung 5.3: Auswertung der Prozesskenngrößen in Abhängigkeit des Drehwinkels bzw. der Zeit, ausgewertet am Aufttrittsort von \hat{h}_{\max} für unterschiedliche Werkzeugdrehrichtungen nach (Arndt & Schulze 2024a). Die Zeitachse verläuft in Richtung steigender Winkelbeträge $|\varphi_0|$. a) Verlauf von h_{\max} . b) Zugehöriger Verlauf von γ .

Die zeitunabhängige Auswertung der Extremwerte der Prozesskenngrößen über der Werkzeugkontur zeigt einen sinusförmigen Verlauf der Spanungsdicke \hat{h} , siehe Abbildung 5.4 a). Dabei ist die örtliche Entwicklung nicht von der Werkzeugdrehrichtung abhängig. Im GL und im GG treten die globalen maximalen Spanungsdicken \hat{h}_{\max} dementsprechend an derselben Stelle der Werkzeugkontur auf, siehe Abbildung 5.4 b). Eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung zeigt sich dagegen für die minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}$ und Freiwinkel $\check{\alpha}$. Der Verlauf des minimalen Freiwinkels $\check{\alpha}$ im GL gleicht dem Verlauf des minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}$ im GG unter Berücksichtigung

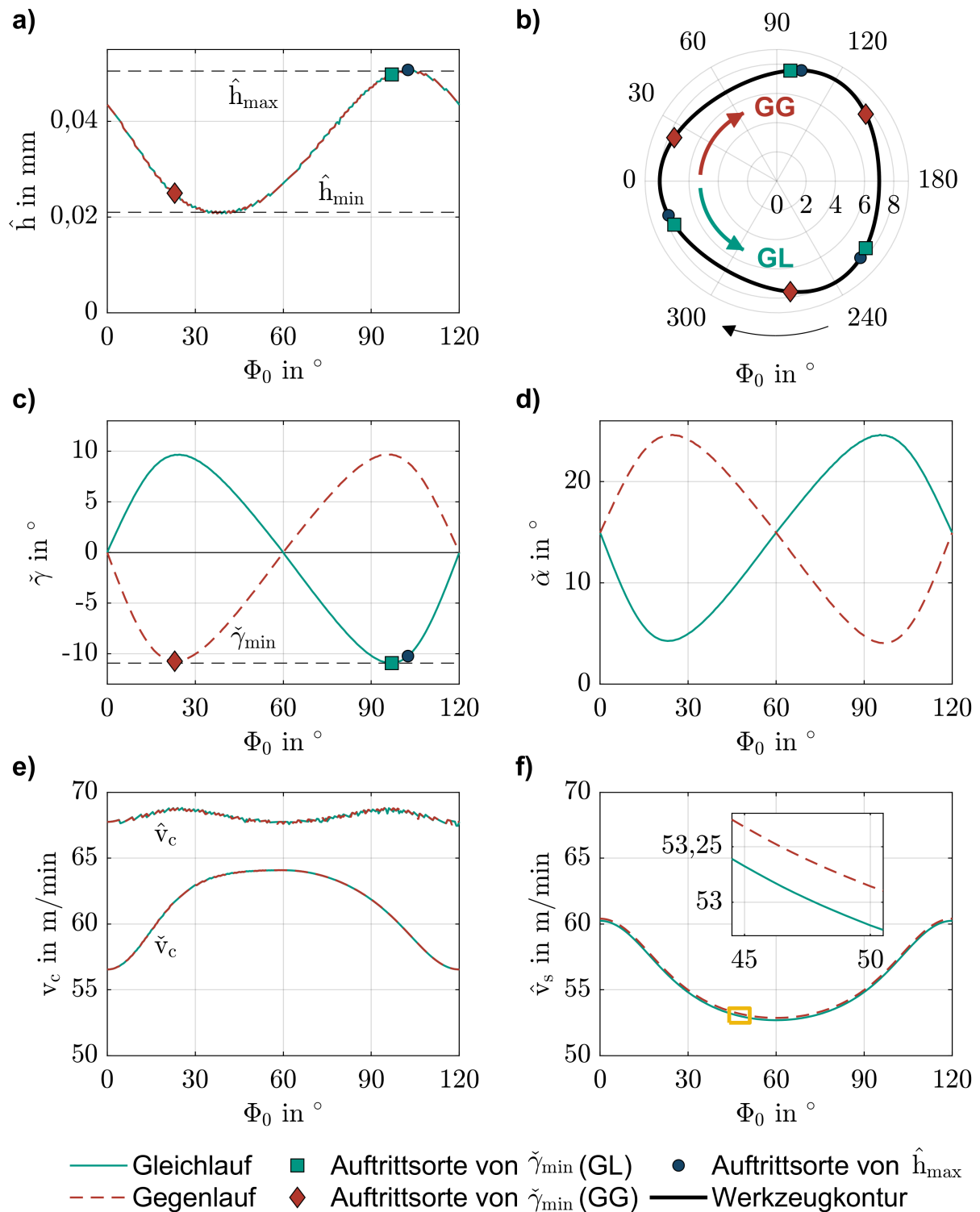


Abbildung 5.4: Örtliche Auswertung der Extremwerte der Prozesskenngrößen in Abhängigkeit des Ortes am Werkzeug angelehnt an (Arndt & Schulze 2024a). Aufgrund der Symmetrie ist nur ein Ausschnitt der Schneidkante dargestellt.

eines Versatz der Ordinatenwerte um den konstruktiven Freiwinkel $\alpha_{\text{konst}} = 15^\circ$, siehe Abbildung 5.4 c) und d). Die Freiwinkel sind durchweg positiv, sodass keine Kollision auftritt. Es werden globale minimale Spanwinkel von $\check{\gamma}_{\text{min}} = -10,9^\circ$ erreicht.

Der Auftrittsort des globalen minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}_{\text{min}}$ ist im GL beinahe identisch mit dem Auftrittsort der globalen maximalen Spannungsdicke \hat{h}_{max} , siehe Abbildung 5.4 b). Im GG hingegen sind beide Örtlichkeiten entlang der Schneidkante verteilt. Aus dem Drehen ist bekannt, dass negative Spanwinkel bei gegebener Spannungsdicke h die Schnittkräfte und damit die Werkzeugbelastung erhöhen (Günay & Korkut et al. 2005). Damit sind eine Lastkonzentration und höhere Prozesskräfte im GL zu erwarten.

Die Werkzeugdrehrichtung hat keinen Einfluss auf die Verläufe der örtlichen Extremwerte der Schnittgeschwindigkeit \hat{v}_c und \check{v}_c , siehe Abbildung 5.4 e). Die Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c ist im Bereich des Werkzeughüllkreisdurchmessers d_{a0} etwa drei mal so groß wie im Bereich des Pferchkreisdurchmessers d_{i0} . Die Auslegungs-Schnittgeschwindigkeit v_{ac} wird zwischen -6% und $+13\%$ unter- bzw. überschritten, wobei sie im Mittel um etwa $+5\%$ verfehlt wird (vgl. Tabelle 4.1). Damit erscheint die Verwendung von Formel (4.9) für die Auslegung der Bauteildrehzahl n_2 trotz unrunder Bauteilgeometrie eine gute Näherung zu liefern.

Die Gleitgeschwindigkeit v_s entspricht aufgrund der Prozesskinematik im Referenzprozess ($\Sigma = 90^\circ$ und $\Psi = 0^\circ$) im Wesentlichen der lokalen Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} . Dadurch ist sie nicht von der Zeit, sondern nur vom Werkzeugpolarwinkel Φ_0 abhängig, da sich der Momentanradius des Werkzeugs r_{m0} ändert. Eine Abhängigkeit besteht zudem von der Werkzeugdrehrichtung. Im GL-Prozess wirkt der Vorschub f in Richtung der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} , weshalb die Gleitgeschwindigkeit v_s geringfügig kleiner als im GG ausfällt, wo sich die Beträge des Vorschubs f und der Tangentialgeschwindigkeit v_{t0} anteilig addieren, siehe Abbildung 5.4 f).

Aus der Berührlinie und dem Werkzeugauslauf lässt sich der Überlaufweg z_{ue} berechnen. Gemeint ist damit der Abstand zwischen dem letzten Punkt des vollständig profilierten Bauteils und der maximalen Abmessung des Werkzeugauslaufes, siehe Abbildung 5.5 a). Die Auswertung der Berührlinie und des Werkzeugauslaufes über dem Bauteilumfang Φ_2 zeigt in ihrem Verlauf ebenfalls eine Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung, siehe Abbildung 5.5 b) und c). Die periodischen Verläufe sind zwischen GL und GG gespiegelt, sodass sich die Beträge ihrer lokalen Extrema nicht

ändern. Daher gleichen sich die Überlaufwege für beide Drehrichtungen und betragen im Referenzprozess $z_{ue} = 6,217 \text{ mm}$. Die Berührlinie schneidet die z_m -Nulllinie in den Winkellagen $\Phi_2 \in \{0^\circ; 60^\circ; 120^\circ; 180^\circ; 240^\circ; 300^\circ; \}$, d.h. in den Schnittpunkten der Bauteilkontur mit deren Hüll- und Pferchkreis. Diese Berührungspunkte liegen damit auf Höhe der Werkzeugachse in Vorschubrichtung.

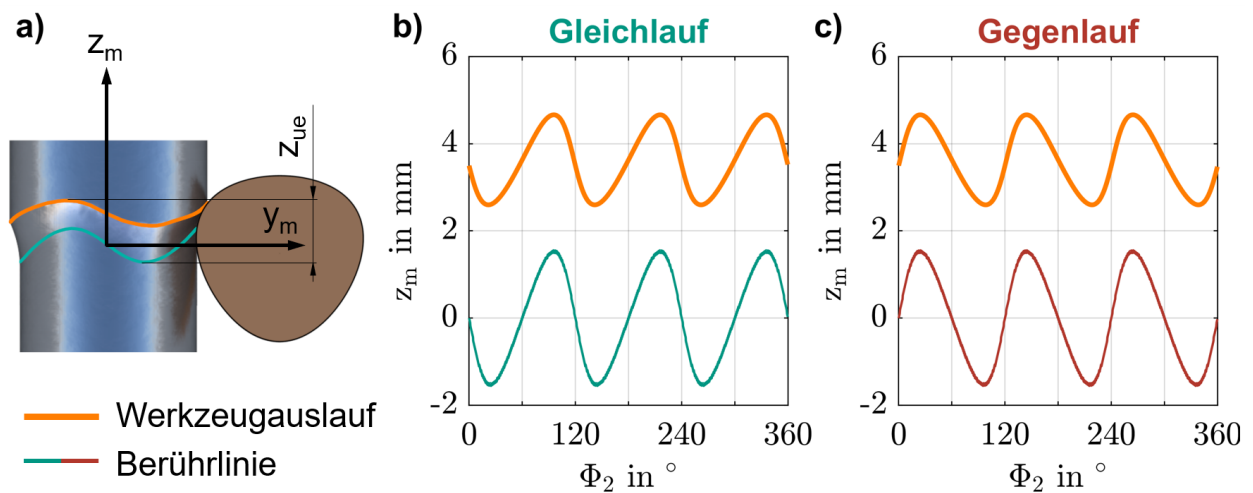


Abbildung 5.5: Berechnete Berührlinie und Werkzeugauslauf. a) Aus Berührlinie und Werkzeugauslauf lässt sich der Überlaufweg z_{ue} bestimmen. b) Gleichlauf. c) Gegenlauf.

Abbildung 5.6 zeigt das Ergebnis der ideal-kinematischen Berechnung der hergestellten Bauteil-Topographie. Demnach ergibt sich eine Textur, die der Berührlinie folgt und sich entsprechend um den Bauteilumfang legt. Für die lokale Richtung der Topographie gilt dementsprechend dieselbe Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung wie für die Berührlinie. Die Extremwerte der simulativen gemittelten Rautiefe $R_{z_{sim}}$ entlang der Bauteilachse finden sich analog zur Berührlinie an den Schnittpunkten der Bauteilkontur mit deren Hüll- bzw. Pferchkreis. Diese Bereiche werden im Folgenden mit den beiden charakteristischen Messpositionen P_E (Ecke) und P_F (Flanke) gekennzeichnet. Eine Abhängigkeit der $R_{z_{sim}}$ -Werte von der Werkzeugdrehrichtung wird nicht beobachtet. An Messposition P_F wird mit Referenzvorschub ($f = 0,075 \text{ mm}$) eine Rautiefe von $R_{z_{sim}} = 0,151 \mu\text{m}$ vorhergesagt, während die Prognose im Bereich P_E nur etwa ein Drittel davon beträgt. Erklären lässt sich diese Abhängigkeit vom Ort mit unterschiedlichen lokal-wirksamen Momentanradien des Werkzeugs r_{m0} (A_Emzev 2023). Beim konventionellen Drehen hängt R_z reziprok vom Werkzeug-Eckenradius ab (Vajpayee 1981), was auch als kinematisch-geometrische Reproduktion bekannt ist (Tomov & Kuzinovski et al. 2016). Während die Bauteiloberfläche beim Rotationsunrunddrehen

im Bereich P_F von kleineren Werkzeugradien erzeugt wird, sind an Messposition P_E größere Momentanradien bestimmend für die ideal-kinematische Bauteiloberfläche.

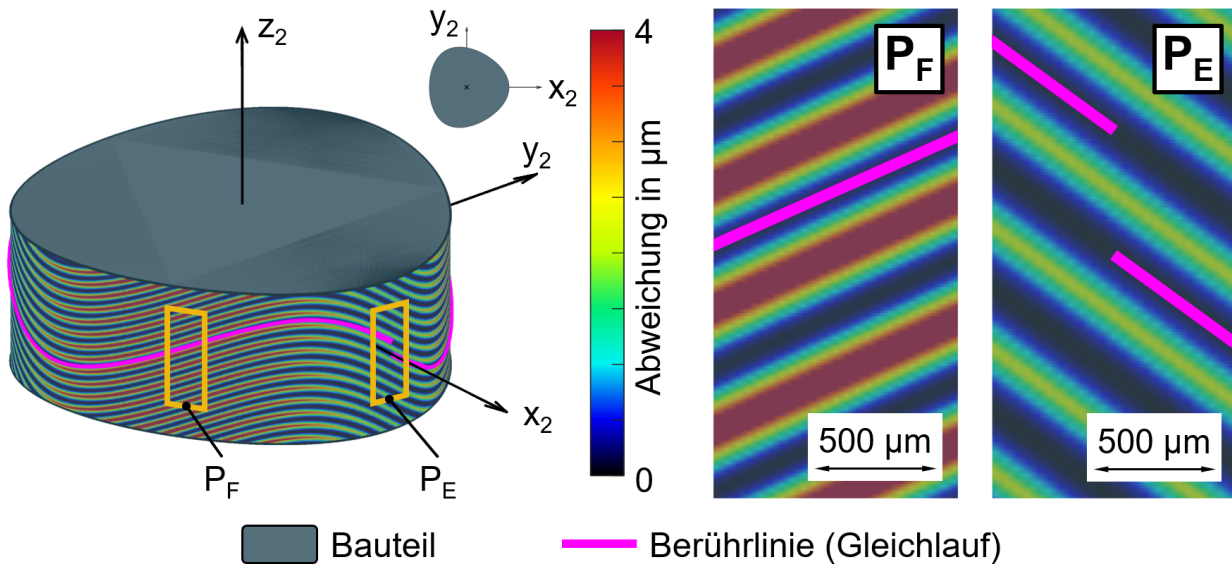


Abbildung 5.6: Berechnete Oberflächen-Topologie nach (Arndt & Schulze 2024b). Für eine deutliche Darstellung wurde ein erhöhter Vorschub verwendet ($f = 0,5 \text{ mm}$).

5.2 Experimentelle Ergebnisse

Die Auswertung der Prozesskräfte über dem Werkzeugdrehwinkel φ_0 bzw. der Zeit zeigt eine ausgeprägte Abhängigkeit von φ_0 und der Werkzeugdrehrichtung, siehe Abbildung 5.7. Ähnlich den simulativ untersuchten, lokalen Prozesskenngößen ergeben sich für die Prozesskräfte periodische Verläufe mit drei Amplituden je Werkzeugumdrehung über der Zeit. Dies hängt mit der unrundern Werkzeug- und Bauteilform sowie den resultierenden veränderlichen Spanungsquerschnitten A zusammen.

Obwohl sich das Zeitspanvolumen zwischen dem GL- und GG-Prozess nicht unterscheidet, ergeben sich für die Prozesskräfte sehr unterschiedliche Verläufe und Beträge. Im GL wird das Maximum der Schnittkraft \hat{F}_c unmittelbar nach dem Zeitpunkt gemessen, zu welchem die globale maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} im Prozess auftritt, siehe Abbildung 5.7 a). Im Vergleich zum GG ist die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c im GL um etwa 14 % erhöht. Zudem ergibt sich hier beinahe der doppelte Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_c . Diese Lastkonzentration passt mit den Verläufen der lokalen Prozesskenngößen zusammen. Im GG tritt die maximale Schnittkraft \hat{F}_c um etwa 35° phasenverschoben zur globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} auf, siehe Abbildung 5.7 b). Gemessen an den zusammengefasst dargestellten drei Wiederholungen der Versuche ist der Variationsbereich

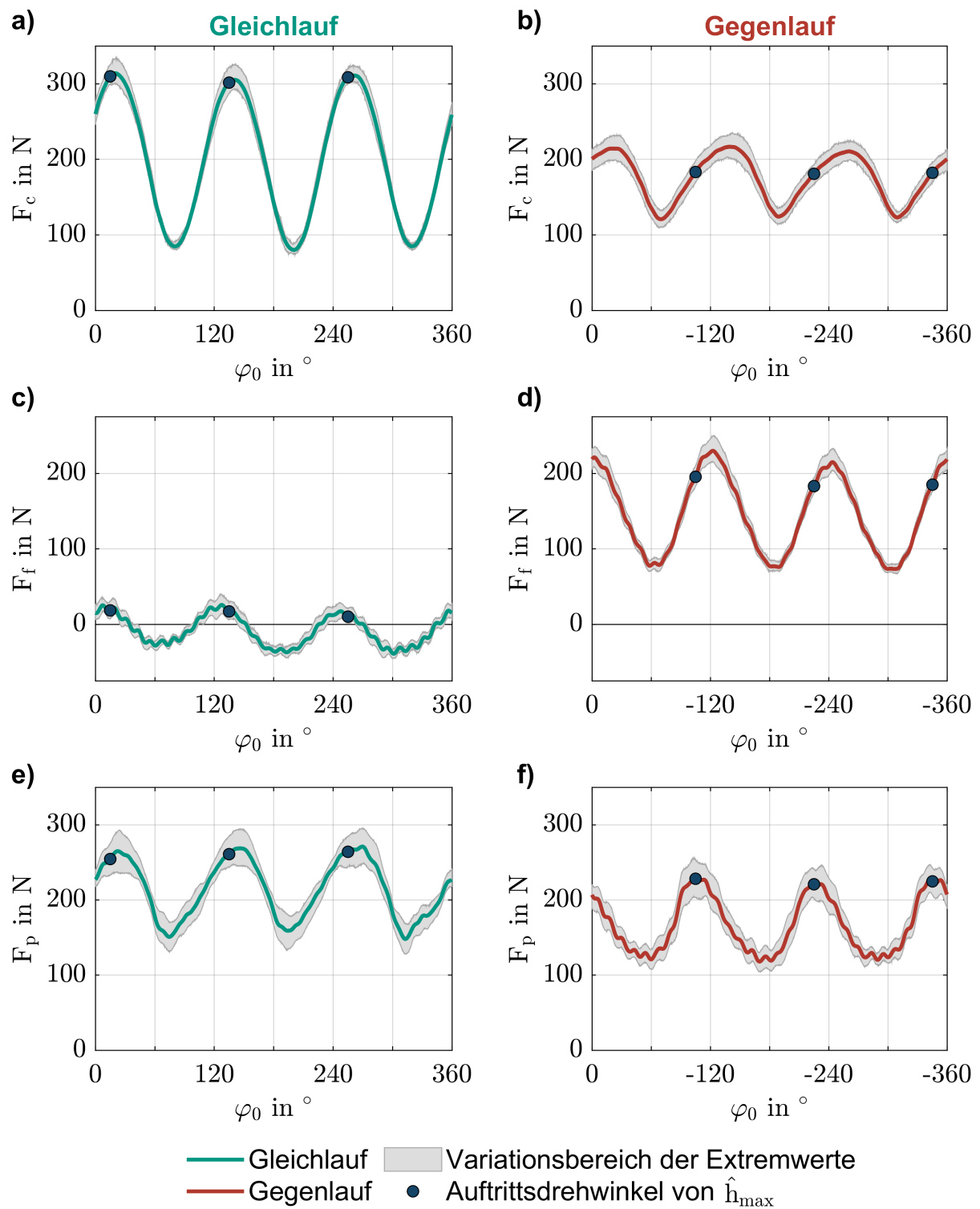


Abbildung 5.7: Zeitliche Verläufe der Prozesskräfte in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung.

der Extremwerte für die Schnittkraft F_c als sehr schmal zu bewerten. Dies spricht für eine sehr gute Reproduzierbarkeit des Prozesses. Im Schnittkraftverlauf sind zudem keine Anzeichen von Rattern zu erkennen.

Anders als die Schnittkraft F_c ist die Vorschubkraft F_f im GL gegenüber dem GG-Prozess signifikant niedriger, siehe Abbildung 5.7 c) und d). Während die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f im GG etwa 146 N beträgt, pendelt die Vorschubkraft F_f im GL bei halbiertem Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_f etwa um die Nulllinie. Entsprechend wird die Werkzeugmaschine im GG in Vorschubrichtung schwellend belastet, während die Belastung im GL wechselnd erfolgt. In Analogie zum ADRT-Prozess lassen sich die unterschiedlichen mittleren Vorschubkräfte \bar{F}_f mit den Richtungen des Vorschubs f und der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung erklären. Im GG-Prozess addieren sich die Tangentialkraft F_t und die Vorschubkraft F_f , während sie sich im GL teilweise kompensieren. Beim Rotationsunrunddrehen zeigt sich dieser Effekt deutlich stärker, als von (Harun & Shibasaka et al. 2008) für die ADRT-Zerspanung von C45 beschrieben. Hier war im GL eine Reduzierung der Vorschubkraft von maximal etwa 30 % gegenüber dem GG festgestellt worden.

Der Verlauf der Vorschubkraft F_f zeigt im GL eine deutliche und reproduzierbare überlagerte Oberschwingung. Die maximale Vorschubkraft \hat{F}_f tritt ähnlich der maximalen Schnittkraft \hat{F}_c beinahe zeitsynchron mit der globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} auf. Im GG-Prozess ist der Verlauf der Vorschubkraft F_f weniger durch Oberschwingungen gekennzeichnet. Der Maximalwert \hat{F}_f zeigt sich hier um etwa 17° phasenverschoben zu \hat{h}_{\max} , wobei ähnlich zur maximalen Schnittkraft \hat{F}_c das Kraftmaximum nachfolgend auftritt.

Die mittlere Passivkraft \bar{F}_p ist im GG um etwa 22 % geringer als im GL, während der Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_p um etwa 10 % abnimmt, siehe Abbildung 5.7 e) und f). Der Variationsbereich der Extremwerte ist verglichen mit der Schnittkraft F_c und der Vorschubkraft F_f signifikant größer, insbesondere im Bereich der Extrempunkte. Auffällig ist eine sehr gute zeitliche Passfähigkeit der maximalen Passivkraft \hat{F}_p und der globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} im GG. Hier ist ebenfalls eine überlagerte Oberschwingung zu erkennen, die reproduzierbar auftritt. Diese ist im GL nicht zu beobachten, wobei die Kraftmaxima etwas zeitversetzt zum Maximum der Spanungsdicke auftreten.

Abbildung 5.8 zeigt die Auswertung der hergestellten Bauteilgeometrie. Generell treten die geringeren Abweichungen unabhängig vom Kennwert im GG auf. Gemessen an der

Formabweichung t_{LP} wird in diesem Fall ein Grundtoleranzgrad von IT11 nach DIN EN ISO 286-1 erreicht. Die mittleren Abweichungen $\bar{\Delta}$ sind positiv, was bedeutet, dass die Bauteile tendenziell zu groß sind.

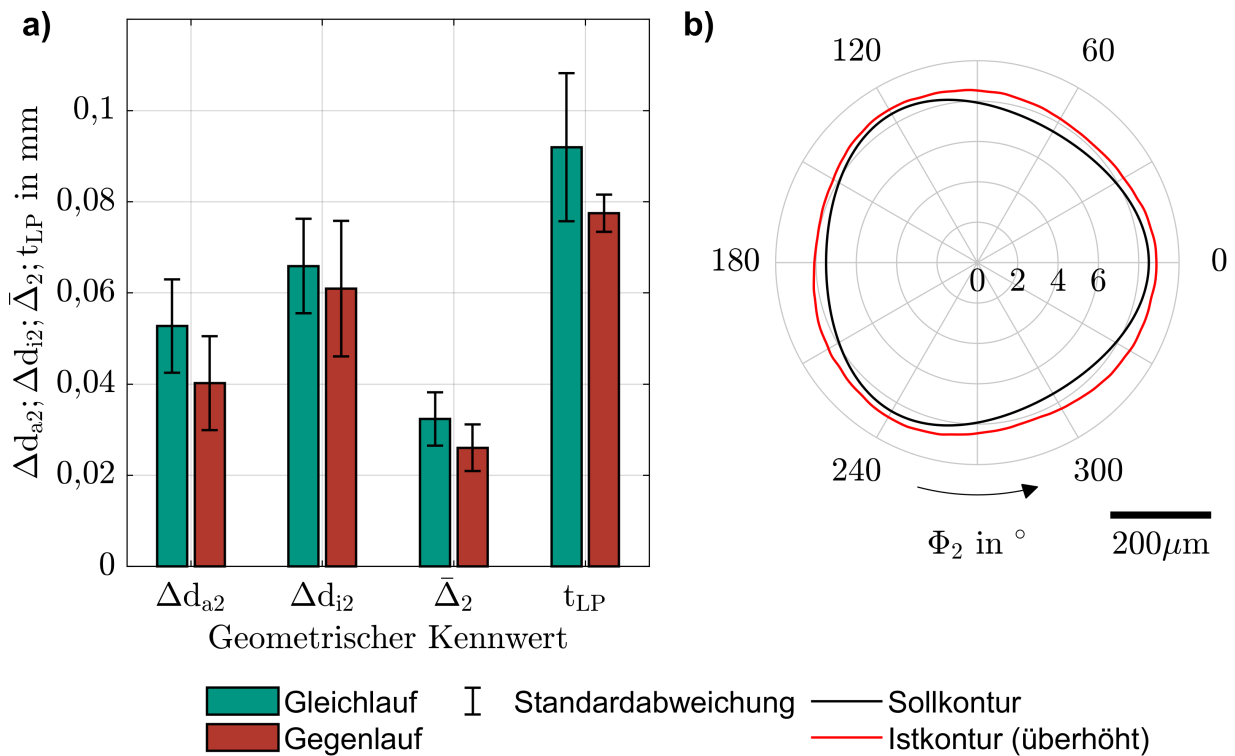


Abbildung 5.8: Auswertung der Bauteilgeometrie. a) Geometrische Kennwerte. b) Exemplarischer Vergleich von Soll- und Istkontur eines im GG hergestellten Bauteils.

Am Hüllkreisdurchmesser d_{a2} sind die Abweichungen für jeweils eine Werkzeugdrehrichtung niedriger als am Pferchkreisdurchmesser d_{i2} . Dies ist auch aus dem in Abbildung 5.8 b) gezeigten Vergleich der Bauteil-Soll- und Istkontur erkennbar. Ein Ansatz zur Erklärung sind die schwankenden Passivkräfte F_p , welche im Prozess eine veränderliche Betriebsverlagerung des Werkzeugs entlang des Achsabstands a verursachen (A_Hörner 2024). Der Hüllkreis des Bauteils wird im Referenzprozess vom Pferchkreis des Werkzeugs d_{i0} erzeugt und umgekehrt. Zwar ist eine eindeutige Zuordnung eines dezidierten Punktes der Bauteilkontur zu einem Werkzeugdrehwinkel φ_0 nicht möglich, jedoch kann eine generelle Zuordnung erfolgen. Demnach wird der Bauteilhüllkreis zu den Werkzeugkonturpositionen $\varphi_0 \in \{60^\circ; 180^\circ; 300^\circ\}$ erzeugt, die Fertigung des Bauteilpferchkreises erfolgt entsprechend zu den Werkzeugkonturpositionen $\varphi_0 \in \{0^\circ; 120^\circ; 240^\circ\}$. Im GL ist die Passivkraft F_p zum Zeitpunkt der Erzeugung des Bauteilpferchkreises im Mittel um etwa 30 % höher als zum Zeitpunkt der Fertigung des Bauteilhüllkreises, siehe Abbildung 5.7 e). Der analoge Unterschied beträgt im GG

etwa 69 %. Dies korreliert mit einer größeren Differenz zwischen den Abweichungen am Pferchkreisdurchmesser Δd_{i2} und am Hüllkreisdurchmesser Δd_{a2} im GG gegenüber dem GL, siehe Abbildung 5.8 a). Generell kleinere Abweichungen im GG decken sich in dieser Hinsicht mit kleineren mittleren Passivkräften \bar{F}_p . Neben den wirksamen Prozesskräften und den resultierenden Betriebsverlagerungen sind die ermittelten Abweichungen der hergestellten Bauteilgeometrie analog zum Wälzschälen auf eine Fehlstellung der Prozesskinematik, sowie auf eine fehlerhafte reale Werkzeuggeometrie zurückzuführen.

Zur Erfassung des geometrisch komplexen Werkzeugauslaufs am Bauteil wurden CT-Messungen durchgeführt. Abbildung 5.9 a) zeigt einen exemplarischen Abgleich des gemessenen mit dem berechneten Werkzeugauslauf.

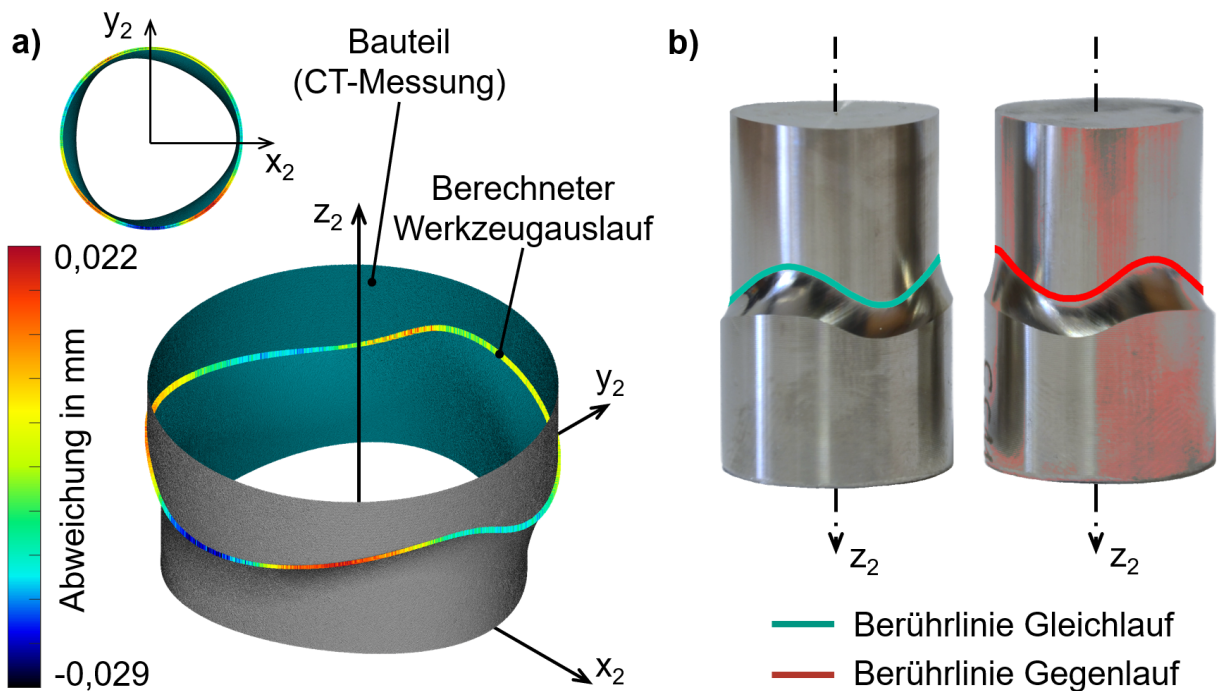


Abbildung 5.9: Abgleich des Werkzeugauslaufs und der Berührlinie. a) Werkzeugauslauf im GL-Prozess nach (Arndt & Schulze 2024a). b) Qualitativer Abgleich der Berührlinie in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung nach (Arndt & Schulze 2024b).

Demnach ergeben sich Abweichungen im Bereich von $\Delta \in [-0,029; 0,022]$ mm. Die Ursachen hierfür sind analog zur hergestellten Bauteilgeometrie einzustufen. Angesichts der bei der CT-Messung verwendeten, minimalen Gitterauflösung (Voxel-Größe) von 0,01493 mm erscheinen diese Abweichungen jedoch als vernachlässigbar klein. Neben dem Werkzeugauslauf findet sich die Berührlinie an den hergestellten Bauteilen wieder,

siehe Abbildung 5.9 b). Wie simulativ prognostiziert, kehrt sich ihr Verlauf in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung um. Gleiches gilt für den Werkzeugauslauf.

Im Referenzprozess werden mittlere Oberflächenparameter von $R_a \leq 0,26 \mu\text{m}$ und $R_z \leq 2,62 \mu\text{m}$ erreicht. Der R_a -Wert liegt damit mehr als 43 % niedriger als die von (Harun & Burhanuddin et al. 2022) berichteten Werte für die ADRT-Zerspanung des identischen Werkstoffs bei gleichem Werkzeugdurchmesser d_{a0} (siehe Kapitel 2.4.6). Beim konventionellen Drehen von Ti6Al4V mit vergleichbaren Prozessparametern und einem Eckenradius des Werkzeugs von 5 mm ermitteln (Ramesh & Karunamoorthy et al. 2012) eine Oberflächenrauheit von $R_a \geq 0,29 \mu\text{m}$. Vor diesem Hintergrund liegen die durch Rotationsunrunddrehen am unrunder Bauteilquerschnitt erreichten Werte im Bereich des Standards für die Drehbearbeitung runder Bauteile aus Ti6Al4V.

Generell werden im GG geringere mittlere Oberflächenparameter erreicht als im GL, siehe Abbildung 5.10. Dies stimmt mit den beobachteten niedrigeren mittleren Schnittkräften \bar{F}_c und Passivkräften \bar{F}_p im GG gegenüber dem GL überein.

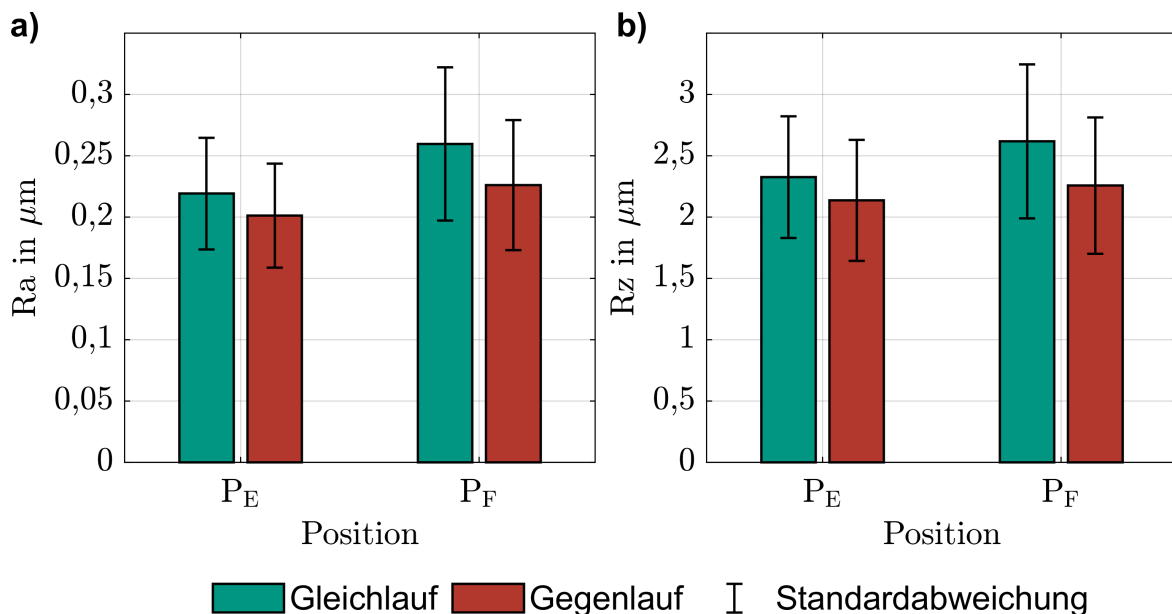


Abbildung 5.10: Experimentelle Oberflächenkennwerte in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung und der Messposition.

Die Werte sind im Bereich P_E unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung tendenziell geringer, was qualitativ zu den simulativ prognostizierten $R_{z_{\text{sim}}}$ -Werten passt. Die experimentell ermittelten Beträge R_z übersteigen die ideal-kinematisch berechneten $R_{z_{\text{sim}}}$ -Werte mit Faktoren zwischen 15 und 50 jedoch erheblich. Demnach hat die kinematisch-geometrische Reproduktion der lokal-wirksamen Momentanradien des

Werkzeugs r_{m0} beim Rotationsunrunddrehen einen untergeordneten Einfluss auf die Oberflächenrauheit (A_Emzev 2023). Stattdessen scheinen Effekte wie beispielsweise die Spanbildung, die Werkstoff-Rückfederung und dynamische Aspekte im Vordergrund zu stehen. Ein weiterer Aspekt sind die unterschiedlichen örtlichen Schnittgeschwindigkeiten an den beiden Messpositionen P_E und P_F . Im ADRT-Prozess steigen die R_a -Werte mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c (Harun & Burhanuddin et al. 2022), was für das Rotationsunrunddrehen höhere Rauheit an Messposition P_E bedeuten würde. Angesichts der Messergebnisse scheint dieser Einfluss der kinematisch-geometrischen Reproduktion entgegen zu stehen, jedoch nicht zu überwiegen. Dadurch lassen sich die deutlich kleineren Unterschiede zwischen den Rauheitswerten an den Messpositionen P_E und P_F im Vergleich zur Simulation erklären.

Beim konventionellen Drehen rückt die kinematisch-geometrische Reproduktion gegenüber anderen Effekten nur für sehr kleine Vorschübe f bzw. Spannungsdicken h nahe oder unterhalb der Mindestspanungsdicke in den Hintergrund (He & Zong et al. 2018). Dabei kommt es zu Stauchungen und Quetschungen auf der hergestellten Bauteiloberfläche, was eine steigende Oberflächenrauheit zur Folge hat (Denkena & Tönshoff 2011). Die durch Rotationsunrunddrehen hergestellten Bauteiloberflächen weisen in dieser Hinsicht keine sichtbaren Spuren auf. Weiterhin sind keine Anomalien oder Rattermarken sichtbar, siehe Abbildung 5.11.

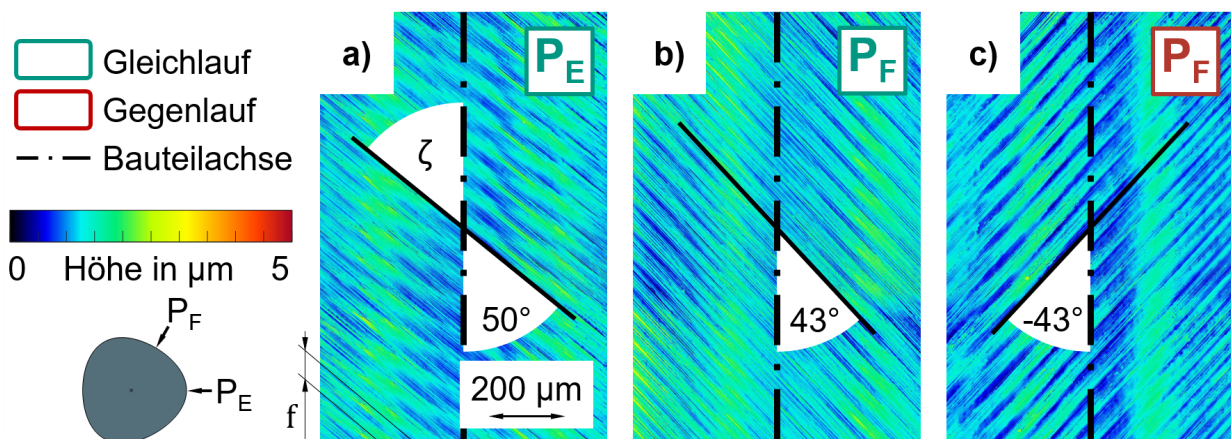


Abbildung 5.11: Topographie der hergestellten Bauteiloberflächen in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung und der Messposition.

Ähnlich wie beim konventionellen Drehen zeigt sich eine gleichmäßige, periodische Topographie mit ausgeprägten Vorschubmarken. Diese sind im Unterschied zum konventionellen Drehen jedoch unter einem spitzeren Topographiewinkel ζ gegenüber der Bauteilachse orientiert. In dieser Hinsicht ist die Topographie der mit RTs hergestellten

Bauteiloberflächen ähnlich. Allerdings hängt der Topographiewinkel ζ beim Rotationsunrunddrehen von der Messposition am Bauteil ab, was sich mit der Simulation deckt. Gleichwohl folgt ζ entgegen der ideal-kinematischen Berechnung nicht der Berührlinie, da sich das Vorzeichen des Topographiewinkels ζ für eine gegebene Werkzeugdrehrichtung in Abhängigkeit der Messposition nicht ändert, siehe Abbildung 5.11 a) und b). Eine Vorzeichenänderung wird jedoch durch Invertierung der Werkzeugdrehrichtung erreicht. Daher ist es naheliegend, dass der Topographiewinkel ζ vergleichbar mit RT-Prozessen der Relativgeschwindigkeit v_e folgt, welche beim Rotationsunrunddrehen von der Messposition abhängt. Im Bereich P_E ist der Momentanradius des Bauteils r_{m2} und deshalb auch die örtliche Schnittgeschwindigkeit v_c groß, welche im Referenzprozess in Bauteil-Umfangsrichtung wirkt. Die senkrecht auf die Schnittgeschwindigkeit v_c stehende Gleitgeschwindigkeit v_s ist an dieser Messposition vergleichsweise klein. Die Richtung der Relativgeschwindigkeit v_e zeigt dementsprechend tendenziell in Umfangsrichtung des Bauteils, was größere Topographiewinkel ζ bedeutet. Im Messbereich P_E sind die Betragsverhältnisse umgekehrt und die Relativgeschwindigkeit v_e zeigt tendenziell in Bauteillängsrichtung, was sich in kleineren Topographiewinkeln ζ zeigt. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung kehrt sich die Richtung der Gleitgeschwindigkeit v_s um, wodurch das Vorzeichen des Topographiewinkels ζ invertiert wird.

Abbildung 5.12 zeigt einen repräsentativen Span aus dem GL-Prozess, wobei die Umkehr der Werkzeugdrehrichtung keine wesentlichen Auswirkungen auf die Spanform hat. Die Späne sind typischerweise relativ lang und helixförmig gerollt ähnlich (Schräg-)Wendelspänen beim konventionellen Drehen (Klocke & König 2008).

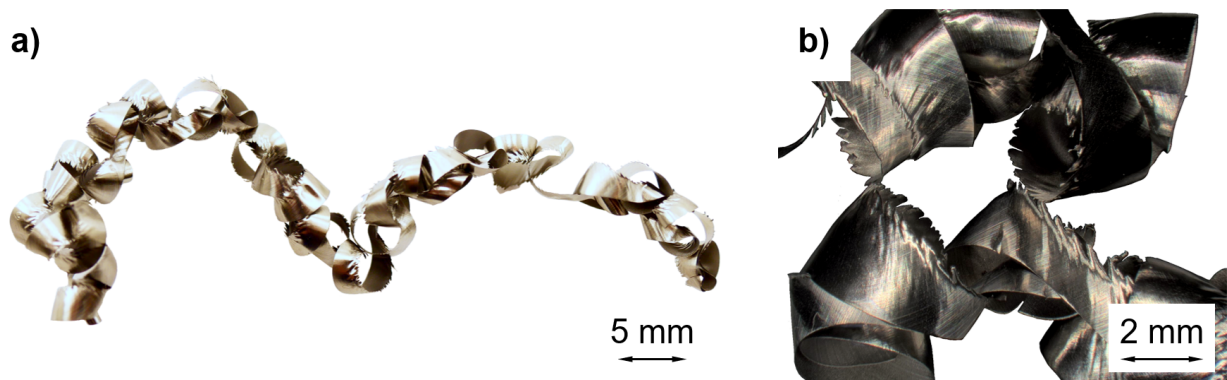


Abbildung 5.12: Repräsentativer Span am Beispiel des Gleichlaufprozesses. Nennenswerte Unterschiede bei Umkehr der Werkzeugdrehrichtung sind nicht zu beobachten.

Die Spanraumzahl beträgt im Mittel etwa 81, was als ungünstig hinsichtlich der Transportfähigkeit der Späne und der Sicherheit des Menschen gilt (Dietrich & Richter 2020). Wie bei der Zerspanung mit RTs weisen die Späne eine gezackte Kante mit niedriger Spandicke auf, während die andere Kante dicker und gerade ist. Im Unterschied zur RT-Zerspanung treten entlang der Späne beim Rotationsunrunddrehen größere und kleinere Spanbreiten auf, was zu den veränderlichen Eingriffsbedingungen im Prozess passt. Die dem Werkzeug zugewandte Seite der Späne ist glänzend und an der geraden Kante glatt. An der freien Oberfläche sind die Späne matt, was ein Hinweis für auftretende Segmentspanbildung ist (Barry & Byrne et al. 2001).

5.3 Diskussion und Zwischenfazit

Die vorstehenden Ergebnisse zeigen die generelle Machbarkeit des Rotationsunrunddrehens. Mit dem erfolgreichen Abgleich des hergestellten Bauteilquerschnitts, sowie des berechneten und gemessenen Werkzeugauslaufs und der Berührlinie, sind die simulativen Methoden zur Werkzeug- und Prozessauslegung validiert. Einzige Ausnahme bildet dabei die ideal-geometrische Prognose der Bauteilrauheit und Topographie, welche nicht mit der Realität übereinstimmt. Obgleich lokal auftretende Unterschiede in den Oberflächenkenngrößen am Hüll- und Pferchkreisdurchmesser des Bauteils mit der ideal-geometrischen Methode qualitativ vorhergesagt werden können, werden die tatsächlichen Werte um ein vielfaches unterschätzt. Dementsprechend erscheint die Anwendung dieser zeitintensiven Berechnung für nachfolgende Untersuchungen nicht zielführend und wird daher nicht weiter verfolgt.

Zudem folgt die prozesstypische Textur der Bauteiloberfläche nicht der Berührlinie, sondern ist analog zur RT-Zerspanung entlang der örtlichen Relativgeschwindigkeit v_e an der Bauteiloberfläche orientiert. Daraus kann ein einfacher Ansatz zur Berechnung des Topographiewinkels ζ an den Positionen P_E und P_F abgeleitet werden. Die vektorielle Relativgeschwindigkeit \vec{v}_e ergibt sich unter Vernachlässigung des Vorschubs f gemäß Formel (5.1) als Vektorsumme der Tangentialgeschwindigkeiten von Werkzeug und Bauteil. Im Referenzprozess stehen die Summanden aufgrund des verwendeten Achskreuzwinkels $\Sigma = 90^\circ$ senkrecht aufeinander, sodass eine skalare Betrachtung ausreicht. Die orthogonalen Komponenten ergeben sich aus ihren Momentanradien, welche an den Positionen P_E und P_F den jeweiligen Hüll- und Pferchkreisradien entsprechen. Die Winkelgeschwindigkeiten ω_0 und ω_2 sind im Referenzprozess identisch und entfallen daher aus der Betrachtung. Die Wirkrichtung der Relativgeschwindigkeit v_e bzw.

der Wert des Topographiewinkels ζ lässt sich demnach mit Formel (5.2) approximativ berechnen, wobei das obere Vorzeichen für den GL gilt und das untere für den GG. Die im Experiment bestimmten Werte werden bei einer maximalen Abweichung von etwa 1 % in sehr guter Näherung erreicht.

$$\vec{v}_e = \vec{v}_{t0} + \vec{v}_{t2} \quad (5.1)$$

$$\tan(\zeta_E) = \pm \frac{d_{a2}}{d_{i0}} \quad \tan(\zeta_F) = \pm \frac{d_{i2}}{d_{a0}} \quad (5.2)$$

Gegenüber der Bauteilgeometrie lassen sich die Ergebnisse der lokalen Prozesskenngrößen aus der Prozesssimulation nicht direkt validieren. Es gibt jedoch zwei Indikatoren, welche für die Gültigkeit der Resultate in dieser Hinsicht sprechen:

- **Eingriffsbedingungen** Mit Änderung der Werkzeugdrehrichtung kehrt sich für einen diskreten Punkt der Werkzeugkontur der Spanungsdickenverlauf über der Zeit um, weshalb beim Rotationsunrunddrehen zwischen GL und GG unterschieden wird. Dieser Zusammenhang wird analog beim ADRT-Prozess beobachtet, wo er am einfachen Fall eines runden Werkzeugs leicht im Werkzeug-Stirnschnitt nachvollzogen werden kann, vgl. Kapitel 2.4 (Abbildung 2.5). Im Unterschied zum ADRT-Prozess sind die Bauteil- und Werkzeugkontur beim Rotationsunrunddrehen nicht kreisrund, woraus veränderliche Prozesswinkel α und γ resultieren. Dies wird aus der Betrachtung der vereinfachten Eingriffsbedingungen im Bauteil-Stirnschnitt geometrisch deutlich. Befindet sich der Schneiden-Eingriffsbereich am Übergang von der Bauteilecke hin zur Flanke, ist der Freiwinkel α klein und der Spanwinkel γ positiv, siehe Abbildung 5.13 a). Mit zunehmender Bauteildrehung steigt der Freiwinkel α , während der Spanwinkel γ sinkt. Beim Verlassen der Bauteilflanke werden die Extremwerte erreicht, siehe Abbildung 5.13 b). An der Freifläche des Werkzeugs zeigen sich keine erkennbaren Spuren einer Freiwinkel-Kollision. Dies ist ein Hinweis darauf, dass die berechneten Prozesswinkel auch im Experiment wirksam sind.
- **Prozesskräfte** Im Experiment ergeben sich periodische Kraftverläufe, die mit den simulativ ermittelten lokalen Prozesskenngrößen zusammenpassen. Im GL sind die Auftrittsorte der globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und des globalen

minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}_{\min}$ auf der Werkzeugkontur beinahe identisch, was sich in einer messbaren Lastkonzentration zeigt. Demgegenüber sind die Auftrittsorte der beiden Extrema im GG örtlich besser auf der Werkzeugkontur verteilt, was eine signifikante Reduktion der Mittelwerte und Spitze-Tal-Werte der Schnittkraft F_c und der Passivkraft F_p gegenüber dem GL bewirkt.

Neben dem zeitlichen Spanungsdickenverlauf in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung und der prozesstypischen Topographie der Bauteiloberfläche sind im Experiment zwei weitere Parallelen zur RT-Zerspanung in Erscheinung getreten. Zum Einen weisen die Späne große Ähnlichkeiten auf. Zum Anderen zeigt sich in der resultierenden Vorschubkraft F_f eine erhebliche Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung, die auf eine unterschiedliche Überlagerung der Richtungen des Vorschubs f und der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} zurückzuführen ist. Dies hat zur Folge, dass die Vorschubkraft F_f im GL um die Nulllinie pendelt, während die Werte im GG stets positiv sind. Im Zusammenwirken mit geringstem Spiel im Versuchsaufbau führt dies im GL vermutlich zu minimalen Schwingungen entlang der Vorschubrichtung, wohingegen im GG eine permanente Vorspannung derartigen Schwingungen entgegen wirkt. Dies erklärt neben dem überschwingungsbehafteten Verlauf der Vorschubkraft F_f im GL auch die gegenüber dem GG erhöhten Oberflächenrauheiten.

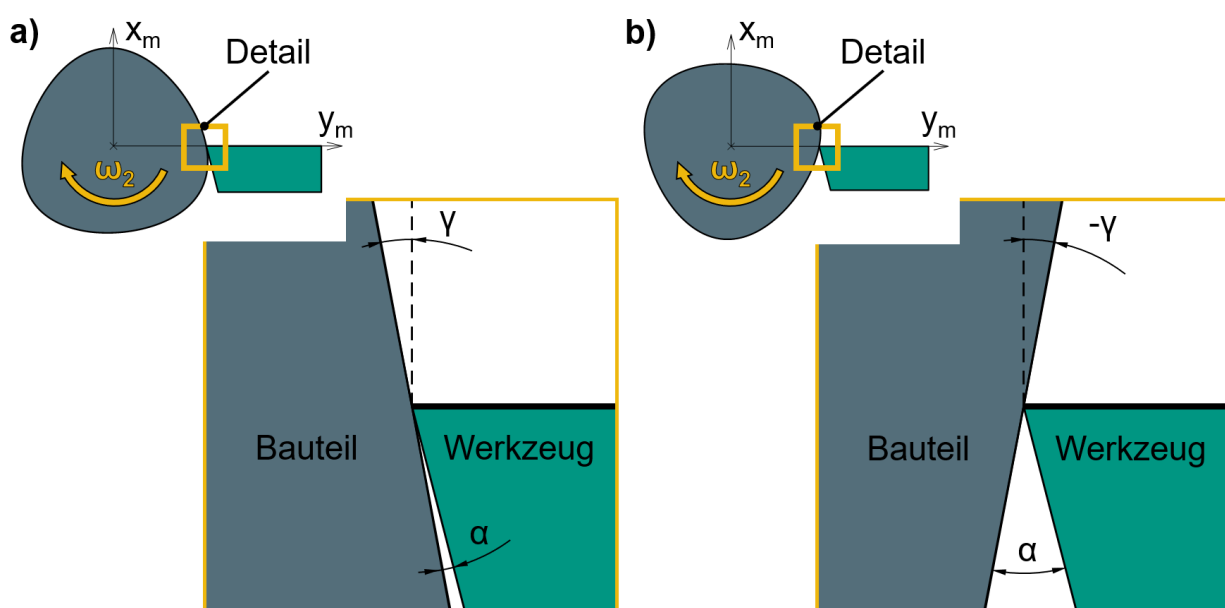


Abbildung 5.13: Veränderliche Prozesswinkel im Bauteil-Stirnschnitt: a) Winkelposition mit positiven γ und kleinen α . b) Winkelposition mit negativen γ und großen α .

Gemessen an der konventionellen Drehbearbeitung von Ti6Al4V ist die im Rotationsunrunddrehen erzielte Oberflächengüte überzeugend. Verbesserungspotential an der Bauteilqualität besteht jedoch hinsichtlich der gefertigten Geometriegenauigkeit des unrunden Querschnitts. Es stellt sich die Frage, wie idealerweise mit einer bestehenden Werkzeugkontur korrigierend in die Prozesskinematik eingegriffen werden kann. Darüber hinaus gilt es im Folgenden, die generellen Einflüsse der Prozessstellgrößen zu untersuchen, um weiteres Prozessverständnis zu erlangen. Dies schließt neben den Einflüssen bei gegebener Werkzeugkontur insbesondere auch die Einflüsse bei Neuberechnung der Werkzeugkontur ein.

6 Simulative Untersuchungen

Das Rotationsunrunddrehen wird in Simulationsstudien systematisch untersucht. Dabei wird zwischen drei grundsätzlichen Fällen unterschieden. Zunächst geht es darum, die Einflüsse der Prozessstellgrößen auf die -kenngößen bei *gegebener* Werkzeugkontur zu untersuchen. Anschließend wird die Einflussanalyse unter Einbeziehung einer *Neuberechnung* der Werkzeugkontur um die Einflussgrößen Werkzeugdurchmesser d_{a0} und Drehzahlverhältnis i erweitert. Sämtliche Untersuchungen in den ersten beiden Unterkapiteln setzen dabei die im Referenzprozess betrachtete Bauteilgeometrie (H3-Profil) voraus. Schließlich werden die Betrachtungen auf die beiden eingangs beschriebenen, parametrischen Bauteilprofile (H-Profil und Z-Profil) ausgedehnt, um auch den Einfluss des Bauteilquerschnitts auf den Prozess zu untersuchen. Ziel ist dabei, generelle Tendenzen aufzuzeigen und damit die geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade des Rotationsunrunddrehens einzugrenzen.

6.1 Einflussanalyse mit gegebener Werkzeugkontur

Die folgenden Untersuchungen werden mit der Werkzeugkontur des Referenzprozesses durchgeführt. Sofern nicht anders angegeben, wird nur der jeweils benannte Einflussparameter variiert und alle übrigen Prozessstellgrößen gemäß Referenzprozess (Tabelle 4.1) konstant gehalten.

6.1.1 Einfluss des Vorschubs

Analog zum konventionellen Drehen steigen die Spanungsdicken mit steigendem Vorschub. Der Zusammenhang zwischen dem Vorschub f und den Spanungsdicken \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} folgt in sehr guter Näherung jeweils einer Ursprungshalbgeraden, siehe Abbildung 6.1 a). Ein Einfluss des Vorschubs f auf die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ ist nicht zu beobachten, siehe Abbildung 6.1 b). Die Werkzeugdrehrichtung spielt in beiden Fällen keine Rolle.

Geringfügigen Einfluss hat der Vorschub f auf die Gleitgeschwindigkeit v_s , welche sich in der verwendeten Prozesskinematik direkt aus der Summe der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} und der Vorschubgeschwindigkeit ergibt. Deshalb besteht zudem eine Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung, vgl. Kapitel 5.1. Da die Vorschubgeschwindigkeit typischerweise drei Größenordnungen kleiner als die Tangentialge-

schwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} ist, wird der Einfluss auf die Gleitgeschwindigkeit v_s als vernachlässigbar eingestuft.

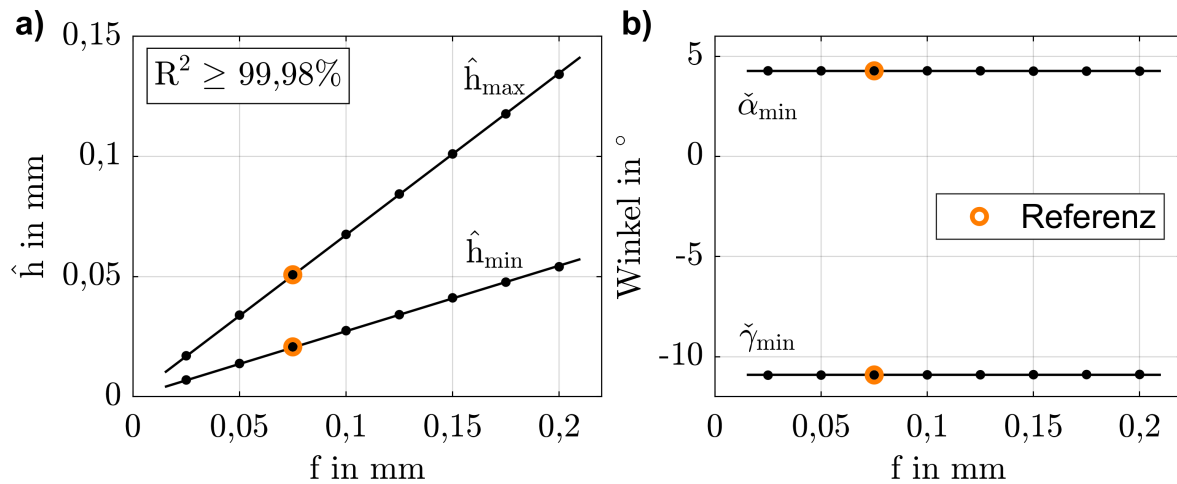


Abbildung 6.1: Einfluss des Vorschubs auf Spanungsdicke und Prozesswinkel. a) Linearer Zusammenhang zwischen f und \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} . b) Keine Auswirkung hat f auf die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$.

6.1.2 Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers

Die Wahl des Vorbearbeitungsdurchmessers hat großen Einfluss auf die Extremwerte der Spanungsdicken, siehe Abbildung 6.2 a). Dabei hängen die maximalen Spanungsdicken \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} in sehr guter Näherung invers quadratisch vom Vorbearbeitungsdurchmesser d_R ab. Dieser funktionelle Zusammenhang lässt sich mit dem Zerspanungsvolumen V_Z erklären, welches analog zum konventionellen Drehen bei gegebenem Vorschub f quadratisch mit zunehmendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R steigt. Für die Spanungsdicke \hat{h}_{\min} ergibt sich im Vergleich zu \hat{h}_{\max} eine große Sensitivität gegenüber einer Änderung des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R . Dies liegt an den Auftrittsorten der jeweiligen Extremwerte an der Werkzeugkonturposition bzw. durch die kinematische Kopplung am Bauteilumfang. Im Bereich des Bauteilpferchkreises tritt die maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} auf, vgl. Kapitel 5.1. Hier ist das lokale Bearbeitungsaufmaß hoch und ändert sich mit einer Änderung des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R deshalb nur geringfügig. Demgegenüber ist das lokale Bearbeitungsaufmaß im Bereich des Bauteilhüllkreises niedrig. Eine Änderung des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R wirkt sich daher stärker auf die minimale Spanungsdicke \hat{h}_{\min} aus. Der Grenzfall wird für $d_R = d_{a2} = 17 \text{ mm}$ erreicht, wo am Bauteilhüllkreis kein lokales Bearbeitungsaufmaß mehr zur Verfügung steht und deshalb $\hat{h}_{\min} = 0 \text{ mm}$ gilt.

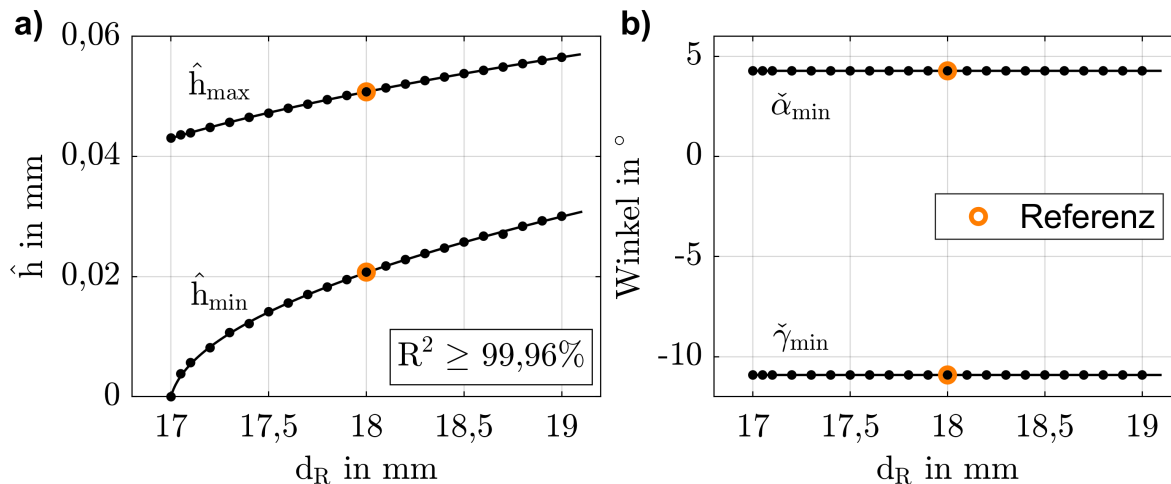


Abbildung 6.2: Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf Spanungsdicke und Prozesswinkel. a) Invers quadratischer Zusammenhang zwischen d_R und \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} . b) Auf $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ hat d_R keine Auswirkung.

Ähnlich dem Vorschub f hat auch der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R keinen Einfluss auf die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$, siehe Abbildung 6.2 b). Dies ändert sich auch durch Umkehr der Werkzeugdrehrichtung nicht. Mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R steigt die maximale Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c \max}$ linear an, während kein Einfluss auf die minimale Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c \min}$ erkennbar ist, siehe Abbildung 6.3 a).

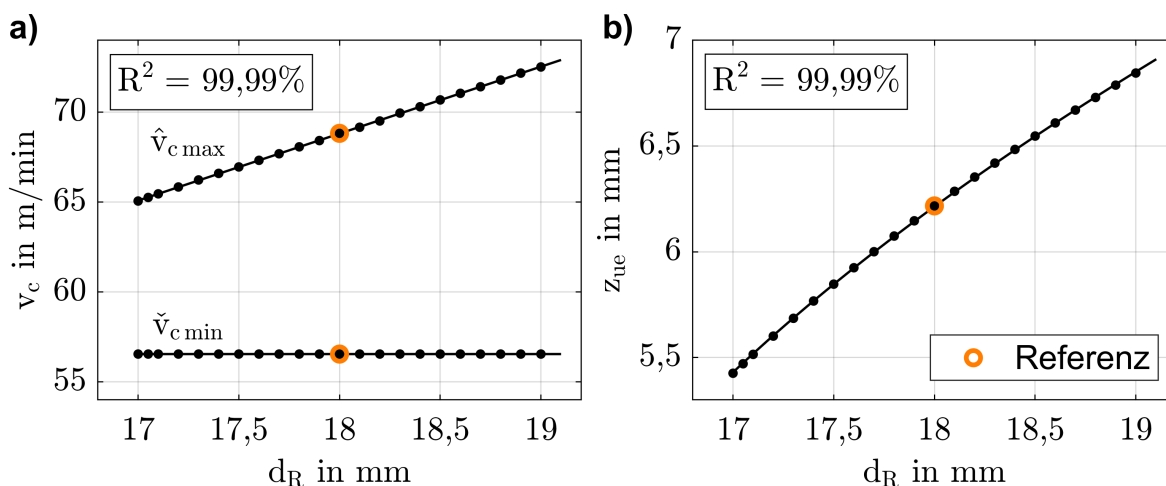


Abbildung 6.3: Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf Schnittgeschwindigkeit und Überlaufweg. a) Eine lineare Beziehung gilt zwischen d_R und $\hat{v}_{c \max}$. b) Der Überlaufweg z_{ue} steigt gemäß einer Wurzelfunktion mit steigendem d_R .

Der Extremwert $\check{v}_{c \min}$ tritt im Bereich des Bauteilpferskreises auf, welcher durch den Vorbearbeitungsdurchmesser d_R nicht beeinflusst wird. In der vorliegenden Prozesskine-

matik gilt $\hat{v}_{c\max} = v_{t2\max}$. In Analogie zur RT-Zerspanung wird die maximale Tangentialgeschwindigkeit des Bauteils $v_{t2\max}$ am größten Bearbeitungsdurchmesser erreicht. Es gilt die Beziehung nach Formel (6.1). Erheblichen Einfluss hat der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R auf den Überlaufweg z_{ue} , siehe Abbildung 6.3 b). Der Zusammenhang ist in sehr guter Näherung invers quadratisch.

$$v_t = \omega \cdot 2r_m \quad \text{in diesem Fall} \quad v_{t2\max} = \omega_2 \cdot d_R \quad (6.1)$$

6.1.3 Einfluss des Achskreuzwinkels

Eine Änderung des Achskreuzwinkels Σ bei gegebener Werkzeugkontur hat Abweichungen Δ an der Bauteilgeometrie zur Folge. Diese treten am Bauteilumfang jeweils zwischen den Schnittpunkten der Bauteilkontur mit dem Hüll- bzw. Pferchkreis auf und sind symmetrisch, siehe Abbildung 6.4 a). An den Positionen $\Phi_2 \in \{0^\circ; 60^\circ; 120^\circ; 180^\circ; 240^\circ; 300^\circ\}$ sind unabhängig vom Achskreuzwinkel Σ keine Abweichungen zu beobachten, siehe Abbildung 6.4 b).

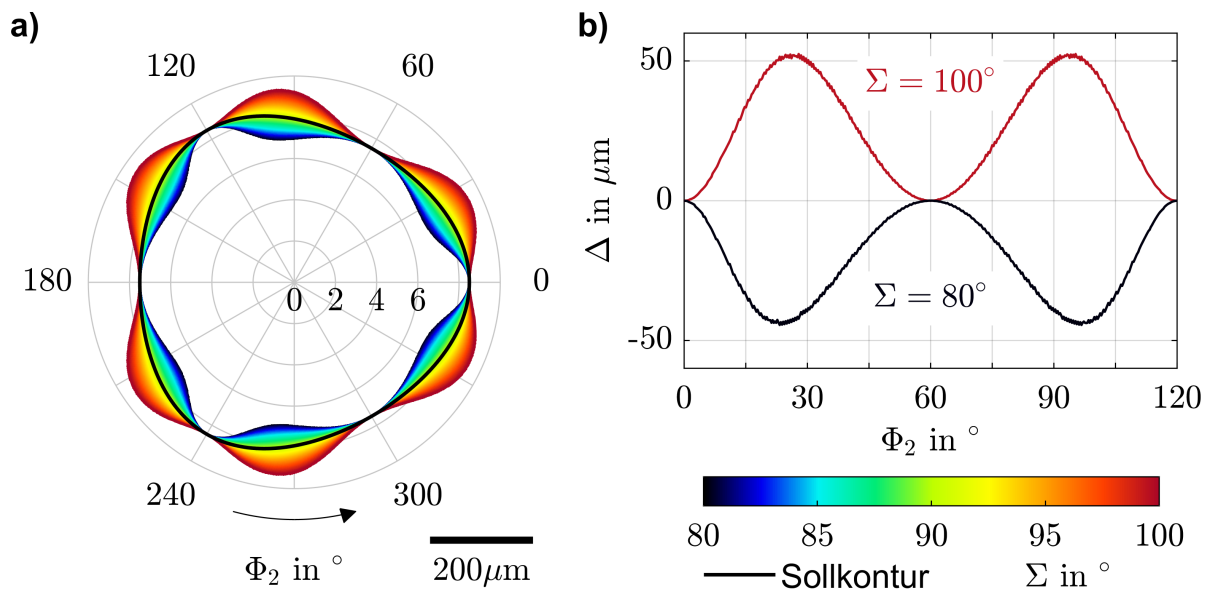


Abbildung 6.4: Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Bauteilgeometrie am Beispiel Gleichlauf (umgekehrte Zusammenhänge für den Gegenlauf). Der Referenzwert ist $\Sigma = 90^\circ$. a) Überhöhte Darstellung der Ist-Konturen. b) Exemplarische örtliche Abweichungen für $|\Delta\Sigma| = 10^\circ$.

Im GL sind die Abweichungen bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma > 90^\circ$ positiv und bei $\Sigma < 90^\circ$ negativ. Ihre Beträge unterscheiden sie sich trotz betragsmäßig identischer

Achskreuzwinkelanpassung von $|\Delta\Sigma| = 10^\circ$. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung in den GG ergeben sich exakt umgekehrte Zusammenhänge. Demnach wirkt sich eine im GL getätigte Achskreuzwinkelanpassung von $\Delta\Sigma = 10^\circ$ im GG wie eine Anpassung von $\Delta\Sigma = -10^\circ$ auf die Abweichungen der Bauteilgeometrie aus.

Auf die Extremwerte der Spanungsdicken \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} hat eine Änderung des Achskreuzwinkels Σ nur geringe Auswirkungen, siehe Abbildung 6.5 a). Die Zusammenhänge sind in sehr guter Näherung quadratisch und für eine Umkehr der Werkzeugdrehrichtung spiegelbildlich. Dies trifft nicht auf die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ zu. Hier ergeben sich Verläufe, die nicht durch einen einfachen funktionellen Zusammenhang zu beschreiben sind, siehe Abbildung 6.5 b). Für fallende Achskreuzwinkel Σ nimmt der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ mit einer von der Werkzeugdrehrichtung abhängigen Steigung ab, weshalb in diesem Bereich mit steigenden Schnittkräften zu rechnen ist. Zeitgleich tritt im untersuchten Wertebereich $\Sigma \in [80^\circ; 90^\circ]$ keine Freiwinkelkollision ($\check{\alpha}_{\min} \leq 0^\circ$) auf. Während der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ für steigende Achskreuzwinkel Σ im GG steigt und im GL fällt, verringert sich der minimale Freiwinkel $\check{\alpha}_{\min}$ mit einer von der Werkzeugdrehrichtung abhängigen Steigung. Dabei wird ein kritischer Freiwinkel von $\check{\alpha}_{\min} = 0^\circ$ im GL bei einem Achskreuzwinkel von etwa $\Sigma = 97,3^\circ$ und im GG bereits bei etwa $\Sigma = 95,5^\circ$ unterschritten. Prozesse bei größeren Achskreuzwinkeln Σ sind aus diesem Grund nicht möglich.

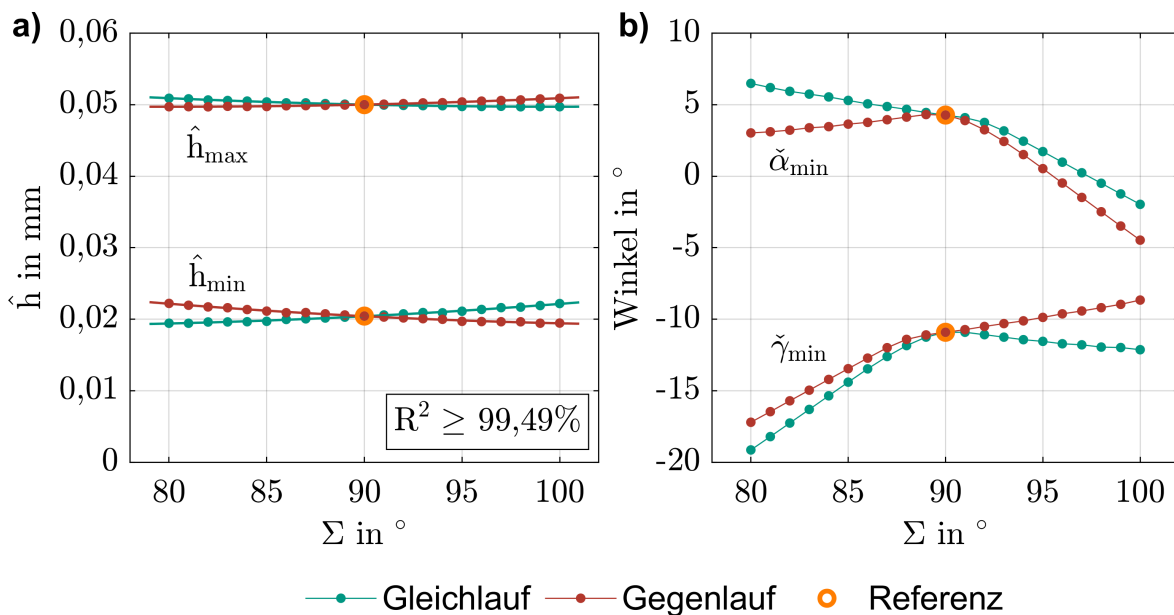


Abbildung 6.5: Einfluss des Achskreuzwinkels auf Spanungsdicke und Prozesswinkel.
a) In guter Näherung quadratischer Zusammenhang zwischen Σ und \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} .
b) Starke Abhängigkeit der Prozesswinkel von Σ und der Werkzeugdrehrichtung.

Abbildung 6.6 zeigt die Auswirkungen einer Anpassung des Achskreuzwinkels Σ auf die Extremwerte der Schnitt- und Gleitgeschwindigkeiten im Prozess. Im Vergleich zum Referenzprozess ändern sich die Schnittgeschwindigkeiten $\hat{v}_{c\max}$ und $\check{v}_{c\min}$ bei einer Anpassung des Achskreuzwinkels Σ nur geringfügig. Während die maximale Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c\max}$ unabhängig vom Vorzeichen von $\Delta\Sigma$ leicht ansteigt, nimmt die minimale Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c\min}$ in sehr guter Näherung quadratisch ab, sodass sich das Spektrum der Schnittgeschwindigkeit insgesamt etwas vergrößert. Ein Wechsel vom GL- in den GG-Prozess führt zu gespiegelten Verläufen, wobei sich die Absolutwerte kaum verändern.

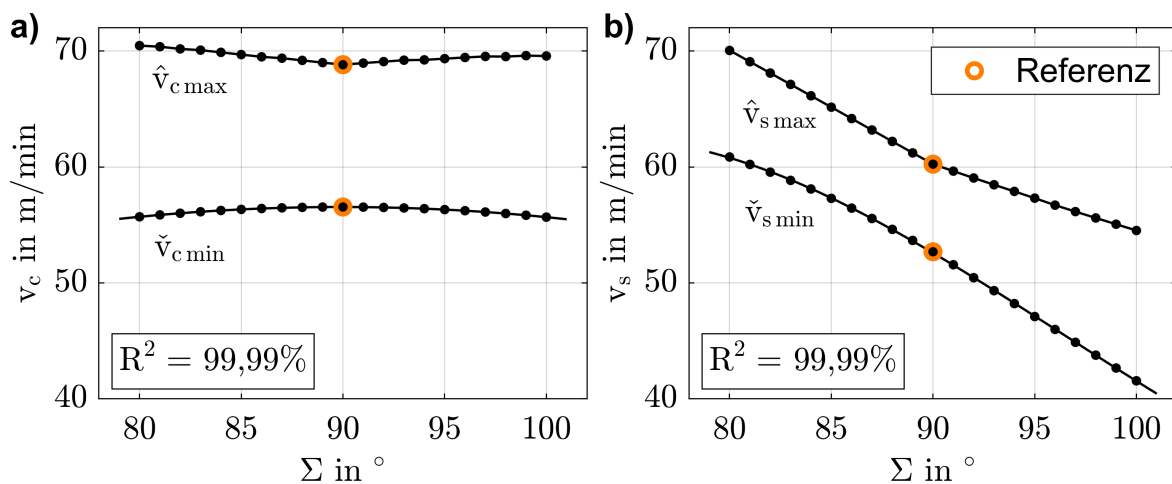


Abbildung 6.6: Einfluss des Achskreuzwinkels auf Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit am Beispiel Gleichlauf (gespiegelte Zusammenhänge für den Gegenlauf). In sehr guter Näherung hängen $\check{v}_{c\min}$ und $\check{v}_{s\min}$ quadratisch von Σ ab.

Demgegenüber sind bei einer Anpassung des Achskreuzwinkels Σ deutliche Auswirkungen auf die Gleitgeschwindigkeiten $\hat{v}_{s\max}$ und $\check{v}_{s\min}$ zu beobachten, siehe Abbildung 6.6 b). Dabei hängt die minimale Gleitgeschwindigkeit $\check{v}_{s\min}$ in sehr guter Näherung quadratisch vom Achskreuzwinkel Σ ab. Im GL steigt die Gleitgeschwindigkeit v_s im Vergleich zum Referenzprozess für sinkende Achskreuzwinkel Σ und nimmt für steigende Σ ab. Im GG gelten die umgekehrten Zusammenhänge. Diese Beobachtungen lassen sich anhand einer vereinfachten Betrachtung der jeweiligen Geschwindigkeitsrichtungen erklären. Im Referenzprozess hat die Bauteilrotation keinen Anteil an der Gleitgeschwindigkeit v_s . Die Gleitgeschwindigkeit entsteht in diesem Fall nur aus der Überlagerung des Vorschubs f und der örtlichen Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} , siehe Kapitel 5.1. Bei Achskreuzwinkeln $\Sigma \neq 90^\circ$ erhält die Bauteilrotation und damit die örtliche Tangentialgeschwindigkeit des Bauteils v_{t2} einen Anteil

an der Gleitgeschwindigkeit v_s . Die Wirkrichtungen der Tangentialgeschwindigkeiten v_{t0} und v_{t2} schließen beispielsweise im GL bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma < 90^\circ$ einen stumpfen Winkel ein. Die Beträge addieren sich daher anteilig und haben steigende Gleitgeschwindigkeiten v_s mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ zur Folge. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung im GG ändert sich die Richtung der Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} . Der Winkel zwischen den Wirkrichtungen der Tangentialgeschwindigkeiten v_{t0} und v_{t2} ist für einen Achskreuzwinkel $\Sigma < 90^\circ$ spitz und die Gleitgeschwindigkeit v_s wird in der Folge reduziert.

6.1.4 Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung

Bei Änderung der Werkzeugposition in X-Richtung x_m bei gegebener Werkzeugkontur ändert sich gemäß der Definition der Prozesskinematik zeitgleich der Positionswinkel Ψ . Dies führt zu einer Verdrehung des hergestellten Bauteilquerschnitts um seine Rotationsachse relativ zur Soll-Geometrie. In der Praxis kann diese Verdrehung durch eine Korrektur der φ_2 -Position jedoch leicht kompensiert werden. Daher sind die in Abbildung 6.7 gezeigten Abweichungen Δ in Abhängigkeit von der Werkzeugposition in X-Richtung x_m bereits um die auftretende Bauteilverdrehung korrigiert.

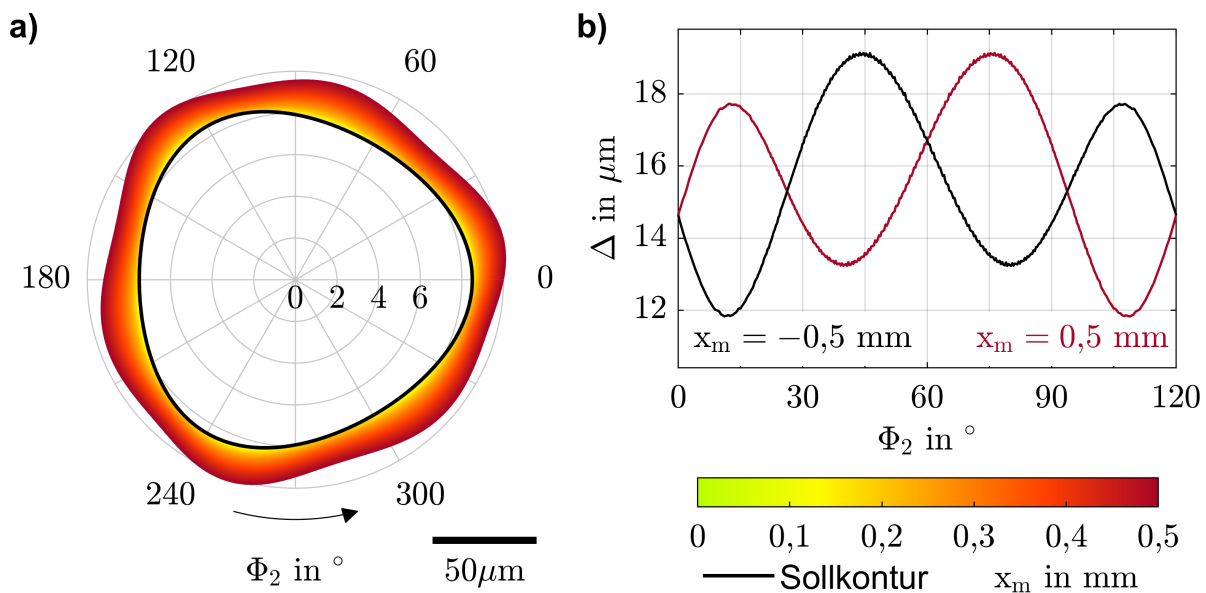


Abbildung 6.7: Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf die Bauteilgeometrie. Der Referenzwert ist $x_m = 0 \text{ mm}$. Die auftretende Bauteilverdrehung ist in dieser Ansicht korrigiert. a) Überhöhte Darstellung der Ist-Konturen. b) Exemplarische örtliche Abweichungen für $|\Delta x_m| = 0,5 \text{ mm}$.

Die Korrektur der Bauteilverdrehung erfolgte dabei identisch zur Vorgehensweise bei der Auswertung experimenteller Geometriemessdaten, vgl. Kapitel 4.5.3. Dies hat keine Auswirkungen auf die im Weiteren betrachteten Extremwerte der Spanungsdicken, Prozesswinkel sowie Schnitt- und Gleitgeschwindigkeiten. Unabhängig vom Vorzeichen steigen die Abweichungen mit zunehmenden $|x_m|$ und das Bauteil wird tendenziell zu groß, siehe Abbildung 6.7 b). Dies ist mit einer simultanen Änderung des Achsabstands a bei Anpassung der Werkzeugposition in X-Richtung x_m zu erklären. Im untersuchten Wertebereich $x_m \in [-0,5 \text{ mm}; 0,5 \text{ mm}]$ sind die zu beobachtenden Abweichungen mit $\Delta < 20 \text{ }\mu\text{m}$ vergleichsweise klein. Mit Umkehr des Vorzeichens von x_m lässt sich der Verlauf der Abweichungen Δ über dem Bauteilumfang invertieren. Eine Abhängigkeit der berechneten Abweichungen von der Werkzeugdrehrichtung besteht hingegen nicht.

Die Extremwerte der Spanungsdicken \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} erfahren bei Anpassung der Werkzeugposition in X-Richtung x_m im untersuchten Wertebereich nahezu keine Änderung, siehe Abbildung 6.8 a). Dies passt mit den vergleichsweise kleinen erwarteten Abweichungen an der Bauteilkontur zusammen. Zwischen der Werkzeugposition in X-Richtung x_m und dem minimalen Freiwinkel $\check{\alpha}_{\min}$ bzw. dem minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ besteht hingegen in sehr guter Näherung ein linearer Zusammenhang, siehe Abbildung 6.8 b).

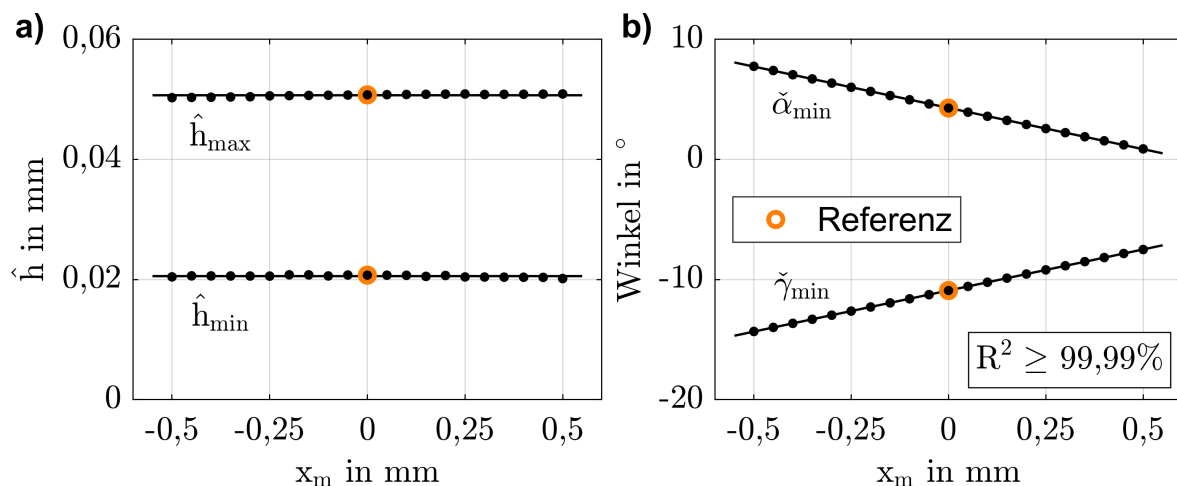


Abbildung 6.8: Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf Spanungsdicke und Prozesswinkel. a) Auf \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} hat x_m nahezu keinen Einfluss. b) Ein linearer Zusammenhang besteht zwischen x_m und $\check{\alpha}_{\min}$ bzw. $\check{\gamma}_{\min}$.

Wie oben bereits erwähnt, wirkt sich eine Änderung der Werkzeugposition in X-Richtung x_m direkt auf den Positionswinkel Ψ aus. Mit sinkendem x_m nimmt der minimale Freiwinkel $\check{\alpha}_{\min}$ demnach zu und der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ nimmt ab. Dieser Effekt

ist vergleichbar mit einem unter bzw. über der Mitte der Bauteilachse positionierten Werkzeug beim konventionellen Drehen. Ähnlich der ADRT-Zerspanung ist daher bei fallenden x_m (und damit steigenden Positionswinkeln Ψ) mit zunehmenden Schnittkräften zu rechnen.

Abbildung 6.9 zeigt die Auswirkungen einer Anpassung der Werkzeugposition in X-Richtung x_m auf die Extremwerte der Schnitt- und Gleitgeschwindigkeiten. Ein Wechsel der Werkzeugdrehrichtung führt zu gespiegelten Verläufen. Für die Schnittgeschwindigkeiten $\hat{v}_{c\max}$ und $\check{v}_{c\min}$ sind dabei sehr ähnliche Effekte wie bei einer Anpassung des Achskreuzwinkels Σ zu beobachten. Im Vergleich zum Referenzprozess steigt die maximale Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c\max}$ unabhängig vom Vorzeichen von Δx_m geringfügig an, während die minimale Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c\min}$ im Wesentlichen konstant ist. Die Auswirkungen der Werkzeugposition in X-Richtung x_m auf die Gleitgeschwindigkeiten $\hat{v}_{s\max}$ und $\check{v}_{s\min}$ sind nicht durch einfache funktionelle Zusammenhänge zu beschreiben.

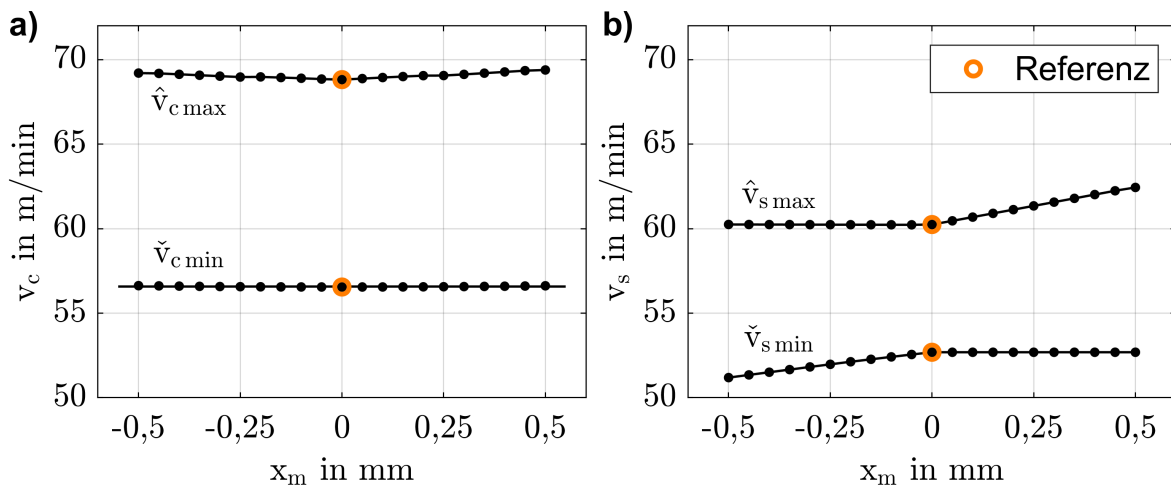


Abbildung 6.9: Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit am Beispiel Gleichlauf (gespiegelte Zusammenhänge für den Gegenlauf).

Mit steigendem x_m steigt die maximale Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s\max}$ im GL relativ zum Referenzprozess an. Unverändert hingegen bleibt die minimale Gleitgeschwindigkeit $\check{v}_{s\min}$. Für fallende x_m nimmt die minimale Gleitgeschwindigkeit $\check{v}_{s\min}$ ab und die maximale Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s\max}$ ist konstant. Ein Erklärungsansatz für diese Beobachtungen ist, dass die Tangentialgeschwindigkeit des Bauteils v_{t2} bei einer Werkzeugposition in X-Richtung von $x_m \neq 0$ mm einen Einfluss auf die Gleitgeschwindigkeit v_s erhält, da die Wirkrichtungen der Tangentialgeschwindigkeiten v_{t0} und v_{t2} nicht mehr orthogonal zueinander stehen.

6.1.5 Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung

Eine Änderung der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m führt bei gegebener Werkzeugkontur zu Abweichungen Δ zwischen der Sollkontur und der gefertigten Bauteilgeometrie, siehe Abbildung 6.10. Eine Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung ist nicht zu beobachten. Die betragsmäßig größte Abweichung $|\Delta_{\max}|$ tritt an den Positionen $\Phi_2 \in \{0^\circ; 60^\circ; 120^\circ; 180^\circ; 240^\circ; 300^\circ\}$ auf und entspricht der Änderung der Werkzeugposition in Y-Richtung $|\Delta_{y_m}|$. In den Zwischenbereichen gilt $|\Delta| < |\Delta_{y_m}|$. Dementsprechend kommt es in diesen Bereichen in Abhängigkeit von Δ_{y_m} zu einer Verzerrung des Profils, siehe Abbildung 6.10 b).

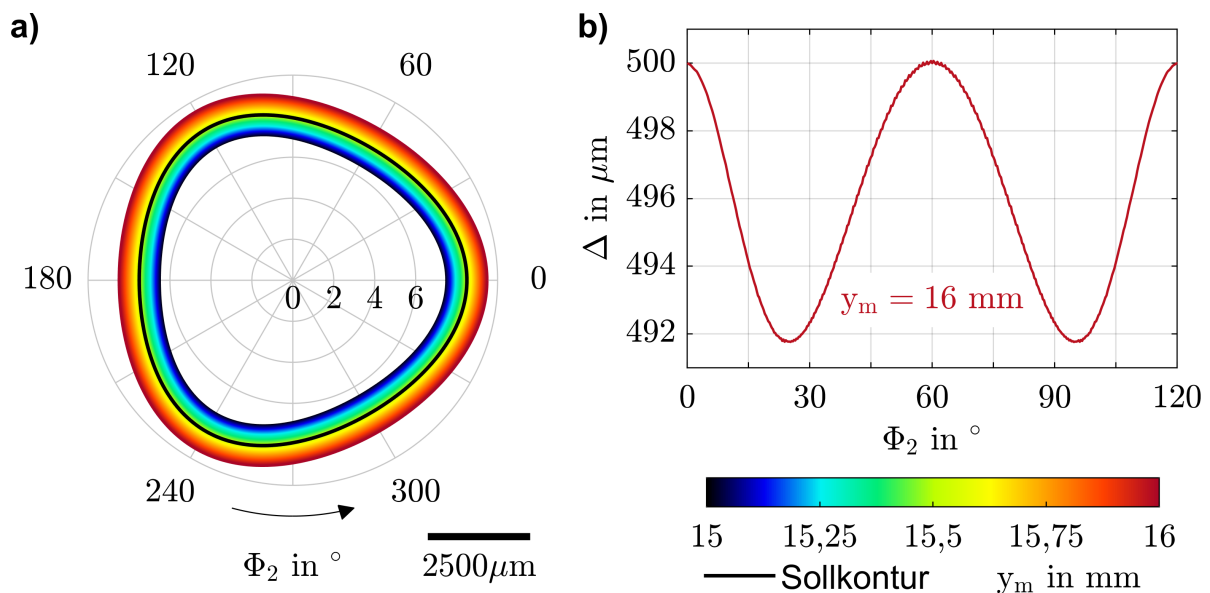


Abbildung 6.10: Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf die Bauteilgeometrie. Der Referenzwert ist $x_m = 15,5 \text{ mm}$. a) Überhöhte Darstellung der Ist-Konturen. b) Exemplarische örtliche Abweichungen für $\Delta_{y_m} = 0,5 \text{ mm}$.

Der Effekt der Verzerrung ist mit den lokal unterschiedlichen Richtungen der Anpassung der Werkzeugposition in Y-Richtung Δ_{y_m} und den Konturnormalen des Bauteilquerschnitts erklärbar. Bei einer Änderung der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m werden die Bauteil-Konturpunkte in der x_2 - y_2 -Ebene konzentrisch entlang einer Schar von Ursprungshalbgeraden verschoben. Für die o.g. Winkelpositionen Φ_2 , wo $|\Delta_{\max}|$ auftritt, liegt die jeweils Konturnormale des Bauteilquerschnitts auf einer Ursprungshalbgeraden. Daher gilt an diesen Positionen $\Delta = \Delta_{y_m}$. In den Zwischenbereichen schließen die jeweilige Konturnormale des Bauteilquerschnitts und die zugehörige Ursprungshalbgerade der Verschiebung einen Winkel ein. Die Richtungen der örtlichen Verschiebung

und der Auswertung der Abweichung unterscheiden sich dementsprechend in diesen Bereichen, was zu lokalen Unterschieden führt.

Die Zusammenhänge zwischen der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m und den Extremwerten der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} sind in sehr guter Näherung mit invers quadratischen Ansatzfunktionen beschreibbar, siehe Abbildung 6.11 a). Der vergleichsweise starke Einfluss kann mit den erheblichen Auswirkungen von Δy_m auf den Bauteilquerschnitt erklärt werden. Analog zum konventionellen Drehen verringert sich das Zerspanungsvolumen V_Z bei gegebenem Vorschub f und Vorbearbeitungsdurchmesser d_R mit abnehmender Zustellung, was beim Rotationsunrunddrehen zunehmende y_m -Werte bedeutet. Im untersuchten Prozess wird bei $y_m = 16 \text{ mm}$ ein Grenzfall erreicht, wo der Hüllkreisdurchmesser der Bauteilkontur dem Vorbearbeitungsdurchmesser entspricht ($d_{a2} = d_R = 18 \text{ mm}$). Es steht kein lokales Bearbeitungsaufmaß mehr zur Verfügung und die minimale Spanungsdicke \hat{h}_{\min} wird zu Null.

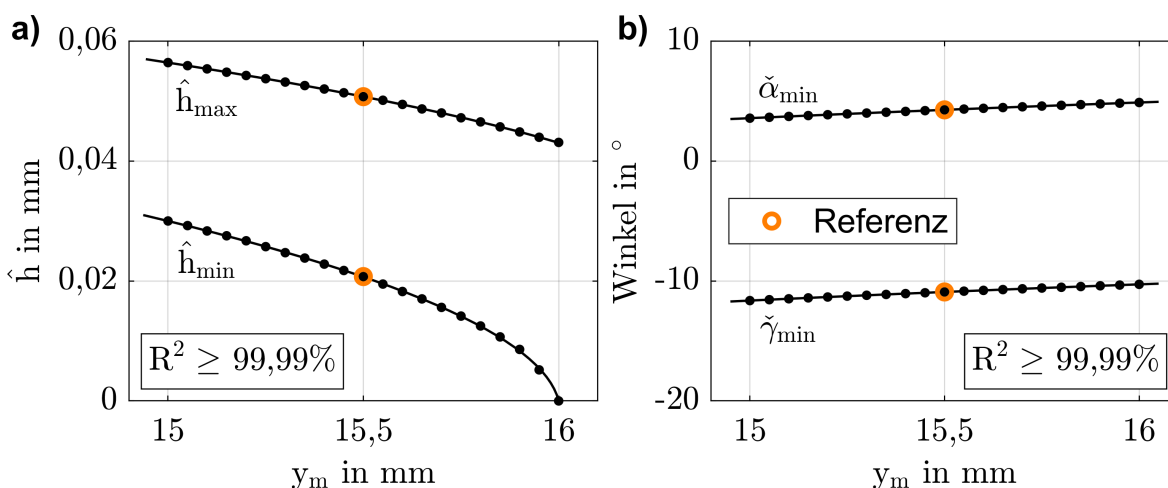


Abbildung 6.11: Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf Spanungsdicke und Prozesswinkel. a) Invers quadratischer Zusammenhang zwischen y_m und \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} . b) Die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ bzw. $\check{\gamma}_{\min}$ hängen linear von y_m ab.

Die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ sind in sehr guter Näherung linear von der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m abhängig, siehe Abbildung 6.11 b). Demnach steigen die Werte mit steigendem y_m . Die beobachteten Änderungen sind im Vergleich zur Anpassung der Kinematik mittels des Achskreuzwinkels Σ oder der Werkzeugposition in X-Richtung x_m als moderat einzustufen.

Abbildung 6.12 zeigt den Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m auf die Extremwerte der Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit. Demnach sind keine Auswirkungen auf die

maximale Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c \max}$ und die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s \max}$ und $\check{v}_{s \min}$ zu beobachten. Lediglich die minimale Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c \min}$ steigt mit zunehmendem y_m linear an. Dies passt mit dem festgestellten Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m auf den hergestellten Bauteilquerschnitt zusammen. Die minimale Schnittgeschwindigkeit ist am Pferchkreis des Bauteils wirksam, da hier der kleinste Momentanradius r_{m2} auftritt (vgl. Kapitel 5.1). Mit zunehmendem y_m steigt der Pferchkreisdurchmesser des Bauteils d_{i2} linear an, was bei konstanter Winkelgeschwindigkeit ω_2 zu ebenfalls linear steigenden lokalen Tangentialgeschwindigkeiten des Bauteils $v_{t2} = v_{t2 \min}$ führt. Bei der untersuchten Prozesskinematik gilt $\check{v}_{c \min} = v_{t2 \min}$.

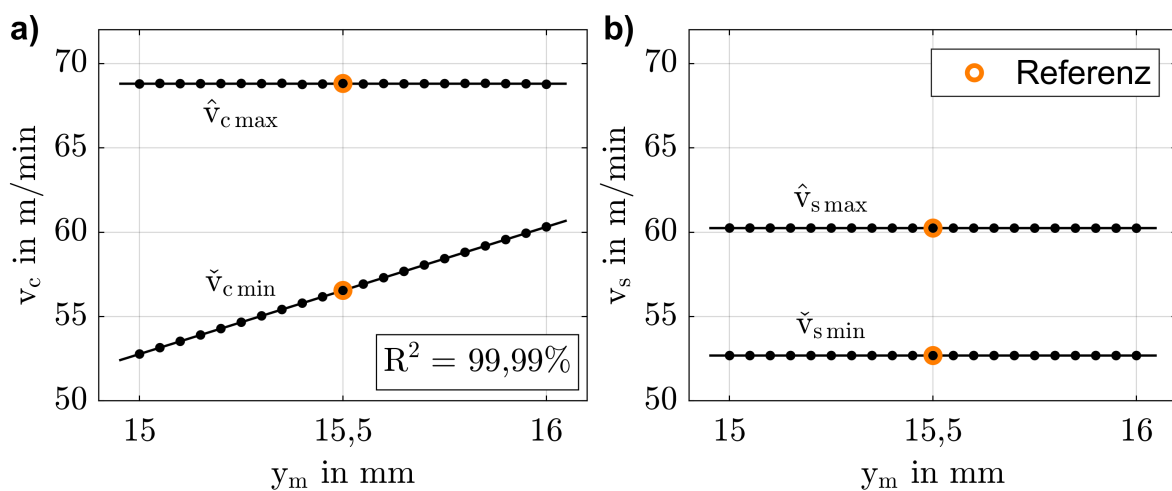


Abbildung 6.12: Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit. a) Linearer Zusammenhang zwischen y_m und $\check{v}_{c \min}$. b) Keinen Einfluss hat y_m auf $\hat{v}_{s \max}$ und $\check{v}_{s \min}$.

6.1.6 Zweistufige Bearbeitungsstrategie

Das Bearbeitungsaufmaß für das Schlichten wird durch eine Vergrößerung des Achsabstands a in y_m -Richtung beim Schruppen eingestellt, siehe Tabelle 4.2. Daher gelten die Zusammenhänge für eine Änderung der Werkzeugposition y_m bei gegebener Werkzeugkontur analog für die lokalen Prozesskenngrößen im Schruppprozess, vgl. Kapitel 6.1.5. Im Vergleich zum Referenzprozess nehmen die Extremwerte der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} ab, während der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ leicht ansteigt, siehe Abbildung 6.13. Nach dem Schruppen verfügt das Bauteil über örtlich variierende Bearbeitungsaufmaße, welche sich im Bereich von 0,1966 mm bis 0,2 mm bewegen. Die Variation beträgt damit weniger als 2 %.

Im Schlichtprozess liegen die Extremwerte der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} durch im Vergleich zum Referenzprozess geringere Bearbeitungsaufmaße erheblich unterhalb der Referenzwerte, siehe Abbildung 6.13 a). Zudem ist eine Verschiebung des Auftretsorts der maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} in den Bereich der Werkzeugecke ($\Phi_0 \in \{0^\circ; 120^\circ; 240^\circ\}$) zu beobachten. Die Position des Auftretsorts des minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}_{\min}$ verändert sich hingegen nicht nennenswert, siehe Abbildung 6.13 b). Gegenüber dem Referenzprozess im GL sind die Auftretsorte der maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und des minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}_{\min}$ dementsprechend homogener auf der Werkzeugkontur verteilt. Der Betrag des minimalen Spanwinkels $\check{\gamma}_{\min}$ ändert sich beim Schlichten im Vergleich zum Referenzprozess hingegen nicht. Dies stellt eine Analogie zum Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R auf den minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ dar.

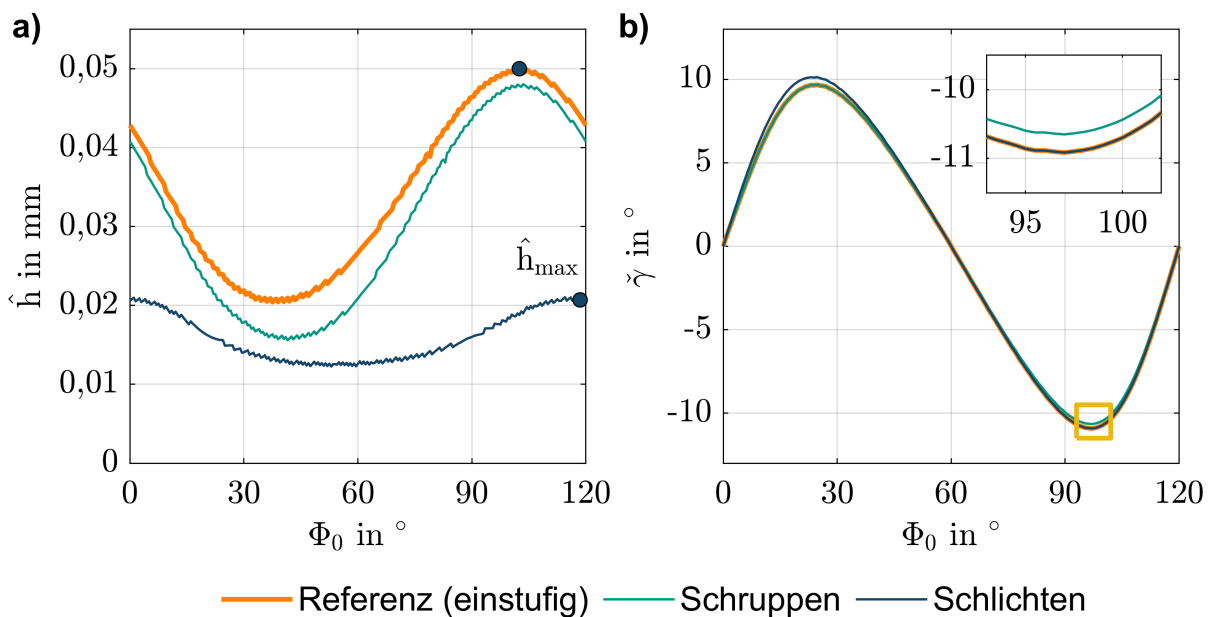


Abbildung 6.13: Örtliche Auswertung der Extremwerte von Spanungsdicke und Spanwinkel für eine zweistufige Bearbeitungsstrategie, dargestellt für den Gleichlauf-Prozess. a) Örtlicher Verlauf der Spanungsdicke. b) Örtlicher Verlauf des Spanwinkels.

Auffällig ist die Variation der Spanungsdicke \hat{h} , welche auch im Schlichtprozess ausgeprägt auftritt, siehe Abbildung 6.13 a). Demnach ist die minimale Spanungsdicke \hat{h}_{\min} etwa 42,5 % niedriger als die maximale \hat{h}_{\max} . Die Variation der Spanungsdicke ist damit im Vergleich zum Referenzprozess zwar signifikant reduziert, angesichts der vergleichsweise geringfügig differierenden Bearbeitungsaufmaße im Schlichtprozess erscheint eine derartige Variation von \hat{h} jedoch überraschend. Ein Erklärungsansatz für dieses Phänomen hängt mit der Definition der Spanungsdicke h für das Rotations-

unrunddrehen zusammen, welche sich von der Definition beim konventionellen Drehen unterscheidet, vgl. Kapitel 4.1. Demnach wird die Spanungsdicke h beim Rotationsunrunddrehen entlang der Konturnormalen der Werkzeugkontur ausgewertet, was eine direkte Zuordnung zum Vorschub oder der Schnitttiefe verhindert. Die Ergebnisse zum Einfluss des Vorschubs f auf die maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} legen nahe, dass die maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} von der Bewegung der Schneidkante in Vorschubrichtung dominiert wird. Dabei ist dem Vorschub f eine Bewegung der Schneidkante entlang der Berührlinie überlagert. Der Eingriffsbereich bewegt sich relativ zur Werkzeugachse in z_m -Richtung vor und zurück, vgl. Kapitel 5.1. Dies führt zur Variation der Spanungsdicke h in Vorschubrichtung und damit zur Variation von \hat{h} . Für den Referenzprozess und den Schlichtprozess unterscheiden sich die Berührlinien nicht, was zeigt, dass differierende Bearbeitungsaufmaße einen Einfluss auf die Variation der Spanungsdicke \hat{h} haben. Dieser ist dem Einfluss der Berührlinie nach vorstehender Erklärung jedoch untergeordnet.

6.2 Einflussanalyse mit Neuberechnung der Werkzeugkontur

Im Rahmen der folgenden Untersuchungen werden die Prozesskinematik und die Werkzeugkontur für den jeweils benannten Einflussparameter neu berechnet. Entsprechende Zusammenhänge sind am Anfang jedes Unterkapitels benannt. Alle übrigen Prozessstellgrößen werden gemäß Referenzprozess (Tabelle 4.1) konstant gehalten.

6.2.1 Einfluss des Werkzeugdurchmessers

Mit dem Werkzeugdurchmesser ist in diesem Zusammenhang der Hüllkreisdurchmesser des Werkzeugs d_{a0} gemeint. Mit einer Änderung des Werkzeugdurchmessers d_{a0} geht eine Neuberechnung der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m und des Achsabstands a gemäß den Formeln (2.3) und (2.4) einher. Der Bauteilquerschnitt ist im gesamten untersuchten Wertebereich des Werkzeugdurchmessers d_{a0} wälzbar. Der Werkzeugdurchmesser hat keinen Einfluss auf den Verlauf der Berührlinie, jedoch auf den des Werkzeugauslaufes, siehe Abbildung 6.14 a). Demnach ergeben sich mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} größere maximale Abmessungen des Werkzeugauslaufs in z_m -Richtung und damit höhere Überlaufwege z_{ue} . Dabei hängt der Überlaufweg z_{ue} in sehr guter Näherung quadratisch vom Werkzeugdurchmesser d_{a0} ab, siehe Abbildung 6.14 b). Analog zum Referenzprozess besteht eine Abhängigkeit des Verlaufs der Berührlinie und des Werkzeugauslaufes von der Werkzeugdrehrichtung.

Dies gilt nicht für die maximalen Abmessung, weshalb der Überlaufweg z_{ue} im GL und GG identisch ist.

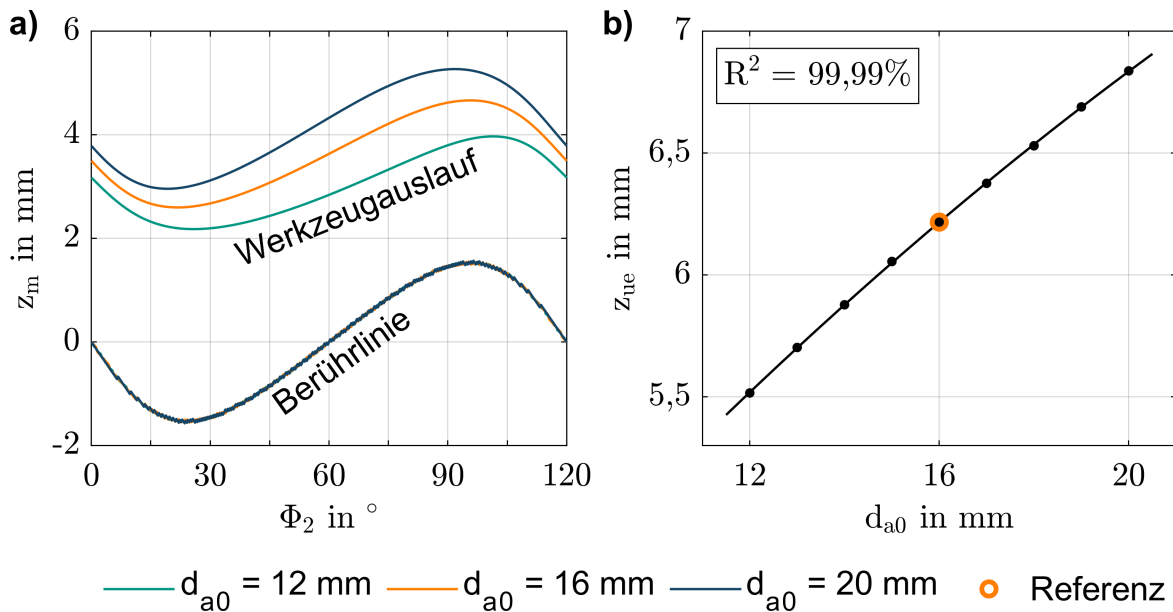


Abbildung 6.14: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Berührlinie, Werkzeugauslauf und Überlaufweg. a) Die Berührlinie wird von d_{a0} nicht beeinflusst, Darstellung für den Gleichlaufprozess. b) Der Überlaufweg z_{ue} hängt quadratisch von d_{a0} ab.

Mit zunehmendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} sinken die Extremwerte der Spanungsdicke \hat{h}_{max} und \hat{h}_{min} . Die Zusammenhänge sind in guter Näherung mit quadratischen Ansatzfunktionen beschreibbar, siehe Abbildung 6.15 a). Außerdem nähern sich die maximale und minimale Spanungsdicke \hat{h}_{max} und \hat{h}_{min} mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} einander an, was eine Verringerung der Variation der Spanungsdicke h bedeutet. Wird der Vorschub f auf Grundlage eines Zielwerts für die maximale Spanungsdicke \hat{h}_{max} ausgelegt, ergibt sich für größere Werkzeugdurchmesser d_{a0} zudem ein Potential für eine höhere Produktivität, da der Vorschub f gegenüber niedrigeren Werkzeugdurchmessern d_{a0} steigt. Keine Wirkung hat der Werkzeugdurchmesser d_{a0} hingegen auf den minimalen Freiwinkel $\check{\alpha}_{min}$ und den minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{min}$, siehe Abbildung 6.15 b).

Eine Veränderung des Werkzeugdurchmessers d_{a0} hat im untersuchten Wertebereich keinen Einfluss auf die Extremwerte der Schnittgeschwindigkeit \hat{v}_{cmax} und \check{v}_{cmin} , siehe Abbildung 6.16 a). Analog zum Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m und des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ ist dies dadurch zu erklären, dass die maximale Schnittgeschwindigkeit \hat{v}_{cmax} durch den

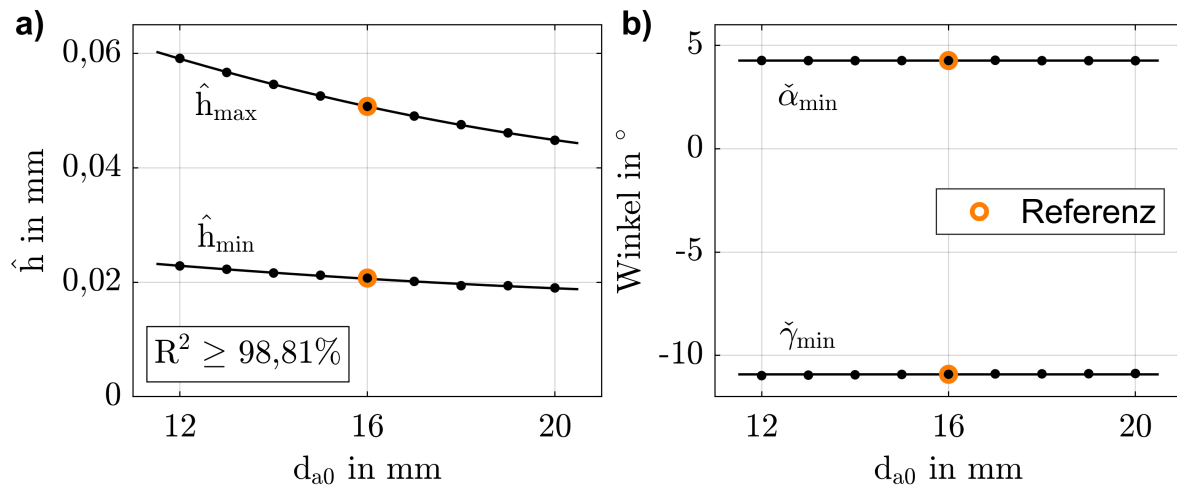


Abbildung 6.15: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Spanungsdicke und Prozesswinkel. a) Quadratischer Zusammenhang zwischen d_{a0} und \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} . b) Auf $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ hat d_{a0} keinen Einfluss.

Vorbearbeitungsdurchmesser d_R bestimmt wird und die minimale Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c \min}$ vom Pferchkreisdurchmesser des Bauteils d_{i2} abhängt. Auf die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s \max}$ und $\check{v}_{s \min}$ ist hingegen eine ausgeprägte, lineare Abhängigkeit vom Werkzeugdurchmesser d_{a0} zu beobachten, siehe Abbildung 6.16 b). Dies liegt daran, dass die Gleitgeschwindigkeit v_s in der vorliegenden Prozesskinematik, wie bereits mehrfach angesprochen, unter Vernachlässigung des Vorschubs f durch die Tangentialgeschwindigkeit des Werkzeugs v_{t0} bestimmt wird. Dabei ergibt sich v_{t0} als Produkt aus der konstanten Winkelgeschwindigkeit ω_0 und dem Momentanradius r_{m0} des Werkzeugs. Letztgenannter hängt linear vom Werkzeugdurchmesser d_{a0} ab.

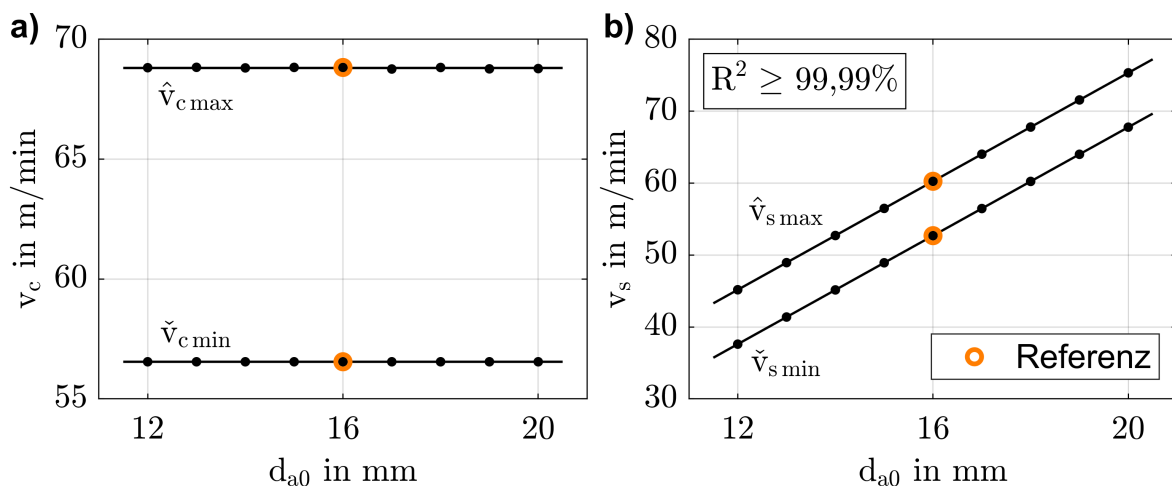


Abbildung 6.16: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit. a) Die Extremwerte der Schnittgeschwindigkeit sind konstant. b) Die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit hängen linear mit d_{a0} zusammen.

6.2.2 Einfluss des Drehzahlverhältnisses

Das Drehzahlverhältnis i bestimmt die Werkzeugdrehzahl n_0 und die Zähnezahl des Werkzeugs z_0 gemäß Formel (2.1). Dementsprechend ergibt sich bei einem Drehzahlverhältnis von $i = 3/2$ eine Werkzeugkontur mit zwei Ecken ($z_0 = 2$), siehe Abbildung 6.17 a). Ähnlich dem Referenzprozess treten die maximalen Spannungsdicken \hat{h}_{\max} nicht am größten Werkzeugdurchmesser, sondern etwas versetzt dazu auf. Die Änderung des Drehzahlverhältnisses i hat keine Auswirkung auf die Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts. Es besteht jedoch ein Einfluss auf die Berührlinie und den Werkzeugauslauf, siehe Abbildung 6.17 b).

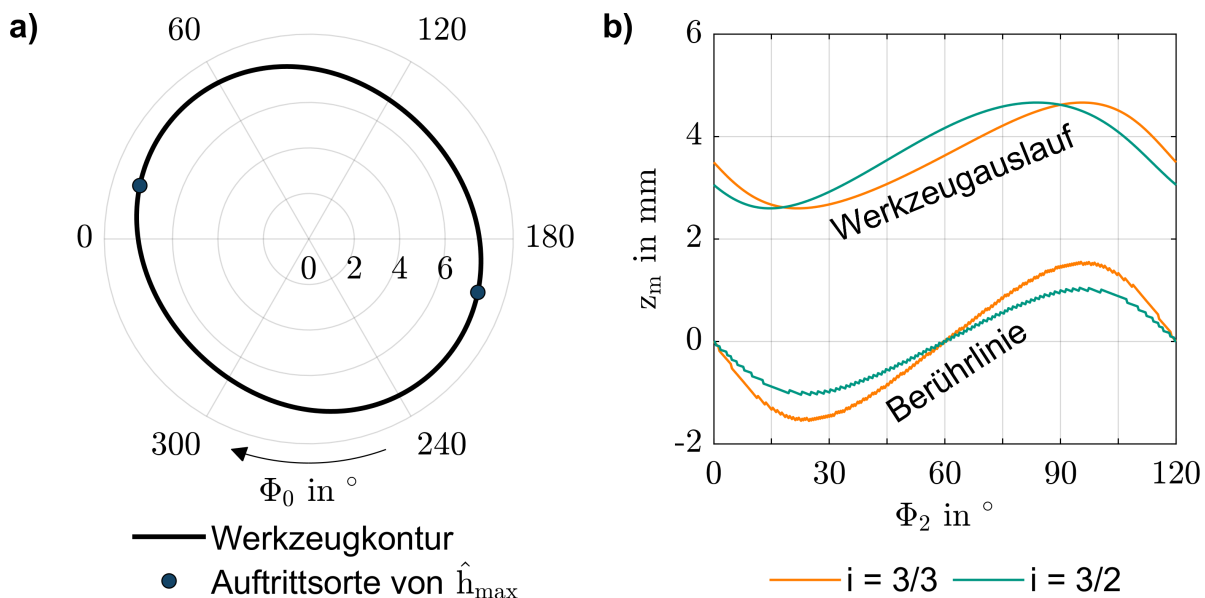


Abbildung 6.17: Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf Werkzeugkontur, Berührlinie und Werkzeugauslauf. a) Bei $i = 3/2$ ergibt sich eine Werkzeugkontur mit zwei Ecken ($z_0 = 2$). b) Sowohl die Berührlinie als auch der Werkzeugauslauf verändern sich mit i .

Die grundsätzlichen, über dem Umfang dreifach geschwungenen Formen der beiden geometrischen Merkmale bleiben erhalten. Während sich die maximalen Abmessungen des Werkzeugauslaufs gegenüber dem Referenzprozess nicht verändern, reduziert sich der Spitze-Tal-Wert der Berührlinie jedoch erheblich. Dies führt im Vergleich zum Referenzprozess zu einer Abnahme des Überlaufwegs z_{ue} von mehr als 8 %, siehe Abbildung 6.18. Außerdem ist eine Reduktion der maximalen Spannungsdicke \hat{h}_{\max} bei gleichzeitiger Zunahme der minimalen Spannungsdicke \hat{h}_{\min} zu beobachten. Vor dem Hintergrund des kleineren Spitze-Tal-Werts der Berührlinie passt dies mit dem oben erläuterten Erklärungsansatz zum Einfluss der Berührlinie auf die Variation der Spa-

nungsdicke \hat{h} zusammen. Mit einer Erhöhung des Drehzahlverhältnisses i erfahren die Prozesskenngrößen $\check{\alpha}_{\min}$, $\check{\gamma}_{\min}$, $\hat{v}_{c \max}$ und $\check{v}_{c \min}$ keine Änderung. Diese Beobachtungen sind konsistent mit jenen, die bei einer Änderung des Werkzeugdurchmessers d_{a0} auftreten. Ein Einfluss besteht jedoch auf die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s \max}$ und $\check{v}_{s \min}$, was auf eine im selben Maße geänderten Werkzeugdrehzahl n_0 zurückgeführt werden kann.

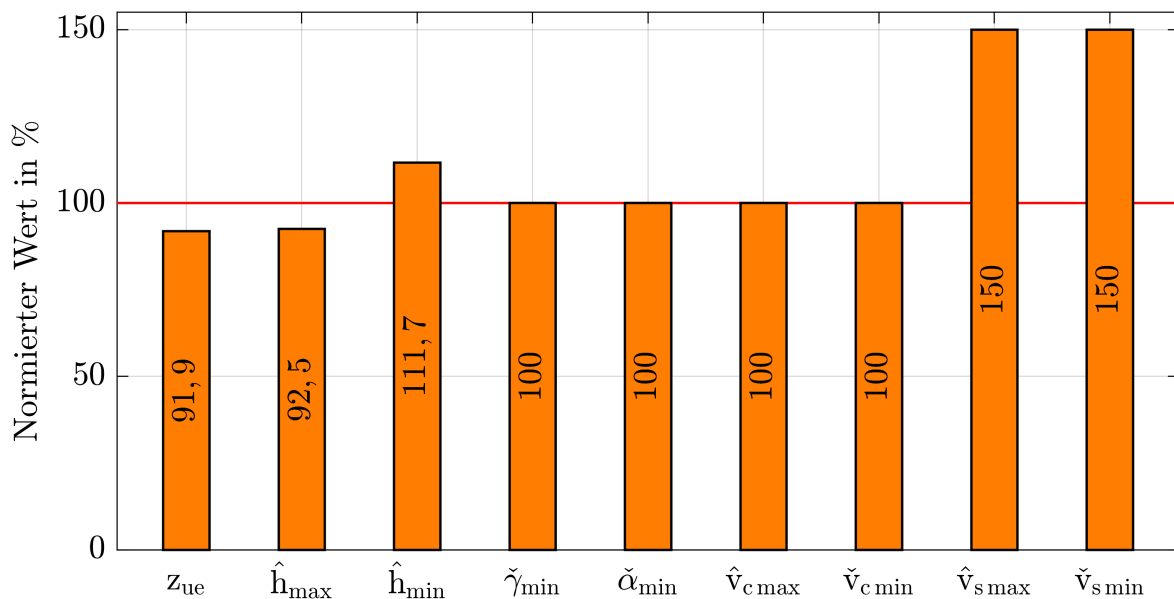


Abbildung 6.18: Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Prozesskenngrößen. Die Werte sind auf den Referenzprozess normiert.

6.2.3 Einfluss des Achskreuzwinkels

Der Achskreuzwinkel Σ bestimmt bei gegebener Auslegungsschnittgeschwindigkeit v_{ac} die Bauteildrehzahl n_2 gemäß Formel (4.9). Daher wurde n_2 in dieser Untersuchung nachgeführt. Während die Variationen des Werkzeugdurchmessers d_{a0} und des Drehzahlverhältnisses i in den untersuchten Wertebereichen keinen nennenswerten Einfluss auf die Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts aufweisen, zeichnet die Wahl eines alternativen Achskreuzwinkels Σ ein anderes Bild. Demnach liegt die maximale Abweichungen zwischen Soll- und Istkontur Δ_{\max} nur für den Referenzprozess in der Größenordnung des in der Simulation zugrunde gelegten maximalen Sekantenfehlers, siehe Abbildung 6.19. Sowohl für Achskreuzwinkel $\Sigma < 90^\circ$ als auch für $\Sigma > 90^\circ$ steigt die maximale Abweichung Δ_{\max} weitgehend unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung mit steigendem $|\Delta\Sigma|$ sehr schnell an.

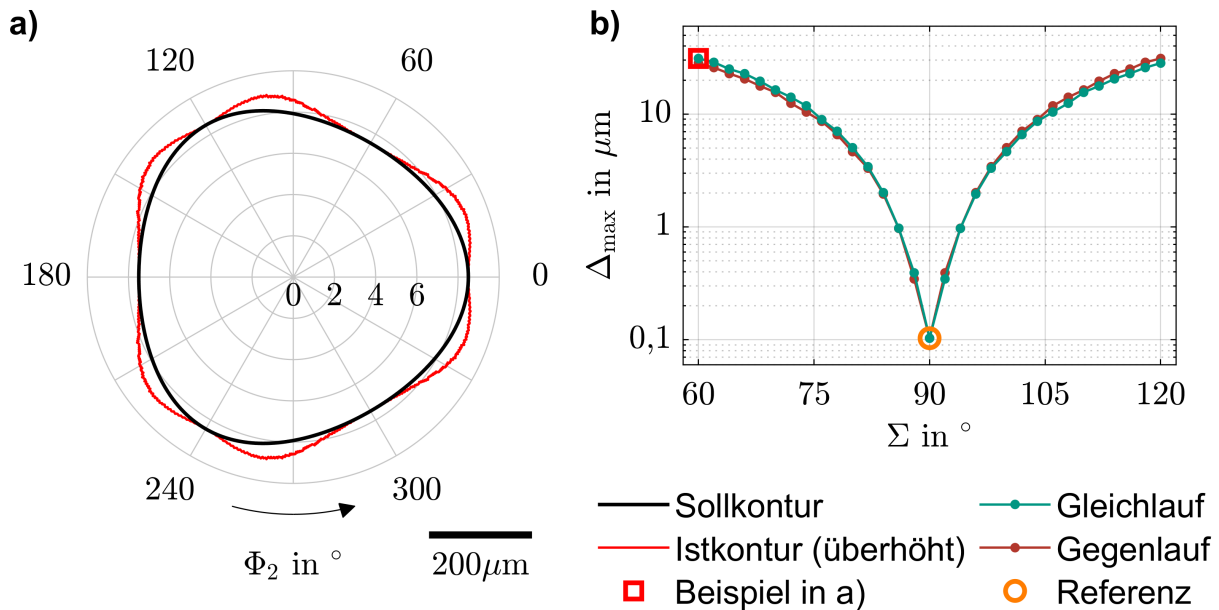


Abbildung 6.19: Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts. a) Überhöhte Darstellung der Istkontur am Beispiel eines Gleichlaufprozesses bei $\Sigma = 60^\circ$. b) Maximale Abweichungen in Abhängigkeit von Σ und der Werkzeugdrehrichtung.

Analog zur Anpassung des Achskreuzwinkels Σ mit gegebener Werkzeugkontur treten die Abweichungen auch mit einer Neuberechnung der Werkzeugkontur in den Bereichen zwischen Bauteilecke und Bauteilflanke auf, siehe Abbildung 6.19 a). Im Fall einer Neuberechnung der Werkzeugkontur sind die Abweichungen jedoch unabhängig vom Achskreuzwinkel Σ und der Werkzeugdrehrichtung positiv. Dies hängt mit der zur Werkzeugkonturberechnung verwendeten Methode der geometrischen Durchdringungsrechnung zusammen. Es ist möglich, dass Dixel an Bereichen des Bauteilprofils getrimmt werden, die nicht auf der Berührlinie liegen. Dadurch werden die entsprechenden Dixel zu kurz und das Werkzeug an diesen Stellen im Durchmesser entsprechend zu klein. Dies hat ein stellenweise zu großes Bauteil zur Folge. Mit einem Wechsel der Berechnungsmethode besteht die Problematik der nicht gegebenen Wälzbarkeit jedoch fort. Beispielsweise könnte die Werkzeugkontur auch durch punktweise Lösung des Verzahnungsgesetzes berechnet werden. Anstatt eines zu kurzen Dixel würden an der entsprechenden Stelle mehrere diskrete Punkte auftreten, was zu einer sich verzweigenden Werkzeugkontur führt (Zanger & Sellmeier et al. 2017). Diese Verzweigungen müssten für eine eindeutige und herstellbare Werkzeugkontur bereinigt werden, wobei die dabei verwendete Vorschrift über das Vorzeichen der auftretenden Abweichungen entscheidet.

Aufgrund einer endlichen Genauigkeit bei der Werkzeugkonturberechnung muss für die Bewertung der Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts ein Kriterium hinsichtlich der maximal zulässigen Abweichung festgelegt werden. In Anlehnung an den maximalen Sekantenfehler wird dieses Kriterium in der nächsthöheren Größenordnung zu $\Delta_{\max} \leq 1 \mu\text{m}$ gewählt. Demnach ist der verwendete Bauteilquerschnitt nur im engen Parameterfenster von $\Sigma \in [86^\circ; 94^\circ]$ wälzbar und damit durch Rotationsunrunddrehen herstellbar. Aus diesem Grund wird auf eine ausführliche Darstellung der Auswirkungen alternativer Achskreuzwinkel Σ auf die übrigen Prozesskenngößen verzichtet. Die Zusammenhänge sind denen einer Anpassung des Achskreuzwinkels Σ bei gegebener Werkzeugkontur sehr ähnlich.

6.3 Geometrische und prozesseitige Freiheitsgrade

Zur Untersuchung der geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade des Rotationsunrunddrehens wird die Sollkontur des Bauteils anhand der Anzahl an Mitnehmern z_2 und des Eckenformfaktors k_{e2} systematisch variiert. Dabei wird zwischen den beiden parametrischen Bauteilquerschnitten H-Profil und Z-Profil unterschieden. Die Parameter d_{a0} , d_{a2} , d_R , α_{konst} , Σ , Ψ , v_{ac} und f sind nach Tabelle 4.1 konstant. Soweit nicht anders angegeben, gilt ein Drehzahlverhältnis von $i = 1$. Alle übrigen Parameter ergeben sich aus der Definition der Bauteilprofile und der Prozesskinematik. Für jede Parameterkombination erfolgt eine Neuberechnung des Bauteilquerschnitts, der Prozesskinematik und der zugehörigen Werkzeugkontur, sowie die Durchführung der nachgelagerten Prozesssimulation zur Berechnung der Prozesskenngößen.

Abbildung 6.20 a) zeigt die maximalen Abweichungen Δ_{\max} zwischen Soll- und Istkontur für das Z-Profil in Abhängigkeit des Eckenformfaktors k_{e2} und der Anzahl an Mitnehmern des Bauteils z_2 . Das Kriterium zur Bewertung der Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts liegt wieder bei einer maximal zulässigen Abweichung von $\Delta_{\max} \leq 1 \mu\text{m}$, vgl. Kapitel 6.2.3. Für einen Eckenformfaktor von $k_{e2} = 1$ ergibt sich unabhängig von der Anzahl der Mitnehmer z_2 ein kreisförmiger Bauteilquerschnitt, was eine ebenso runde Werkzeugkontur für das Rotationsunrunddrehen bedeutet. Unter Vernachlässigung der kinematischen Kopplung, handelt sich damit um die Entsprechung des Rotationsunrunddrehens mit dem ADRT-Verfahren. Naturgemäß sind für diesen Fall die geringsten maximalen Abweichungen Δ_{\max} zu beobachten.

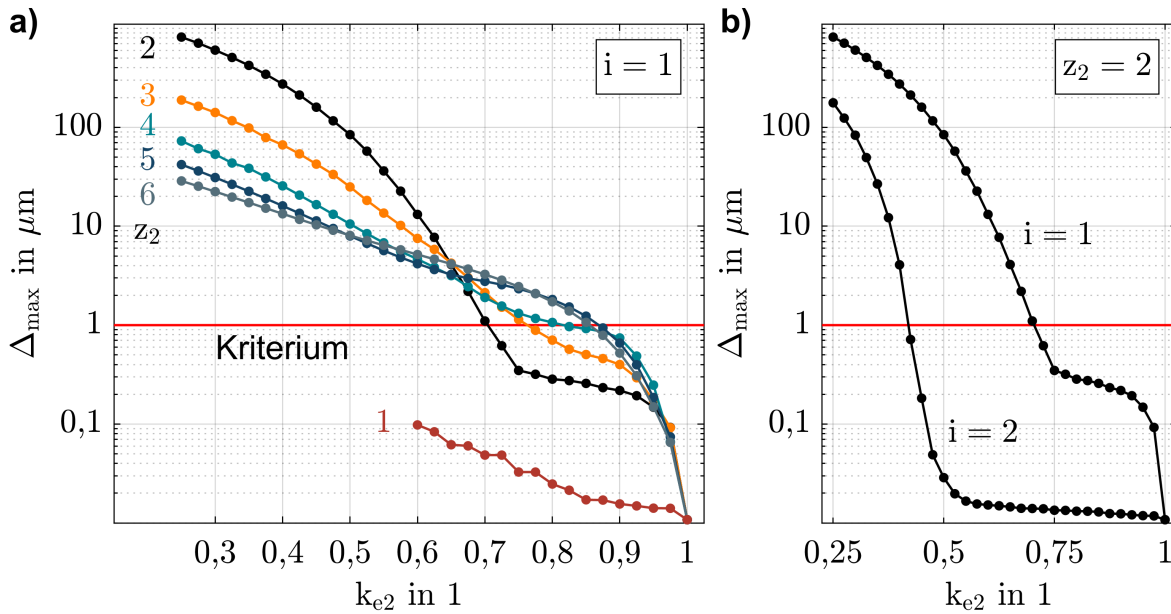


Abbildung 6.20: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Wälzbarkeit für das Z-Profil. a) Abhängigkeit von z_2 für $i = 1$. b) Abhängigkeit von i am Beispiel $z_2 = 2$.

Mit sinkendem Eckenformfaktor k_{e2} ist der Verlauf der maximalen Abweichungen Δ_{\max} stark von der Anzahl an Mitnehmern z_2 abhängig. Im Fall des Exzenters ($z_2 = 1$) liegen alle maximalen Abweichungen Δ_{\max} unterhalb des Kriteriums der Wälzbarkeit. Mit zunehmender Zähnezahl z_2 verengt sich der Bereich des Eckenformfaktors, in welchem die Z-Profile wälzbar sind. Während die Grenze für eine Zähnezahl von $z_2 = 2$ noch bei einem Eckenformfaktor von etwa $k_{e2} = 0,7053$ liegt, erhöht sie sich für eine Zähnezahl von $z_2 = 4$ auf etwa $k_{e2} = 0,8165$. Ein wesentlicher Prozessparameter zur Vergrößerung der geometrischen Freiheitsgrade ist das Drehzahlverhältnis i , siehe Abbildung 6.20 b). Für das gezeigte Beispiel $z_2 = 2$ verschiebt sich die Grenze der Wälzbarkeit infolge der Verdopplung des Drehzahlverhältnisses i zu einem Eckenformfaktor von $k_{e2} = 0,4229$. Für das Werkzeug bedeutet diese Anpassung der Prozesskinematik eine Verdopplung der Drehzahl n_0 bei zeitgleicher Halbierung der Zähnezahl z_0 . Somit steht zur Abbildung des Bauteilquerschnitts auf der Werkzeugkontur eine erheblich längere Schneidkante zur Verfügung, was sich offenbar günstig auf die Wälzbarkeit auswirkt.

Analog wurden die Berechnungen zur Wälzbarkeit auch für das H-Profil bei einem Drehzahlverhältnis von $i = 1$ durchgeführt. Für die Zähnezahlen $z_2 \in [2; 5]$ liegen die maximalen Abweichungen Δ_{\max} für den vollständigen untersuchten Wertebereich des Eckenformfaktors $k_{e2} \in [0,25; 1]$ unterhalb des gewählten Kriteriums der Wälzbarkeit. Somit sind alle entsprechenden H-Profile durch Rotationsunrunddrehen geometrisch

mit sinkender Anzahl an Mitnehmern z_2 auf. Beim H-Profil ist der Übergang zwischen der Profilflanke und der Profilecke sanfter bzw. weniger abrupt als beim Z-Profil, was die höheren minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ bei identischem Eckenformfaktor k_{e2} und identischer Zähnezahl z_2 erklärt.

Ähnlich der Betrachtung der Wälzbarkeit könnte ein Kriterium für den minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ festgelegt werden, um die prozesseitigen Freiheitsgrade zu bewerten. Eine allgemeingültige und belastbare Aussage zu den ertragbaren minimalen Spanwinkeln $\check{\gamma}_{\min}$ kann aktuell jedoch nicht getroffen werden. Zudem ist zu berücksichtigen, dass die Werkzeuge mit einem konstruktiven Freiwinkel α_{konst} versehen werden müssen, um eine Freiwinkelkollision im Prozess zu verhindern. In der untersuchten Prozesskinematik gleicht der mindestens notwendige konstruktive Freiwinkel α_{konst} dem Betrag des minimalen Spanwinkels $|\check{\gamma}_{\min}|$ (vgl. Kapitel 5.1). Für sinkende minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ bedeutet dies steigende konstruktive Freiwinkel α_{konst} und dadurch abnehmende Werkzeug-Keilwinkel β_0 . Anders ausgedrückt, führt ein Bauteilquerschnitt mit kleiner Zähnezahl z_2 und sinkendem Eckenformfaktor k_{e2} zu einer zunehmenden Schwächung des Schneidkeils bei zeitgleich wachsender Belastung durch abnehmende minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$. Entsprechend ist mit Grenzen zu rechnen, die beispielsweise vom Werkstoff oder Schneidstoff abhängen und experimentell ermittelt werden müssen.

Abbildung 6.22 zeigt den Einfluss des Bauteilquerschnitts auf das Verhältnis zwischen Vorschub f und globaler maximaler Spanungsdicke \hat{h}_{\max} . Dieses Verhältnis ist die jeweilige Proportionalitätskonstante (vgl. Kapitel 6.1.1), welche eine Aussage zur erwarteten Produktivität zulässt. Die Zusammenhänge sind in sehr guter Näherung mit einer gebrochen rationalen Ansatzfunktion (Zählergrad 1, Nennergrad 3) beschreibbar. Die höchste und damit optimale Produktivität ergibt sich unabhängig vom Profil und von der Zähnezahl des Bauteils z_2 für den kreisrunden Bauteilquerschnitt ($k_{e2} = 1$). Mit abnehmender Zähnezahl z_2 und fallendem Eckenformfaktor k_{e2} sinkt die Proportionalitätskonstante bzw. die Produktivität asymptotisch. Dies ist auf steigende globale maximale Spanungsdicken \hat{h}_{\max} aufgrund des steigenden Zerspanungsvolumens V_Z bei gegebenem Vorschub f zurückzuführen. Ähnlich den minimalen Spanwinkeln $\check{\gamma}_{\min}$ sinken die Werte für das Z-Profil schneller als für das H-Profil.

Neben den Extremwerten der Spanwinkel und der Spanungsdicken hat der Bauteilquerschnitt auch Auswirkungen auf die Schnitt- und Gleitgeschwindigkeiten. Diese sind in Abbildung 6.23 a) exemplarisch für das Exzenter dargestellt (Z-Profil mit $z_2 = 1$). Für den

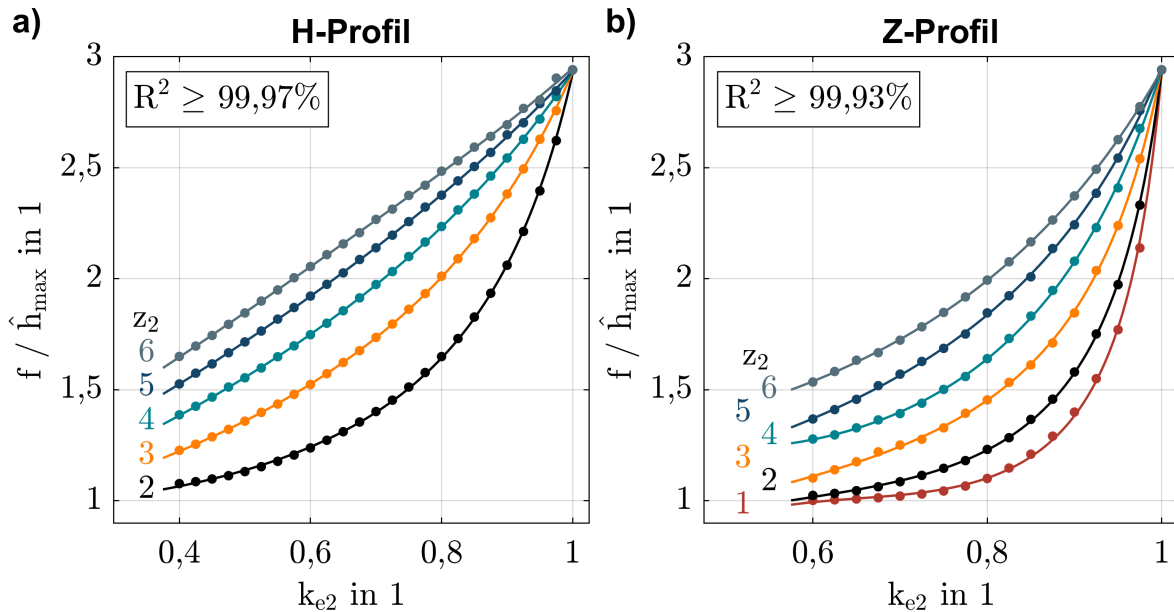


Abbildung 6.22: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Produktivität. Zur Annäherung der Simulationsergebnisse dient eine gebrochen rationale Ansatzfunktion (Zählergrad 1, Nennergrad 3).

kreisrunden Bauteilquerschnitt ($k_{e2} = 1$) sind die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s \max}$ und $\check{v}_{s \min}$ infolge der ebenfalls kreisrunden Werkzeugkontur identisch. Die Schnittgeschwindigkeit variiert in diesem Fall aufgrund des über dem Bauteilumfang konstanten Bearbeitungsaufmaß nur vergleichsweise gering. Die Auslegungsschnittgeschwindigkeit von $v_{ac} = 60 \text{ m/min}$ wird am Bauteildurchmesser exakt erreicht. Mit abnehmenden Eckenformfaktor k_{e2} steigt die Drehzahl n_2 nach Formel (4.9) durch fallende Teilkreisdurchmesser des Bauteils d_{t2} an. Dies sorgt für eine steigende maximale Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c \max}$, die am Vorbearbeitungsdurchmesser d_R wirkt. Gleichzeitig steigt die Werkzeugdrehzahl n_0 aufgrund der kinematischen Kopplung bei zunehmend un-runden Werkzeugkonturen, was eine steigende Variation der Gleitgeschwindigkeit v_s zur Folge hat. Mit sinkendem Eckenformfaktor k_{e2} steigt die Exzentrizität des Exzenters und der Bauteilpferchkreis nähert sich der Bauteilachse an, siehe Abbildung 6.23 b). Dies führt zu einer sinkenden minimalen Schnittgeschwindigkeit $\check{v}_{c \min}$, die in diesem Bereich wirksam ist. Der Grenzfall wird für das Exzenter bei einem Eckenformfaktor von $k_{e2} = 0,5$ erreicht, wenn die Bauteilkontur durch die Rotationsachse verläuft. In diesem Fall gilt $\check{v}_{c \min} = 0 \text{ m/min}$. Es ist anzunehmen, dass aufgrund sehr niedriger Schnittgeschwindigkeiten bereits vorzeitig eine Prozessgrenze erreicht wird.

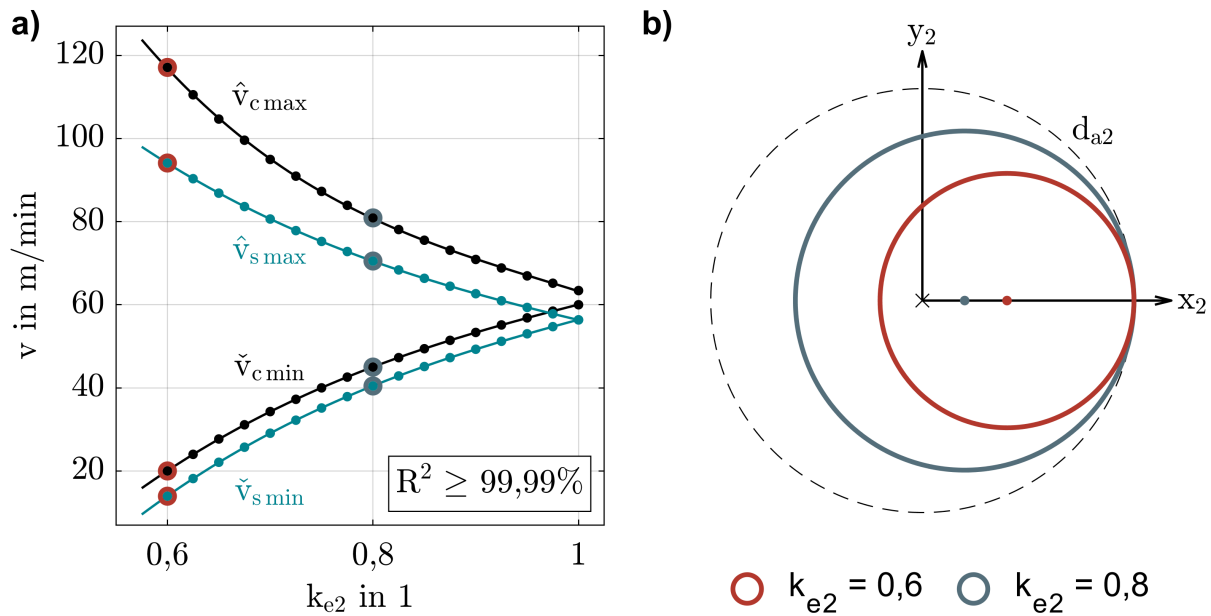


Abbildung 6.23: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit am Beispiel Exzenter. a) Die Extremwerte der Geschwindigkeiten sind in sehr guter Näherung quadratisch von k_{e2} abhängig. b) Einfluss von k_{e2} auf den Bauteilquerschnitt.

Ein deutlicher Einfluss des Bauteilquerschnitts ist auch auf die zugehörige Berührlinie zu beobachten, siehe Abbildung 6.24. Während sich im Fall des H6-Profils in Übereinstimmung mit dem Referenzprozess ein Sinus-ähnlicher, knickfreier Verlauf zeigt, treten im Fall des Z6-Profils Knickstellen auf. Diese befinden sich an den Übergängen des Profils zwischen den tangentialstetig zusammengesetzten Kreis- und Liniensegmenten. Auch für alle anderen untersuchten Z-Profile zeigen sich diese Knickstellen. Einzige Ausnahme bildet das Exzenter ($z_2 = 1$), was darauf zurückzuführen ist, dass bei diesem Profil keine Liniensegmente auftreten. Die Kontur des Exzenters ist deshalb nicht nur tangentialstetig, sondern analog zum H-Profil auch krümmungstetig, was zu einer knickfreien Berührlinie führt. Wie beim Referenz-Bauteilquerschnitt entspricht die Periodizität der Berührlinie unabhängig ob H-Profil oder Z-Profil der Anzahl an Mitnehmern z_2 . Eine Abhängigkeit vom Drehzahlverhältnis i wird nicht beobachtet.

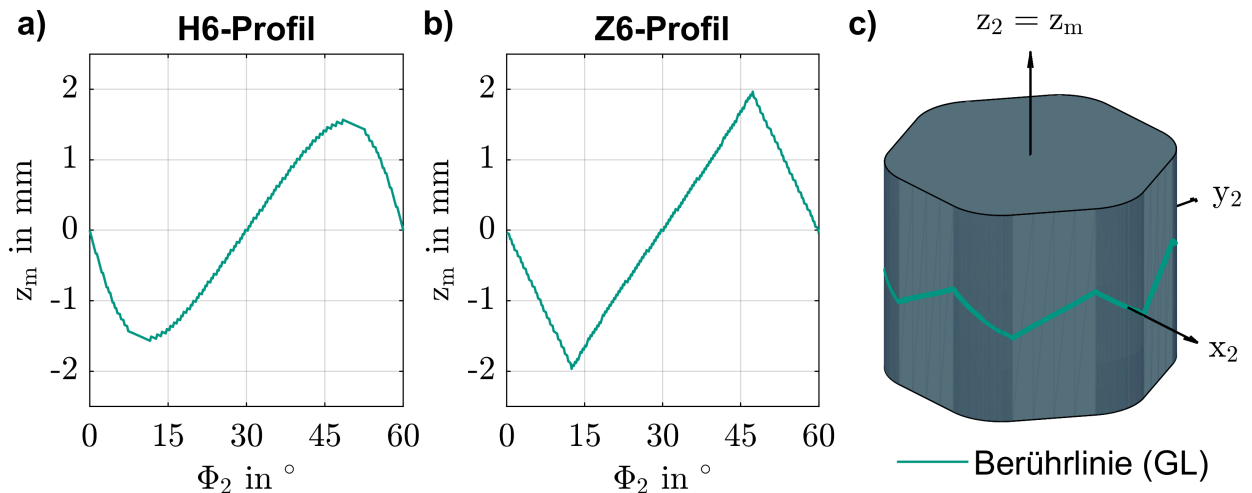


Abbildung 6.24: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Berührlinie am Beispiel Gleichlauf-Prozess. a) Knickfreier Verlauf für das H6-Profil. b) Verlauf mit Knickstellen für das Z6-Profil. c) 3D-Ansicht der Berührlinie für das Z6-Profil.

6.4 Diskussion der simulativen Untersuchungen

Die umfangreichen simulativen Untersuchungen des Rotationsunrunddrehens geben einen Einblick in die Beeinflussung der Prozesskenngrößen und die Geometrie der hergestellten Bauteile durch die Prozessstellgrößen, sowie in die geometrischen und prozessseitigen Freiheitsgrade des Verfahrens. Angefangen mit den Einflüssen bei gegebener Werkzeugkontur, zeigt sich, dass der Vorschub f analog zum konventionellen Drehen eine sehr gute Möglichkeit zur Einstellung der globalen maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} bietet. Dabei werden keine Auswirkungen auf die Prozesswinkel beobachtet, was einen Unterschied zu anderen synchronisiert-zyklischen Verfahren wie beispielsweise dem Wälzschälen darstellt. Eine ähnliche Wirkung wie der Vorschub f hat der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R auf die globale maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} , wobei die Zusammenhänge hier analog zum Zerspanungsvolumen quadratischer Natur sind. Mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R gleichen sich die Extremwerte der Spanungsdicken \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} zunehmend an, weshalb mit einer Vergleichmäßigung des Schnittkraftverlaufs zu rechnen ist. Auch der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R beeinflusst die Prozesswinkel nicht, was zu den Überlegungen zum Ursprung der variierenden Prozesswinkel aus Kapitel 5.3 passt. Mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R kommt es zu immer größeren Werten der maximalen Schnittgeschwindigkeit $\hat{v}_{c \max}$, die zunehmend von der Auslegungsschnittgeschwindigkeit v_{ac} abweichen. Um dem entgegen zu wirken, könnte der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R in Formel (4.9) zur Berechnung der Bauteildrehzahl n_2 berücksichtigt werden.

Ähnlich zum Wälzschälen bietet das Rotationsunrunddrehen mit gegebener Werkzeugkontur die Möglichkeit zur Adaption der Prozesskinematik, um korrigierend auf die hergestellte Bauteilgeometrie einzuwirken. Dabei kommt es in Abhängigkeit der jeweiligen Adaption zur Verzerrung und ggf. zu einer Verdrehung des Profils. Auch sind teils erhebliche Auswirkungen auf die Prozesskenngrößen zu beobachten. So wird der minimale Freiwinkel $\check{\alpha}_{\min}$ mit steigendem Achskreuzwinkel Σ verringert, wodurch das Prozessfenster aufgrund drohender Freiflächenkollision stark eingeschränkt ist. Mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ fallen die minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ hingegen, was vermutlich zu einer steigenden Werkzeugbelastung und wachsenden Prozesskräften führt. Außerdem hat der Achskreuzwinkel Σ abhängig von der Werkzeugdrehrichtung einen Einfluss auf die Gleitgeschwindigkeit v_s und damit auf die Richtung der Relativgeschwindigkeit v_e . Entsprechend ist mit einer Wirkung auf den Topographiewinkel ζ zu rechnen. Demgegenüber hat die Werkzeugposition in X-Richtung x_m ähnlich zum konventionellen Drehen vorrangig Einfluss auf die Prozesswinkel. Eine Adaption ist daher in der Praxis bei auftretender Freiwinkelkollision von Interesse, sofern die Spanwinkelsituation unkritisch ist. Die vergleichsweise geringsten Auswirkungen auf die Prozesskenngrößen bei gleichzeitig größtem Einfluss auf die Bauteilgeometrie zeigt eine Adaption der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m . Die auftretende Verzerrung des Profils ist verglichen mit den anderen beiden Stellgrößen der Kinematik gering, sodass die Werkzeugposition in Y-Richtung y_m eine vielversprechende Möglichkeit darstellt, die Bauteilgeometrie verzerrungsarm zu korrigieren bzw. zu verändern. Darüber hinaus ist es denkbar, auf diese Weise eine Werkzeugkontur zur Herstellung zweier oder mehrerer unterschiedlicher, ähnlicher Bauteilquerschnitte zu verwenden. Die auftretenden Verzerrungen müssten in diesem Fall innerhalb der zulässigen Toleranzen der Profile liegen. Unter Einbeziehung des Achskreuzwinkels Σ und der Werkzeugposition in X-Richtung x_m könnte ggf. ein Optimierungsproblem formuliert werden.

Ein weiterer interessanter Anwendungsfall der Adaption der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m ist die Herstellung eines homogenisierten Bearbeitungsaufmaßes zur Nutzung bei einer zweistufigen Bearbeitungsstrategie. Entgegen der Vermutung bleibt die Variation der Spanungsdicke \hat{h} im Schlichtprozess bestehen, obgleich mit leicht verringerter Amplitude. Dies legt, wie bereits erläutert, vor dem Hintergrund der Simulationsergebnisse zum Einfluss des Vorschubs f nahe, dass die Variation der Spanungsdicke \hat{h} neben den alternierenden lokalen Bearbeitungsaufmaßen aus dem Verlauf der Berührlinie herrührt. Unterstützt wird diese These von den Ergebnissen zum Einfluss des

Drehzahlverhältnisses i , was mit einer Neuberechnung der Werkzeugkontur einhergeht. Demnach nimmt die Ausdehnung der Berührlinie in z_m -Richtung gegenüber dem Referenzprozess ab und die Extrema der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} nähern sich dadurch einander an.

Keinen Einfluss auf die Berührlinie hat der Werkzeugdurchmesser d_{a0} , was überraschend ist. Analog zum Drehzahlverhältnis i , zum Vorschub f und zum Vorbearbeitungsdurchmesser d_R werden die Extremwerte der Prozesswinkel $\check{\alpha}_{\min}$ und $\check{\gamma}_{\min}$ nicht beeinflusst. Gleichzeitig bewirken steigende Werkzeugdurchmesser d_{a0} fallende Spannungsdicken \hat{h} , sodass größere Werkzeuge bei gegebener globaler maximaler Spannungsdicke \hat{h}_{\max} ein Potential zu höherer Produktivität zeigen. Erheblichen Einfluss hat der Werkzeugdurchmesser d_{a0} darüber hinaus auf die Gleitgeschwindigkeit v_s und damit in Anlehnung an die RTs auf den kinematischen Neigungswinkel λ_k (vgl. Formel (2.10)). Dieser ist beim Rotationsunrunddrehen zwar wie alle Prozesskenngrößen von Ort und Zeit abhängig, sein Wertebereich kann in der verwendeten Kinematik jedoch mithilfe der Extremwerte der Schnittgeschwindigkeit v_s und der Gleitgeschwindigkeit v_c berechnet werden. Mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} nehmen die Extremwerte der Gleitgeschwindigkeit $\hat{v}_{s\max}$ und $\check{v}_{s\min}$ zu, während sich die Schnittgeschwindigkeit v_c nicht ändert. Somit steigt der kinematische Neigungswinkel λ_k mit wachsendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} . Für das ADRT-Verfahren war, wie oben erwähnt, eine Abhängigkeit der Werkzeugtemperatur vom kinematischen Neigungswinkel λ_k beobachtet worden, wobei das Temperaturminimum zum maximalen Standvermögen der Werkzeuge führt. Ein ähnlicher Zusammenhang ist auch für das Rotationsunrunddrehen zu erwarten, weshalb der Wahl des Werkzeugdurchmessers d_{a0} eine wichtige Rolle zufällt.

Von großer Bedeutung für die Wälzbarkeit des Bauteilquerschnitts ist die Festsetzung des Achskreuzwinkels Σ . Für das H3-Profil ergibt sich das Minimum der zu erwartenden Abweichungen im untersuchten Wertebereich bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ und damit im Referenzprozess. Es erscheint daher sinnvoll, mit diesem Wert in künftige Auslegungen zu starten, eine Anpassung je nach Anwendungsfall aber dennoch in Betracht zu ziehen.

Die Untersuchungen zum Einfluss des Bauteilquerschnitts anhand zweier parametrischer Profile geben einen Einblick in die geometrischen und prozessseitigen Freiheitsgraden des Rotationsunrunddrehens. Demnach ist die Wälzbarkeit im Fall des Z-Profils stark vom Eckenformfaktor k_{e2} abhängig, wobei eine Änderung vom Drehzahlverhältnis

i das Parameterfenster deutlich vergrößern kann. Das H-Profil ist im untersuchten Parameterbereich derweilen geometrisch nahezu ohne Einschränkungen herstellbar. Ein vom grundsätzlichen Profil abhängiger Einfluss vom Eckenformfaktor k_{e2} besteht zudem auf die Prozesskenngrößen. Generell sinkt der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ mit fallendem Eckenformfaktor k_{e2} , während die globale maximale Spanungsdicke \hat{h}_{\max} steigt. Diese Entwicklungen sind vergleichbar mit den Ergebnissen aus der Einflussanalyse der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m bei gegebener Werkzeugkontur. Dies liegt daran, dass eine Reduktion von y_m zur Stauchung des Bauteilquerschnitts führt, wobei die Differenz zwischen dem Hüllkreisdurchmesser d_{a0} und dem Pferchkreisdurchmesser d_{i0} des Bauteils beibehalten wird, da diese Differenz dem Werkzeug geometrisch aufgeprägt ist. Damit sinkt mit einer Reduktion von y_m gewissermaßen auch der Eckenformfaktor k_{e2} , was ähnliche Auswirkungen auf die Prozesskenngrößen hat. Dies ist als weiterer Beweis für die Integrität der Ergebnisse zu bewerten.

7 Experimentelle Untersuchungen

Innerhalb dieses Kapitels wird das Rotationsunrunddrehen experimentell untersucht. Die Auswahl der Versuchspunkte erfolgte dabei unter Berücksichtigung der simulativen Ergebnisse. Ähnlich zum vorherigen Kapitel erfolgt eine Unterteilung in Untersuchungen mit *gegebener* Werkzeugkontur und mit *Neuberechnung* der Werkzeugkontur. Die Variation der Einflussparameter bzw. der Prozesskinematik und der verwendeten Werkzeugkontur erfolgt analog zu den simulativen Untersuchungen. Mit Ausnahme der Experimente zum Einfluss der Berührlinie, deren Ergebnisse im zweiten Unterkapitel dargestellt sind, erfolgen alle Untersuchungen am Referenz-Bauteilquerschnitt (H3-Profil).

7.1 Einflussanalyse mit gegebener Werkzeugkontur

Analog zu den simulativen Untersuchungen wurden die folgenden mit der Werkzeugkontur des Referenzprozesses durchgeführt. Dabei wurde für alle Versuche innerhalb einer Untersuchung dasselbe Werkzeug verwendet, um eine Vergleichbarkeit insbesondere der hergestellten Bauteilgeometrie zu gewährleisten.

7.1.1 Einfluss des Vorschubs

Mit steigendem Vorschub f sind unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung zunehmende mittlere Schnittkräfte \bar{F}_c und steigende Spitze-Tal-Werte \tilde{F}_c zu beobachten, siehe Abbildung 7.1 a) und b). Im untersuchten Parameterfenster sind die Zusammenhänge in guter Näherung linear (A_Vollmer 2024). Dies passt mit den simulativ ermittelten, ebenfalls linearen Zusammenhängen zwischen dem Vorschub f und den Extremwerten der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} bzw. \hat{h}_{\min} zusammen. Für kleine Vorschübe f kommt es zur auf Basis der Simulation vermuteten Vergleichmäßigung des Schnittkraftverlaufs. Gleichzeitig besteht für den Betrag der Steigungen der mittleren Schnittkraft \bar{F}_c und des Spitze-Tal-Werts der Schnittkraft \tilde{F}_c eine erhebliche Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung. Im GL ist die Steigung der mittleren Schnittkraft \bar{F}_c gegenüber dem GG um etwa 25 % erhöht. Für den Spitze-Tal-Wert der Schnittkraft \tilde{F}_c zeigt sich sogar eine Verdopplung der Steigung. Es ist davon auszugehen, dass diese Abhängigkeit von der Werkzeugdrehrichtung mit den veränderten komplexen Eingriffsbedingungen zusammenhängt. Die Extremwerte erscheinen mit dem Referenzprozess vergleichbar und sind damit unauffällig.

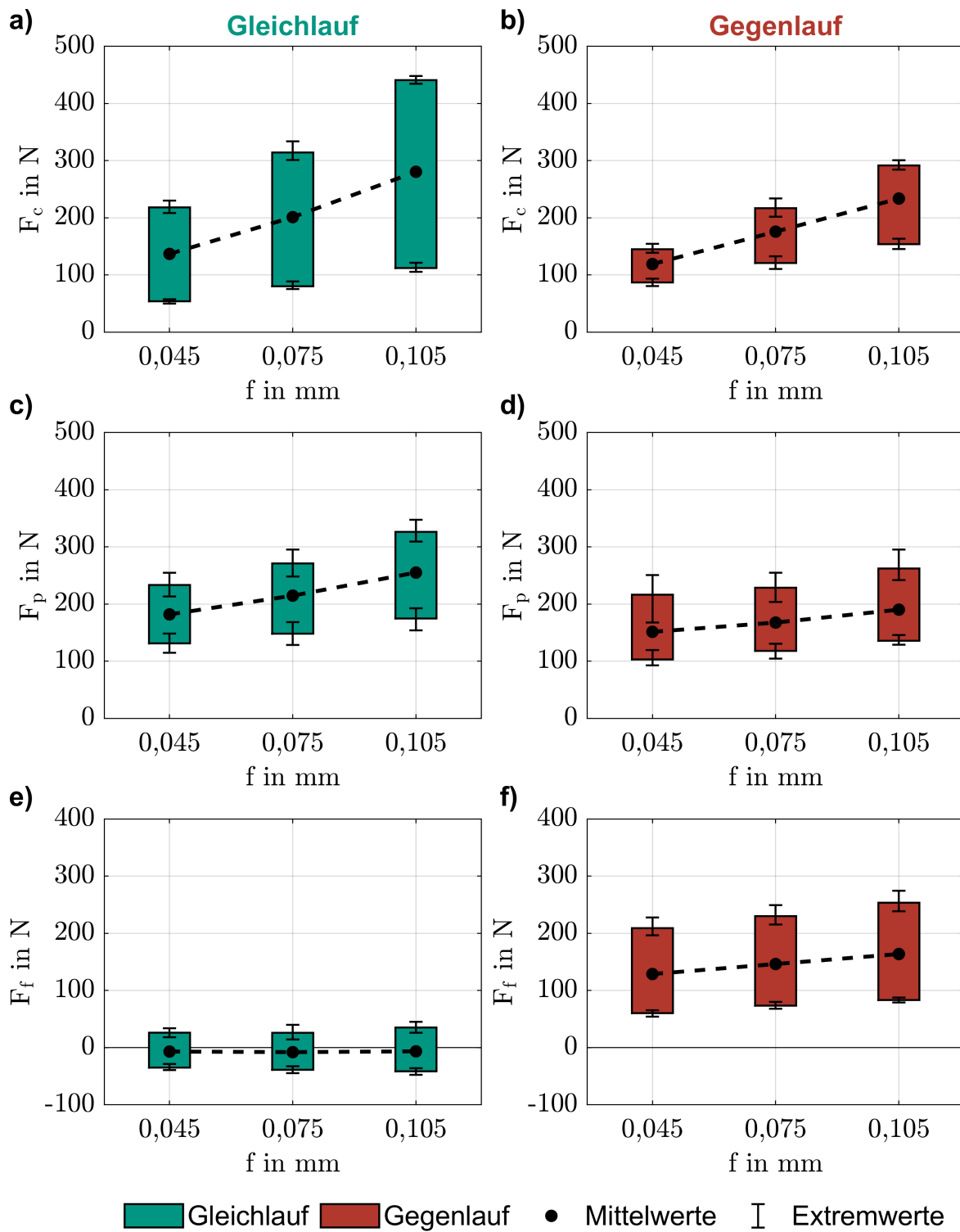


Abbildung 7.1: Einfluss des Vorschubs auf die Prozesskräfte (Referenz $f = 0,075$ mm).

Ebenfalls steigende Werte zeigen sich für die mittlere Passivkraft \bar{F}_p mit zunehmendem Vorschub f , siehe Abbildung 7.1 c) und d). Die Steigung ist im GL um mehr als 88 % gegenüber dem GG erhöht, wobei sie im Vergleich zur mittleren Schnittkraft \bar{F}_c nur etwa den halben Betrag aufweist. Im GL nimmt mit steigendem Vorschub f auch der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p zu, während die Werte im GG nicht merklich steigen. Auffällig ist eine vergleichsweise erhebliche Streuung des oberen Extremwerts im GG beim kleineren Vorschub f . Unabhängig vom Vorschub f schwankt die Vorschubkraft F_f im GL um die Nulllinie, wobei sich die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f nicht wesentlich ändert und der Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_f mit steigendem Vorschub f geringfügig zunimmt, siehe Abbildung 7.1 e). Demgegenüber zeigt sich für die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f im GG eine mit der mittleren Passivkraft \bar{F}_p vergleichbare Steigung, siehe Abbildung 7.1 f). Die Vorschubkraft F_f liegt dabei analog zum Referenzprozess stets im positiven Wertebereich. Die Spitze-Tal-Werte \tilde{F}_f sind im Vergleich zum GL etwa doppelt so groß.

Die Auswertung der charakteristischen Kennwerte der erzeugten Bauteilgeometrie sind in Abbildung 7.2 dargestellt. Mit zunehmendem Vorschub f sind unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung und vom jeweiligen Kennwert steigende Beträge zu beobachten. Die beinahe linear zunehmenden mittleren Abweichungen $\bar{\Delta}$ passen mit jeweils steigenden Passivkräften \bar{F}_p zusammen.

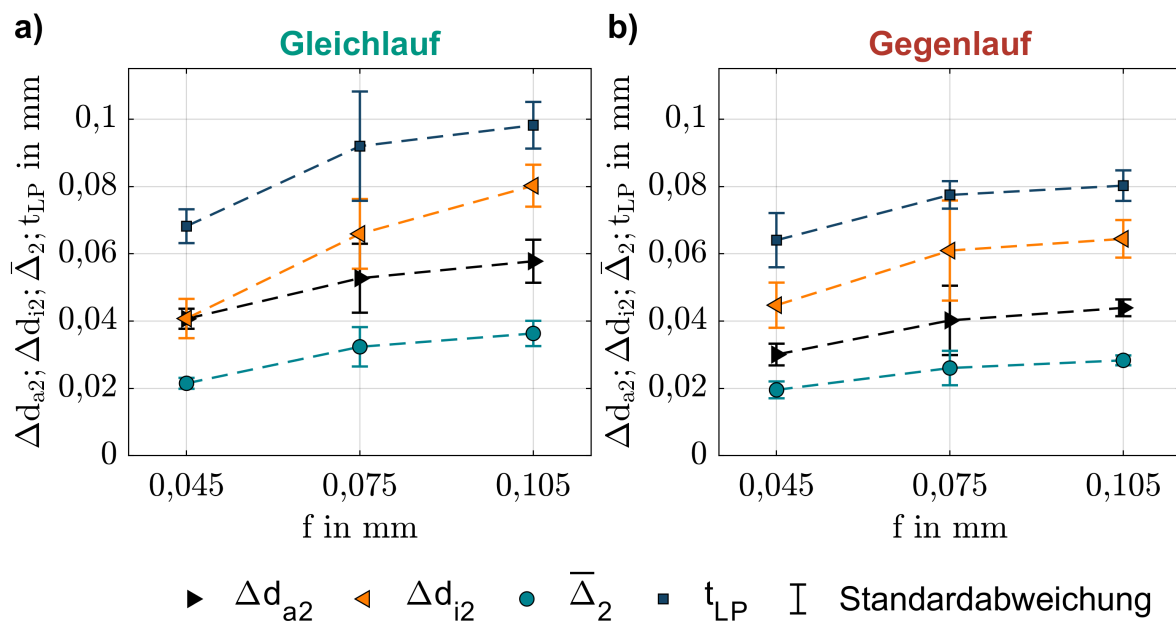


Abbildung 7.2: Einfluss des Vorschubs auf die Bauteilgeometrie (Referenz $f = 0,075$ mm).

Auch die Entwicklungen der Abweichungen am Hüllkreisdurchmesser Δd_{a2} und am Pferchkreisdurchmesser des Bauteils Δd_{i2} über dem Vorschub f können mit den auftretenden Passivkräften in Zusammenhang gebracht werden. Im GL steigt die Abweichung am Hüllkreisdurchmesser Δd_{a2} gegenüber der am Pferchkreisdurchmesser Δd_{i2} mit wachsendem Vorschub f stärker an, was mit zunehmenden Spitze-Tal-Werten der Passivkraft \tilde{F}_p korreliert. Im GG ändert sich der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p über dem Vorschub f nur unwesentlich, was vergleichbare Steigungen der Abweichungen am Hüllkreisdurchmesser Δd_{a2} gegenüber dem Pferchkreisdurchmesser Δd_{i2} zur Folge hat. Die beste Geometrietreue wird dementsprechend beim niedrigsten Vorschub f erreicht. Der mittlere Formabweichung t_{LP} fällt im GG geringfügig kleiner als im GL aus, wobei die Standardabweichung jedoch erheblich größer ist. Für alle Fälle ist die mittlere Abweichung $\bar{\Delta}$ positiv, was bedeutet, dass die hergestellten Bauteile tendenziell zu groß sind.

Ähnlich zum konventionellen Drehen hat der Vorschub f auch Auswirkungen auf die Oberflächen-Kennwerte der hergestellten Bauteile, siehe Abbildung 7.3. Im GL nimmt die Oberflächengüte mit zunehmendem Vorschub f ab, wobei der Effekt an den Ecken des Bauteils stärker zum Tragen kommt, als an den Flanken (A_Vollmer 2024).

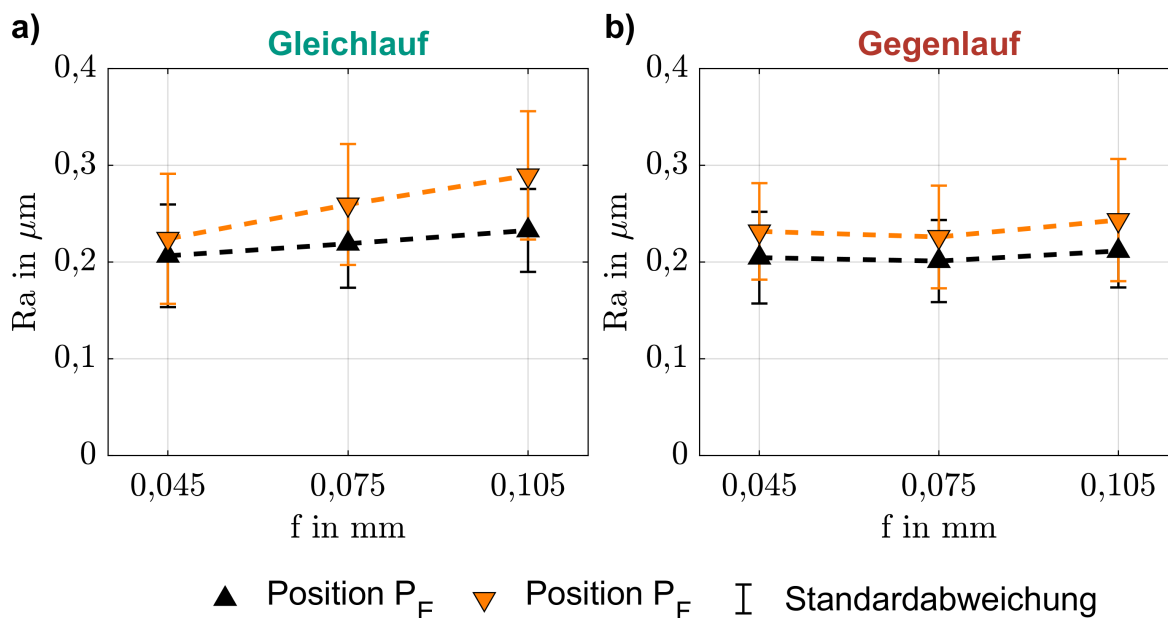


Abbildung 7.3: Einfluss des Vorschubs auf die Oberflächenrauheit (Referenz $f = 0,075$ mm).

Dies deutet auf die oben diskutierte Beeinflussung der Oberflächenrauheit durch die kinematisch-geometrische Reproduktion der Momentanradien des Werkzeugs r_{m0} hin.

Angesichts der Absolutwerte im Vergleich zur Simulation (vgl. Kapitel 5) scheint dieser Mechanismus jedoch weiterhin eine untergeordnete Rolle zu spielen. Auch im GG steigen die R_a -Werte tendenziell mit steigendem Vorschub f , wobei die Änderungen gegenüber dem GL gering sind. Die Differenz zwischen Bauteilecke und Flanke ist zudem nahezu konstant.

7.1.2 Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers

Die Wahl des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R hat großen Einfluss auf die wirksamen Prozesskräfte beim Rotationsunrunddrehen, siehe Abbildung 7.4. Unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung steigt die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c mit zunehmendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R in guter Näherung linear an, wobei die Steigungen nahezu identisch sind. Diese Entwicklung ist mit steigenden lokalen Bearbeitungsaufmaßen und simultan wachsenden Zerspanungsvolumen erklärbar, was qualitativ zu den Ergebnissen der Simulation hinsichtlich der Extremwerte der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} passt. Allerdings sind die simulativ ermittelten Zusammenhänge quadratischer Natur, was eine Diskrepanz darstellt, die ihre Ursache vermutlich im begrenzten untersuchten Wertebereich des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R hat. Im Mittel sind die mittleren Schnittkräfte \bar{F}_c im GG gegenüber dem GL ähnlich dem Referenzprozess um etwa 15 % reduziert. Während der Spitze-Tal-Wert der Schnittkraft \tilde{F}_c im GL unabhängig vom Vorbearbeitungsdurchmesser d_R beinahe konstant ist, nehmen die Werte im GG mit wachsendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R signifikant ab. Die auf Basis der Simulation vermutete Vergleichmäßigung des Schnittkraftverlaufs mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R tritt damit nur im GG ein.

Neben steigenden Schnittkräften \bar{F}_c verursacht eine Vergrößerung des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R ebenfalls eine Zunahme der mittleren Passivkraft \bar{F}_p , siehe Abbildung 7.4 c) und d). Die Steigung ist im GG gegenüber dem GL um mehr als 50 % reduziert. Bei gegebenem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R unterschreitet die mittlere Passivkraft \bar{F}_p im GG den Wert im GL zwischen 27 % und 36 %. Für die Spitze-Tal-Werte \tilde{F}_p deutet sich mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R im GL eine Vergleichmäßigung des Passivkraftverlaufs an, die im GG nicht erkennbar ist. Analog zum Einfluss des Vorschubs f hat eine Erhöhung des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R nur geringfügige Auswirkungen auf die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f im GL, siehe Abbildung 7.4 e). Mit zunehmendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R steigt der Spitze-Tal-Wert der Vorschubkraft \tilde{F}_f bei dieser Werkzeugdrehrichtung an. Demgegenüber ist der Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_f

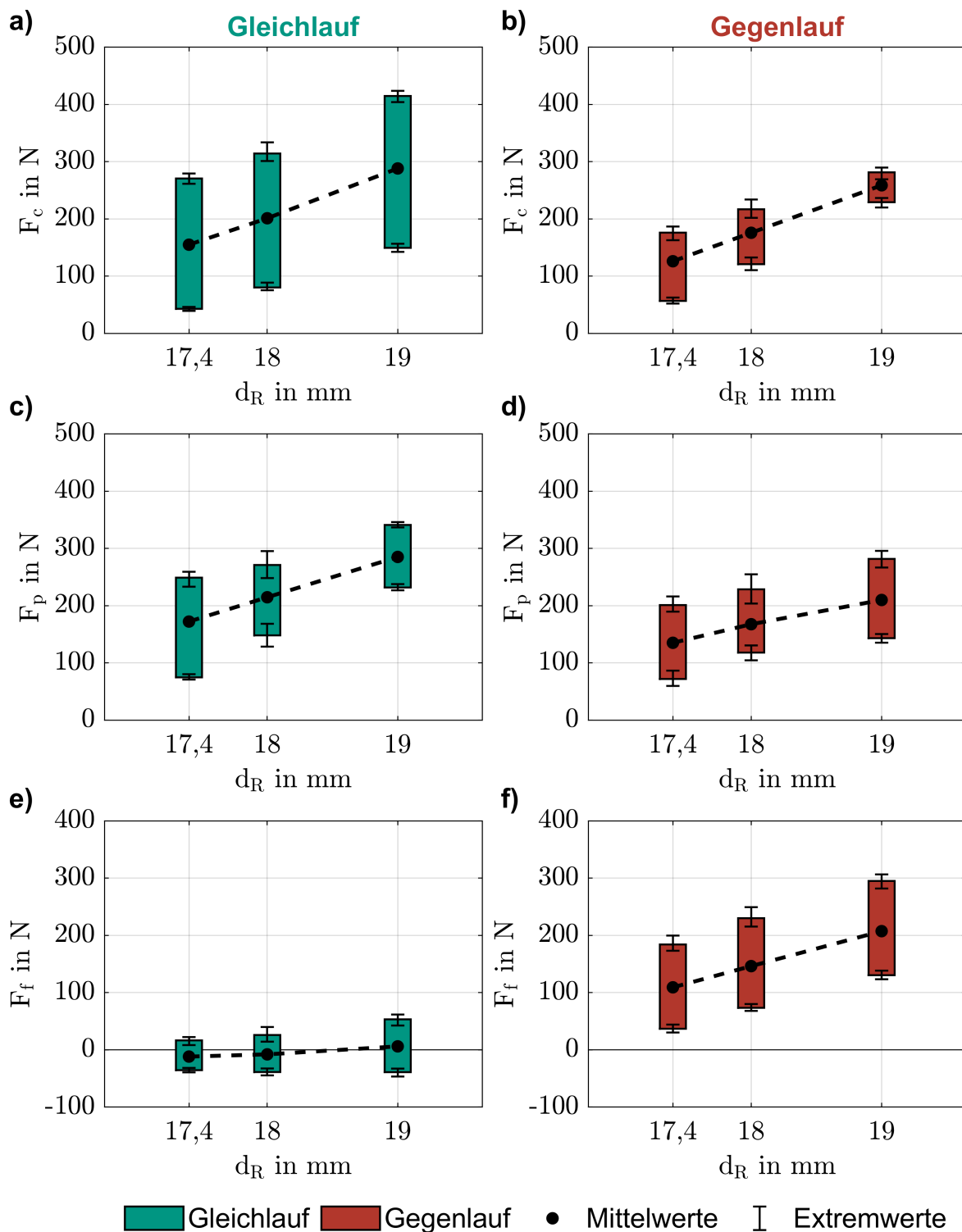


Abbildung 7.4: Einfluss des Vorverarbeitungsdurchmessers auf die Prozesskräfte (Referenz $d_R = 18$ mm).

im GG nahezu unabhängig vom Vorbearbeitungsdurchmesser d_R , siehe Abbildung 7.4 f). Mit zunehmendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R steigt die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f ähnlich dem Einfluss des Vorschubs f , jedoch mit deutlich höherer Sensitivität.

Durch die Wahl des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R wird auch die Geometrietreue der hergestellten Bauteile maßgeblich beeinflusst, siehe Abbildung 7.5. Mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R nehmen alle geometrischen Abweichungen zu und die Geometrietreue sinkt. Dies kann mit den steigenden Passivkräften F_p in Verbindung gebracht werden. Die geringste Formabweichung t_{LP} wird im GG für den kleinsten untersuchten Vorbearbeitungsdurchmesser d_R erreicht. In diesem Fall ist auch die mittlere Abweichung $\bar{\Delta}$ am geringsten, jedoch noch positiv. Insbesondere beim kleinen Vorbearbeitungsdurchmesser d_R sind die Standardabweichungen der Formabweichung t_{LP} gegenüber dem GL signifikant reduziert, was eine bessere Reproduzierbarkeit der Geometrietreue im GG bedeutet.

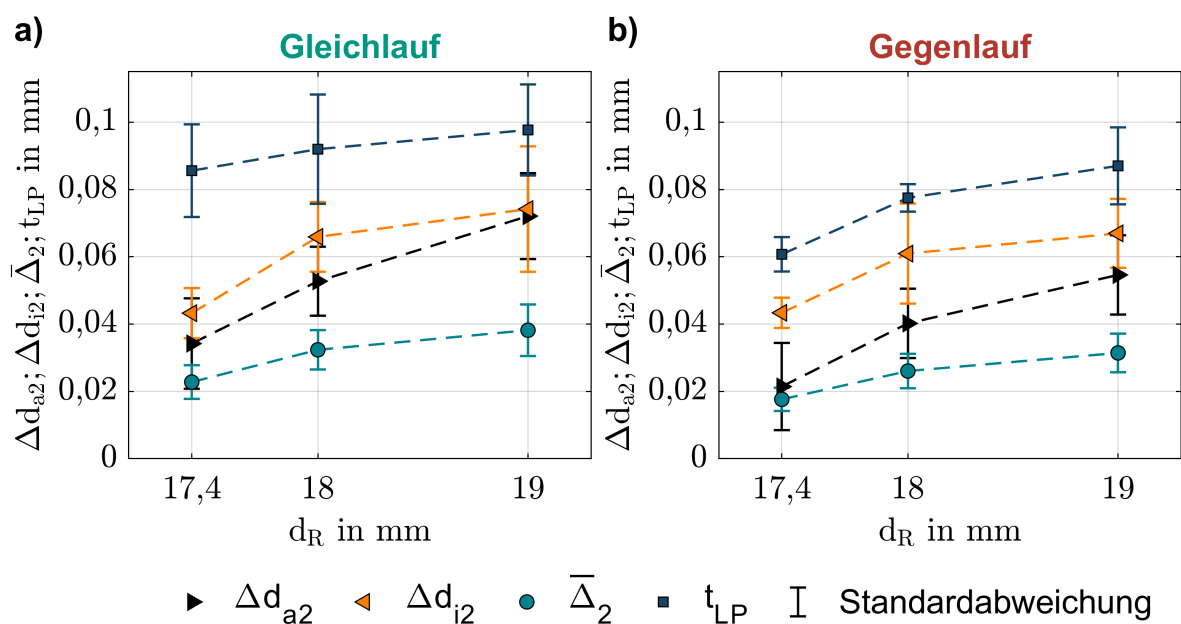


Abbildung 7.5: Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf die Bauteilgeometrie (Referenz $d_R = 18$ mm).

Auf die Rauheit der Oberflächen hat der Vorbearbeitungsdurchmesser d_R im GG beinahe keine Auswirkungen, während die R_a -Werte mit zunehmendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R zunächst fallen und dann ansteigen, siehe Abbildung 7.6. Bei gegebenem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R ergeben sich im GG stets die geringeren Rauheiten, wobei sich die R_a -Werte der beiden Messpositionen im Rahmen der Standardabweichungen jeweils etwa um denselben Betrag unterscheiden. Im GL ist die

Differenz zwischen den Rauheiten der beiden Messpositionen beim kleinsten untersuchten Vorbearbeitungsdurchmesser d_R am größten. Mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R gleichen sich die Werte aneinander an, bis die Differenz in etwa der im GG-Prozess entspricht. Einen Erklärungsansatz für diesen Verlauf bietet die oben erläuterte Entwicklung der Spitze-Tal-Werte der Vorschubkraft \tilde{F}_f über dem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R . Demnach unterscheiden sich die Passivkräfte an den Messpositionen P_E und P_F beim größten untersuchten Vorbearbeitungsdurchmesser d_R am wenigsten.

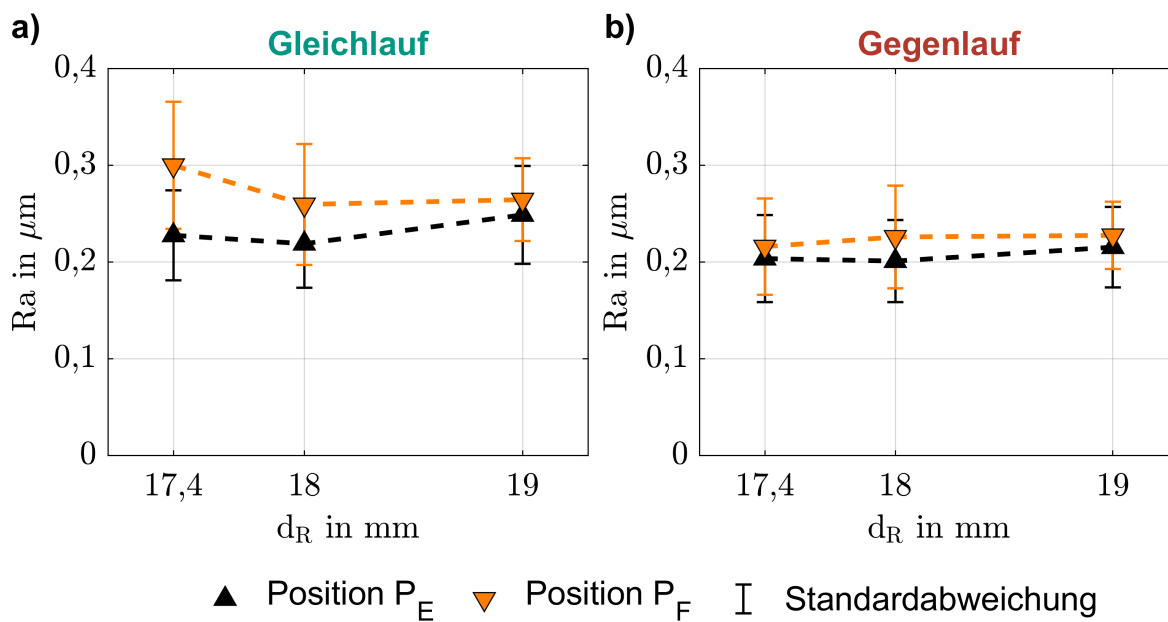
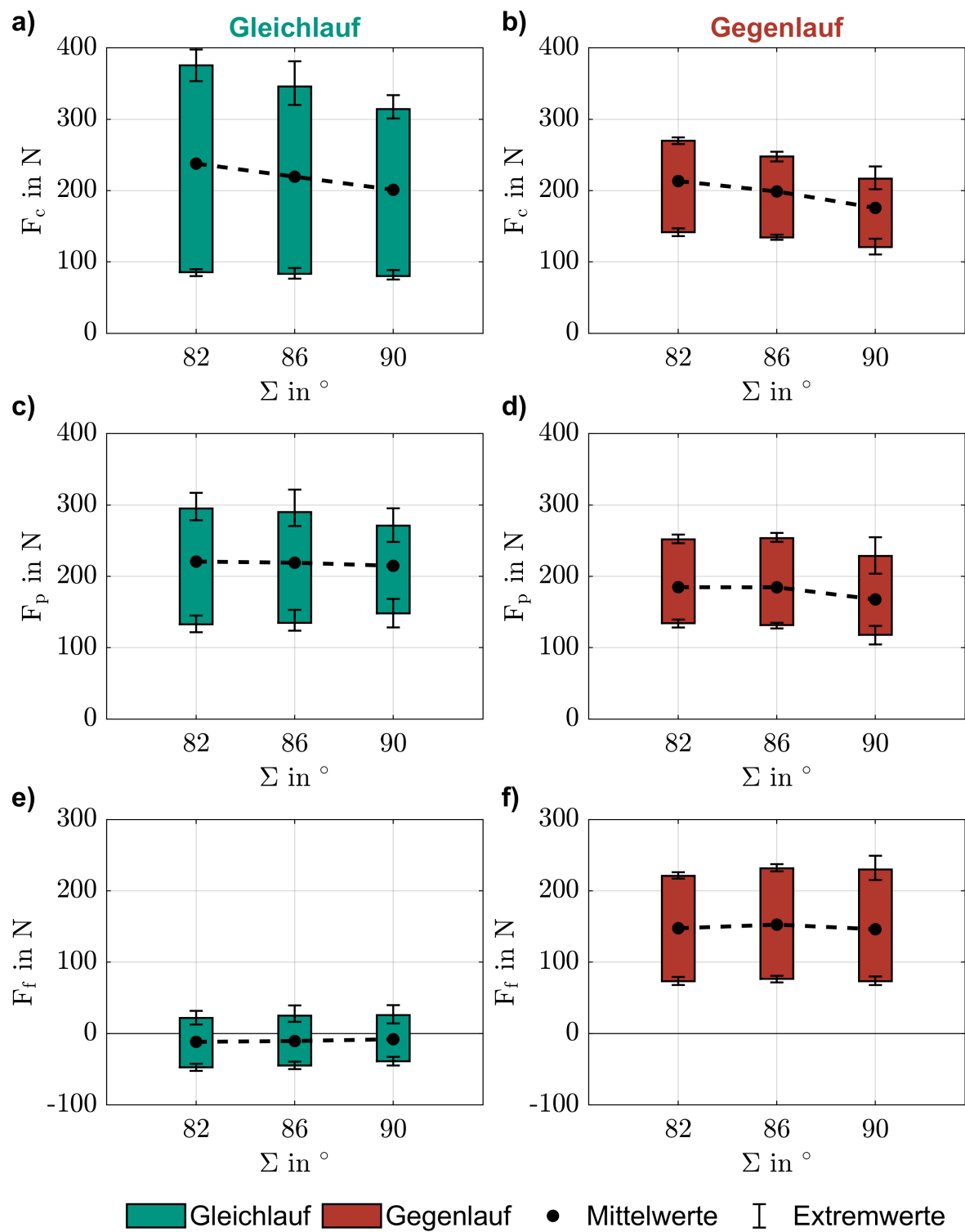


Abbildung 7.6: Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf die Oberflächenrauheit (Referenz $d_R = 18$ mm).

7.1.3 Einfluss des Achskreuzwinkels

Mit zunehmendem Achskreuzwinkel Σ sind sowohl im GL als auch im GG abnehmende mittlere Schnittkräfte \bar{F}_c zu beobachten (A_Vollmer 2024), siehe Abbildung 7.7 a) und b). Die Steigung unterscheidet sich dabei in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung nicht. Auch die Spitze-Tal-Werte der Schnittkräfte \tilde{F}_c sinken mit zunehmendem Achskreuzwinkel Σ , wobei die Abnahme im GL gegenüber dem GG mehr als doppelt so stark ausgebildet ist. Diese Beobachtungen lassen sich mit den simulativ ermittelten Ergebnissen in Verbindung bringen, wonach der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ mit zunehmendem Achskreuzwinkel Σ ansteigt und so die Werkzeugbelastung verringert wird. Auf die Mittelwerte der Passivkraft \bar{F}_p hat eine Verringerung des Achskreuzwinkels Σ im GG tendenziell eine ähnliche Wirkung wie auf die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c . Dies ist im GL

Abbildung 7.7: Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Prozesskräfte (Referenz $\Sigma = 90^\circ$).

nicht zu beobachten, siehe Abbildung 7.7 c) und d). Bei dieser Werkzeugdrehrichtung steigt der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p jedoch mit sinkendem Achskreuzwinkel Σ an, wobei die Extremwerte in vergleichbarer Weise schwanken, wie im Referenzprozess. Im GG hingegen ist die Schwankung der Extremwerte für einen Achskreuzwinkel von $\Sigma \in \{82^\circ; 86^\circ\}$ gegenüber dem Referenzprozess sichtlich erhöht ist. Verglichen mit der Schnittkraft F_c und der Passivkraft F_p sind die Auswirkungen einer Anpassung des Achskreuzwinkels für die Vorschubkraft F_f am geringsten. Im GL ist kein nennenswerte Einfluss zu beobachten, siehe Abbildung 7.7 e). Auch im GG bleiben die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f und die Spitze-Tal-Werte der Vorschubkraft \tilde{F}_f weitgehend konstant, siehe Abbildung 7.7 f).

Ein Abgleich der Geometrie erscheint vor dem Hintergrund der Validierung der Simulation zwar sinnvoll. Dieser ist angesichts der geringen, auf Basis der Simulation zu erwartenden, geometrischen Auswirkungen in Verbindung mit den im Experiment auftretenden, hohen Abweichungen jedoch nicht zielführend. Auf eine Darstellung des Einflusses des Achskreuzwinkels Σ auf die Bauteilgeometrie wird daher verzichtet. Darüber hinaus besteht kein nennenswerter Einfluss des Achskreuzwinkels Σ auf die R_a -Werte der hergestellten Bauteiloberflächen (A_Vollmer 2024). Allerdings ist ein deutlicher Einfluss auf die Topographie und den Topographiewinkel ζ zu beobachten, siehe Abbildung 7.8. Mit abnehmendem Achskreuzwinkel Σ steigt der Topographiewinkel ζ demnach im GL an beiden Messpositionen. Wie im Referenzprozess ist der Topographiewinkel ζ in diesem Fall an der Flanke niedriger als an der Ecke. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung bei einem Achskreuzwinkel von $\Sigma \neq 90^\circ$ wechselt der Topographiewinkel ζ für eine gegebene Messposition im untersuchten Parameterraum analog zum Referenzprozess das Vorzeichen. Es kommt dabei in Abhängigkeit vom Achskreuzwinkel Σ jedoch zu unterschiedlichen Beträgen, siehe Abbildung 7.8 c) und d). Ein Erklärungsansatz ist die Beeinflussung der Richtung der Relativgeschwindigkeit v_e durch den Achskreuzwinkel Σ . Der oben diskutierte Ansatz zur Berechnung des Topographiewinkels ζ (vgl. Kapitel 5.3) ist für einen Achskreuzwinkel von $\Sigma \neq 90^\circ$ entsprechend nicht gültig.

Neben dem Topographiewinkel ζ zeigen die Falschfarbendarstellungen der hergestellten Bauteil-Topographie in Abbildung 7.8 keine Anzeichen für eine Kollision mit der Freifläche des Werkzeugs. Derlei Hinweise sind auf Basis der simulativen Ergebnisse zwar auch nicht zu erwarten. Jedoch nimmt der minimale Freiwinkel $\check{\alpha}_{\min}$ für einen Achskreuzwinkel von $\Sigma < 90^\circ$ im GG ab, wobei die kritische Grenze von 0° im untersuchten Wertebereich des Achskreuzwinkels nicht unterschritten wird. Die unversehrten,

charakteristischen Bauteiloberflächen sind daher als weiterer Indikator für die Validität der Prozesssimulation zu werten.

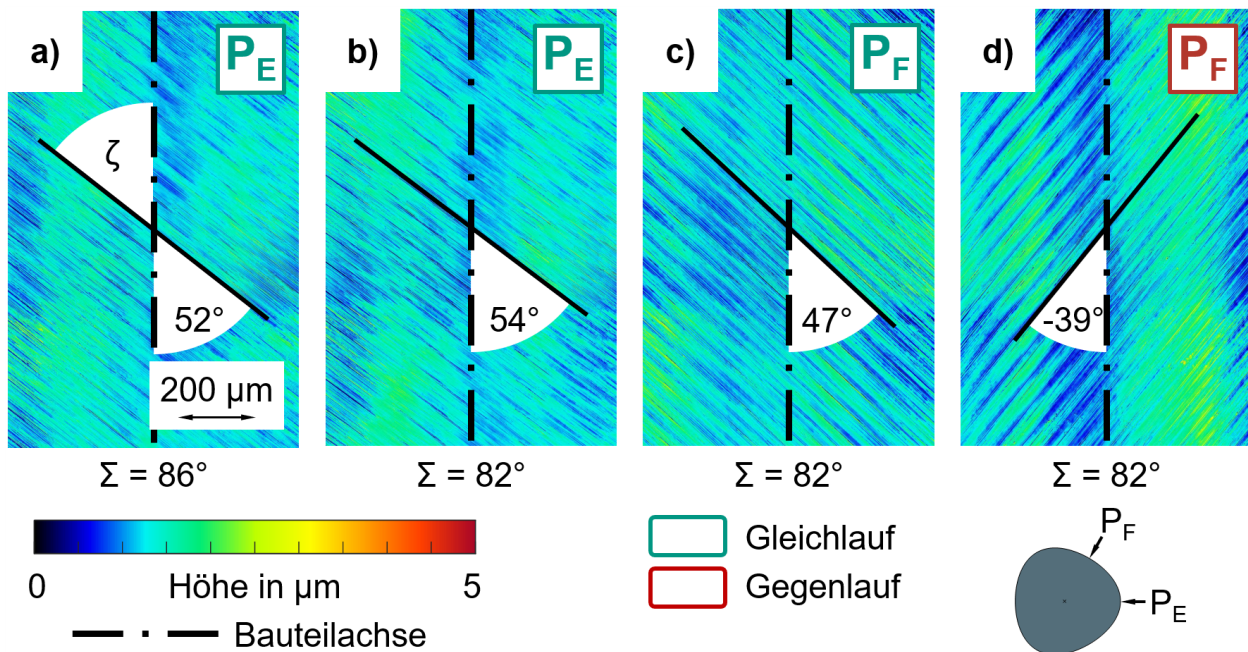


Abbildung 7.8: Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Topographie der Bauteiloberflächen (Referenz-Werte bei $\Sigma = 90^\circ$ im GL: $\zeta_E = 50^\circ$; $\zeta_F = 43^\circ$).

7.1.4 Einfluss des Werkstoffs

Ein in der oben beschriebenen geometrischen Durchdringungsrechnung bislang nicht simulativ untersuchbarer Einfluss auf das Rotationsunrunddrehen ist der des Werkstoffs. Aufgrund der im Vergleich mit den anderen untersuchten Werkstoffen hohen technischen Relevanz von 42CrMo4 sind die folgenden Ergebnisse hinsichtlich Prozesskräfte und Bauteilgeometrie auf diesen Werkstoff und den Referenzfall beschränkt.

Im Vergleich zu Ti6Al4V ist beim Rotationsunrunddrehen von 42CrMo4 ein von der Werkzeugdrehrichtung nahezu unabhängiger Anstieg der mittleren Schnittkraft \bar{F}_c von etwa 18 % zu beobachten, siehe Abbildung 7.9 a). Dabei ist der Spitze-Tal-Wert der Schnittkraft \tilde{F}_c im GL annähernd konstant, während der Wert im GG um etwa 10 % abnimmt. Eine deutliche Veränderung tritt bei einem Werkstoffwechsel zu 42CrMo4 auch für die Passivkraft F_p ein, siehe Abbildung 7.9 b). Im GL reduziert sich die mittlere Passivkraft \bar{F}_p um mehr als 19 % und im GG halbiert sich der Wert nahezu. Weiterhin nimmt der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p im Vergleich zur Bearbeitung von Ti6Al4V im GG um gut 32 % ab.

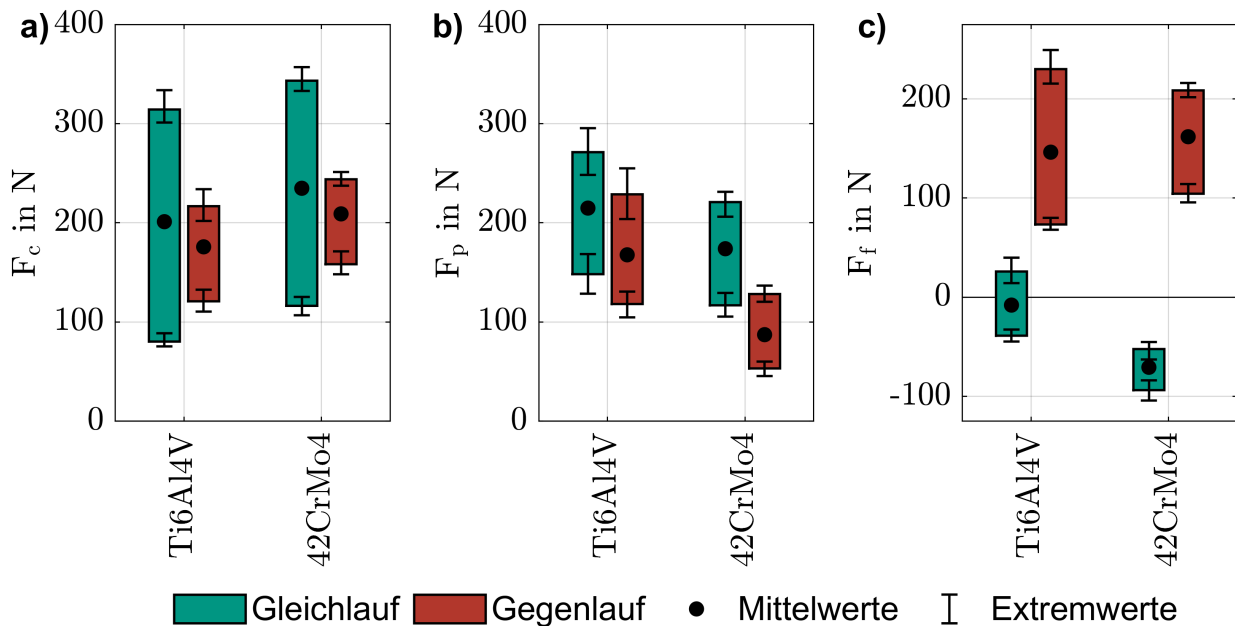


Abbildung 7.9: Einfluss des Werkstoffs auf die Prozesskräfte am Beispiel 42CrMo4 (Referenz Ti6Al4V).

Sinkende Spitze-Tal-Kräfte, die mit einem Werkstoffwechsel einhergehen, sind auch in Vorschubrichtung zu beobachten, siehe Abbildung 7.9 c). Die Beträge von \bar{F}_f steigen dabei unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung an. Im Gegensatz zum Rotationsunrunddrehen von Ti6Al4V wird die Werkzeugmaschine im GL in Vorschubrichtung dadurch nicht mehr wechselnd, sondern analog zum GG schwellend belastet.

Die charakteristischen geometrischen Kennwerte sind in Abbildung 7.10 dargestellt. Demnach ergeben sich bei einem Werkstoffwechsel und ansonsten identischen Prozessparametern im Fall von 42CrMo4 deutlich geringere und auch betragsmäßig kleinere Abweichungen. Die mittlere Abweichung $\bar{\Delta}_2$ ändert das Vorzeichen, was bedeutet, dass die Bauteile aus 42CrMo4 tendenziell etwas zu klein sind. Die beste Geometrietreue gemessen an der Formabweichung des Linienprofils t_{LP} wird im GL erreicht. Die Genauigkeit wird nach DIN EN ISO 286-1 vom Grundtoleranzgrad IT12 im Fall von Ti6Al4V auf den Grad IT9 im Fall von 42CrMo4 signifikant verbessert¹.

Die Verkleinerung der Abweichungen kann mit den reduzierten mittleren Passivkräften \bar{F}_p in Verbindung gebracht werden. Die Passivkraft verursacht eine Betriebsverlagerung entlang des Achsabstands a (vgl. Kapitel 5.2). Mit sinkenden Passivkräften F_p reduziert sich die Fehlstellung des Werkzeugs. Die Wirkung auf die Bauteilgeometrie

¹Der Grundtoleranzgrad wurde anhand der Maximalwerte ausgewertet.

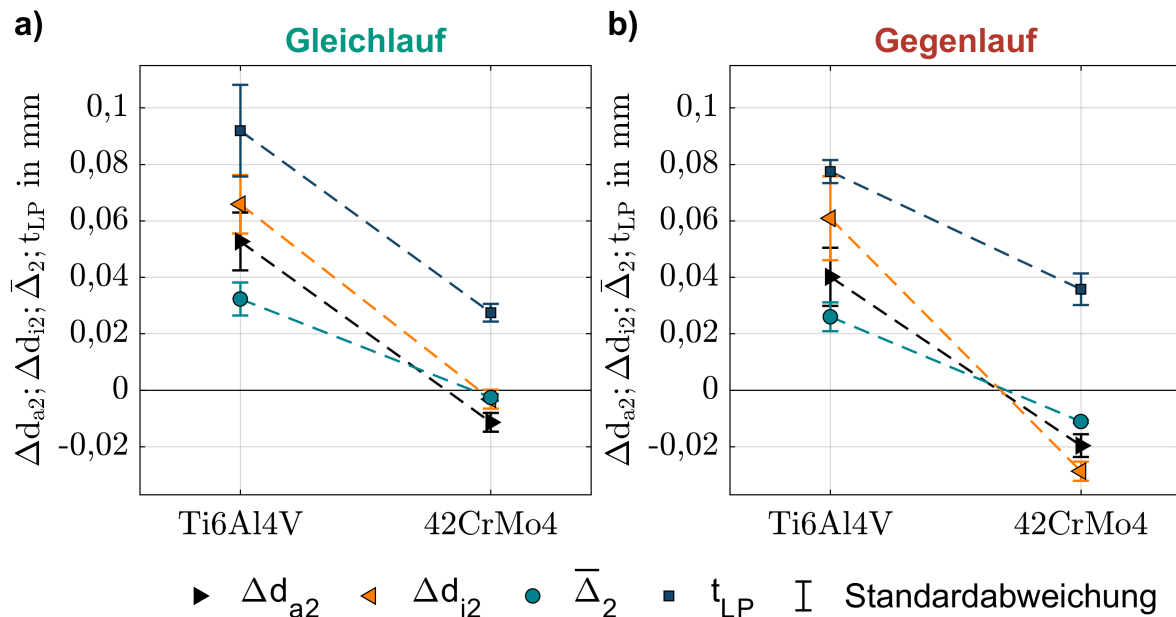


Abbildung 7.10: Einfluss des Werkstoffs auf die Bauteilgeometrie am Beispiel 42CrMo4 (Referenz Ti6Al4V).

ist dabei vergleichbar mit einer Veränderung der Werkzeugposition in Y-Richtung (vgl. Kapitel 6.1.5). Im GL führt die Verringerung der mittleren Passivkraft \bar{F}_p beim Werkstoffwechsel auf 42CrMo4 zur beinahe vollständigen Kompensation der Abweichungen und damit zu einer niedrigen Formabweichung t_{LP} -Wert. Im GG fällt die Reduktion der mittleren Passivkraft \bar{F}_p beim Werkstoffwechsel auf 42CrMo4 größer aus und sorgt gewissermaßen für eine Überkompensation der im Fall von Ti6Al4V ohnehin kleineren Abweichungen. In der Folge ist die Formabweichung des Linienprofils t_{LP} im GG für 42CrMo4 größer als im GL.

Ein Werkstoffwechsel hat erhebliche Auswirkungen auf die R_a -Werte der durch Rotationsunrundrehen hergestellten Bauteiloberflächen, siehe Abbildung 7.11. Analog zum Referenzprozess unterscheiden sich die gemessenen Werte in Abhängigkeit von der Messposition, wobei die Rauheit an den Ecken der Bauteile für einen jeweiligen Werkstoff stets geringer ist, als an den Flanken. Zudem werden die kleineren R_a -Werte jeweils im GG gemessen, wobei der Werkstoff 100Cr6 die geringsten Messwerte aufweist.

Vergleichsweise hohe R_a -Werte mit großen Standardabweichungen sind im GL für 42CrMo4 zu beobachten. Die Oberflächen dieser Proben sind gegenüber den übrigen mit bloßem Auge aufgrund ihrer matten Erscheinung differenzierbar. Ein Vergleich der entstandenen Späne gibt keinen Anhaltspunkt zur Erklärung. Als Grund für die starken Unterschiede infolge der Umkehr der Werkzeugdrehrichtung wird daher das

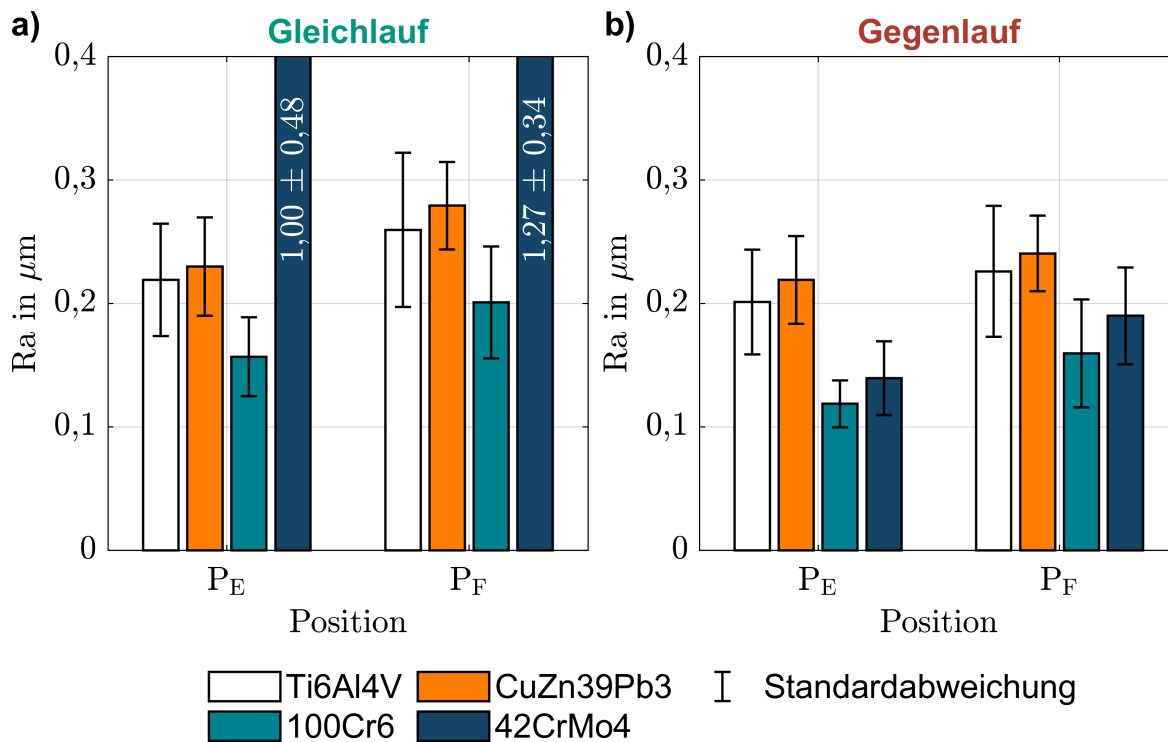


Abbildung 7.11: Einfluss des Werkstoffs auf die Oberflächenrauheit (Referenz Ti6Al4V).

Kollektiv der vorliegenden lokalen Prozessbedingungen vermutet. Aus der Literatur ist bekannt, dass negative Spanwinkel γ bei der Drehbearbeitung von vergütetem Stahl zu gesteigerter Rauheit führen können (Tirlangi & Saravanan et al. 2022). Zwar wird der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ beim Rotationsunrunddrehen unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung erreicht (vgl. Kapitel 5.1). Im GL erfolgt dies jedoch gemeinsam mit hohen Spannungsdicken h , während der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ im GG bei moderaten Spannungsdicken h wirkt.

7.1.5 Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung

Die simulativen Untersuchungen zur Adaption der Prozesskinematik bei gegebener Werkzeugkontur haben gezeigt, dass die Anpassung der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m einen einfachen Weg darstellt, die Bauteilgeometrie verzerrungsarm zu verändern. Daher wird diese Möglichkeit im Folgenden experimentell mit dem Ziel untersucht, die Bauteilgeometrie bei gegebener Werkzeugkontur zu korrigieren. In einem ersten Ansatz wird dazu der Achsabstand in y_m -Richtung in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung um $\bar{\Delta}_2$ aus den unkorrigierten Prozessen reduziert. Aufgrund der entsprechend kleinen Änderungen von y_m um $-0,032\text{ mm}$ im GL und $-0,026\text{ mm}$ im GG, ändern sich die lokalen Prozesskenngrößen gemäß der simulativen Ergebnisse nur sehr wenig. Daher

sind keine Auswirkungen auf die Prozesskräfte und Bauteiloberflächen im Vergleich zum Referenzprozess zu beobachten.

Die Auswirkungen der Korrektur-Strategie sind in Abbildung 7.12 dargestellt. Demnach verbessert sich die Geometrietreue der hergestellten Bauteile im Vergleich zum Referenzprozess deutlich. Gemessen an den Maximalwerten von t_{LP} kann der Grundtoleranzgrad nach DIN EN ISO 286-1 im GL um zwei und im GG um eine Stufe verbessert werden. Die mittleren Abweichungen $\bar{\Delta}_2$ erreichen dabei Werte nahe der Nulllinie, was die Wirkungsweise der Korrektur-Strategie zeigt.

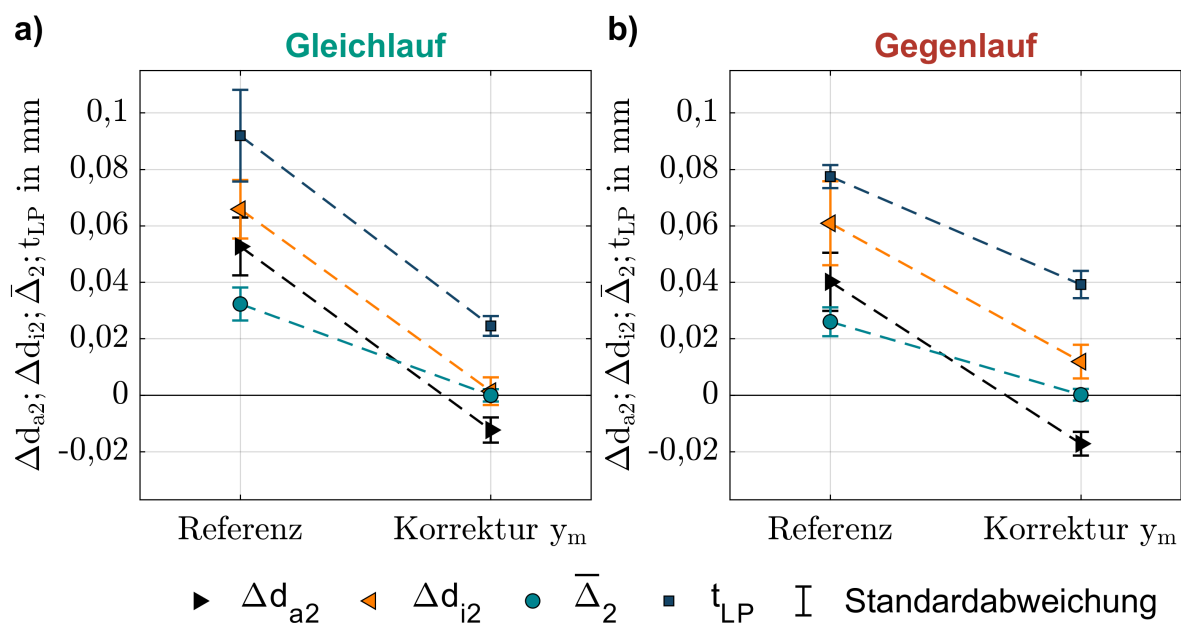


Abbildung 7.12: Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf die Bauteilgeometrie. Die Korrektur-Werte entsprechen den jeweiligen $\bar{\Delta}_2$ aus dem Referenzprozess.

7.1.6 Zweistufige Bearbeitungsstrategie

Im Vergleich zum einstufigen Referenzprozess verändern sich die Prozesskräfte beim Schlichten deutlich. Abbildung 7.13 zeigt einen Vergleich für die beiden die Bauteilgeometrie und die Oberflächenrauheit bestimmenden Prozessschritte. Demnach ist die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c beim Schlichten nahezu unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung, was einer Reduktion zwischen 75 % (GL) und 73 % (GG) im Vergleich zum Referenzprozess entspricht. In Übereinstimmung mit der Simulation ist dies mit niedrigeren Spannungsdicken h im Schlicht-Prozess erklärbar. Ebenso drastisch sind auch die Unterschiede in den Spitze-Tal-Werten der Schnittkraft \tilde{F}_c , wobei der Wert im GG um 65 % und im GL um beinahe 83 % fällt. Damit ist trotz des im Vergleich zum

Referenzprozess deutlich homogenen lokalen Bearbeitungsaufmaßes dennoch ein periodisches Kraftsignal zu beobachten, was zur weiterhin bestehenden, simulativ ermittelten Variation der Spanungsdicke h passt. Eine kleinere Streubreite der Extremwerte zeigt dabei eine gegenüber dem Referenzprozess erhöhte Reproduzierbarkeit an.

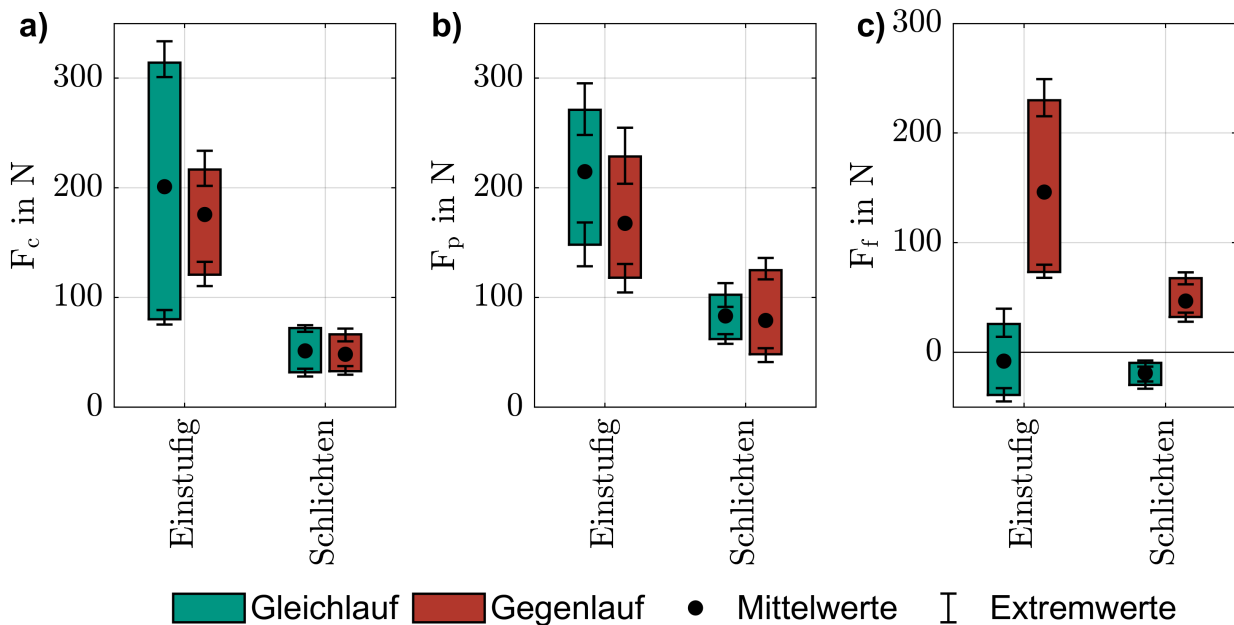


Abbildung 7.13: Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Prozesskräfte (Referenz Einstufig).

Ein ähnliches Bild zeigt sich für die Passivkräfte F_p . Auch hier reduzieren sich die Mittelwerte und Spitze-Tal-Werte in Abhängigkeit der Werkzeugdrehrichtung signifikant, wobei die Auswirkungen im GL gegenüber dem GG gravierender sind. Im Schlichtprozess ist die mittlere Passivkraft \bar{F}_p im GL zwar um ca. 5 % im Vergleich zum GG erhöht, allerdings liegt der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p nur etwa bei der Hälfte. Geringere Spitze-Tal-Werte gegenüber der Referenz sind ebenfalls für die Vorschubkräfte F_f zu beobachten. Dies führt dazu, dass die Werkzeugmaschine beim Schlichten in Vorschubrichtung unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung nur schwelend belastet wird. Im GL ändert sich die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f kaum, während der Wert im GG gegenüber dem Referenzprozess um 68 % abnimmt.

Mit der untersuchten zweistufigen Bearbeitungsstrategie kommt es gegenüber dem Referenzprozess unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung zu einer deutlichen Verbesserung der Geometrietreue der hergestellten Bauteile, siehe Abbildung 7.14. Die Abweichungen werden infolge der gesunkenen Mittelwerte und Spitze-Tal-Werte der Passivkraft F_p wesentlich reduziert. Darüber hinaus nimmt auch die Standardabwei-

chung der geometrischen Abweichungen Δd_{a2} , Δd_{i2} und $\bar{\Delta}_2$ sichtbar ab, was auf eine verbesserte Reproduzierbarkeit der hergestellten Bauteilgeometrie hindeutet. Gemessen an der Formabweichung des Linienprofils t_{LP} wird im GL eine um etwa $1 \mu\text{m}$ bessere Geometrietreue erreicht, obwohl der Betrag der Abweichung am Pferchkreis-durchmesser Δd_{i2} in diesem Fall etwas höher als im GG ausfällt.

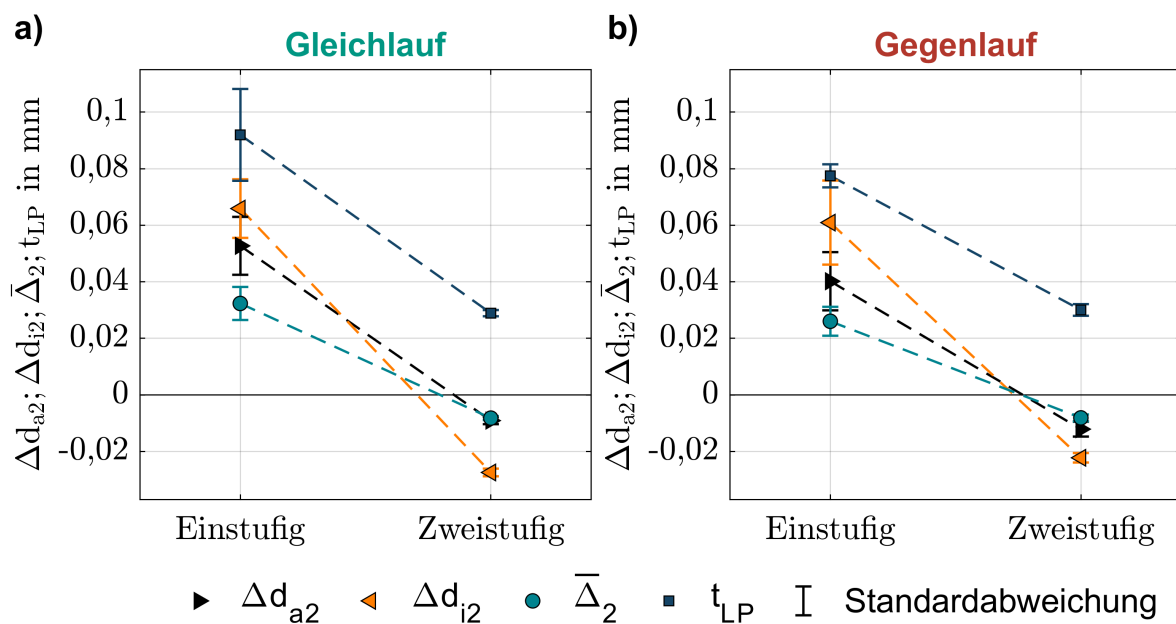


Abbildung 7.14: Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Bauteilgeometrie (Referenz Einstufig).

Bei der zweistufigen Bearbeitungsstrategie sind die mittleren Abweichungen für beide Werkzeugdrehrichtungen identisch und mit $\bar{\Delta}_2 = -0,008 \text{ mm}$ von Null verschieden. In Anlehnung an Kapitel 7.1.5 ergibt sich damit ein Potential zur weiteren Verbesserung der Geometrietreue durch zusätzliche Korrektur der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m . Tatsächlich kann der Grundtoleranzgrad nach DIN EN ISO 286-1 dadurch bei der zweistufigen Bearbeitungsstrategie sowohl im GL als auch im GG auf den Grad IT8 verbessert werden, siehe Abbildung 7.15. Dies bedeutet im Vergleich zum einstufigen, unkorrigierten Referenzprozess eine Verbesserung um mindestens drei IT-Grade. Gegenüber dem korrigierten Referenzprozess stellt sich eine Verbesserung von einem Grad im GL und von zwei Graden im GG ein.

Ein Vergleich der R_a -Werte in Abhängigkeit der Bearbeitungsstrategie, der Messposition und der Werkzeugdrehrichtung ist in Abbildung 7.16 dargestellt. Demnach ist analog zum Referenzprozess auch bei der zweistufigen Bearbeitungsstrategie im GG eine geringere Oberflächenrauheit zu beobachten als im GL. Ebenso sind die Werte an

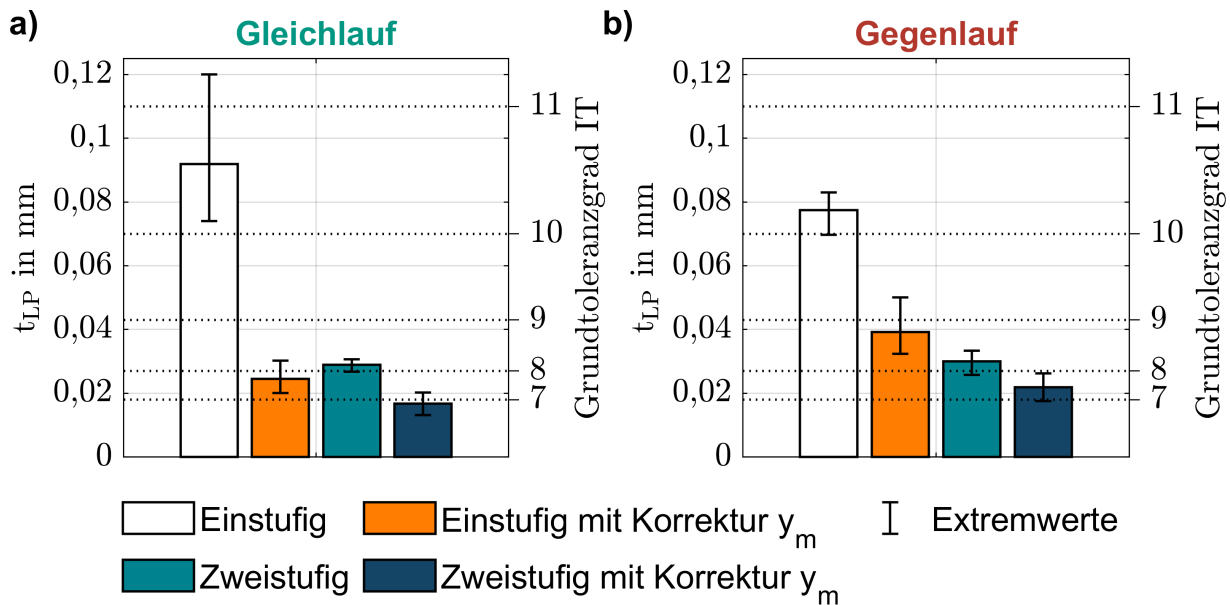


Abbildung 7.15: Übersicht der erreichten Geometrietreue in Abhängigkeit der Strategie (Referenz Einstufig). Grundtoleranzgrad nach DIN EN ISO 286-1.

der Ecke des Bauteils niedriger als an der Flanke. Darüber hinaus zeigt sich, dass die zweistufige Bearbeitungsstrategie im GG beinahe keine Veränderung der Oberflächenrauheit gegenüber dem Referenzprozess bewirkt, wohingegen im GL eine Erhöhung der R_a -Werte zu beobachten ist. Einen möglichen Erklärungsansatz bieten die vorliegenden lokalen Prozesskenngrößen in Verbindung mit einem Unterschreiten der Mindestspanungsdicke. Mit abnehmendem Spanwinkel γ nimmt die Mindestspanungsdicke zu (Albrecht 1960), sodass kleine Spanungsdicken h bei negativen Spanwinkeln γ eine erhöhte Oberflächenrauheit begünstigen. Die Simulation zeigt, dass der minimale Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ im GL und GG identisch ist, wenngleich der Wert an unterschiedlichen Winkellagen wirkt. Beim Schlichten ist die Spanungsdicke h gegenüber dem Referenzprozess stark verringert, wobei die Extrema \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} verschoben in den Bereich der Ecken und Flanken des Werkzeugs auftreten. Damit liegt beim Schlichten im GL keine örtliche Lastkonzentration vor, wie es beim Referenzprozess der Fall ist. Auch die beschriebenen, geringen Unterschiede hinsichtlich der Schnittkraft F_c deuten auf ein ähnliches Belastungsregime im GL und GG hin. Zusammenfassend widersprechen vorstehende Gründe damit der These vom Unterschreiten der Mindestspanungsdicke im GL mehr, als sie diese unterstützen.

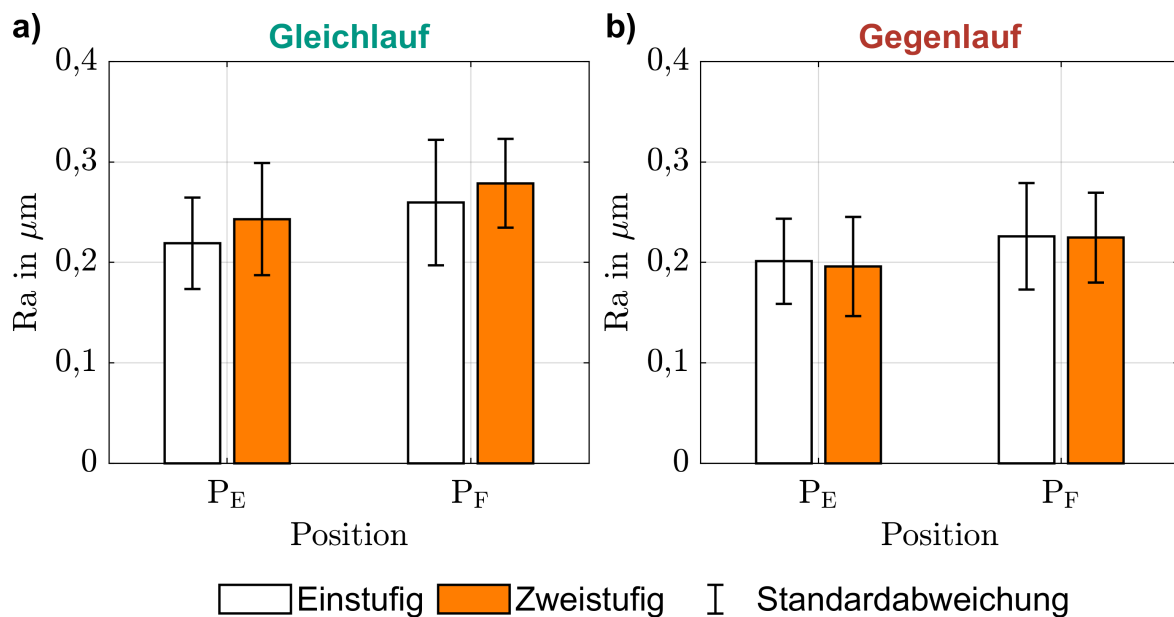


Abbildung 7.16: Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Oberflächenrauheit (Referenz Einstufig).

7.2 Einflussanalyse mit Neuberechnung der Werkzeugkontur

Ähnlich der simulativen Untersuchungen wird innerhalb der folgenden experimentellen die Werkzeugkontur variiert. Vor diesem Hintergrund können keine allgemeingültigen Trends bezüglich der Bauteilgeometrie abgeleitet werden. Grund dafür ist die beim Rotationsunrunddrehen hochgradige Abhängigkeit der Bauteilgeometrie von der Werkzeugkontur. Es ist davon auszugehen, dass die tatsächlichen Werkzeugkonturen durch eine begrenzte Fertigungsgenauigkeit bei der Werkzeugherstellung stochastisch von den berechneten abweichen. Aufgrund der Komplexität der Werkzeuge ist eine messtechnische Charakterisierung der tatsächlichen Kontur mit der erforderlichen Genauigkeit nicht möglich. Aus vorstehenden Gründen wird daher innerhalb dieses Kapitels auf eine detaillierte Darstellung der Ergebnisse aus den Geometriemessungen verzichtet. Nichtsdestotrotz wurden die hergestellten Bauteile geometrisch vermessen und die Kennwerte mit denen des Referenzprozesses abgeglichen, um eine Vergleichbarkeit der übrigen Versuchsergebnisse sicherzustellen.

7.2.1 Einfluss des Werkzeugdurchmessers

Abbildung 7.17 zeigt die auftretenden Prozesskräfte in Abhängigkeit des Werkzeugdurchmessers d_{a0} und der Werkzeughrehrichtung. Im GL ist für die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c eine leicht fallende Tendenz mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} zu beobachten,

während die Werte im GG weitgehend konstant sind. Umgekehrt verhält es sich bei den Spitze-Tal-Werten der Schnittkraft \tilde{F}_c , welche im GL nahezu unabhängig vom Werkzeugdurchmesser d_{a0} sind und im GG mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} anwachsen. Entsprechend ergibt sich für das kleine Werkzeug im GG der geringste Spitze-Tal-Wert, der im Vergleich zum GL um mehr als den Faktor drei reduziert ist. Aus der Simulation ist bekannt, dass die Spanungsdicke h mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} fällt. Dies passt zur Tendenz der mittleren Schnittkraft \bar{F}_c im GL, widerspricht jedoch der Beobachtung im GG. Ein Widerspruch hinsichtlich der Schnittkraft F_c besteht auch mit den oben erwähnten Ergebnissen aus dem ADRT-Verfahren. Mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} wächst der kinematische Neigungswinkel λ_k in Anlehnung zu den RTs (vgl. Kapitel 6.4). Im ADRT-Verfahren hatten (Harun & Shibasaka et al. 2008) von zunehmenden Schnittkräften F_c im GL und abnehmenden Schnittkräften F_c im GG jeweils mit steigendem kinematischen Neigungswinkel λ_k respektive d_{a0} berichtet.

Eine durchweg steigende Tendenz mit wachsendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} ist für die mittlere Passivkraft \bar{F}_p und den Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p zu beobachten, siehe Abbildung 7.17 c) und d). Dabei sind die jeweiligen Werte und die Steigungen des Spitze-Tal-Werts \tilde{F}_p für beide Werkzeugdrehrichtungen vergleichbar. Analog zu den bisherigen Ergebnissen ist die mittlere Passivkraft \bar{F}_p für einen gegebenen Parametersatz im GG stets niedriger, wobei die Beträge aus dem GL zwischen 25 % und 44 % unterschritten werden. Die niedrigsten Passivkräfte F_p treten somit beim kleinen Werkzeug im GG auf. Ein Abgleich mit dem ADRT-Verfahren zeigt im GL eine übereinstimmende Entwicklung hinsichtlich der Passivkräfte F_p . Im GG widersprechen sich die Ergebnisse, was auf unterschiedliche Spanungsquerschnitte A zurückgeführt wird.

Vollkommene Übereinstimmung mit den von (Harun & Shibasaka et al. 2008) für das ADRT-Verfahren beschriebenen Ergebnissen herrscht für die Entwicklung der Vorschubkraft F_f über dem Werkzeugdurchmesser d_{a0} bzw. dem kinematischen Neigungswinkel λ_k . Mit zunehmendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} fällt die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f im GL und steigt im GG, siehe Abbildung 7.17 e) und f). Dies lässt sich mit der steigenden Gleitgeschwindigkeit v_s in Verbindung bringen, welche zunehmende Reibung entlang der Vorschubrichtung bewirkt. Dabei ist die Richtung der Reibungskraft abhängig von der Werkzeugdrehrichtung, wodurch eine Bewegung entlang der Vorschubrichtung unterstützt bzw. behindert wird (vgl. Kapitel 5.2). Ein ausgeprägter Einfluss des Werkzeugdurchmessers d_{a0} ist zudem auf den Spitze-Tal-Wert der Vorschubkraft \tilde{F}_f zu beobachten. Mit steigendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} nimmt der Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_f demnach im

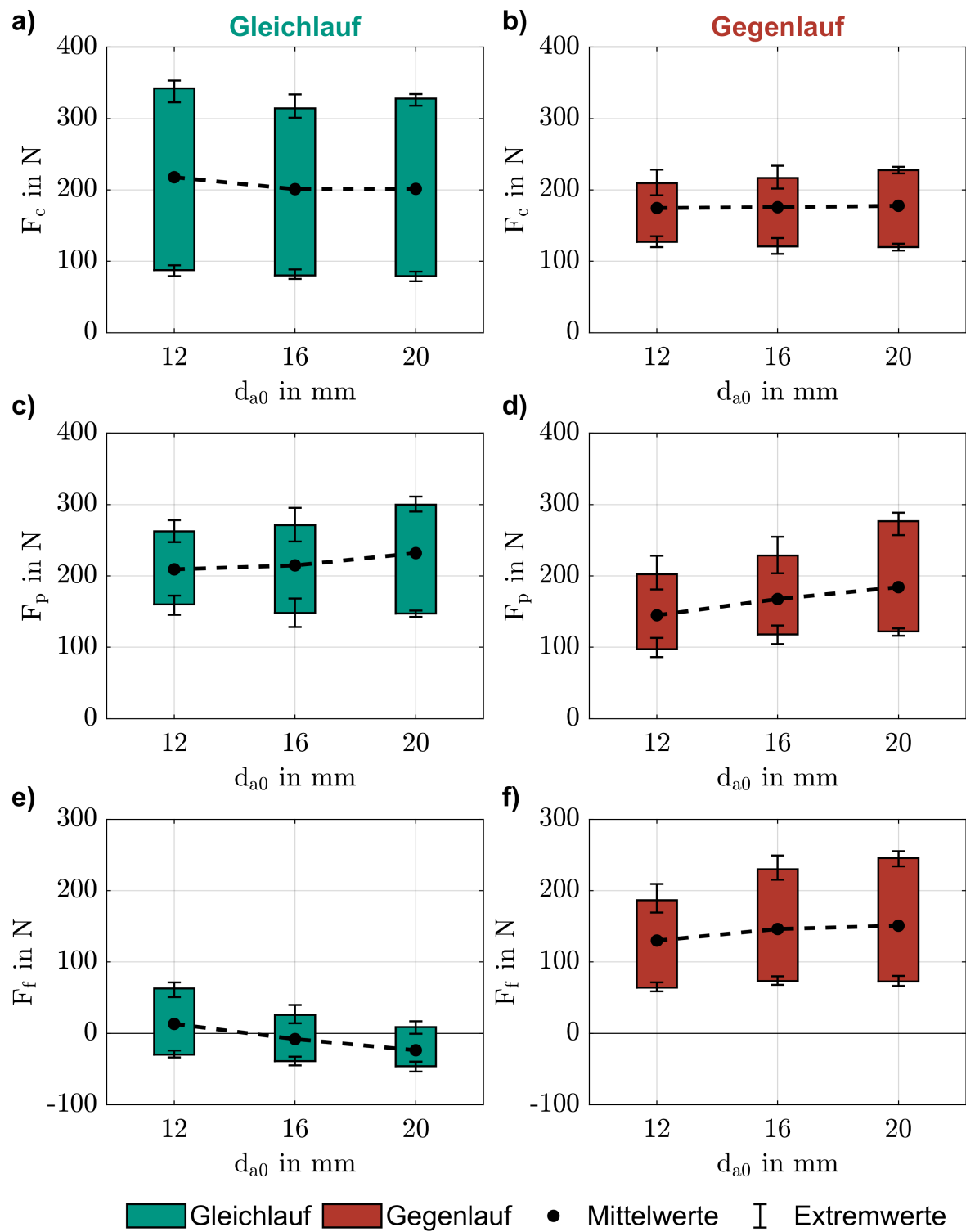


Abbildung 7.17: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Prozesskräfte (Referenz $d_{a0} = 16$ mm).

GL ab und im GG zu. Beim großen Werkzeug hat die Werkzeugdrehrichtung damit den größten Einfluss auf die Vorschubkraft F_f .

Die Oberflächenrauheit nimmt mit wachsendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} zu, siehe Abbildung 7.18. Die Steigung ist dabei unter Berücksichtigung der Standardabweichungen im GL und GG, sowie für beide charakteristischen Messpositionen in etwa identisch. Analog zum Referenzprozess sind die R_a -Werte an der Bauteilecke für einen gegebenen Werkzeugdurchmesser stets niedriger als an der Flanke. Selbiges gilt im GG gegenüber dem GL. Entsprechend ist die Oberflächenrauheit für das kleine Werkzeug im GG am geringsten. Diese Beobachtungen korrespondieren mit der oben beschriebenen Entwicklung der Passivkräfte F_p , sodass ein Zusammenhang vermutet wird. Gleichzeitig widersprechen die Ergebnisse der kinematisch-geometrischen Reproduktion des lokal wirksamen Momentanradius des Werkzeugs r_{m0} , dessen Einfluss, wie bereits diskutiert, beim Rotationsunrunddrehen von untergeordneter Bedeutung für die Oberflächenrauheit ist.

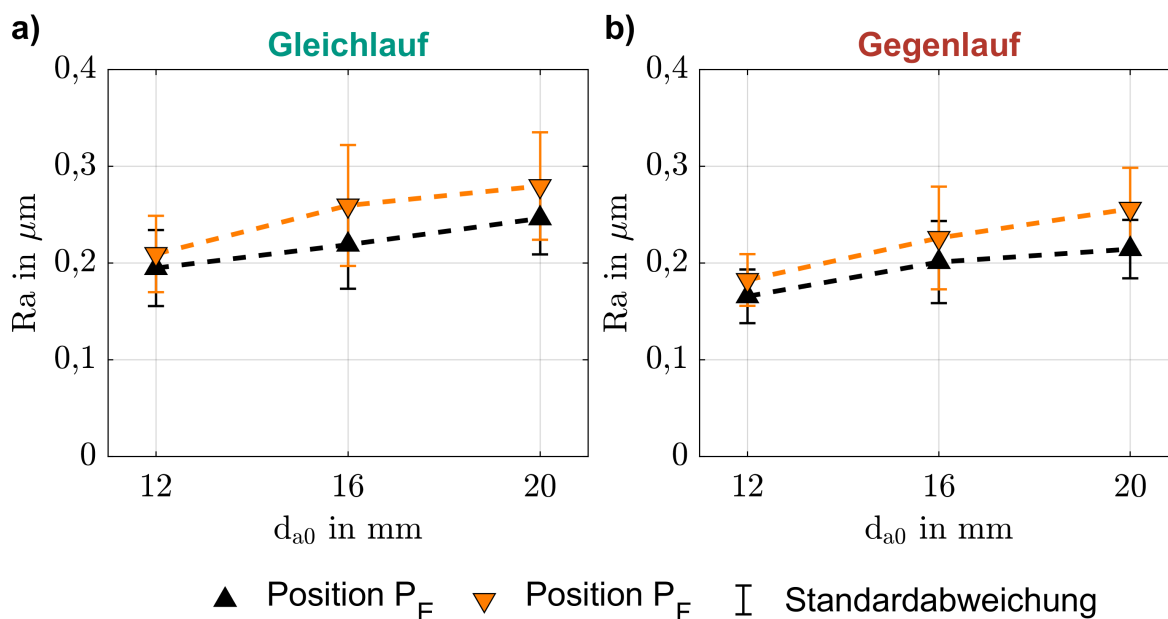


Abbildung 7.18: (Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Oberflächenrauheit (Referenz $d_{a0} = 16$ mm)).

Einen eindeutigen Einfluss hat der Werkzeugdurchmesser d_{a0} auch auf die Topographie der Bauteiloberfläche. Demnach steigt der Topographiewinkel ζ an einer gegebenen Messposition mit wachsendem Werkzeugdurchmesser d_{a0} , siehe Abbildung 7.19. Die Werte sind an der Bauteilecke größer als an der Flanke und ändern mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung das Vorzeichen. Diese Ergebnisse stimmen mit einer Genauigkeit

von etwa 99 % mit dem oben diskutierten Ansatz zur Berechnung des Topographiewinkels ζ zusammen (vgl. Kapitel 5.3).

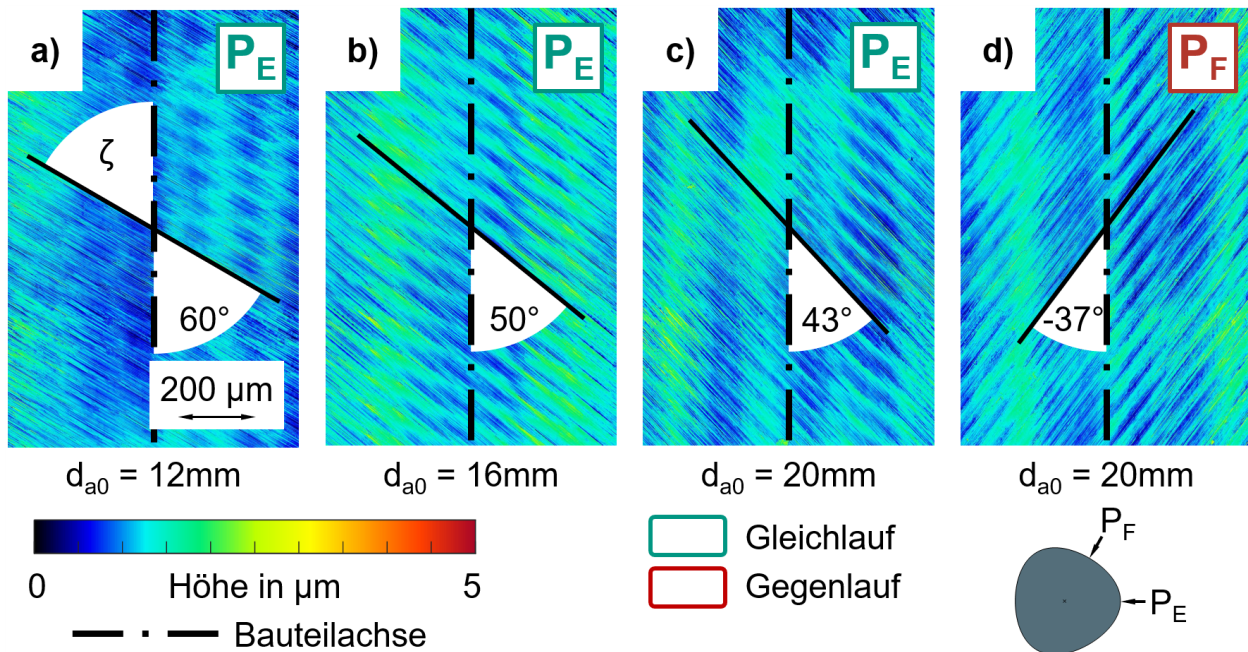


Abbildung 7.19: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Topographie der Bauteiloberflächen (Referenz $d_{a0} = 16 \text{ mm}$).

7.2.2 Einfluss des Drehzahlverhältnisses

Mit einer Vergrößerung des Drehzahlverhältnisses i sinkt die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c abhängig von der Werkzeugdrehrichtung relativ zur Referenz zwischen 2 % (GG) und 6 % (GL) ab, siehe Abbildung 7.20 a). Die Spitze-Tal-Werte der Schnittkraft \tilde{F}_c steigen dabei im GL um etwa 18 %, während im GG ein Anstieg um fast 78 % zu beobachten ist. Die Mittelwerte der Passivkraft \bar{F}_p zeigt für eine Steigerung des Drehzahlverhältnisses i die gleiche Tendenz wie die mittlere Schnittkraft \bar{F}_c , wobei die Abnahme im GG gegenüber dem GL auch hier stärker ausgeprägt ist. Gleichzeitig nimmt der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p im GL um mehr als 40 % zu. Im GG ist der Spitze-Tal-Wert der Passivkraft \tilde{F}_p hingegen beinahe unabhängig vom Drehzahlverhältnis i . Das trifft gleichermaßen auf die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f und den Spitze-Tal-Wert \tilde{F}_f zu. Demgegenüber ist im GL ein deutlicher Einfluss des Drehzahlverhältnisses i auf die Vorschubkraft F_f zu beobachten. Im Vergleich zum Referenzprozess nimmt die mittlere Vorschubkraft \bar{F}_f um den Faktor 4 ab bei zeitgleicher Reduktion des Spitze-Tal-Werts um mehr als 41 %.

Vorstehende Beobachtungen der Prozesskräfte zeigen stellenweise Ähnlichkeiten mit dem Einfluss des Werkzeugdurchmessers, was mit den simulativen Ergebnissen zusam-

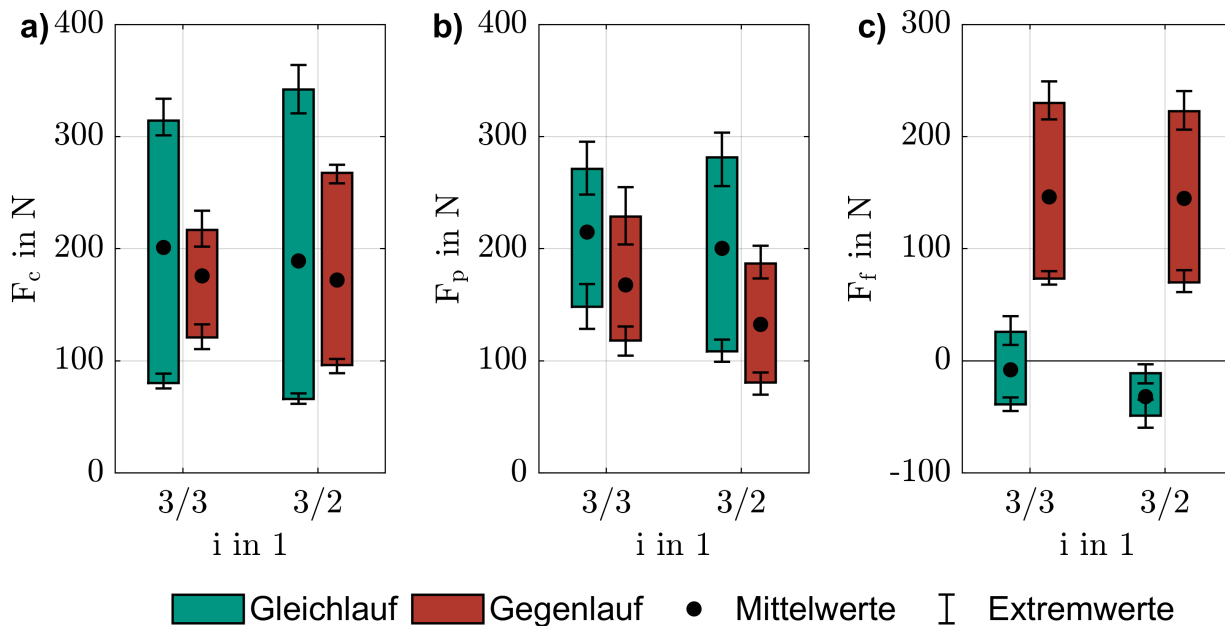


Abbildung 7.20: Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Prozesskräfte (Referenz $i = 3/3$).

menpasst. So sind die Tendenzen hinsichtlich der Schnittkraft F_c bei einer Erhöhung des Drehzahlverhältnisses i respektive des Werkzeugdurchmessers d_{a0} ähnlich, was auf eine konsistente Wirkung der Gleitgeschwindigkeit v_s auf die Schnittkraft F_c hindeutet. Selbiges gilt für die Vorschubkraft F_f , allerdings nur im GL. Konträre Entwicklungen im Vergleich zum Einfluss des Werkzeugdurchmessers d_{a0} zeigen sich hingegen für die Passivkraft F_p .

Abbildung 7.21 zeigt einen Vergleich der Oberflächenrauheit in Abhängigkeit des Drehzahlverhältnisses i , der Messposition und der Werkzeugdrehrichtung. Demnach treten für ein erhöhtes Drehzahlverhältnis i analog zum Referenzprozess jeweils höhere R_a -Werte an den Bauteilflanken als an den Ecken auf. Ebenso sind die Werte im GG tendenziell niedriger als im GL. Mit einer Steigerung des Drehzahlverhältnisses i sind ausnahmslos wachsende R_a -Werte gegenüber dem Referenzprozess zu beobachten. In dieser Hinsicht besteht demnach ebenso eine Ähnlichkeit zum Einfluss des Werkzeugdurchmessers d_{a0} . Ein Zusammenhang mit den wirksamen Passivkräften F_p wird in diesem Fall jedoch aufgrund einer gegenläufigen Entwicklung als unwahrscheinlich erachtet. Vielmehr ist die erhöhte Oberflächenrauheit auf eine im Vergleich zum Referenzprozess geänderte Abfolge der Schneideneingriffe zurückzuführen. Im Referenzprozess ist durch das Drehzahlverhältnis $i = 3/3$ jeder Bauteilecke eine Werkzeugflanke und jeder Bauteilflanke eine Werkzeugecke zugeordnet. Die Bauteiloberfläche entlang der

Bauteilachse wird deshalb stets vom identischen Abschnitt der Schneide erzeugt. Beim Drehzahlverhältnis $i = 3/2$ kommt es hingegen zu einem Alternieren der beiden die Oberfläche erzeugenden Schneidenabschnitte. Vorliegende stochastische minimale Werkzeugabweichungen bedingen dabei eine ungleichmäßige Schnittaufteilung. Im Extremfall wird die Oberfläche dadurch von nur einer Schneide erzeugt, was sich wie eine Verdopplung des Vorschubs f auf die R_a -Werte auswirkt. Dieser Zusammenhang ist beispielsweise aus dem Fräsen mit einem Messerkopf bekannt, wobei die Oberflächenrauheit der hergestellten Bauteile stark von der Positioniergenauigkeit der einzelnen Wendeschneidplatten relativ zueinander abhängt (Franco & Estrems et al. 2004).

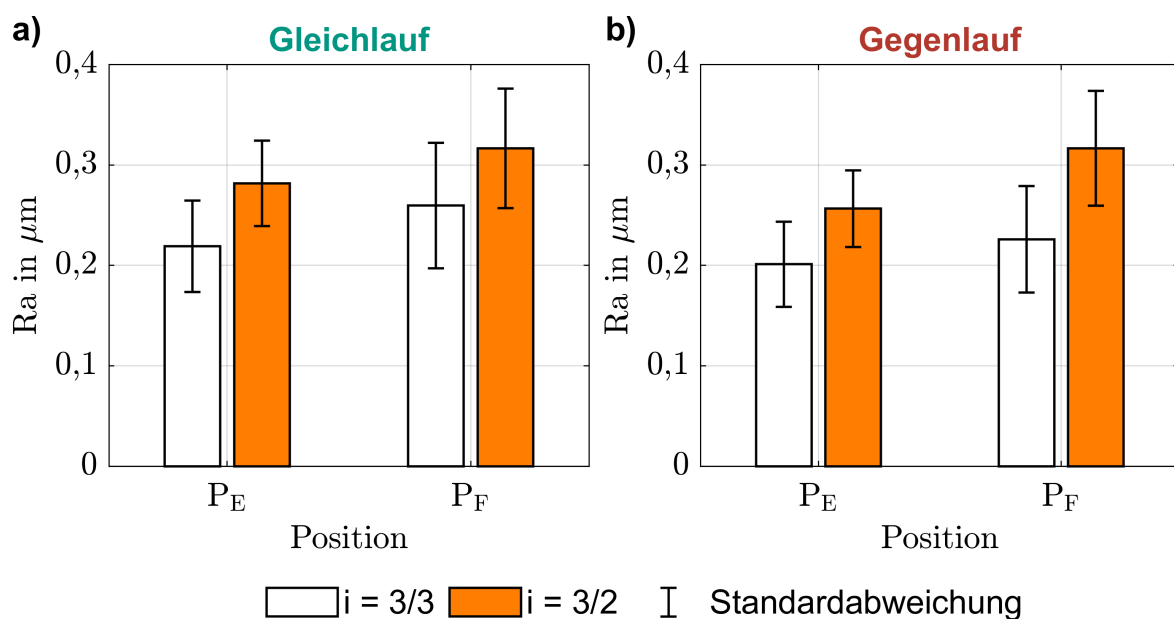


Abbildung 7.21: Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Oberflächenrauheit (Referenz $i = 3/3$).

Der Einfluss des Drehzahlverhältnisses i auf die Oberflächenrauheit zeigt sich bei näherer Betrachtung auch in der Topographie der Bauteiloberflächen, siehe Abbildung 7.22. Demnach ist für ein Drehzahlverhältnis von $i = 2/3$ eine Schachbrett-artige Textur zu beobachten. Mit zunehmendem Drehzahlverhältnis i nimmt der Topographiewinkel ζ für eine gegebene Messposition ab, wobei die Werte analog zum Referenzprozess im Bereich der Bauteilecke größer sind als an der Flanke. Mit Umkehr der Werkzeugdrehrichtung wechselt der Topographiewinkel ζ wie für ein Drehzahlverhältnis von $i = 3/3$ das Vorzeichen bei identischem Betrag.

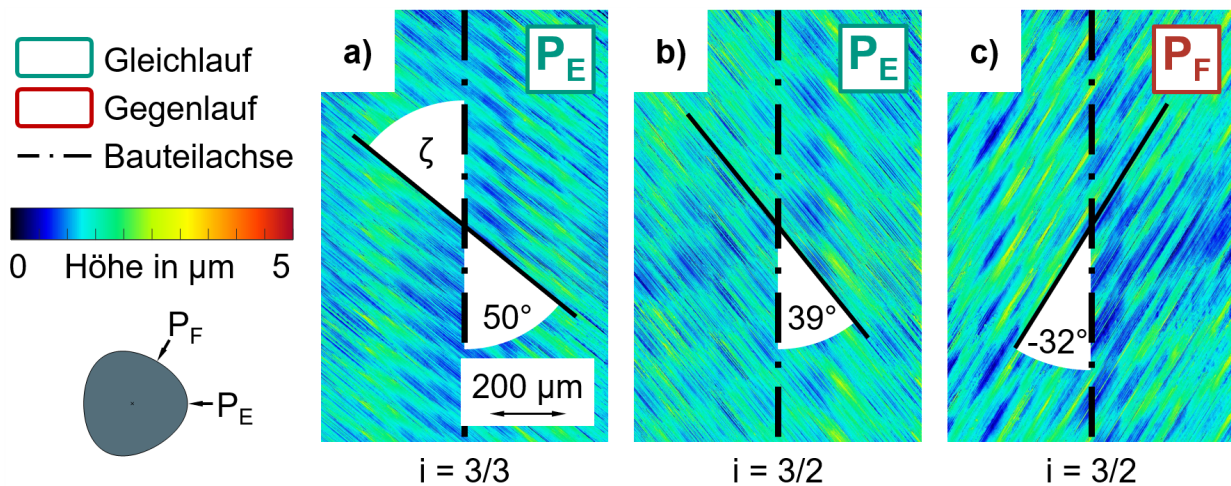


Abbildung 7.22: Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Topographie der Bauteiloberflächen (Referenz $i = 3/3$).

7.2.3 Einfluss des Bauteilquerschnitts

Abweichend von allen bisher dargestellten experimentellen Untersuchungen wird der Einfluss des Bauteilquerschnitts exemplarisch anhand des H6-Profiles und des Z6-Profiles analysiert (vgl. Kapitel 4.3.3). Demnach werden die wirksamen Prozesskräfte maßgeblich durch den Bauteilquerschnitt beeinflusst (A_Hörner 2024). Abbildung 7.23 zeigt beispielhaft den zeitlichen Verlauf der Passivkraft F_p im GL.

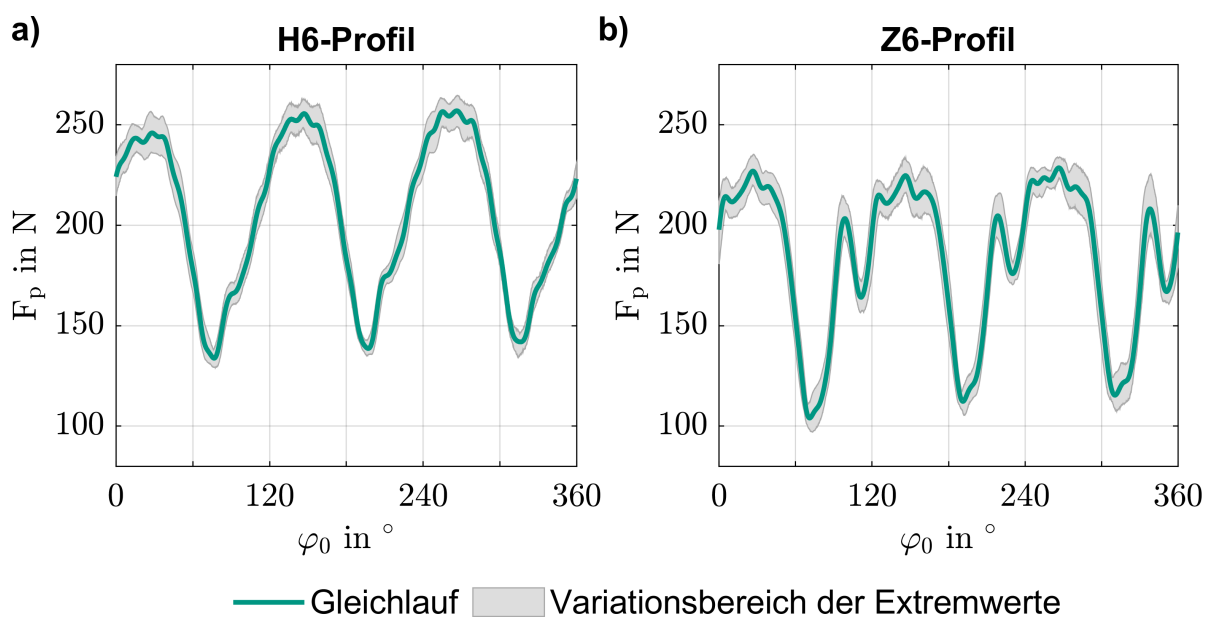


Abbildung 7.23: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf den Verlauf der Passivkraft (Darstellung exemplarisch für den GL).

Für beide Profile ist ein periodischer Kraftverlauf mit drei Amplituden je Werkzeugumdrehung zu beobachten. Im Fall des H6-Profils ist der Verlauf ähnlich zum Referenzprozess und erinnert an einen entlang der φ_0 -Achse verschobenen Sinus. Im Bereich der maximalen Passivkraft \hat{F}_p ist das Kraftsignal von einer hochfrequenten aber reproduzierbaren Oberschwingung überlagert. Der Variationsbereich der Extremwerte ist in diesem Bereich deutlich größer, als bei kleineren Passivkräften F_p . Im Fall des Z6-Profils treten zusätzliche lokale Extrema auf, in deren unmittelbarer Nähe der Variationsbereich der Extremwerte gegenüber den übrigen Abschnitten sehr ausgeprägt ist. Der Kraftverlauf wirkt im Vergleich mit dem H6-Profil erheblich verzerrt und unruhig. Dies passt mit den simulativ ermittelten, charakteristischen Unterschieden in den Berührlinien zusammen.

In Abbildung 7.24 sind die R_a -Werte in Abhängigkeit des Bauteilquerschnitts, der Messposition und der Werkzeugdrehrichtung dargestellt. Ähnlich zum Referenzprozess sind tendenziell geringere Werte im GG als im GL, sowie an der Bauteilecke im Vergleich zur Flanke zu beobachten. Zudem deutet sich eine Abhängigkeit vom Bauteilquerschnitt an. Im Fall des H6-Profils ist die Oberflächenrauheit in der Tendenz jeweils niedriger als für das Z6-Profil. Die Unterschiede sind dabei im Bereich der Bauteilflanke stets größer als an der Ecke. Vor dem Hintergrund der Profil-spezifischen Kraftverläufe erscheinen diese Beobachtungen plausibel.

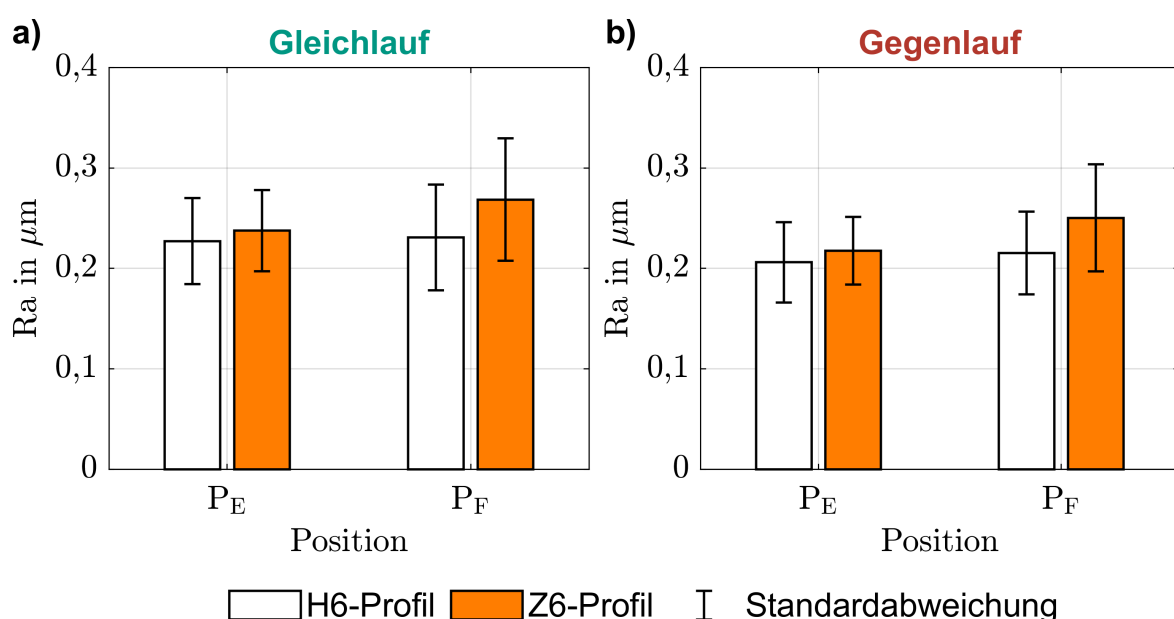


Abbildung 7.24: Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Oberflächenrauheit.

7.3 Standweguntersuchung

Die Standweguntersuchung erfolgte im Versuchsaufbau Langdrehen an Versuchsteil B. Bedingt durch das finanzierende Forschungsprojekt wurde mit einer gegenüber dem Referenzprozess höheren Auslegungsschnittgeschwindigkeit von $v_{ac} = 93 \text{ m/min}$ gearbeitet. Zudem wurde der Versuch abweichend vom Referenzprozess mit einem Werkzeug vom Durchmesser $d_{a0} = 12 \text{ mm}$ durchgeführt. Dies erfolgte auf Grundlage der in den experimentellen Untersuchungen festgestellten, geringeren Oberflächenrauheit der hergestellten Bauteile. Zur Vergleichbarkeit mit dem Referenzprozess wurde eine übereinstimmende globale maximale Spanungsdicke von $\hat{h}_{max} = 0,050 \text{ mm}$ eingestellt, wodurch sich ein Vorschub von $f = 0,063 \text{ mm}$ ergibt. Die Werkzeugdrehrichtung wurde zum GL festgelegt, da auf Basis der simulativen Ergebnisse ein geringerer Standweg des Werkzeugs gegenüber dem GG vermutet wird. Grund für diese Entscheidung waren begrenzte Kapazitäten bei der Durchführung des Versuchs (Menge an Versuchswerkstoff, Verfügbarkeit von Versuchsmaschine und Bedienpersonal beim Industriepartner). Da keine Erfahrungswerte zum zulässigen maximalen Verschleißzustand des Werkzeugs beim Rotationsunrunddrehen bestanden, wurde der Versuch fortgesetzt, bis das Prozessgeräusch ein erträgliches Maß überschritten hatte.

Abbildung 7.25 a) zeigt die maximale Verschleißmarkenbreite VB_{max} über der Schnittlänge. Nach der ersten Messung ist ein linearer Anstieg zu beobachten, der nach einer Schnittlänge von etwa $3,4 \text{ km}$ in ein Plateau übergeht und gegen Ende des Versuchs ähnlich stark wie zu Beginn ansteigt. Nach 46 hergestellten Bauteilen zeigt die Freifläche Anzeichen von Freiflächenverschleiß und dominierende Abrasion, sowie Mikroausbrüche, siehe Abbildung 7.25 b). Bis zum Versuchsende treten die Ausbrüche dann sichtbar in den Vordergrund, was mit einem stärkeren Anstieg von VB_{max} einhergeht, siehe Abbildung 7.25 c). Eine Betrachtung der Spanfläche des Werkzeugs macht deutlich, dass der Verschleiß örtlich stark konzentriert auftritt, siehe Abbildung 7.26.

Während sich an der Position $\Phi_0 \approx 40^\circ$ lediglich eine Abnutzung im Bereich der Schneidkante zeigt, sind an Position $\Phi_0 \approx 100^\circ$ die Mikroausbrüche zu erkennen, die in Abbildung 7.26 c) aus Sicht der Freifläche gezeigt sind. An dieser Position treten zudem dunkle Verfärbungen am Übergang zwischen der Beschichtung und dem metallisch blank glänzenden Bereich der Schneide auf. Dabei handelt es sich vermutlich um Verbrennungsrückstände des zur Kühlung verwendeten Schneidöls, was auf eine hohe lokale Temperatur hindeutet. Das beschriebene Verschleißbild zeigt sich drei Mal über

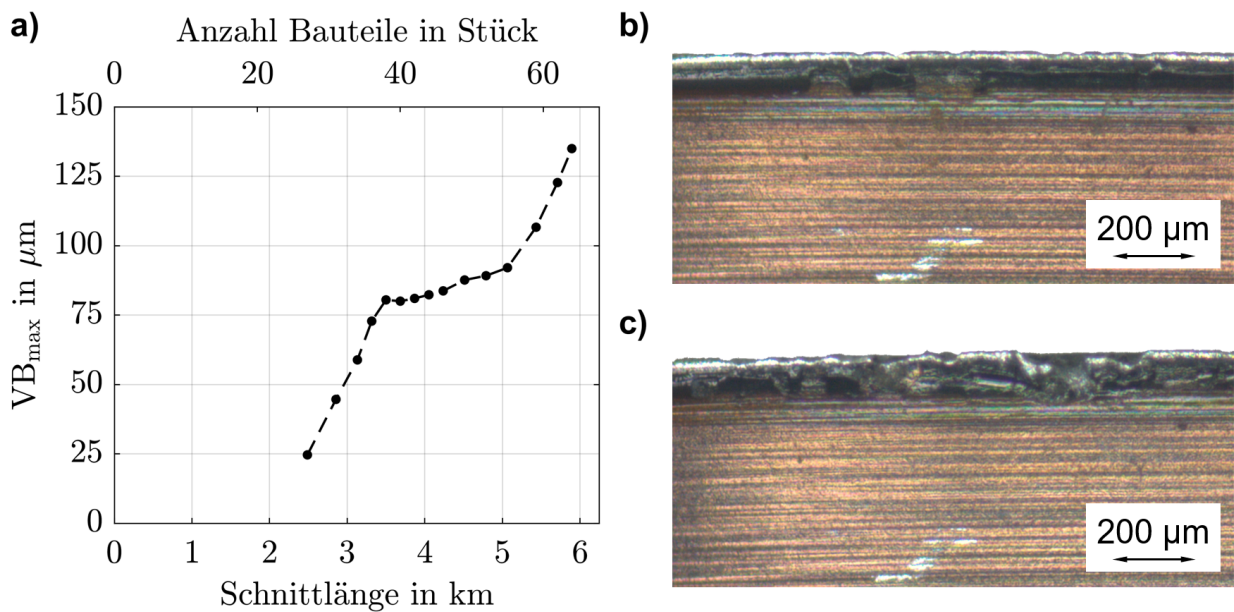


Abbildung 7.25: Verschleiß des Werkzeugs zur Standweguntersuchung. a) Entwicklung der maximalen Verschleißmarkenbreite über der Schnittlänge. b) Freifläche des Werkzeugs an Position $\Phi_0 \approx 100^\circ$ nach 46 Bauteilen. c) An selbiger Position nach 64 Bauteilen (Versuchsende).

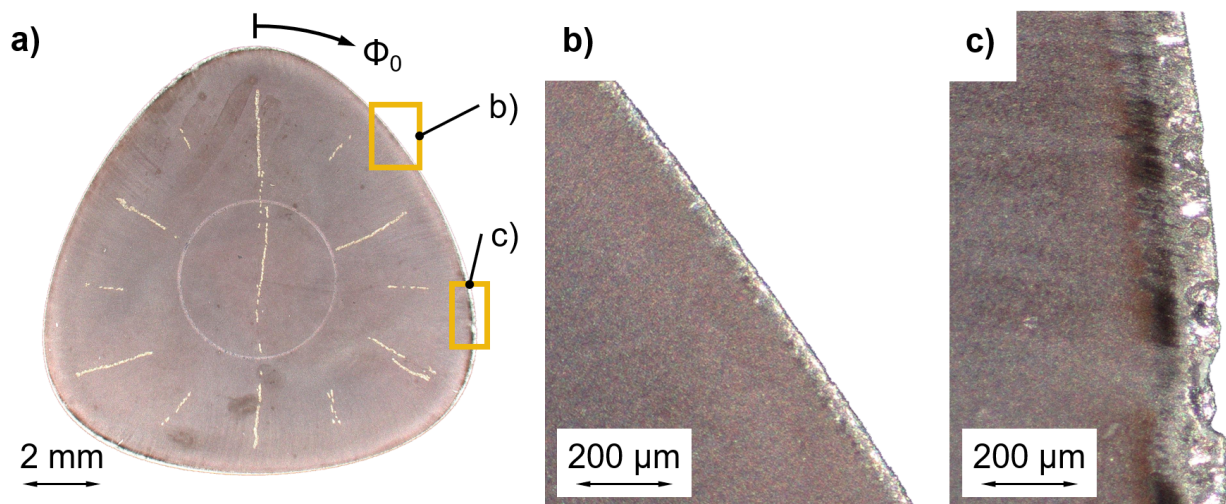


Abbildung 7.26: Spanfläche des Werkzeugs zur Standweguntersuchung nach 64 Bauteilen (Versuchsende). a) Übersicht mit aufgebrachten Markierungen. b) Detail an Position $\Phi_0 \approx 40^\circ$. c) Detail an Position $\Phi_0 \approx 100^\circ$.

dem Werkzeugumfang und liefert jeweils die höchsten VB-Werte. Die Auftrittsorte des maximalen Verschleißes sind dabei kongruent zu den Bereichen, an denen auf Basis der Simulation die höchste lokale Werkzeugbelastung durch ein Zusammenwirken der maximalen Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und dem minimalen Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$ auftritt.

Für die Geometrietreue der hergestellten Bauteile ist gemessen an der Formabweichung t_{LP} kein klarer Trend mit zunehmender Schnittlänge bzw. zunehmendem Verschleiß des Werkzeugs erkennbar, siehe Abbildung 7.27. Tatsächlich ist die mittlere Formabweichung für das letzte Bauteil am geringsten, wobei die Extremwerte dieses Datenpunktes am meisten streuen.

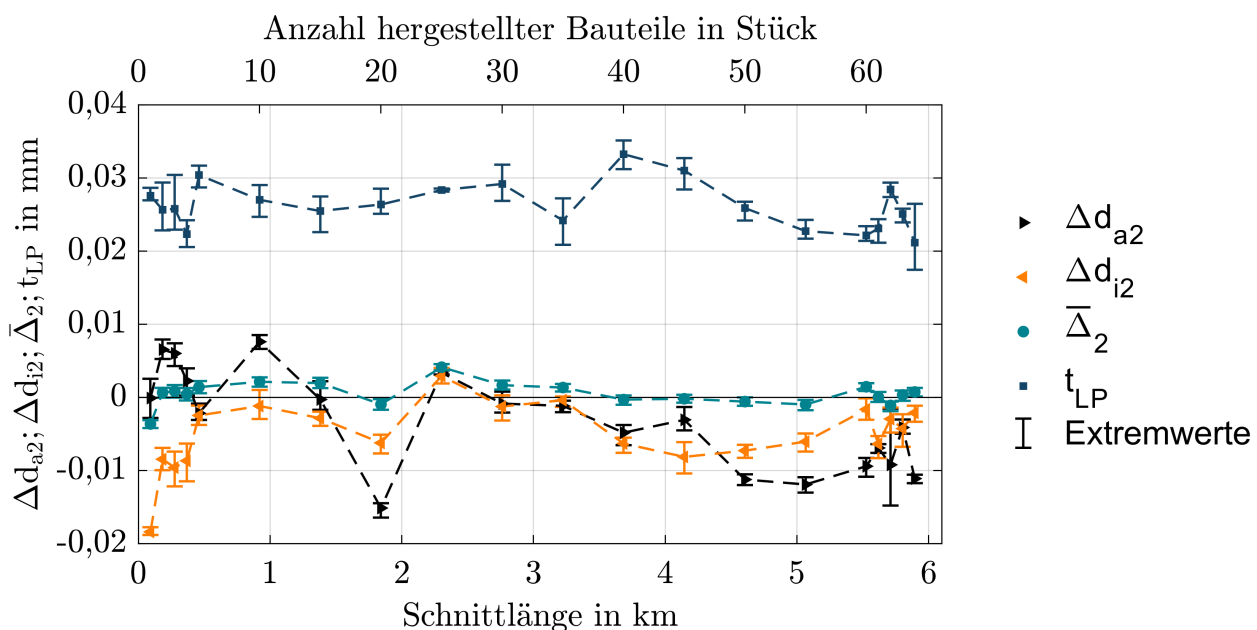


Abbildung 7.27: Auswertung der Bauteilgeometrie über der Schnittlänge.

Von einem Messpunkt zum nächsten treten teilweise erhebliche Unterschiede für alle dargestellten, geometrischen Kennwerte auf. Diese sind mit dem oftmaligen Ein- und Ausbau des Werkzeugs während des Versuchsablaufs zu erklären. Die durchschnittlichen Abweichungen $\bar{\Delta}_2$ schwanken um die Nulllinie, was bedeutet, dass der Prozess im Sinne der Korrektur über die Werkzeugposition in Y-Richtung y_m günstig eingestellt ist. Dafür sprechen auch die Beträge der Kennwerte, welche sehr ähnlich zu denen sind, die durch Korrektur der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m im Referenzprozess erreicht wurden (vgl. Kapitel 7.1.5). Eine leicht steigende Tendenz ist für die Abweichungen am Pferchkreisdurchmesser Δd_{i2} über der Schnittlänge zu beobachten, was mit der allmählichen verschleißbedingten Maßänderung des Werkzeugs in Verbindung gebracht werden kann. Im Widerspruch dazu steht eine leicht sinkende Tendenz der Abwei-

chung am Hüllkreisdurchmesser Δd_{a2} mit zunehmender Schnittlänge bzw. steigender Verschleißmarkenbreite.

Die Oberflächenrauheit verändert sich über der Schnittlänge bzw. der Anzahl der hergestellten Bauteile, siehe Abbildung 7.28. Zu Beginn des Versuchs ist der R_a -Wert an der Bauteilflanke im Vergleich zur Bauteilecke um mehr als 31 % erhöht. Mit steigender Schnittlänge gleichen sich die positionsspezifischen R_a -Werte aneinander an und unterscheiden sich zu Versuchsende um weniger als 2 %. Teilweise übersteigt die Rauheit an der Ecke gar den jeweiligen Wert an der Flanke. Vor dem Hintergrund des Auftretensortes des maximalen Verschleiß ist diese Entwicklung überraschend und widersprüchlich. Die Verbesserung der Oberflächenrauheit mit steigender Schnittlänge hat Ähnlichkeit zum von (Kato & Shikimura et al. 2012) für die ADRT-Zerspanung von einsatzgehärtetem 25CrMo4 beschriebenen Einlaufverhalten des Werkzeugs.

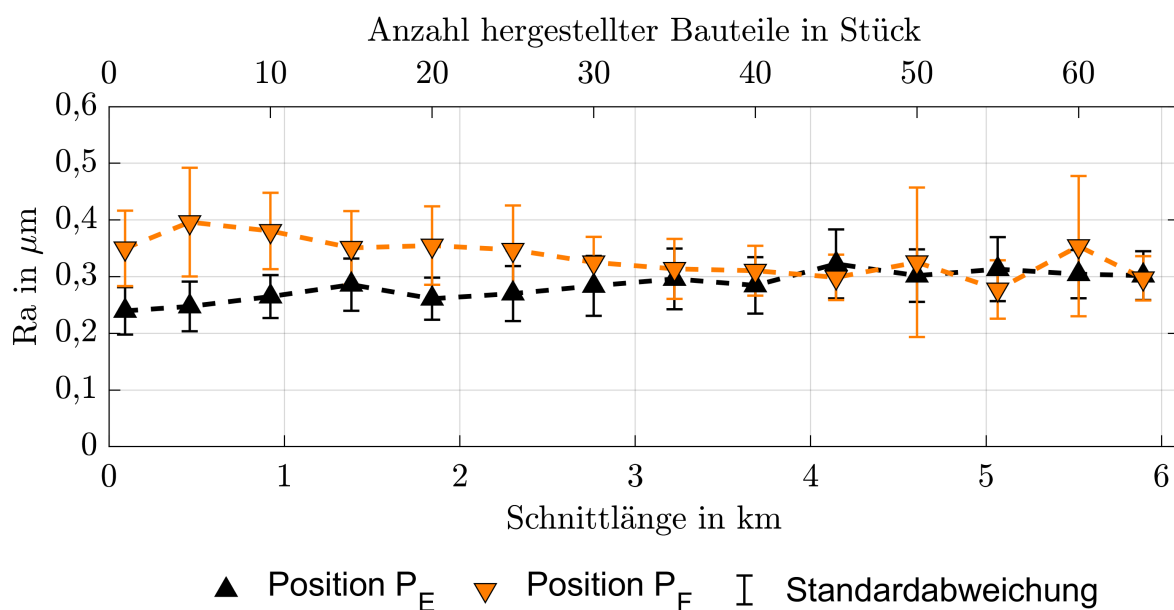


Abbildung 7.28: Auswertung der Oberflächenkennwerte über der Schnittlänge.

Ein Vergleich der R_a -Werte mit den Ergebnissen aus der Einflussanalyse des Werkzeugdurchmessers (vgl. Kapitel 7.2.1) zeigt im Mittel um 45 % erhöhte Oberflächenrauheiten zu Beginn des Standwegversuchs. Gleichzeitig ist der prozentuale Unterschied zwischen der Bauteilecke und -flanke etwa viermal so groß. Diese Beobachtungen lassen sich mit dem geänderten Versuchsaufbau in Verbindung bringen. Die Versuche zu den Einflussanalysen wurden im Versuchsaufbau Kurzdrehen durchgeführt, wobei das Werkzeug von einer Motorspindel direkt angetrieben wird. Demgegenüber erfolgt der Antrieb des Werkzeugs im Versuchsaufbau Langdrehen bedingt durch die Werkzeugmaschine

über eine Reihe von Getrieben, was Schwingungen im Prozess begünstigt. Trotz der Unterschiede sind die erreichten R_a -Werte gemessen an üblicherweise beim Drehen von Ti6Al4V realisierbaren Oberflächenrauheiten als gut zu bewerten.

7.4 Diskussion der experimentellen Untersuchungen

Die experimentellen Ergebnisse zeigen in weiten Teilen Übereinstimmungen mit den auf Basis der Prozesssimulation prognostizierten Auswirkungen von Parameteranpassungen. Angefangen mit den Einflüssen bei gegebener Werkzeugkontur, sind bei einer Erhöhung des Vorschubs f oder des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R aufgrund zunehmender Spanungsdicken h steigende Prozesskräfte zu beobachten. Dabei wirken sich die wachsenden Passivkräfte F_p negativ auf die Geometrietreue der hergestellten Bauteile aus. Insbesondere für die Wirkung auf die Oberflächenrauheit besteht eine Abhängigkeit der Tendenzen von der Werkzeugdrehrichtung. Während die R_a -Werte im GG im untersuchten Parameterbereich beinahe unabhängig vom Vorschub f und dem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R sind, zeigen sich im GL unterschiedliche Tendenzen. Mit zunehmendem Vorschub f kommt es ähnlich zum konventionellen Drehen zu steigender Oberflächenrauheit, wohingegen zunehmende Vorbearbeitungsdurchmesser d_R zur Vergleichmäßigung der Rauheit über dem Bauteilumfang führen. Mit einer Vergleichmäßigung der Schnittkraft F_c war aufgrund sich mit steigendem Vorbearbeitungsdurchmesser d_R annähernder Extremwerte der Spanungsdicke \hat{h}_{\max} und \hat{h}_{\min} auf Basis der Simulation zu rechnen. Dieser Effekt ist im Experiment allerdings nur im GG zu beobachten.

Mit der Untersuchung des Einflusses des Werkstoffs kann gezeigt werden, dass das Rotationsunrunddrehen auch zur Bearbeitung von Werkstoffen unterschiedlicher Festigkeit mit typischer Anwendung im Maschinenbau geeignet ist. Gegenüber dem Referenzwerkstoff Ti6Al4V zeigt sich bei der Zerspanung von 42CrMo4 mit ähnlicher Zugfestigkeit ein deutlicher Rückgang der Passivkraft F_p , was zu einer signifikanten Verbesserung der Geometrietreue der hergestellten Bauteile führt. Im GG ergeben sich für die untersuchten Werkstoffe 100Cr6, 42CrMo4 und CuZn39Pb3 mit dem Referenzwerkstoff Ti6Al4V vergleichbare oder gar bessere Oberflächenrauheiten. Dies gilt mit Ausnahme von 42CrMo4 auch im GL. In diesem Fall sind die R_a -Werte gegenüber den anderen Werkstoffen signifikant erhöht, was vermutlich mit den vorliegenden lokalen Prozessbedingungen in Verbindung mit spezifischen Werkstoffeigenschaften von vergütetem 42CrMo4 zusammenhängt.

Signifikante Verbesserungen hinsichtlich der Geometrietreue der hergestellten Bauteile lassen sich sowohl mit einer Korrektur der Werkzeugposition in Y-Richtung y_m als auch mit einer zweistufigen Bearbeitungsstrategie erreichen. Mit der Anpassung des Achsabstands a in y_m -Richtung konnte die Geometrietreue im GL um zwei und im GG um einen Grundtoleranzgrad verbessert werden. Auswirkungen auf die Prozesskräfte oder die Oberflächenrauheit der Bauteile sind dabei aufgrund der geringfügigen Anpassung der Kinematik nicht zu beobachten. Unverändert bleibt darüber hinaus auch die Fertigungszeit t_f , was ein wirtschaftlicher Vorteil gegenüber der Nutzung einer zweistufigen Bearbeitungsstrategie sein kann. Bei letztgenannter kommt es im untersuchten Fall zu mehr als einer Verdopplung der Fertigungszeit t_f , da der Vorschub f in beiden Prozessschritten analog zum Referenzprozess konstant gehalten wird und das Werkzeug relativ zum Bauteil zwischen den Schritten neu positioniert werden muss. Die Verbesserung der Geometrietreue resultiert bei der zweistufigen Strategie aus der signifikanten Reduktion der Passivkraft F_p im Schlichtvorgang gegenüber dem Referenzprozess. Eine positive Wirkung auf die Oberflächenrauheit ist dabei nicht zu beobachten. Die beste Geometrietreue konnte durch Kombination der Kinematik Anpassung mit der zweistufigen Bearbeitungsstrategie erzielt werden.

Erhebliche Auswirkungen auf die Prozesskräfte und die Oberflächen der hergestellten Bauteile hat die Wahl des Werkzeugdurchmessers d_{a0} und des Drehzahlverhältnisses i bei gegebener Produktivität. Beide Einflussfaktoren gehen mit der Neuberechnung der Werkzeugkontur einher. Die geringsten Schnittkräfte F_c und Passivkräfte F_p stellen sich, wie auf Basis der Simulation vermutet, bei Verwendung des kleinsten untersuchten Werkzeugdurchmessers d_{a0} im GG ein. Überraschend sind hingegen die Beobachtungen im Hinblick auf die Oberflächenrauheit. Unabhängig von der Werkzeugdrehrichtung und Messposition führen zunehmende Werkzeugdurchmesser d_{a0} zu steigenden R_a -Werten. Dies zeigt einmal mehr, dass die kinematisch-geometrische Reproduktion des lokal wirksamen Momentanradius des Werkzeugs r_{m0} eine stark untergeordnete Rolle beim Rotationsunrunddrehen spielt. Mit Erhöhung des Drehzahlverhältnisses i kommt es ebenfalls zu steigenden R_a -Werten, was im Unterschied zum Einfluss des Werkzeugdurchmessers d_{a0} mit einem Alternieren der beiden die Oberfläche erzeugenden Schneidenabschnitte erklärt werden kann. Basierend auf dieser Erklärung ist davon auszugehen, dass eine Änderung des Drehzahlverhältnisses i nicht zwangsläufig zu einem Anstieg der Oberflächenrauheit führt. Tatsächlich werden für das H6-Profil, wel-

ches in einem Prozess mit ganzzahligem Drehzahlverhältnis i hergestellt wird, ähnliche R_a -Werte wie im Referenzprozess gemessen.

Die exemplarische Untersuchung des H6- und Z6-Profiles gibt einen kleinen Einblick, wie der Prozess durch den herzustellenden Bauteilquerschnitt beeinflusst wird. Die Verläufe der Prozesskräfte und die Unterschiede in den R_a -Werten passen dabei qualitativ zu den Charakteristika der simulativ ermittelten Berührlinien. Dabei darf nicht außer Acht gelassen werden, dass die Prozesse aufgrund unterschiedlicher Prozesskenngößen (insbesondere minimaler Spanwinkel $\check{\gamma}_{\min}$) nur bedingt miteinander vergleichbar sind.

Erste Anhaltspunkte für das Verschleißverhalten der Werkzeuge und die Auswirkungen auf die Bauteilqualität beim Rotationsunrunddrehen liefert die Standweguntersuchung im Stichversuch¹. Der Verschleiß tritt stark lokalisiert auf, wobei die Aufttrittsorte des maximalen Verschleißes kongruent zu den Bereichen sind, an denen auf Basis der Prozesskenngößen die höchste Werkzeugbelastung auftritt. Dies ist als weiterer Beweis für die Validität der Simulation zu werten. Vor diesem Hintergrund ist im GG mit einem gegenüber dem GL überlegenen Standweg zu rechnen. Das mit zunehmendem Verschleiß wachsende Prozessgeräusch war ursächlich für den Abbruch des Versuchs. Gleichzeitig zeigen sich bis Versuchsende keine negativen Auswirkungen des Werkzeugverschleißes auf die Qualität der hergestellten Bauteile. Entsprechend kann das Prozessgeräusch in der Praxis ein Hinweis auf einen notwendigen Werkzeugtausch sein, der auftritt, bevor die Bauteilqualität nennenswert beeinträchtigt wird.

Der Topographiewinkel ζ stimmt für die Variation des Werkzeugdurchmessers d_{a0} mit den nach Formel (5.2) berechneten Werten überein. Für die Variation des Achskreuzwinkels Σ mit gegebener Werkzeugkontur bzw. für eine Änderung des Drehzahlverhältnisses i mit Neuberechnung der Werkzeugkontur ist der Berechnungsansatz jedoch nicht gültig. Daher wird die näherungsweise Berechnung des Topographiewinkels ζ aus Kapitel 5.3 im Folgenden für Achskreuzwinkel $\Sigma \neq 90^\circ$ und Drehzahlverhältnisse $i \neq 1$ erweitert (weiterhin mit einem Positionswinkel von $\Psi = 0^\circ$). Unter Vernachlässigung der Vorschubgeschwindigkeit gilt auch für den allgemeineren Fall, dass die Relativgeschwindigkeit die Vektorsumme der Tangentialgeschwindigkeiten von Werkzeug und Bauteil ist (vgl. Formel 5.1). Im Referenzprozess stehen die Summanden aufgrund eines Achskreuzwinkels von $\Sigma = 90^\circ$ senkrecht aufeinander, siehe Abbildung 7.29 a). Daher

¹Gemeint ist hier eine Realisierung des Versuchs.

lässt sich der Topographiewinkel ζ mithilfe des Tangens der Skalare der Tangentialgeschwindigkeiten von Werkzeug und Bauteil v_{t0} und v_{t2} berechnen.

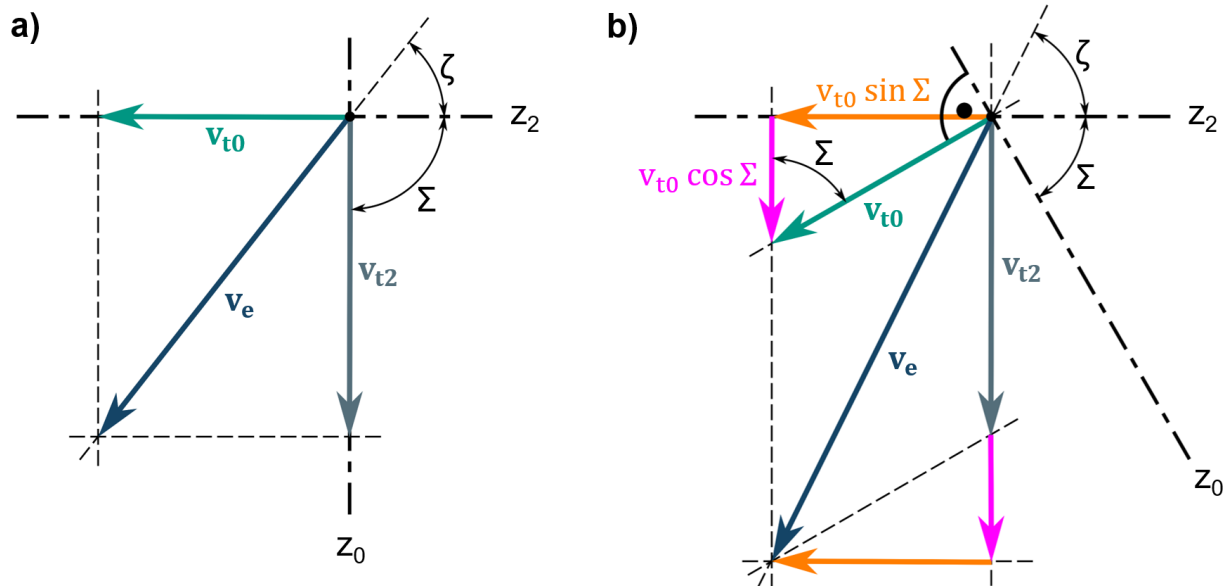


Abbildung 7.29: Geschwindigkeitsbetrachtung zur Berechnung des Topographiewinkels, dargestellt für den Gleichlauf-Prozess. a) $\Sigma = 90^\circ$ (Referenzprozess). b) $\Sigma < 90^\circ$.

Für Achskreuzwinkel $\Sigma \neq 90^\circ$ stehen die Summanden nicht mehr orthogonal aufeinander, siehe Abbildung 7.29 b). Damit ergibt sich der Ansatz zur Berechnung des Topographiewinkels ζ gemäß Formel (7.1), wobei das obere Rechenzeichen für den GL und das untere für den GG gilt.

$$\tan \zeta = \pm \frac{v_{t2} \pm v_{t0} \cdot \cos \Sigma}{v_{t0} \cdot \sin \Sigma} \quad (7.1)$$

Mithilfe der Formeln (2.1) und (6.1) kann zu (7.2) umgeformt werden. Durch Einsetzen der an den Positionen P_E und P_F jeweils wirksamen Momentanradien r_m ergibt sich schließlich die um den Achskreuzwinkel Σ und das Drehzahlverhältnis i erweiterte Formel (7.3).

$$\tan \zeta = \pm \frac{r_{m2}}{r_{m0} \cdot \sin \Sigma \cdot i} \pm \frac{\cos \Sigma}{\sin \Sigma} \quad (7.2)$$

$$\tan(\zeta_E) = \pm \frac{d_{a2}}{d_{i0} \cdot \sin \Sigma \cdot i} \pm \frac{\cos \Sigma}{\sin \Sigma} \quad \tan(\zeta_F) = \pm \frac{d_{i2}}{d_{a0} \cdot \sin \Sigma \cdot i} \pm \frac{\cos \Sigma}{\sin \Sigma} \quad (7.3)$$

Für einen Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ und ein Drehzahlverhältnis von $i = 1$ vereinfacht sich die Berechnung und stimmt mit Kapitel 5.3 überein. Ein Abgleich aller gezeigten Messwerte mit den theoretischen Werten gemäß Formel (7.3) ergibt eine maximale Abweichung von rund 1 %. Somit wird der vorgestellte Ansatz zur Berechnung des Topographiewinkels ζ unter Einhaltung der genannten Randbedingungen als validiert betrachtet.

8 Umsetzung im seriennahen Umfeld

Im Folgenden wird das Rotationsunrunddrehen vom Labormaßstab anhand konkreter Anwendungsfälle ins seriennahe Umfeld übertragen, um Erkenntnisse zur Praxis-tauglichkeit des Verfahrens zu gewinnen. Die Untersuchungen wurden beim Industriepartner im Versuchsaufbau Langdrehen auf einer Werkzeugmaschine durchgeführt, welche im Tagesgeschäft im Schichtbetrieb zur Serienproduktion eingesetzt wird.

8.1 Anwendungsfall Knochennagel

Ein Knochennagel oder auch Knochenmarknagel ist ein medizintechnisches Produkt, das zur chirurgischen Versorgung von Knochenbrüchen eingesetzt wird (Knothe & Tate et al. 2000). Der Knochennagel wird dabei operativ durch die Frakturstelle in den Markkanal eingebracht (Stryker 2013), weshalb insbesondere der Querschnitt des Knochennagels von großer Bedeutung ist (Bong & Kummer et al. 2007). Der für diese Studie verwendete Knochennagel hat mit einer Gesamtlänge von 190 mm an ähnliche Bauteile angelehnte Abmessungen und ist aus dem Werkstoff Ti6Al4V gefertigt, siehe Abbildung 8.1.

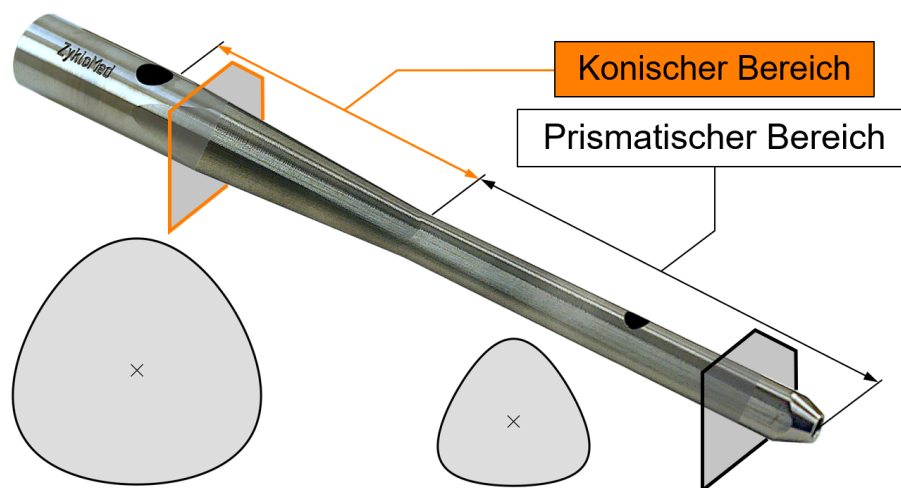


Abbildung 8.1: Ansicht des Bauteils Knochennagel nach (Arndt & Schulze 2024a).

Der Bauteilquerschnitt ist an der Spitze prismatisch und mündet zum Kopf hin mit einem konischen Bereich in den runden Querschnitt des Kopfes. Eine Zeichnung des Knochennagels ist in Anhang A1 beigefügt. Die Außenkontur ersetzt den bei marktüblichen Knochennägeln rund-gedrehten Bauteilquerschnitt, welcher zur besseren Passfähigkeit im Markkanal des Patienten mit längsgefrästen s.g. Flutungen versehen ist. Neben dem

zusätzlichen Prozessschritt des Fräsens besteht bei der marktüblichen Ausführung das Risiko der Gratbildung an den Flutungen, was in der Regel eine manuelle Nacharbeit erfordert.

Der prismatische und konische Bereich des Knochennagels wurde durch Rotationsunrunddrehen mit einem Drehzahlverhältnis von $i = 1$ in einem einzigen Prozessschritt hergestellt. Dabei wurde der Achsabstand a im prismatischen Bereich konstant gehalten und im konischen Bereich kontinuierlich vergrößert. Die Versuche wurden mit zwei unterschiedlichen Werkzeugdurchmessern d_{a0} durchgeführt, um einen möglichen Einfluss auf die Standmenge zu untersuchen. Die Wahl des Vorschubs f erfolgte dabei derart, dass sich im prismatischen Bereich übereinstimmend mit dem Referenzprozess eine globale maximale Spanungsdicke von $\hat{h}_{\max} = 0,050 \text{ mm}$ einstellt. Analog zur oben gezeigten Standweguntersuchung wurde eine Auslegungsschnittgeschwindigkeit von $v_{ac} = 93 \text{ m/min}$ verwendet, was durch das finanzierende Forschungsprojekt bedingt war. Zur Reduktion des Zerspanungsvolumens des NCRT-Werkzeugs wurde simultan zum Rotationsunrunddrehen der oben beschriebene Klemmdrehhalter mit Wendeschneidplatte angestellt und in Eingriff gebracht (im Folgenden als *Vordrehen* bezeichnet). Im Sinne der Ergebnisse der Einflussanalyse des Vorbearbeitungsdurchmessers d_R soll das Zerspanungsvolumen beim Vordrehen maximiert werden, um niedrige Prozesskräfte und eine hohe Geometrietreue beim NCRT-Prozess zu erreichen. Aufgrund einer begrenzten Schnitttiefe der Wendeschneidplatte wurde der Durchmesser beim Vordrehen auf $d_R = 13,2 \text{ mm}$ festgelegt.

In einem Vorversuch wurde festgestellt, dass sich im Prozess sehr lange Späne bilden, was vor dem Hintergrund der rotierenden Achsen ein hohes Risiko für die Prozesssicherheit darstellt. In Kombination mit der Bearbeitung von Titan und der Öl-Überflutungskühlung besteht Brandgefahr, sollten sich Späne verfangen oder um rotierende Achsen wickeln. Dies ist vor allem im GG problematisch, da die Späne durch die Werkzeugdrehrichtung in diesem Fall in Richtung der Führungsbüchse gedrückt werden, statt aus dem Kontakt heraus. Aus diesem Grund musste die Werkzeugdrehrichtung in den GL geändert werden, obwohl aus Sicht der bisherigen Erkenntnisse mit besseren Ergebnissen im GG zu rechnen ist. Darüber hinaus stellte sich im Vorversuch heraus, dass die eingesetzten NCRT-Werkzeuge einen fehlerhaften konstruktiven Freiwinkel α_{konst} aufweisen. Da eine Neubeschaffung in Anbetracht des Zeitplans nicht in Erwägung gezogen werden konnte, erfolgte kurzerhand eine Anpassung der Kinematik, um positive Freiwinkel α im NCRT-Prozess sicherzustellen. Aus diesem Grund unterscheidet sich

der Positionswinkel Ψ zwischen der Werkzeugauslegung und der Durchführung der Versuche, siehe Tabelle 8.1. Diese Anpassung zwischen Auslegung und Durchführung führt zu kinematisch bedingten Abweichungen des Bauteilquerschnitts (vgl. Kapitel 6.1.4). Für den geometrischen Abgleich der hergestellten Knochennägel wurde daher nicht die Sollkontur nach Zeichnung, sondern der sich aus der geänderten Kinematik ergebende Querschnitt aus der Prozesssimulation verwendet.

Tabelle 8.1: Werkzeug- und Prozessparameter für den Anwendungsfall Knochennagel.

d_{a0}	f	Σ	Ψ (Auslegung)	Ψ (Durchführung)
12 mm	0,0571 mm	90°	0°	3,823°
16 mm	0,0652 mm	90°	0°	3,823°

8.1.1 Standmengenuntersuchung

Abbildung 8.2 zeigt die Entwicklung der maximalen Verschleißmarkenbreite VB_{\max} über der Anzahl der hergestellten Bauteile in Abhängigkeit des Werkzeugdurchmessers d_{a0} . Für das kleine Werkzeug zeigen sich bis zum Erreichen einer Bauteilanzahl von 36 nicht nennenswert anwachsende VB_{\max} -Werte, bevor ein progressiver Verlauf zu beobachten ist, der durch zunehmende Mikroausbrüche an der Schneidkante bedingt ist. Der Verschleiß tritt analog zur Standweguntersuchung stark lokalisiert im Bereich der Winkellagen $\Phi_0 \in \{105^\circ; 225^\circ; 345^\circ\}$ auf, was mit den Ergebnissen der Prozesssimulation hinsichtlich maximaler Werkzeugbelastung zusammenpasst. Das Verschleißbild ist bis zum einschließlich 51. Bauteil vergleichbar mit der Standweguntersuchung ($VB_{\max} = 133 \mu\text{m}$). Im weiteren Verlauf wachsen die Mikroausbrüche zu größeren Ausbrüchen zusammen (A_Emzev 2023).

Ein übereinstimmendes Verschleißbild zeigt sich auch für das große Werkzeug, weshalb die Entwicklung von VB_{\max} über der Anzahl der hergestellten Bauteile einen grundsätzlich ähnlichen Verlauf aufweist, siehe Abbildung 8.2. Im Unterschied zum kleinen Werkzeug wächst VB_{\max} beim großen Werkzeug mit zunehmender Bauteilanzahl deutlich stärker an. Beispielsweise wird ein Wert von $VB_{\max} = 50 \mu\text{m}$ mit dem großen Werkzeug bereits nach 26 Bauteilen überschritten, während die zugehörige Anzahl der hergestellten Knochennägel beim kleinen Werkzeug 46 beträgt. Gegenüber der Standweguntersuchung sind die erreichten Schnittlängen bei gegebenem VB_{\max} im Anwendungsfall Knochennagel trotz identischer Auslegungsschnittgeschwindigkeit v_{ac} unterlegen. Im Fall des großen Werkzeugs ist ein Erklärungsansatz das um etwa 13 %

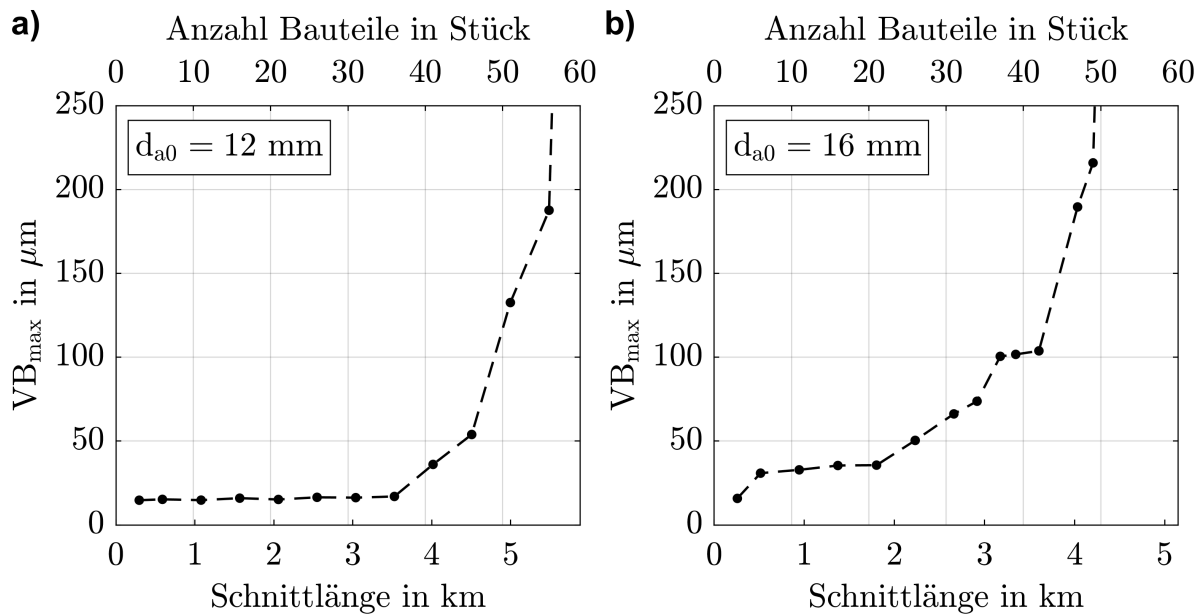


Abbildung 8.2: Entwicklung der maximalen Verschleißmarkenbreite der Werkzeuge zur Standmengenuntersuchung. a) Kleines Werkzeug. b) Großes Werkzeug.

erhöhte Zeitspannvolumen gegenüber der Standweguntersuchung. Für das kleine Werkzeug unterscheiden sich die Zeitspannvolumina zwischen Anwendungsfall Knochennagel und Standweguntersuchung mit lediglich 1,3 % jedoch kaum. Weitere Gründe für die Diskrepanzen sind in den differierenden Kühlschmierstoffen, den unterschiedlichen Werkstoffchargen, sowie der stochastischen Streuung von Verschleiß zu suchen.

Darüber hinaus ist aus Abbildung 8.2 ersichtlich, dass die Werkzeuge im Vergleich zur Standweguntersuchung bis zum Erreichen einer deutlich größeren maximalen Verschleißmarkenbreite VB_{\max} eingesetzt wurden. Dies erfolge, wie zuvor diskutiert, um eindeutige Auswirkungen des Werkzeugverschleißes auf die Qualität der hergestellten Bauteile feststellen zu können. Abbildung 8.3 zeigt die Auswertung der Bauteilgeometrie im prismatischen Bereich des Knochennagels für die beiden eingesetzten Werkzeuge. Demnach wird die nach Zeichnung geforderte Geometrietreue (= Kriterium) gemessen an der Formabweichung des Linienprofils t_{LP} im Fall des kleinen Werkzeugs bis zum einschließlich 57. Bauteil eingehalten. Der entsprechende Wert liegt beim großen Werkzeug mit 40 hergestellten Knochennägeln um etwa 30 % niedriger. Für alle Abweichungen Δd_{a2} , Δd_{i2} und $\bar{\Delta}_2$ sind mit steigender Bauteilanzahl für beide Werkzeuge tendenziell zunehmende Werte zu beobachten. Dies passt mit wachsendem Werkzeugverschleiß und damit einer kontinuierlichen Geometrieänderung der Werkzeugkonturen zusammen. Die mittleren Abweichungen $\bar{\Delta}_2$ nahe der Nulllinie zu Beginn der Versuche

deuten darauf hin, dass die Prozesse im Sinne einer Korrektur der Geometrie durch Anpassung des jeweiligen Achsabstands (vgl. Kapitel 7.1.5) initial günstig eingestellt sind. Angesichts der steigenden Tendenz aller Abweichungen könnte eine kontinuierliche Nachführung des Achsabstands zur Kompensation des Werkzeugverschleißes für künftige Umsetzungen des Rotationsunrunddrehens in Erwägung gezogen werden.

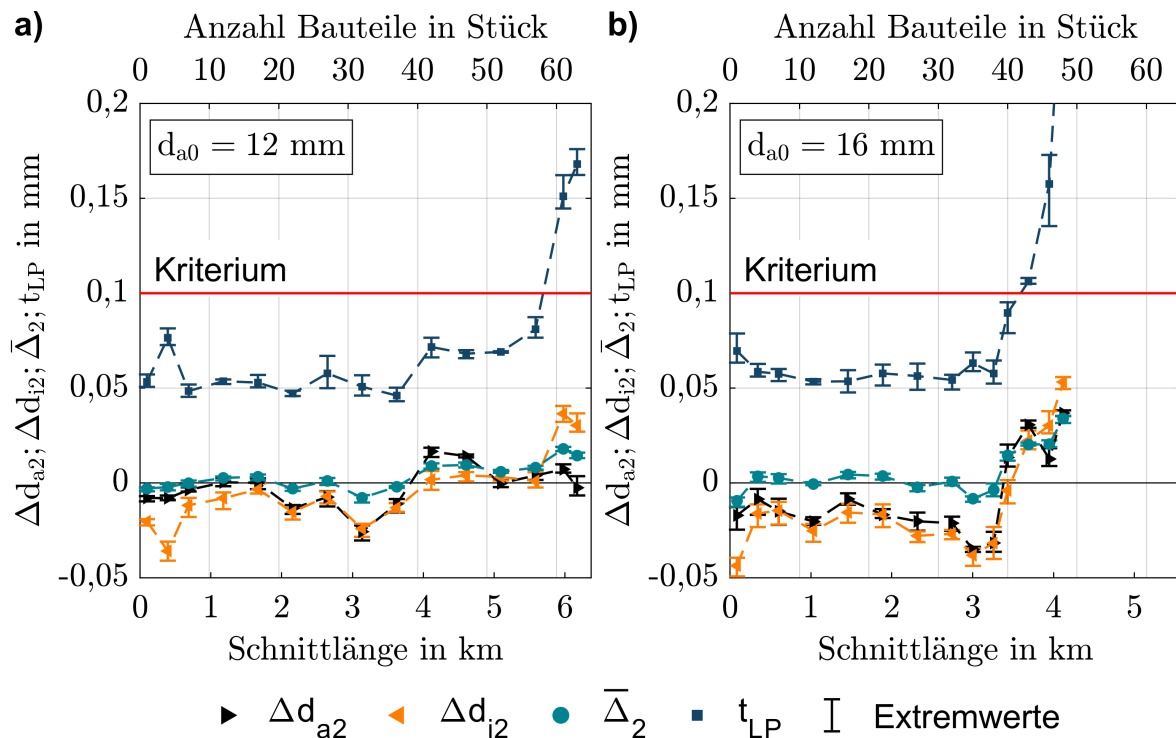


Abbildung 8.3: Auswertung der Bauteilgeometrie über der Anzahl hergestellter Bauteile. Aufgrund der notwendigen Anpassung der Prozesskinematik zwischen Werkzeugauslegung und Versuchsdurchführung wurde für den Abgleich ein von der Sollkontur nach Zeichnung abweichender Bauteilquerschnitt verwendet. a) Kleines Werkzeug. b) Großes Werkzeug.

Für das kleine Werkzeug sind die mittleren R_a -Werte unabhängig von der Messposition bis Versuchsende unterhalb des Kriteriums, siehe Abbildung 8.4 a). Unter Beachtung der 16%-Toleranzakzeptanzregel nach DIN EN ISO 4288 bedeutet das allerdings nicht, dass die Oberflächenrauheit stets der Zeichnungsvorgabe entspricht. Ausgehend von der Annahme einer Normalverteilung der Messwerte, müssen die R_a -Werte inkl. Standardabweichung unterhalb des Kriteriums liegen. Entsprechend wird die Zeichnungsvorgabe nach dem 47. Bauteil verletzt. Für das große Werkzeug bedeutet die Einhaltung der 16%-Toleranzakzeptanzregel, dass die Oberflächenrauheit der hergestellten Knochennägel an der Bauteilflanke bereits zu Versuchsbeginn außerhalb der Spezifikation liegt, siehe Abbildung 8.4 b). Schon nach wenigen hergestellten Knochennägeln sind die

Standardabweichungen an dieser Messposition beim großen Werkzeug gegenüber dem kleinen signifikant erhöht. Ähnlich zur Standweguntersuchung nähern sich die R_a -Werte an Ecke und Flanke beim kleinen Werkzeug mit zunehmender Schnittlänge aneinander an. Gegen Ende des Versuchs ist die Rauheit in Abhängigkeit der Messposition allerdings wieder differenzierbar. Diese Entwicklung ist beim großen Werkzeug nicht eindeutig erkennbar.

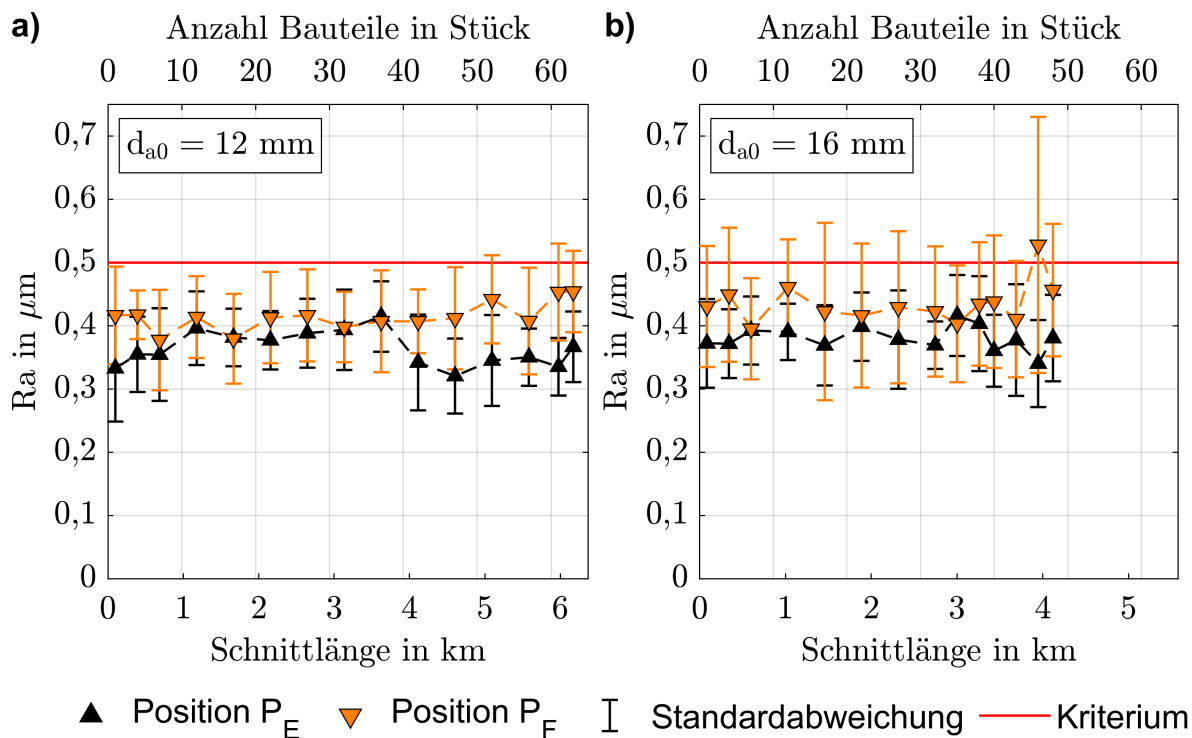


Abbildung 8.4: Auswertung der Oberflächenrauheit über der Anzahl hergestellter Bauteile. a) Kleines Werkzeug. b) Großes Werkzeug

8.1.2 Vergleich mit der konventionellen Fertigung

Zum Vergleich wurde die Außenkontur des Knochennagels mit konventionellen Fertigungsmethoden hergestellt, wobei die Auslegung der Prozesse auf Basis ähnlicher, praxisüblicher Beispiele durch den Industriepartner erfolgte. Für die konventionelle Fertigung wurde dieselbe Werkzeugmaschine wie zum Rotationsunrunddrehen eingesetzt, wobei die Auslegungsschnittgeschwindigkeit v_{ac} beibehalten wurde. Die Herstellung des prismatischen Bereichs des Knochennagels erfolgte mit einem profilspezifischen Formfräser. Dazu wurde das Bauteil vorgedreht und zwischen Spitzen gespannt, bevor der Formfräser entlang der Bauteilachse geführt wurde. Das Fräsen erfolgte in drei Schritten mit einem Winkelversatz von jeweils 120° analog zu den drei Ecken bzw. Flanken des

Bauteilquerschnitts. Im konischen Bereich erfolgte nach dem Vordrehen eine 4-Achs-Bearbeitung mit einem angestellten Vollradiusfräser ($\varnothing 10 \text{ mm}$). Die Fertigungszeiten t_f wurden mit einer Stoppuhr ermittelt. Sowohl im Fall der konventionellen Fertigung als auch für das Rotationsunrunddrehen beinhalten die Zeiten den Prozessschritt des Vordrehens.

Zur Herstellung der Außenkontur des Knochennagels durch Rotationsunrunddrehen wird insgesamt eine Fertigungszeit von $t_f = 105 \text{ s}$ benötigt. Im Fall der konventionellen Fertigung ist die Fertigungszeit mit $t_f = 1.140 \text{ s}$ demgegenüber mehr als zehnmal so hoch. Besonders drastisch ist der Unterschied bei der Herstellung des konischen Bereichs. Hier beträgt die Zeitersparnis beinahe 95 %, siehe Abbildung 8.5 a). Mit einer etwas mehr als 74 % reduzierten Fertigungszeit wird die hohe Produktivität des Rotationsunrunddrehens im Vergleich zur konventionellen Prozesskette auch im prismatischen Bereich deutlich.

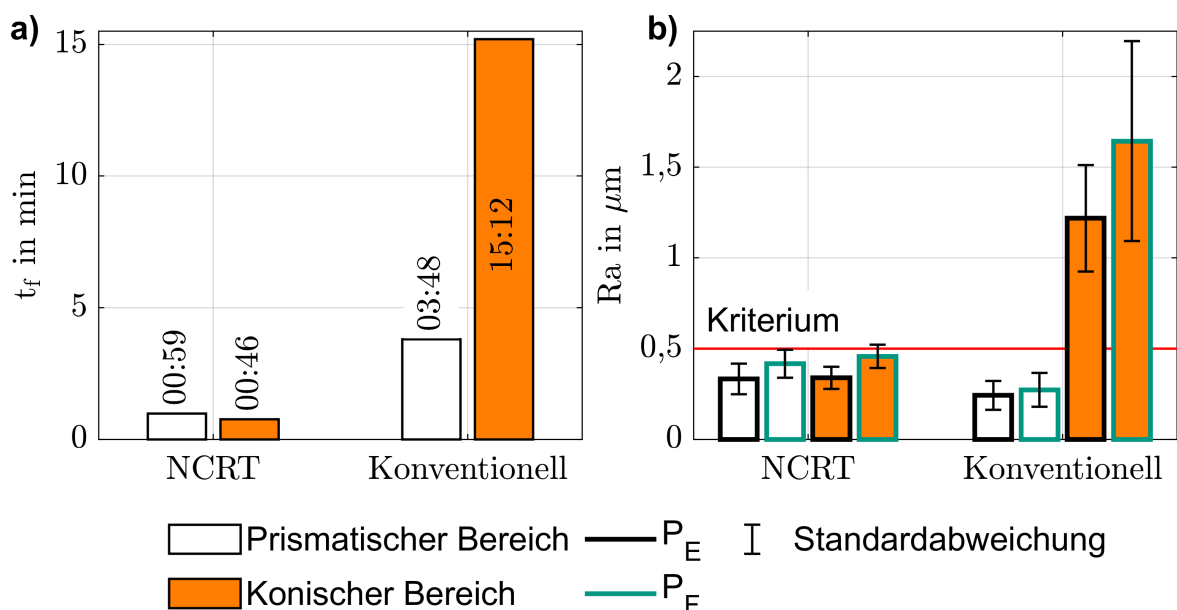


Abbildung 8.5: Vergleich hinsichtlich der Fertigungszeit und der Oberflächenrauheit.

Neben den Fertigungszeiten sind auch in der Oberflächenrauheit der hergestellten Knochennägel Unterschiede in Abhängigkeit der Messposition zu beobachten, siehe Abbildung 8.5 b). Im prismatischen Bereich liegen alle R_a -Werte unter Berücksichtigung der 16%-Toleranzakzeptanzregel innerhalb der nach Zeichnung geforderten Spezifikation (= Kriterium). Dabei unterschreiten die Rauheiten der durch konventionelle Fertigung hergestellten Bauteile jene der durch Rotationsunrunddrehen gefertigten im Mittel um etwa 31 %. Im konischen Bereich des Knochennagels zeigt sich ein anders Bild.

Der konventionelle Prozess ist nicht in der Lage, im konischen Bereich eine annehmbare Oberflächenrauheit zu erzeugen. Die Werte übersteigen die korrespondierenden aus dem NCRT-Prozess um etwa den Faktor 3,6. Die R_a -Werte der durch Rotationsunrunddrehen hergestellten Bauteile liegen an Position P_E hingegen innerhalb der Spezifikation, während das Kriterium an der Bauteilflanke minimal überschritten wird. Entsprechend sind die Werte im konischen Bereich gegenüber den zugehörigen im prismatischen Bereich für diesen Prozess geringfügig erhöht.

Die durch Rotationsunrunddrehen hergestellten Bauteiloberflächen zeigen sowohl im prismatischen als auch im konischen Bereich Ähnlichkeiten zur in bisherigen Experimenten festgestellten Topographie, siehe Abbildung 8.6 a) und b). Dabei nimmt der Topographiewinkel ζ im konischen Bereich gegenüber dem prismatischen zu, was mit den geänderten Durchmesser-Verhältnissen aufgrund des vergrößerten Achsabstands a zusammenpasst. Neben dem prozesstypischen Topographiewinkel ζ sind in der Falschfarbendarstellung vergleichsweise langwellige Spuren zu sehen, die in der Abbildung pink-gestrichelt gekennzeichnet sind. Dabei handelt es sich vermutlich um Spuren von Schwingungen, die aus dem Antrieb des Werkzeugs im Versuchsaufbau Langdrehen herrühren (vgl. Kapitel 7.3).

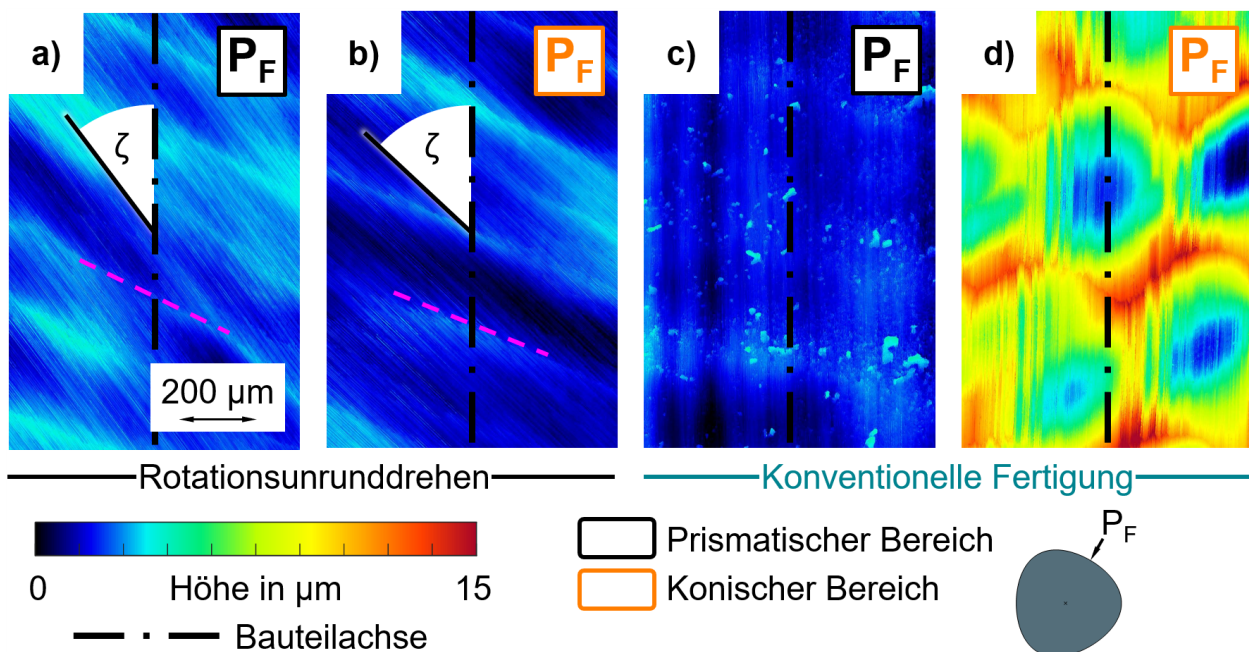


Abbildung 8.6: Vergleich hinsichtlich der Topographie der Bauteiloberflächen.

Im Fall der konventionellen Fertigung ist die Textur im prismatischen Bereich entlang der Bauteilachse ausgerichtet, siehe Abbildung 8.6 c). Dies deckt sich mit der Vorschubrich-

tung und der Richtung der Schnittgeschwindigkeit im Fräsprozess. Stellenweise sind aufgeschweißte Späne auf der Bauteiloberfläche zu erkennen. Demgegenüber ist die Topographie im konischen Bereich durch kreisförmige Vertiefungen gekennzeichnet, siehe Abbildung 8.6 d). Diese rühren vom verwendeten Vollradiusfräser her und liefern eine Erklärung für die in diesem Bereich stark erhöhten R_a -Werte.

8.2 Anwendungsfall Exzenter

Auf Basis der Untersuchungsergebnisse zum Rotationsunrunddrehen wurde beim Industriepartner der Anwendungsfall *Exzenter* identifiziert. Dabei handelt es sich um ein Kundenbauteil aus dem Werkstoff 16MnCr5 mit Anwendung im Maschinenbau, welches in Kleinserie produziert wird. Das Bauteil verfügt über drei zylindrische Abschnitte, wobei der mittlere Abschnitt mit einer Exzentrizität von 2 mm zu den äußeren beiden angeordnet ist, siehe Abbildung 8.7. Der durch Rotationsunrunddrehen herzustellende Bauteilquerschnitt hat entsprechend einen Eckenformfaktor von $k_{e2} = 0,8$ und eine Zähnezahl von $z_2 = 1$.

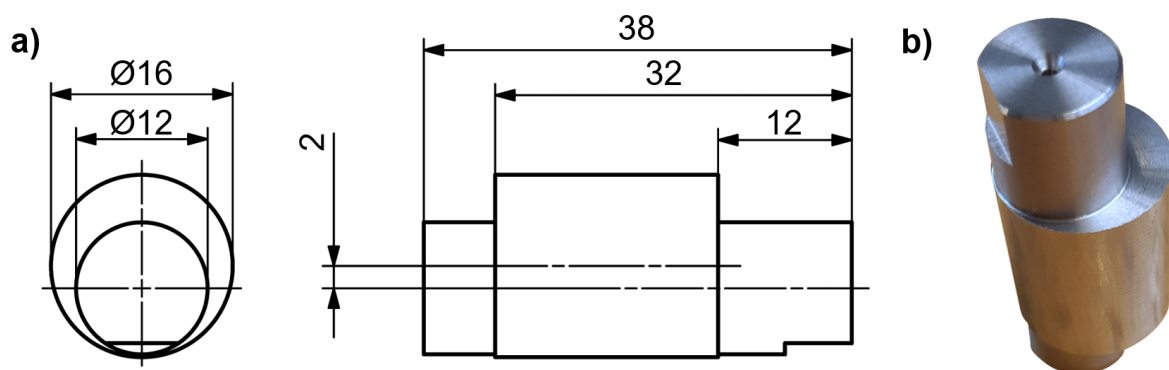


Abbildung 8.7: Ansicht des Bauteils Exzenter. a) Grundabmessungen (aus Gründen der Geheimhaltung vereinfacht). b) Fertiges Bauteil.

Die Kinematik wurde in Anlehnung an die vorgehenden Untersuchungen zu $\Sigma = 90^\circ$, $\Psi = 0^\circ$ und $i = 1$ gewählt. Zur Prüfung der grundsätzlichen Machbarkeit können die Schaubilder aus Kapitel 6.3 herangezogen werden. Demnach ist die Wälzbarkeit des Profils gegeben und es ist mit einem als unkritisch erscheinenden minimalen Spanwinkel von $\check{\gamma}_{\min} \approx -15^\circ$ zu rechnen. Auf Basis dieser Vorauslegungsdaten wurde eine Werkzeug- und Prozessauslegung durchgeführt und die entsprechenden Werkzeuge beschafft. Anschließend konnte die Machbarkeit des Prozesses beim Industriepartner gezeigt werden. Bisher wurde das Bauteil mit speziellen Exzenter-Spannzangen konventionell auf einer Drehmaschine hergestellt und musste zur Einhaltung der Form- und

Lagetoleranzen exakt umgespannt werden. Der Einsatz des Rotationsunrunddrehens ermöglicht die präzise Bearbeitung aller drei zylindrischer Abschnitte ohne Umspannen. Die Fertigstellung der rückseitigen Stirnseite kann zudem hauptzeitparallel auf der Gegenspindel erfolgen. Im Vergleich zur bisherigen, konventionellen Fertigung ergibt sich durch Einsatz des Rotationsunrunddrehens dadurch eine erhebliche Reduzierung der Stückzeit um 38 %. Die Oberflächengüte der hergestellten Bauteile liegt bei $R_a = 0,39 \pm 0,10 \mu\text{m}$ bzw. $R_z = 2,07 \pm 0,35 \mu\text{m}$ und damit weit unterhalb des laut Zeichnung zulässigen Werts von $R_z \leq 16 \mu\text{m}$.

8.3 Fazit zur Umsetzung im seriennahen Umfeld

Im Vergleich zur Standweguntersuchung wurden die Werkzeuge bei der Standmengenuntersuchungen im Anwendungsfall Knochennagel bis zu deutlich größeren VB_{\max} -Werten eingesetzt. Dadurch werden Auswirkungen des Werkzeugverschleißes auf die Bauteilqualität sichtbar, die Abhängig vom Werkzeugdurchmesser zum Standzeitende führen. Wie zuvor bereits angedeutet, sorgt der Verschleißzustand der Werkzeuge für ein zunehmendes Prozessgeräusch, was für den Maschinenbediener ein zuverlässiger Indikator für einen anstehenden Werkzeugwechsel ist, bevor negative Auswirkungen auf die Bauteilqualität auftreten. Der Stichversuch zeigt, dass sich mit dem kleinen Werkzeug trotz höherer Schnittlänge je Bauteil insgesamt die höhere Standmenge erzielen lässt. Gemessen an der Geometrietreue können mit dem kleinen Werkzeug etwa 30 % mehr Gutteile hergestellt werden als mit dem großen Werkzeug. Ausschlaggebend für die Standmenge ist für beide Werkzeuggrößen jedoch die Oberflächenrauheit. Die Rauheit der mit dem großen Werkzeug hergestellten Knochennägel genügt der Zeichnungsvorgabe nur in einem Fall, was kein zufriedenstellendes Ergebnis darstellt. Mit dem kleinen Werkzeug liegen die R_a -Werte jedoch erst nach dem 47. Bauteil außerhalb der Spezifikation. Die zugehörige maximale Verschleißmarkenbreite beträgt zu diesem Zeitpunkt etwa $VB_{\max} = 50 \mu\text{m}$.

Die gezeigten Beispiele für eine seriennahe Umsetzung des Rotationsunrunddrehens demonstrieren eindrucksvoll die sich durch den Einsatz des Verfahrens ergebenden Vorteile gegenüber der konventionellen Fertigung hinsichtlich Produktivität und Oberflächenrauheit. Der konische Bereich des Knochennagels ist durch Rotationsunrunddrehen elegant, schnell und in hoher Qualität herstellbar. Mit dem Anwendungsfall Exzenter kann darüber hinaus die Transferierbarkeit der Untersuchungsergebnisse auf einen anderen Bauteilquerschnitt und einen weiteren Werkstoff gezeigt werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde das Rotationsunrunddrehen simulativ und experimentell charakterisiert, sowie anhand von zwei konkreten Anwendungsfällen in ein seriennahes Umfeld übertragen und erprobt. Der neu-entwickelte und innovative Prozess aus der Familie der synchronisiert-zyklischen Zerspanungsverfahren eignet sich zur hochproduktiven Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte. Unter Nutzung der kinematischen Kopplung wird dabei die unrunde Werkzeugkontur in Grenzen auf das Bauteil übertragen.

Zunächst wurde das Rotationsunrunddrehen anhand eines Referenzprozesses detailliert analysiert. Neben dem Nachweis der grundsätzlichen Machbarkeit des Verfahrens konnte die prinzipielle Eignung der zuvor entwickelten Prozessmodellierung und des Versuchsaufbaus gezeigt werden. Die Methoden zur Berechnung der Werkzeugkontur, der Berührlinie und des Werkzeugauslaufs wurden erfolgreich validiert. Zahlreiche Übereinstimmungen aus simulativen und experimentellen Beobachtungen deuten zudem auf valide Simulationsergebnisse hinsichtlich der Prozesskenngrößen hin. Diskrepanzen zeigen sich hingegen zwischen der ideal-geometrischen Berechnung der Bauteil-Topographie und der konfokalen Messung. Demnach folgt der lokale Topographie-Winkel nicht der Berührlinie, sondern verläuft analog zum kinematisch ähnlichen Actively-Driven-Rotary-Tool-Verfahren in Richtung der Relativgeschwindigkeit. Zur Berechnung des Topographie-Winkels wurde ein einfacher analytischer Ansatz entwickelt. Außerdem wurden die grundlegenden Zusammenhänge in Hinblick auf die Prozesskenngrößen identifiziert. So zeigt sich eine für synchronisiert-zyklische Zerspanungsverfahren typische Abhängigkeit der Prozesskenngrößen von der Zeit und vom Ort der Betrachtung. Beim Rotationsunrunddrehen rühren diese Abhängigkeiten aus der unrunden Form des Bauteilquerschnitts in Verbindung mit der Prozesskinematik sowie aus der resultierenden Berührlinie her. Ein wesentlicher Einflussfaktor für den örtlichen und zeitlichen Verlauf der Prozesskenngrößen und dementsprechend auch für die wirksamen Prozesskräfte, sowie die Qualität der hergestellten Bauteile ist die Werkzeugdrehrichtung. Diese ist auf Grundlage des sich einstellenden zeitlichen Spannungsdickenverlaufs in Anlehnung an das Fräsen maßgeblich, ob es sich um einen Gleichlauf- oder Gegenlaufprozess handelt.

Im nächsten Schritt erfolgten detaillierte Einflussanalysen, die zum einen in systematischen Simulationsstudien und zum anderen anhand ausgewählter, experimentell untersuchter Prozessvarianten erarbeitet wurden. Dabei wurde zwischen drei unterschiedlichen Fällen unterschieden. Im ersten Fall wurden die Einflüsse für eine *gegebene* Werkzeugkontur betrachtet. Dabei wurden die Parameter Vorschub, Vorbearbeitungsdurchmesser, Achskreuzwinkel, Werkzeugposition in X- und Y-Richtung variiert. Zudem wurden eine zweistufige Bearbeitungsstrategie und der Einfluss des zu bearbeitenden Werkstoffs untersucht. Stellenweise zeigen sich Parallelen zum konventionellen Drehen oder zur kinematisch ähnlichen Verfahrensfamilie der Rotary-Tools. Im Vergleich zum Referenzprozess kann die Geometrietreue der hergestellten Bauteile durch eine Kombination aus zweistufiger Bearbeitungsstrategie und Korrektur der Werkzeugposition signifikant verbessert werden kann. Im zweiten Fall wurden die Betrachtungen unter Einbeziehung einer *Neuberechnung* der Werkzeugkontur um die Parameter Werkzeugdurchmesser und Drehzahlverhältnis erweitert. Für beide Parameter sind teilweise ähnliche Tendenzen zu beobachten. Außerdem wurde der Einfluss des Achskreuzwinkels auch für diesen Fall betrachtet, wobei sich offenbart, dass die Herausforderungen in der Wälzbarkeit liegen. Ein Achskreuzwinkel von $\Sigma = 90^\circ$ liefert die kleinsten zu erwartenden Abweichungen und ist damit als Ausgangspunkt für künftige Auslegungen zu bevorzugen. Außerdem konnte der oben erwähnte Ansatz zur Berechnung des Topographie-Winkels um die Einflüsse Drehzahlverhältnis und Achskreuzwinkel erweitert und erfolgreich validiert werden. Im dritten Fall wurden die Betrachtungen für zwei Familien von Bauteilquerschnitten verallgemeinert, um die *geometrischen und prozessseitigen Freiheitsgrade* des Rotationsunrunddrehens einzugrenzen. Es konnte gezeigt werden, dass die Wälzbarkeit, die Extrema der Prozesswinkel, die Produktivität und die Berührlinie von der Art des Bauteilprofils, dem Formfaktor und der Anzahl an Mitnehmern abhängen. Zuvor identifizierte Abhängigkeiten bspw. vom Drehzahlverhältnis oder dem Vorschub bleiben dabei in ihrer grundsätzlichen Wirkung bestehen. Mit einer Standweguntersuchung und ersten Erkenntnissen zum Verschleißverhalten der Werkzeuge schließen die Laboruntersuchungen ab.

In einem letzten Schritt wurde das Rotationsunrunddrehen anhand zweier konkreter Anwendungsbeispiele in das seriennahe Umfeld übertragen und dort erprobt. Im Fall des Knochennagels musste aus Gründen der Prozesssicherheit entgegen der Empfehlung aus den Laboruntersuchungen ein Gleichlauf-Prozess umgesetzt werden. Dabei hat sich das kleinere Werkzeug als vorteilhaft bzgl. Verschleißentwicklung und Standmenge

basierend auf der geforderten Bauteilqualität herausgestellt. Gegenüber den konventionellen Fertigungsrouen konnte die Fertigungszeit durch Einsatz des Verfahrens signifikant reduziert werden. So liegt die Einsparung im Fall des Exzenter-Bauteils bei 38 %. Für den Knochennagel konnte die Fertigungszeit in der Spitze gar um den Faktor 19,8 verkürzt und die Oberflächenrauheit im konischen Bereich zeitgleich drastisch reduziert werden.

9.2 Ausblick

Anknüpfend an die Ergebnisse dieser Arbeit ergeben sich einige Ansatzpunkte, die bei der zukünftigen Entwicklung des Rotationsunrunddrehens berücksichtigt werden können. Zur weiteren Verbesserung der Geometrietreue der hergestellten Bauteile kann ein Prozesskraftmodell basierend auf der bereits vorliegenden Prozessmodellierung und den Prozesskenngrößen aufgebaut und parametrisiert werden, um die zu erwartenden Betriebsverlagerungen bereits bei der Werkzeugauslegung zu berücksichtigen.

Aufgrund der verringerten lokalen Werkzeugbelastung und der damit verbundenen niedrigeren Prozesskräfte und der verbesserten Bauteilqualität ist die Durchführung von Standwegversuchen im Gegenlauf von großem Interesse. In Zusammenhang mit der Prozessstabilität muss dazu die Herausforderung der Bildung langer Wendelspäne im Prozess aufgelöst werden. Ein möglicher Ansatzpunkt dazu ist in Analogie zu den Rotary-Tools die Platzierung von Vertiefungen auf oder in der Nähe der Schneidkante, um einen Spanbruch herbeizuführen. Dazu kann beispielsweise auf Basis der Prozesssimulation ein dafür günstiger Ort entlang der Werkzeugkontur identifiziert werden.

Im Sinne der Reduktion der Werkzeugvielfalt erscheint der exzentrische Bauteilquerschnitt als naheliegend, um eine gegebene Werkzeugkontur zur Fertigung gleichartiger Bauteile mit unterschiedlichen Abmessungen zu verwenden. Dazu kann der Achsabstand in Y-Richtung angepasst werden, was jedoch auch zu einer Verzerrung des Bauteilquerschnitts führt. Entsprechend ist zu untersuchen, ob sich durch Kombination mit anderen Anpassungen der Kinematik ein Optimierungsproblem formulieren lässt. Darüber hinaus erscheint es interessant, das Rotationsunrunddrehen auch im gebrochenen Schnitt zu untersuchen, um die geometrischen und prozesseitigen Freiheitsgrade durch mehrschrittige Prozesse zu erweitern und so beispielsweise die Herstellung scharfkantiger Ecken im Bauteilquerschnitt zu ermöglichen.

Literaturverzeichnis

Verweise gemäß dem Schema *A_Nachname Jahr* beziehen sich auf studentische Arbeiten am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT), die vom Autor dieser Arbeit inhaltlich und organisatorisch angeleitet wurden.

A_Emzev 2023

Emzev, R. (2023), „Rotationsunrunddrehen bionischer Konturen für medizintechnische Implantate“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

A_Hörner 2024

Hörner, M. C. (2024), „Experimentelle Untersuchung geometrischer und prozesseitiger Freiheitsgrade beim Rotationsunrunddrehen“. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

A_Vollmer 2024

Vollmer, V. L. (2024), „Experimentelle Untersuchung des Rotationsunrunddrehens unter Berücksichtigung von Prozesskräften und Bauteilqualität“. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

Ahmed & Hegab et al. 2021a

Ahmed, W.; Hegab, H.; Mohany, A. & Kishawy, H. (2021), „Analysis and optimization of machining hardened steel AISI 4140 with self-propelled rotary tools“, *Materials* 14 (20/6106), S. 1–15, MDPI, Basel.

Ahmed & Hegab et al. 2021b

Ahmed, W.; Hegab, H.; Mohany, A. & Kishawy, H. (2021), „On machining hardened steel AISI 4140 with self-propelled rotary tools: experimental investigation and analysis“, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 113 (11-12), S. 3163–3176, Springer Verlag, Berlin.

Ahmed & Hegab et al. 2021c

Ahmed, W.; Hegab, H.; Mohany, A. & Kishawy, H. (2021), „Sustainability assessment of difficult-to-cut materials using rotary tools: a step towards sustainable machining environment“, *Procedia Manufacturing* 53, S. 92–98, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Airey & Oxford 1921

Airey, J. & Oxford, C. (1921), „On the art of milling“, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers 43, S. 549–589, ASME, New York.

Albrecht 1960

Albrecht, P. (1960), „New developments in the theory of the metal-cutting process: Part I. The ploughing process in metal cutting“, Journal of Engineering for Industry 82 (4), S. 348–357, ASME, New York.

Althaus & Ley 1986

Althaus, P.-G. & Ley, H. (1986), „Um die Ecke drehen“, Maschinenmarkt 92 (17), S. 32–37, Vogel Communications Group, Würzburg.

Altintas & Kersting et al. 2014

Altintas, Y.; Kersting, P.; Biermann, D.; Budak, E.; Denkena, B. & Lazoglu, I. (2014), „Virtual process systems for part machining operations“, CIRP Annals - Manufacturing Technology 63, S. 585–605, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Armarego & Karri et al. 1994a

Armarego, E.; Karri, V. & Smith, A. (1994), „Fundamental studies of driven and self-propelled rotary tool cutting processes – I. Theoretical investigation“, International Journal of Machine Tools and Manufacture 34 (6), S. 785–801, Elsevier Verlag, London.

Armarego & Karri et al. 1994b

Armarego, E.; Karri, V. & Smith, A. (1994), „Fundamental studies of driven and self-propelled rotary tool cutting processes – II. Experimental investigation“, International Journal of Machine Tools and Manufacture 34 (6), S. 803–815, Elsevier Verlag, London.

Arndt & Schulze 2024a

Arndt, T. & Schulze, V. (2024), „Non-Circular-Rotary-Turning process for manufacturing parts with non-circular contours“, CIRP Annals 73, S. 61–64, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Arndt & Schulze 2024b

Arndt, T. & Schulze, V. (2024), „Simulative and experimental investigation of the surface integrity obtained by Non-Circular-Rotary-Turning (NCRT)“, Procedia CIRP 123, S. 36–41, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Arndt & Sellmeier et al. 2023a

Arndt, T.; Sellmeier, V.; Kiessling, W.; Kanz, A.; Luik, M. & Schulze, V. (2023), „Alternativer Schraubenantrieb effizient zerspant“, *wt Werkstatttechnik online* 113 (11-12), S. 550–556, VDI Verlag, Düsseldorf.

Arndt & Sellmeier et al. 2023b

Arndt, T.; Sellmeier, V. & Schulze, V. (2023), „Model-based tool design for the manufacturing of hypocycloidal internal profiles by polygon turning“, *Procedia CIRP* 117, S. 7–12, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Arrazola & Garay et al. 2008

Arrazola, P.; Garay, A.; Iriarte, L.; Armendia, M.; Marya, S. & Le Maitre, F. (2008), „Machinability of titanium alloys“, *Journal of Materials Processing Technology* 209 (5), S. 2223–2230, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Barry & Byrne et al. 2001

Barry, J.; Byrne, G. & Lennon, D. (2001), „Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti–6Al–4V alloy“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (7), S. 1055–1070, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Bauer 2018

Bauer, R. (2018), „Modellbasierte Auslegung von Mehrschnittstrategien beim Wälzschälen“. Dissertation. Technische Universität Chemnitz, Chemnitz.

Blinda 1962

Blinda, G. (1962), „Mehrkantdrehen auf Mehrspindelautomaten“, *Werkstatt und Betrieb* 95 (7), S. 491–493, Hanser Verlag, München.

Blinda 1964

Blinda, G. (1964), „Das Mehrkantdrehen“, *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 59 (6), S. 256–261, De Gruyter, Berlin.

Boess & Ammermann et al. 2012

Boess, V.; Ammermann, C.; Niederwestberg, D. & Denkena, B. (2012), „Contact zone analysis based on multidexel workpiece model and detailed tool geometry representation“, *Procedia CIRP* 4, S. 41–45, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Bong & Kummer et al. 2007

Bong, M.; Kummer, F.; Kenneth, J. & Kenneth, A. (2007), „Intramedullary nailing of

the lower extremity: Biomechanics and biology“, Journal of the American Academy of Orthopaedic Surgeons 15 (2), S. 97–106, Lippincott Williams and Wilkins Ltd, Philadelphia.

Cieloszyk & Fabisiak 2017

Cieloszyk, J. & Fabisiak, B. (2017), „Tools with rotary cutting edges – classification and terminology“, Mechanik 8-9/2017, S. 674–676, Polish Society of Mechanical Engineers and Technicians, Warschau.

Citarella & Gerbino 2001

Citarella, R. & Gerbino, S. (2001), „BE analysis of shaft-hub couplings with polygonal profiles“, Journal of Materials Processing Technology 109, S. 30–37, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Clar 1953

Clar, R. (1953), „Das Drehen von Mehrkantprofilen“, Werkstatttechnik und Maschinenbau 46 (11), S. 541–545, Gemeinschaftsverlag Springer-Verlag / Deutscher Ingenieur-Verlag, Berlin.

Dabade & Joshi et al. 2003

Dabade, U.; Joshi, S. & Ramakrishnan, N. (2003), „Analysis of surface roughness and chip cross-sectional area while machining with self-propelled round inserts milling cutter“, Journal of Materials Processing Technology 132 (1-3), S. 305–312, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Denkena & Friehmuth et al. 2002

Denkena, B.; Friehmuth, F.; Fedorenko, S. & Groppe, M. (2002), „An der Schneide wird das Geld verdient – Neue Parameter zur Charakterisierung der Schneidengeometrien an Zerspanwerkzeugen“, Fertigung 12, S. 24–26, Verlag Moderne Industrie, Landsberg am Lech.

Denkena & Grove et al. 2019

Denkena, B.; Grove, T. & Pape, O. (2019), „Optimization of complex cutting tools using a multi-dexel based material removal simulation“, Procedia CIRP 82, S. 379–382, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Denkena & Tönshoff 2011

Denkena, B. & Tönshoff, H.-K. (2011), „Spanen“, Springer Verlag, Heidelberg.

Dietrich & Richter 2020

Dietrich, J. & Richter, A. (2020), „Praxis der Zerspantechnik“, Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden.

DIN 6581

DIN 6581 (1985), „Begriffe der Zerspantechnik – Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeugs“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 8589-1

DIN 8589-1 (2003), „Fertigungsverfahren Spanen – Teil 1: Drehen“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN 3689-1

DIN 3689-1 (2021), „Welle-Nabe-Verbindung – Hypotrochoidische H-Profile – Teil 1: Geometrie und Maße“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 4288

DIN EN ISO 4288 (1997), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 4287

DIN EN ISO 4287 (2010), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennung, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit“, 2021 zurückgezogen, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 17450-1

DIN EN ISO 17450-1 (2012), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Grundlagen – Teil 1: Modell für die geometrische Spezifikation und Prüfung“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 1101

DIN EN ISO 1101 (2017), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Geometrische Tolerierung – Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 1660

DIN EN ISO 1660 (2017), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Geometrische Tolerierung – Profiltolerierung“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 286-1

DIN EN ISO 286-1 (2019), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – ISO-Toleranzsystem

für Längenmaße – Teil 1: Grundlagen für Toleranzen, Abmaße und Passungen“, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 21920-2

DIN EN ISO 21920-2 (2022), „Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Profile – Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit“, Beuth Verlag, Berlin.

Franco & Estrems et al. 2004

Franco, P.; Estrems, M. & Faura, F. (2004), „Influence of radial and axial runouts on surface roughness in face milling with round insert cutting tools“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (15), S. 1555–1565, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Gauß 1887

Gauß, C. F. (1887), „Abhandlungen zur Methode der kleinsten Quadrate“. Hrsg. von P. Börsch A. und Simon, P Stankiewicz Buchdruckerei, Berlin.

Groppe 2019

Groppe, M. (2019), „Milling of titanium“. *CIRP encyclopedia of production engineering*. Hrsg. von S. Chatti; L. Laperrière; G. Reinhart & T. Tolio, S. 1207–1212, Springer Verlag, Berlin.

Günay & Korkut et al. 2005

Günay, M.; Korkut, I.; Aslan, E. & Seker, U. (2005), „Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force“, *Journal of Materials Processing Technology* 166 (1), S. 44–49, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Guo & Mao et al. 2017

Guo, Z.; Mao, S.; Du, X. & Ren, Z. (2017), „Influences of tool setting errors on gear skiving accuracy“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91 (9-12), S. 3135–3143, Springer Verlag, Berlin.

Guo & Mao et al. 2018

Guo, Z.; Mao, S.; Huyan, L. & Duan, D. (2018), „Research and improvement of the cutting performance of skiving tool“, *Mechanism and Machine Theory* 120, S. 302–313, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Harun & Burhanuddin et al. 2022

Harun, S.; Burhanuddin, Y. & Ibrahim, G. (2022), „The effect of cutting parameters on surface roughness and morphology of Ti-6Al-4V ELI titanium alloy during turning with actively driven rotary tools“, *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 6 (5/105), S. 1–17, MDPI, Basel.

Harun & Shibasaka et al. 2008

Harun, S.; Shibasaka, T. & Moriwaki, T. (2008), „Cutting mechanics of turning with actively driven rotary tool“, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2 (4), S. 579–586, Japan Society of Mechanical Engineers, Tokyo.

He & Zong et al. 2018

He, C.; Zong, W. & Zhang, J. (2018), „Influencing factors and theoretical modeling methods of surface roughness in turning process: State-of-the-art“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 129, S. 15–26, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Heisel 2014

Heisel, U. (2014), „Übersicht Drehmaschinen“. *Handbuch Spanen*. Hrsg. von U. Heisel; F. Klocke; E. Uhlmann & G. Spur, S. 154–158, Carl Hanser Verlag, München.

Henriksen 1952

Henriksen, E. (1952), „Discussion on 'The rotary cutting tool' (Shaw, Smith Cook)“, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* 74 (6), S. 1074–1076, ASME, New York.

Hilligardt & Böhlend et al. 2021

Hilligardt, A.; Böhlend, F.; Klose, J.; Gerstenmeyer, M. & Schulze, V. (2021), „A new approach for local cutting force modeling enabling the transfer between different milling conditions and tool geometries“, *Procedia CIRP* 102, S. 138–143, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Hilligardt & Schulze 2022

Hilligardt, A. & Schulze, V. (2022), „A holistic approach for gear skiving design enabling tool load homogenization“, *CIRP Annals* 71, S. 85–88, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Hilligardt & Schulze 2023

Hilligardt, A. & Schulze, V. (2023), „Gear skiving with minimum twist errors: Modeling and optimization of flank twist in gear skiving“, *Forschung im Ingenieurwesen* 87 (3), S. 997–1007, Springer Verlag, Berlin.

Hofmann 1991

Hofmann, D. (1991), „Mehrkant- und Unrundprofile numerisch gesteuert drehen“, *Werkstatt und Betrieb* 124 (6), S. 505–507, Carl Hanser Verlag, München.

Hook 1986

Hook, T. (1986), „Real-time shaded NC milling display“. *Proceedings of the 13th Annual Conference on Computer Graphics and Interactive Techniques*, S. 15–20, Association for Computing Machinery, New York.

Hosokawa & Ueda et al. 2010

Hosokawa, A.; Ueda, T.; Onishi, R.; Tanaka, R. & Furumoto, T. (2010), „Turning of difficult-to-machine materials with actively driven rotary tool“, *CIRP Annals* 59 (1), S. 89–92, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Hosokawa & Yoshimatsu et al. 2018

Hosokawa, A.; Yoshimatsu, H.; Koyano, T.; Furumoto, T. & Hashimoto, Y. (2018), „Turning of difficult-to-machine materials with an actively driven rotary tool (ADRT)“, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 12 (5), S. 1–9, Japan Society of Mechanical Engineers, Tokyo.

Hühsam 2002

Hühsam, A. (2002), „Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses“. Dissertation. Universität Karlsruhe (TH), Karlsruhe.

Jansen 1980

Jansen, W. (1980), „Leistungssteigerung und Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit beim Wälzschälen von Innenverzahnungen“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Aachen.

Joch & Pilc et al. 2019

Joch, R.; Pilc, J.; Daniš, I.; Drbúl, M. & Krajčoviech, S. (2019), „Analysis of surface roughness in turning process using rotating tool with chip breaker for specific shapes of automotive transmission shafts“, *Transportation Research Procedia* 40, S. 295–301, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Joch & Sajgalik et al. 2022

Joch, R.; Sajgalik, M.; Czan, A.; Holubjak, J.; Cedzo, M. & Cep, R. (2022), „Effects of process cutting parameters on the Ti-6Al-4V turning with monolithic driven rotary tool“, *Materials* 15 (15/5181), S. 1–13, MDPI, Basel.

Jörg 2018

Jörg, R. (2018), „Unrund-Drehen formschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen“. 8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindung 2018, VDI-Berichte Nr. 2337, S. 189–198, VDI-Verlag, Düsseldorf.

Karaguzel & Olgun et al. 2015

Karaguzel, U.; Olgun, U.; Uysal, E.; Budak, E. & Bakkal, M. (2015), „Increasing tool life in machining of difficult-to-cut materials using nonconventional turning processes“, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 77 (9-12), S. 1993–2004, Springer Verlag, Berlin.

Kato & Shikimura et al. 2012

Kato, H.; Shikimura, T.; Morimoto, Y.; Shintani, K.; Inoue, T. & Nakagaki, K. (2012), „A study on driven-type rotary cutting for finish turning of carburized hardened steel“, Key Engineering Materials 523–524, S. 250–255, Trans Tech Publications, Bäch.

Kaulfersch & Roeder 2013

Kaulfersch, F. & Roeder, M. (2013), „Cutting of nickel-based superalloys with rotating indexable inserts“, Advanced Materials Research 769, S. 116–123, Trans Tech Publications, Bäch.

Kishawy & Ahmed et al. 2021

Kishawy, H.; Ahmed, W. & Mohany, A. (2021), „Analytical modeling of metal cutting process with self-propelled rotary tools“, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 33, S. 115–122, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Kishawy & Becze et al. 2004

Kishawy, H.; Becze, C. & McIntosh, D. (2004), „Tool performance and attainable surface quality during the machining of aerospace alloys using self-propelled rotary tools“, Journal of Materials Processing Technology 152 (3), S. 266–271, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Kishawy & Pang et al. 2011

Kishawy, H.; Pang, L. & Balazinski, M. (2011), „Modeling of tool wear during hard turning with self-propelled rotary tools“, International Journal of Mechanical Sciences 53 (11), S. 1015–1021, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Kishawy & Wilcox 2003

Kishawy, H. & Wilcox, J. (2003), „Tool wear and chip formation during hard turning with

self-propelled rotary tools“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (4), S. 433–439, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Kishawy 2019

Kishawy, H. (2019), „Self-propelled rotary tool“. *CIRP encyclopedia of production engineering*. Hrsg. von S. Chatti; L. Laperrière; G. Reinhart & T. Tolio, S. 1517–1520, Springer Verlag, Berlin.

Kiyak & Altan 2012

Kiyak, M. & Altan, E. (2012), „Effects of process parameters on surface quality in turning of mild steel with rotary cutting tool“, *Advanced Materials Research* 445, S. 137–142, Trans Tech Publications, Bäch.

Kleppmann 2016

Kleppmann, W. (2016), „Versuchsplanung“, Carl Hanser Verlag, München.

Klocke & Brecher 2016

Klocke, F. & Brecher, C. (2016), „Zahnrad- und Getriebetechnik“, Carl Hanser Verlag, München.

Klocke & König 2008

Klocke, F. & König, W. (2008), „Fertigungsverfahren Drehen, Fräsen, Bohren“, Springer Verlag, Berlin.

Knothe & Tate et al. 2000

Knothe, U.; Tate, M. & Perren, S. (2000), „300 years of intramedullary fixation – from aztec practice to standard treatment modality“, *European Journal of Trauma* 26 (5), S. 217–225, Urban und Vogel, München.

Komanduri 1981

Komanduri, R. (1981), „Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys“, *Wear* 76 (1), S. 15–34, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Kossakowska & Jemielniak 2012

Kossakowska, J. & Jemielniak, K. (2012), „Application of self-propelled rotary tools for turning of difficult-to-machine materials“, *Procedia CIRP* 1, S. 425–430, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Lei & Liu 2002

Lei, S. & Liu, W. (2002), „High-speed machining of titanium alloys using the driven

rotary tool“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (6), S. 653–661, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Leidich & Reiß et al. 2017

Leidich, E.; Reiß, F. & Schreiter, R. (2017), „Investigations of hypocycloidal shaft and hub connections“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 48 (8), S. 760–766, Wiley–VCH Verlag, Weinheim.

Ley & Schmidt 1983

Ley, H. & Schmidt, M. (1983), „Verfahren zur Herstellung von Werkstücken mit polygonaler Aussen- und/oder Innenkontur und Vorrichtungen zur Durchführung des Verfahrens“. Patentschrift 0 097 346 B1, Europäisches Patentamt, Brüssel.

Maximov & Hirstov 2005a

Maximov, J. & Hirstov, H. (2005), „Machining of hypotrochoidal surfaces by adding rotations around parallel axes, part 1: Kinematics of the method and rational field of application“, *Trakya University Journal of Natural Sciences* 6 (1), S. 1–11, Trakya University, Edirne.

Maximov & Hirstov 2005b

Maximov, J. & Hirstov, H. (2005), „Machining of hypotrochoidal surfaces by adding rotations around parallel axes, part 2: Geometry of the body of the tool“, *Trakya University Journal of Natural Sciences* 6 (1), S. 13–18, Trakya University, Edirne.

McIntosh 2013

McIntosh, C., Hrsg. (2013), „Cambridge advanced learner's dictionary“, Cambridge University Press, Cambridge.

Nakajima & Kato et al. 2008

Nakajima, H.; Kato, A.; Sasahara, H.; Yamamoto, H.; Muraki, T. & Tsutsumi, M. (2008), „Effect of rotary cutting tool posture on machining performance utilizing multi-tasking lathe“, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing* 2 (4), S. 532–539, Japan Society of Mechanical Engineers, Tokyo.

Nieslony & Krolczyk et al. 2020

Nieslony, P.; Krolczyk, G.; Chudy, R.; Wojciechowski, S.; Maruda, R.; Biłous, R.; Lipowczyk, M. & Stachowiak, L. (2020), „Study on physical and technological effects of precise turning with self-propelled rotary tool“, *Precision Engineering* 66, S. 62–75, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Niinomi 2002

Niinomi, M. (2002), „Recent metallic materials for biomedical applications“, *Metallurgical and Materials Transactions A* 33 (3), S. 447–486, Springer Verlag, Berlin.

Nguyen & Kim et al. 2014

Nguyen, S.; Kim, B.; Yu, H.; Hong, S. & Park, K. (2014), „Surface texturing by turning process using circular driven rotary tool with multiple cutting edges“, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 15 (6), S. 1137–1142, Springer Verlag, Berlin.

Olgun & Budak 2013

Olgun, U. & Budak, E. (2013), „Machining of difficult-to-cut-alloys using rotary turning tools“, *Procedia CIRP* 8, S. 81–87, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Orlov 1980

Orlov, P. (1980), „Fundamentals of machine design – vol. 4“, Mir Publishers, Moskau.

Peters & Hemptenmacher et al. 2002

Peters, M.; Hemptenmacher, J.; Kumpfert, J. & Leyens, C. (2002), „Titan und Titanlegierungen: Struktur, Gefüge, Eigenschaften“. *Titan und Titanlegierungen*. Hrsg. von M. Peters & C. Leyens, S. 1–37, Wiley–VCH Verlag, Weinheim.

Petzoldt 1953

Petzoldt, F. (1953), „Langdrehautomaten“. *Werkstattbücher – Werkzeugeinrichtungen auf Einspindelautomaten*. Hrsg. von H. Haake, S. 18–27, Springer Verlag, Berlin.

Pittler 1910

Pittler, W. (1910), „Verfahren zum Schneiden von Zahnrädern mittels eines zahnradartigen, an den Stirnflächen der Zähne mit Schneidkanten versehenen Schneidwerkzeuges“. Patentschrift 243514, Kaiserliches Patentamt, Berlin.

Ramesh & Karunamoorthy et al. 2012

Ramesh, S.; Karunamoorthy, L. & Palanikumar, K. (2012), „Measurement and analysis of surface roughness in turning of aerospace titanium alloy (gr5)“, *Measurement* 45 (5), S. 1266–1276, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Sasahara & Kato et al. 2008

Sasahara, H.; Kato, A.; Nakajima, H.; Yamamoto, H.; Muraki, T. & Tsutsumi, M. (2008), „High-speed rotary cutting of difficult-to-cut materials on multitasking lathe“,

International Journal of Machine Tools and Manufacture 48 (7-8), S. 841–850, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Sasahara & Satake et al. 2017

Sasahara, H.; Satake, K.; Takahashi, W.; Goto, M. & Yamamoto, H. (2017), „The effect of oil mist supply on cutting point temperature and tool wear in driven rotary cutting“, Precision Engineering 48, S. 158–163, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Sauer & Gerstenmeyer et al. 2021

Sauer, F.; Gerstenmeyer, M. & Schulze, V. (2021), „Temperaturverteilung beim Wälzschälen“, wt Werkstattstechnik online 111 (11-12), S. 786–791, VDI Verlag, Düsseldorf.

Sauermann 2023

Sauermann, N. (2023), „Medizintechnik – neue Fertigungsverfahren für funktionsintegrierte Implantate“, Future Manufacturing 2/2023, S. 14–15, VDMA Services GmbH, Frankfurt am Main.

Schulze & Arndt 2024

Schulze, V. & Arndt, T. (2024), „Effiziente Zerspanung: Synchronisiert-zyklische Verfahren für hohe Produktivität und neue geometrische Freiheiten“. *Moderne Zerspanungstechnologie - Neue Entwicklungen und Trends aus Forschung und Praxis - Jahrbuch zum 5. Innovation Forum Zerspanungstechnologie, 2024*. Hrsg. von C. Reich; B. Azarhoushang; H. Kitzig-Frank & N. Schneider, S. 2-1–2-11, Hochschule Furtwangen, Tuttlingen.

Schütte 1902

Schütte, F. (1902), „Spezielle algebraische und transscendente ebene Kurven“, B. G. Teubner, Leipzig.

Schwalm & Mann et al. 2022

Schwalm, J.; Mann, F.; Gerstenmeyer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2022), „Main time-parallel mechanical surface treatment and surface texturing during machining“, Procedia CIRP 108, S. 240–245, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Sellmeier 2024

Sellmeier, V. (2024), „Verfahren zum Bearbeiten eines Werkstücks“. Offenlegungsschrift DE 10 2023 102 808 A1, Deutsches Patent- und Markenamt, München.

Shaw & Smith et al. 1952

Shaw, M.; Smith, P. & Cook, N. (1952), „The rotary cutting tool“, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers 74 (6), S. 1065–1073, ASME, New York.

Soliman 2022

Soliman, E. (2022), „Simulation of the polygonal turning process“, Journal of Manufacturing Processes 80, S. 852–859, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Stadtfeld 2020

Stadtfeld, H. (2020), „Introcuction to electric vehicle transmissions“, Gear Technology 37 (7), S. 42–50, American Gear Manufacturers Association, Alexandria.

Stryker 2013

Stryker, Hrsg. (2013), „T2 Tibia-Nagelsystem“, Stryker Trauma GmbH, Schönkirchen.

Sun & Tsao 1999

Sun, Z. & Tsao, T. (1999), „Process feedback control of non-circular turning for camshaft machining“. *Proceedings of the ASME 1999 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, S. 949–956, ASME, New York.

Suzuki & Suzuki et al. 2014

Suzuki, N.; Suzuki, T.; An, R.; Ukai, K.; Shamoto, E.; Hasegawa, Y. & Horiike, N. (2014), „Force prediction in cutting operations with self-propelled rotary tools considering bearing friction“, *Procedia CIRP* 14, S. 125–129, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Tikal & Holsten 2006

Tikal, F. & Holsten, S. (2006), „Neue Anforderungen erfordern neue Werkzeuge“, *VDI-Z* 148 (3), S. 44–46, VDI-Verlag, Düsseldorf.

Tomov & Kuzinovski et al. 2016

Tomov, M.; Kuzinovski, M. & Chchosz (2016), „Development of mathematical models for surface roughness parameter prediction in turning depending on the process condition“, *International Journal of Mechanical Sciences* 113, S. 120–132, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Tirlangi & Saravanan et al. 2022

Tirlangi, S.; Saravanan, P.; Senthil, T.; Ashokkumar, K.; Louies Praveen, S. & Chithambaranathan, P. (2022), „Experimental investigation and optimization of tool geometry

for turning process using response surface methodology“, *Materials Today* 62, S. 2046–2049, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Udea 2019

Udea, T. (2019), „Turning with rotary tools“. *CIRP encyclopedia of production engineering*. Hrsg. von S. Chatti; L. Laperrière; G. Reinhart & T. Tolio, S. 1757–1764, Springer Verlag, Berlin.

Uhlmann & Kaulfersch et al. 2014

Uhlmann, E.; Kaulfersch, F. & Roeder, M. (2014), „Turning of high-performance materials with rotating indexable inserts“, *Procedia CIRP* 14, S. 610–615, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Vajpayee 1981

Vajpayee, S. (1981), „Analytical study of surface roughness in turning“, *Wear* 70 (2), S. 165–175, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Vargas & Schulze 2021

Vargas, B. & Schulze, V. (2021), „Three-dimensional modeling of gear skiving kinematics for comprehensive process design in practical applications“, *CIRP Annals* 70, S. 99–102, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Venuvinod & Lau et al. 1981

Venuvinod, P.; Lau, W. & Reddy, P. (1981), „Some investigations into machining with driven rotary tools“, *Journal of Engineering for Industry* 103 (4), S. 469–477, ASME, New York.

Venuvinod & Rubenstein 1983

Venuvinod, P. & Rubenstein, C. (1983), „The principle of equivalent obliquity and its application to rotary cutting“, *CIRP Annals* 32 (1), S. 53–58, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Walker 2014

Walker, B. (2014), „Langdrehautomaten“. *Handbuch Spanen*. Hrsg. von U. Heisel; F. Klocke; E. Uhlmann & G. Spur, S. 243–247, Carl Hanser Verlag, München.

Wang & Liu et al. 2021

Wang, P.; Liu, F. & Li, J. (2021), „Analysis and optimization of gear skiving parameters regarding interference and theoretical machining deviation based on chaos map“, *The*

International Journal of Advanced Manufacturing Technology 112 (7-8), S. 2161–2175, Springer Verlag, Berlin.

Wu & Zhao et al. 2009

Wu, D.; Zhao, T.; Chen, K. & Wang, X. (2009), „Application of active disturbance rejection control to variable spindle speed noncircular turning process“, International Journal of Machine Tools and Manufacture 49 (5), S. 419–423, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Yang & Ai et al. 2018

Yang, J.; Ai, W.; Liu, Y. & Chen, B. (2018), „Kinematics model and trajectory interpolation algorithm for CNC turning of non-circular profiles“, Precision Engineering 54, S. 212–221, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Yang & Rao et al. 2020

Yang, J.; Rao, P.; Chen, B.; Ding, H. & Ai, W. (2020), „Form error on-line estimation and compensation for non-circular turning process“, International Journal of Mechanical Sciences 184, 105847, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Yousefvand & Akbari et al. 2024

Yousefvand, M.; Akbari, H. & Davoodi, B. (2024), „Performance evaluation of self-propelled rotary tools and fixed round inserts in machining“, Journal of Materials Research and Technology 32, S. 3630–3639, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Zanger & Sellmeier et al. 2017

Zanger, F.; Sellmeier, V.; Klose, J.; Bartkowiak, M. & Schulze, V. (2017), „Comparison of modeling methods to determine cutting tool profile for conventional and synchronized whirling“, Procedia CIRP 58, S. 222–227, Elsevier Verlag, Amsterdam.

Zeiss 2021

Zeiss, Hrsg. (2021), „Zeiss Messstrategien Cookbook“, Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH, Oberkochen.

Liste eigener Publikationen

- Arndt, T.; Bertram, T.; Bryg, M.; Kipfmüller, J.; Kotschenreuther, J. & Schulze, V. (2022), „Drehen mit dem Roboter und mehreren Werkzeugen“, *wt Werkstatttechnik online* 112 (10), S. 722–726, VDI Verlag, Düsseldorf.
- Arndt, T.; Klose, J.; Gerstenmeyer, M. & Schulze, V. (2021), „Tool wear development in gear skiving process of quenched and tempered internal gears“, *Forschung im Ingenieurwesen* 86 (3), S. 587–594, Springer Verlag, Berlin.
- Arndt, T. & Schulze, V. (2024), „Non-Circular-Rotary-Turning process for manufacturing parts with non-circular contours“, *CIRP Annals* 73, S. 61–64, Elsevier Verlag, Amsterdam.
- Arndt, T. & Schulze, V. (2024), „Simulative and experimental investigation of the surface integrity obtained by Non-Circular-Rotary-Turning (NCRT)“, *Procedia CIRP* 123, S. 36–41, Elsevier Verlag, Amsterdam.
- Arndt, T.; Sellmeier, V.; Kiessling, W.; Kanz, A.; Luik, M. & Schulze, V. (2023), „Alternativer Schraubenantrieb effizient zerspannt“, *wt Werkstatttechnik online* 113 (11-12), S. 550–556, VDI Verlag, Düsseldorf.
- Arndt, T.; Sellmeier, V. & Schulze, V. (2023), „Model-based tool design for the manufacturing of hypocycloidal internal profiles by polygon turning“, *Procedia CIRP* 117, S. 7–12, Elsevier Verlag, Amsterdam.
- Punsmann, E.; Arndt, T. & Schulze, V. (2025), „Simulative approach to investigate the influence of tool deviations on the effective cutting conditions in gear skiving“, *Procedia CIRP* 133, S. 49–54, Elsevier Verlag, Amsterdam.
- Sauer, F.; Arndt, T. & Schulze, V. (2022), „Tool wear development in gear skiving of different quenched and tempered steels“. *International Conference on Gear Production 2022*, S. 1331–1343, VDI Verlag, Düsseldorf.
- Schulze, V. & Arndt, T. (2024), „Effiziente Zerspanung: Synchronisiert-zyklische Verfahren für hohe Produktivität und neue geometrische Freiheiten“. *Moderne Zerspanungstechnologie - Neue Entwicklungen und Trends aus Forschung und Praxis - Jahrbuch zum 5. Innovation Forum Zerspanungstechnologie, 2024*. Hrsg. von C. Reich; B.

Azarhoushang; H. Kitzi-Frank & N. Schneider, S. 2-1–2-11, Hochschule Furtwangen, Tuttlingen.

Werdegang

Bildung

09/2020 bis heute	Doktorand am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
03/2018 bis 09/2019	Applied Research mit Schwerpunkt Maschinenbau, Hochschule Augsburg, Master of Science Abschlussarbeit in Zusammenarbeit mit Firma Faurecia Clean Mobility, Augsburg: Test Cycle Development and Validation of an Urea-Corrosion Test Bench for Automotive Applications
10/2014 bis 02/2018	Allgemeiner Maschinenbau, Hochschule Augsburg, Bachelor of Engineering Abschlussarbeit bei den GROB-Werken, Mindelheim: Klassifizierung mikroporöser thermischer Schichten
09/2011 bis 07/2013	Fachgebundene Hochschulreife, Berufliche Schulen Landsberg am Lech
09/2006 bis 07/2011	Mittlere Reife, Johann-Winklhofer-Realschule Landsberg am Lech

Einschlägige Tätigkeiten

08/2025 bis heute	Technologieingenieur, INDEX-Werke GmbH & Co. KG Hahn und Tessky, Esslingen am Neckar
09/2020 bis 12/2024	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk, Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
10/2019 bis 08/2020	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für innovative Werkstoff- und Fügetechnik, Hochschule Augsburg
04/2018 bis 09/2019	Wissenschaftliche Hilfskraft am Lehrstuhl für innovative Werkstoff- und Fügetechnik, Hochschule Augsburg
07/2017 bis 02/2018	Bachelorand, GROB-Werke GmbH & Co. KG, Mindelheim
08/2015 bis 02/2017	Mitarbeiter in der Entwicklungsabteilung für Prüfstände (während der Semesterferien), Eichler GmbH, Lengenfeld
09/2016 bis 01/2017	Praktikum in der Entwicklungsabteilung für motorische Gleitlager, Wieland-Werke AG, Ulm
03/2014 bis 08/2014	Mitarbeiter in Montage, Versand und Oberflächenbeschichtung, Stelzner Geräte- und Maschinenbau GmbH, Ummendorf

Abbildungsverzeichnis

2.1	Kinematik des Rotationsunrunddrehens	3
2.2	Kinematik des Wälzschälens	4
2.3	Kinematik des Mehrkantdrehens und Polygondrehens	6
2.4	Möglichkeiten der Werkzeugführung beim RT	11
2.5	Eingriffssituation im ADRT-Prozess	14
2.6	Vorschub- und Tangentialkraft im ADRT-Prozess	18
2.7	Methode der geometrischen Durchdringungsrechnung	22
2.8	Dexel-basierte Werkzeugkonturberechnung	24
3.1	Darstellung der Vorgehensweise	26
4.1	Methode zur Berechnung der lokalen Prozesskenngrößen	29
4.2	Methode zur Berechnung der Berührlinie und der kinematischen Ober- flächentopographie	30
4.3	Grundlegende Gestalt der Profile	32
4.4	Normierte Beschreibung der Profile	34
4.5	Exzenter und H3-Profil	35
4.6	Bauteilquerschnitte zur Untersuchung des Einflusses der Berührlinie .	38
4.7	Versuchsaufbau Kurzdrehen	40
4.8	Versuchsaufbau Langdrehen	42
4.9	Methode zur Auswertung der Prozesskräfte	44
4.10	Ermittlung geometrischer Kennwerte	46
5.1	Erwartete geometrische Abweichungen	48
5.2	Kennfeld im Referenzprozess	49
5.3	Auswertung der Prozesskenngrößen in Abhängigkeit der Zeit	50
5.4	Örtliche Auswertung der Extremwerte der Prozesskenngrößen	51
5.5	Berechnete Berührlinie und Werkzeugauslauf	53
5.6	Berechnete Oberflächen-Topologie	54
5.7	Zeitliche Verläufe der Prozesskräfte	55
5.8	Auswertung der Bauteilgeometrie	57
5.9	Abgleich des Werkzeugauslaufs und der Berührlinie	58
5.10	Experimentelle Oberflächenkennwerte	59
5.11	Topographie der hergestellten Bauteiloberflächen	60

5.12	Repräsentativer Span	61
5.13	Veränderliche Prozesswinkel im Bauteil-Stirnschnitt	64
6.1	Einfluss des Vorschubs auf Spanungsdicke und Prozesswinkel	67
6.2	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf Spanungsdicke und Prozesswinkel	68
6.3	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf Schnittgeschwindigkeit und Überlaufweg	68
6.4	Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Bauteilgeometrie	69
6.5	Einfluss des Achskreuzwinkels auf Spanungsdicke und Prozesswinkel	70
6.6	Einfluss des Achskreuzwinkels auf Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit .	71
6.7	Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf die Bauteilgeometrie	72
6.8	Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf Spanungsdicke und Prozesswinkel	73
6.9	Einfluss der Werkzeugposition in X-Richtung auf Schnitt- und Gleitge- schwindigkeit	74
6.10	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf die Bauteilgeometrie	75
6.11	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf Spanungsdicke und Prozesswinkel	76
6.12	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf Schnitt- und Gleitge- schwindigkeit	77
6.13	Örtliche Auswertung der Extremwerte von Spanungsdicke und Span- winkel für eine zweistufige Bearbeitungsstrategie	78
6.14	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Berührlinie, Werkzeugauslauf und Überlaufweg	80
6.15	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Spanungsdicke und Prozess- winkel	81
6.16	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf Schnitt- und Gleitgeschwin- digkeit	81
6.17	Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf Werkzeugkontur, Berührlinie und Werkzeugauslauf	82
6.18	Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Prozesskenngrößen	83
6.19	Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Wälzbarkeit des Bauteilquer- schnitts	84
6.20	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Wälzbarkeit für das Z-Profil .	86

6.21	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf den Spanwinkel	87
6.22	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Produktivität	89
6.23	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Schnitt- und Gleitgeschwindigkeit	90
6.24	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Berührlinie	91
7.1	Einfluss des Vorschubs auf die Prozesskräfte	96
7.2	Einfluss des Vorschubs auf die Bauteilgeometrie	97
7.3	Einfluss des Vorschubs auf die Oberflächenrauheit	98
7.4	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf die Prozesskräfte . .	100
7.5	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf die Bauteilgeometrie	101
7.6	Einfluss des Vorbearbeitungsdurchmessers auf die Oberflächenrauheit	102
7.7	Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Prozesskräfte	103
7.8	Einfluss des Achskreuzwinkels auf die Topographie der Bauteilober- flächen	105
7.9	Einfluss des Werkstoffs auf die Prozesskräfte	106
7.10	Einfluss des Werkstoffs auf die Bauteilgeometrie	107
7.11	Einfluss des Werkstoffs auf die Oberflächenrauheit	108
7.12	Einfluss der Werkzeugposition in Y-Richtung auf die Bauteilgeometrie	109
7.13	Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Prozesskräfte	110
7.14	Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Bauteilgeometrie	111
7.15	Übersicht der erreichten Geometrietreue in Abhängigkeit der Strategie	112
7.16	Einfluss der Bearbeitungsstrategie auf die Oberflächenrauheit	113
7.17	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Prozesskräfte	115
7.18	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Oberflächenrauheit . . .	116
7.19	Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Topographie der Bauteil- oberflächen	117
7.20	Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Prozesskräfte	118
7.21	Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Oberflächenrauheit	119
7.22	Einfluss des Drehzahlverhältnisses auf die Topographie der Bauteil- oberflächen	120
7.23	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf den Verlauf der Passivkraft . . .	120
7.24	Einfluss des Bauteilquerschnitts auf die Oberflächenrauheit	121
7.25	Verschleiß des Werkzeugs zur Standweguntersuchung	123
7.26	Spanfläche des Werkzeugs zur Standweguntersuchung	123
7.27	Auswertung der Bauteilgeometrie über der Schnittlänge	124

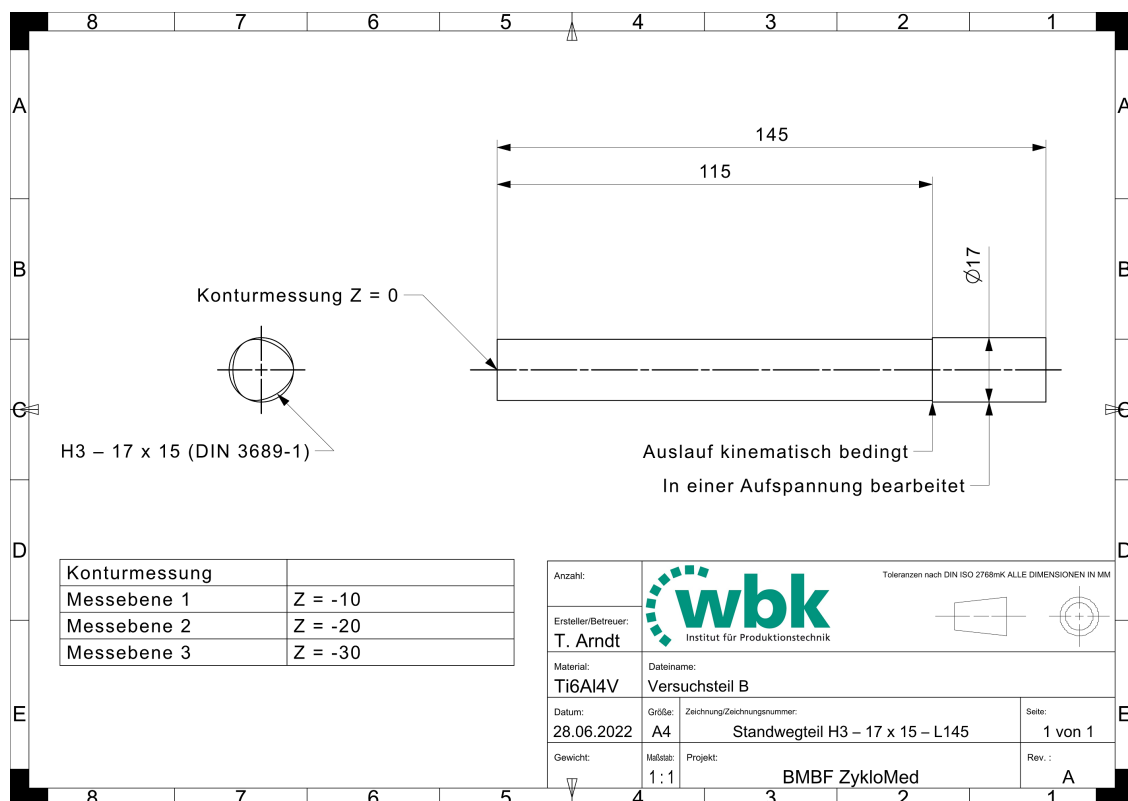
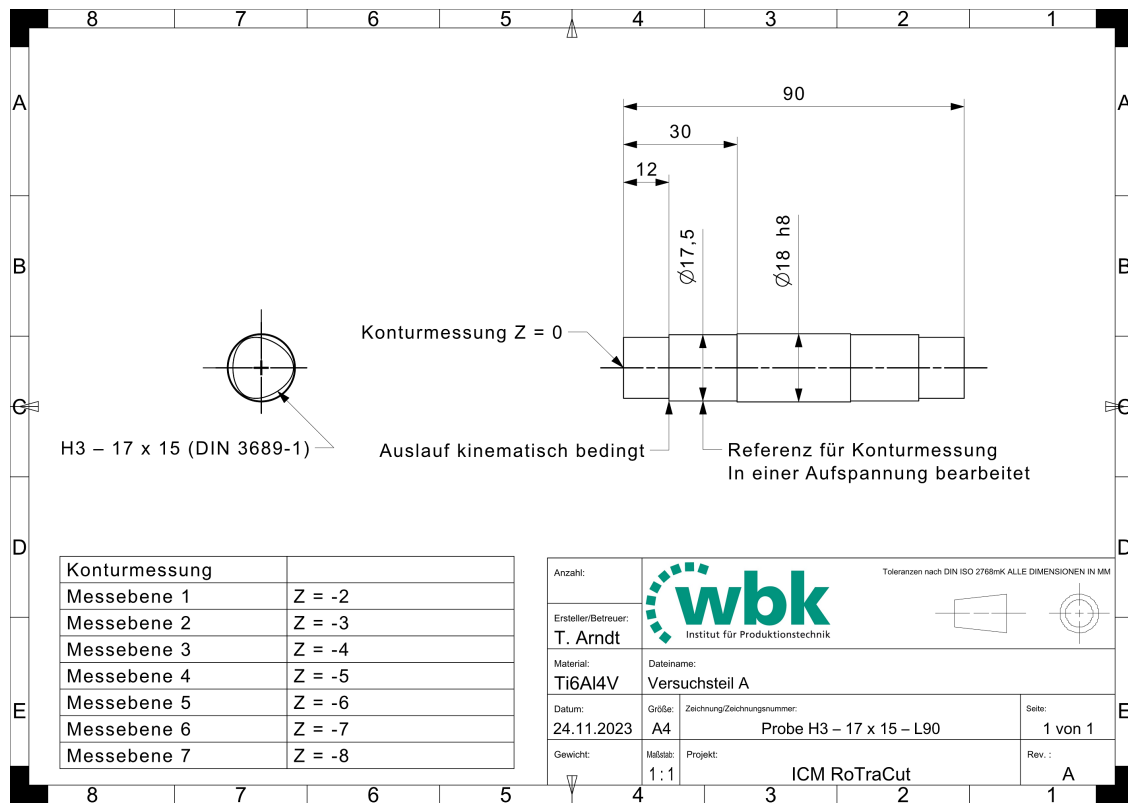
7.28	Auswertung der Oberflächenkennwerte über der Schnittlänge	125
7.29	Geschwindigkeitsbetrachtung zur Berechnung des Topographiewinkels.	129
8.1	Ansicht des Bauteils Knochennagel	131
8.2	Entwicklung der maximalen Verschleißmarkenbreite der Werkzeuge zur Standmengenuntersuchung	134
8.3	Auswertung der Bauteilgeometrie über der Anzahl hergestellter Bauteile	135
8.4	Auswertung der Oberflächenrauheit über der Anzahl hergestellter Bau- teile	136
8.5	Vergleich hinsichtlich der Fertigungszeit und der Oberflächenrauheit .	137
8.6	Vergleich hinsichtlich der Topographie der Bauteiloberflächen	138
8.7	Ansicht des Bauteils Exzenter	139

Tabellenverzeichnis

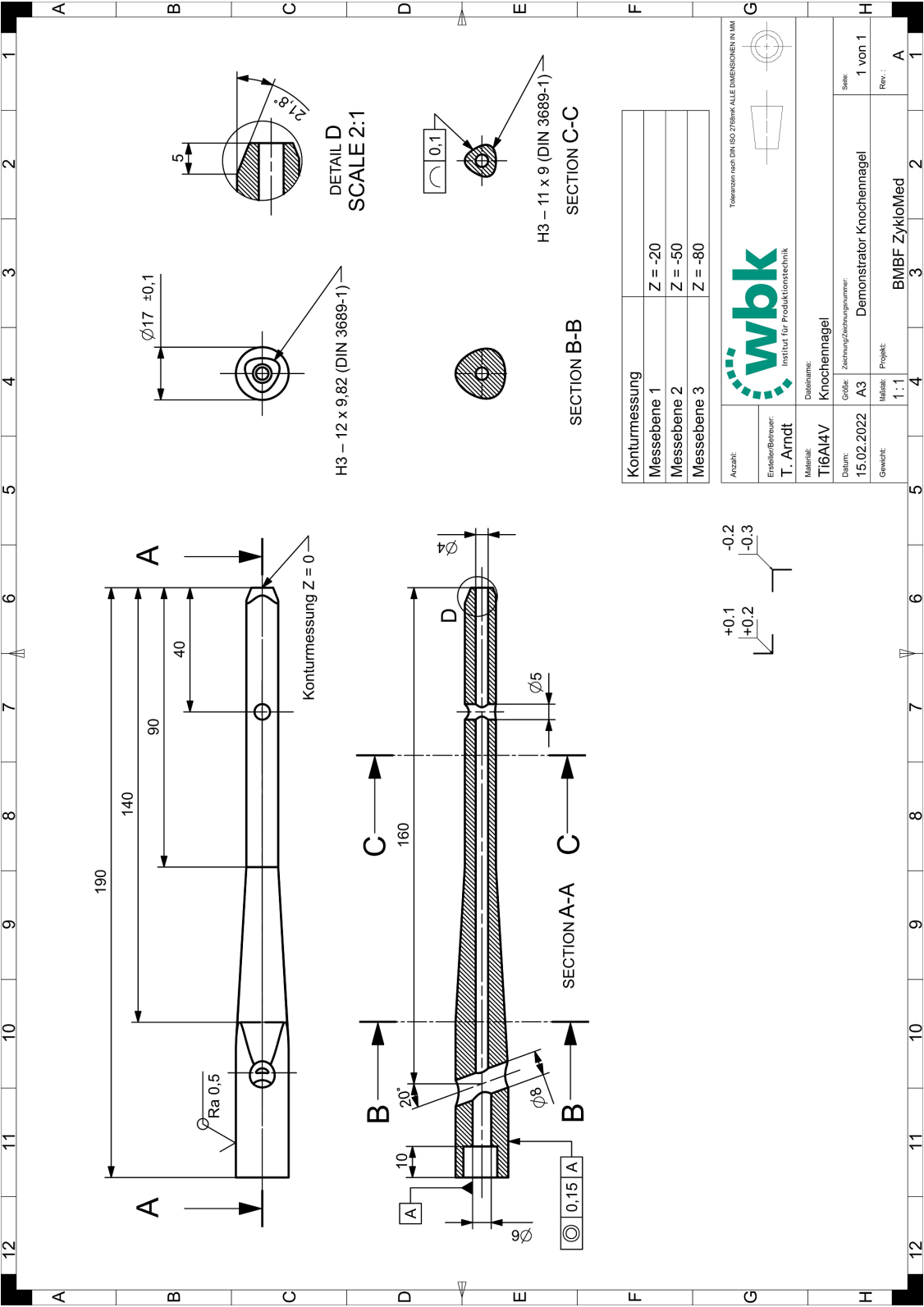
4.1	Bauteil-, Werkzeug- und Prozessparameter für den Referenzprozess	36
4.2	Prozessparameter für die zweistufige Bearbeitungsstrategie	37
4.3	Bauteil-, Werkzeug- und Prozessparameter für die Untersuchung des Einflusses der Berührlinie	38
4.4	Übersicht über die verwendeten Werkstoffe	39
8.1	Werkzeug- und Prozessparameter für den Anwendungsfall Knochennagel	133

Anhang

A1 Zeichnungen der Versuchsbauteile A und B



A2 Zeichnung des Knochen Nagels



Konturmessung	
Messebene 1	Z = -20
Messebene 2	Z = -50
Messebene 3	Z = -80

Anzahl:	
Ersteller/Revisor:	T. Arndt
Datum:	15.02.2022
Gewicht:	



Material:	Ti6Al4V
Größe:	A3
Zeichnung/Zeichnungsnummer:	Demonstrator Knochen Nagel
Projekt:	BMBF ZyloMed

0.1	-0.2
+0.2	-0.3

Seite:	1 von 1
Rev.:	

Forschungsberichte aus dem wbk
Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten
Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozessessteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsigen Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

**Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme:
Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung
im Bereich der Montagesystemplanung**

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

**Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch
Rückführung von Qualitätsinformationen**

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

**Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung
in verteilten Strukturen**

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

**Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der
Werkstattregelung**

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

**Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische
Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung**

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

**Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge
zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer
Untersuchungen beim Fräsen**

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungselementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkabaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl. WirtschaftsIng. Simone Riedmiller

Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspanprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmer

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

**Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren
Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung**

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossman

**Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitäts-
methodenverbund und Qualitätsmethodenintegration**

Band 91

Dr.-Ing. Martin Plass

**Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer
Honprozessregelung**

Band 92

Dr.-Ing. Titus Konold

**Optimierung der Fünfsachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlen-
unterstützte CAM-Umgebung**

Band 93

Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94

Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95

Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96

Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97

Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98

Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmäzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Managment-Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

**Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser
Abrasivstrahlschneiden**

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

**Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des
Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine**

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

**Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen
Applikationsprotokollen**

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönninger

**Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in
Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung**

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

**Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungs-
organisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)**

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikrobauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung
von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

**Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und
ganzheitlichen Produktionssystemen**

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

**Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen
in Trockenbearbeitungsprozessen**

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

**Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere
geometrische Maschinenbeurteilung**

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

**Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile
mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik**

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

**Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung
auf den Bereich der Mikrobearbeitung**

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

**Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels
Industrierobotern**

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden in der Kleinserienproduktion

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

Development of a database to consider multi wear mechanisms within chip forming simulation

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der Mikro-Koordinatenmesstechnik

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

Mikroverzahnungsnormal

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

Segmentspannbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spanbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für µMIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptronischen Kugelgewindetrieben

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügespalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen
Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

**Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner
Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen**

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

**Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel
der Batteriemontage für Elektrofahrzeuge**

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

**Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten
Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte**

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

**Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess
und Maschine am Beispiel Räumen**

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourcen-
effizienter Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren

ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

Deconvolution of Industrial Measurement and Manufacturing Processes for Improved Process Capability Assessments

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

**Einfluss des Räumens auf den Bauteilzustand in der Prozesskette
Weichbearbeitung – Wärmebehandlung – Hartbearbeitung**

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels
optischer Messtechnik**

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

**Einstellung von Aufnahmeparametern mittels projektionsbasierter Qualitäts-
kenngrößen in der industriellen Röntgen-Computertomographie**

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit der
Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungs-
verfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtscher

**Erhöhung der Bearbeitungsstabilität von Werkzeugmaschinen durch
semi-passive masseneinstellbare Dämpfungssysteme**

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozess-
integrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

**Systematic gripper arrangement for a handling device in lightweight
production processes**

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

Development of a Data Fusion-Based Multi-Sensor System for Hybrid Sheet Molding Compound

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

Numerische Entwicklung von Strategien zur Kompensation thermisch bedingter Verzüge beim Bohren von 42CrMo4

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

Untersuchung der prozessbestimmenden Größen für die anforderungsgerechte Gestaltung von Pouchzellen-Verpackungen

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

Additive Fertigung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiform Verfahren

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

Methodik zur Planung und Konfigurationsauswahl skalierbarer Montagesysteme – Ein Beitrag zur skalierbaren Automatisierung

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

Einbringung und Gestaltung von Lasteinleitungsstrukturen für im RTM-Verfahren hergestellte FVK-Sandwichbauteile

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

Prozessstrategien für das automatisierte Preforming von bebinderten textilen Halbzeugen mit einem segmentierten Werkzeugsystem

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

Entscheidungsunterstützung für den Industrie 4.0-Methodeneinsatz
Strukturierung, Bewertung und Ableitung von Implementierungsreihenfolgen

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

Prädiktiv-reaktives Scheduling zur Steigerung der Robustheit in der Matrix-Produktion

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

Entwicklung eines Verfahrensablaufes zur Herstellung von Batteriezellstapeln mit großformatigem, rechteckigem Stapelformat und kontinuierlichen Materialbahnen

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der Serienproduktion

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels Acoustic Emission

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

Prozessmodellierung des Fünf-Achs-Nadelwickelns zur Implementierung einer trajektoriebasierten Drahtzugkraftregelung

Band 241

Dr.-Ing. Andreas Kuhnle

Adaptive Order Dispatching based on Reinforcement Learning

Application in a Complex Job Shop in the Semiconductor Industry

Band 242

Dr.-Ing. Andreas Greiber

Fertigung optimierter technischer Oberflächen durch eine Verfahrenskombination aus Fliehkraft-Tauchgleitschleifen und Laserablation
Prozesseinflüsse und Prozessauslegung

Band 243

Dr.-Ing. Jan Niclas Eschner

Entwicklung einer akustischen Prozessüberwachung zur Porenbestimmung im Laserstrahlschmelzen

Band 244

Dr.-Ing. Sven Roth

Schädigungsfreie Anbindung von hybriden FVK/Metall-Bauteilen an metallische Tragstrukturen durch Widerstandspunktschweißen

Band 245

Dr.-Ing. Sina Kathrin Peukert

Robustheitssteigerung in Produktionsnetzwerken mithilfe eines integrierten Störungsmanagements

Band 246

Dr.-Ing. Alexander Jacob

Hochiterative Technologieplanung

Rekursive Optimierung produkt- und fertigungsbezogener Freiheitsgrade am Beispiel der hybrid-additiven Fertigung

Band 247

Dr.-Ing. Patrick Moll

Ressourceneffiziente Herstellung von Langfaser-Preforms im Faserblasverfahren

Band 248

Dr.-Ing. Eric Thore Segebade

Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von Bauteilen aus Ti-6Al-4V mittels simulationsgestützter Zerspanung und mechanischer Mikrotexturierung

Band 249

Dr.-Ing. Shun Yang

Regionalized implementation strategy of smart automation within assembly systems in China

Band 250

Dr.-Ing. Constantin Carl Hofmann

Vorausschauende und reaktive Mehrzieloptimierung für die Produktionssteuerung einer Matrixproduktion

Band 251

Dr.-Ing. Paul Ruhland

Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms

Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und der Drapierung für stabförmige Bauteile

Band 252

Dr.-Ing. Leonard Schild

Erzeugung und Verwendung von Anwendungswissen in der industriellen Computertomographie

Band 253

Dr.-Ing. Benedikt Klee

Analyse von Phaseninformationen in Videodaten zur Identifikation von Schwingungen in Werkzeugmaschinen

Band 254

Dr.-Ing. Bruno Vargas

Wälzschälen mit kleinen Achskreuzwinkeln

Prozessgrenzen und Umsetzbarkeit

Band 255

Dr.-Ing. Lucas Bretz

Function-oriented in-line quality assurance of hybrid sheet molding compound

Band 256

Dr.-Ing. Bastian Rothaupt

Dämpfung von Bauteilschwingungen durch einstellbare Werkstückdirektspannung mit Hydrodehnspanntechnik

Band 257

Dr.-Ing. Daniel Kupzik

Robotic Swing Folding of three-dimensional UD-tape-based Reinforcement Structures

Band 258

Dr.-Ing. Bastian Verhaelen

(De-)Zentralisierung von Entscheidungen in globalen Produktionsnetzwerken

Strategie- und komplexitätsorientierte Gestaltung der Entscheidungsautonomie

Band 259

Dr.-Ing. Hannes Wilhelm Weinmann

Integration des Vereinzelungs- und Stapelbildungsprozesses in ein flexibel und kontinuierlich arbeitendes Anlagenmodul für die Li-Ionen Batteriezellfertigung

Band 260

Dr.-Ing. Florian Stamer

Dynamische Lieferzeit-Preisgestaltung in variantenreicher Produktion

Ein adaptiver Ansatz mithilfe von Reinforcement Learning

Band 261

Dr.-Ing. Patrick Neuenfeldt

Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien

Band 262

Dr.-Ing. Boris Matuschka

Energieeffizienz in Prozessketten: Analyse und Optimierung von Energieflüssen bei der Herstellung eines PKW-Getriebebauteils aus 16MnCr5

Band 263

Dr.-Ing. Tobias Schlagenhauf

Bildbasierte Quantifizierung und Prognose des Verschleißes an Kugelgewindetriebspindeln

Ein Beitrag zur Zustandsüberwachung von Kugelgewindetrieben mittels Methoden des maschinellen Lernens

Band 264

Dr.-Ing. Benedict Stampfer

Entwicklung eines multimodalen Prozessmodells zur Oberflächenkonditionierung beim Außenlängsdrehen von 42CrMo4

Band 265

Dr.-Ing. Carmen Maria Krahe

KI-gestützte produktionsgerechte Produktentwicklung

Automatisierte Wissensextraktion aus vorhandenen Produktgenerationen

Band 266

Dr.-Ing. Markus Netzer

Intelligente Anomalieerkennung für hochflexible Produktionsmaschinen

Prozessüberwachung in der Brownfield Produktion

Band 267

Dr.-Ing. Simon Raphael Merz

Analyse der Kinematik und Kinetik von Planetenwälzgewindetrieben

Band 268

Dr.-Ing. Rainer Maria Silbernagel

Funktionsorientierte Qualitätsregelung in Produktionsnetzwerken

Qualitätsmanagement in der Produktion hochpräziser Produkte durch netzwerkweite Datenintegration

Band 269

Dr.-Ing. Jonas Nieschlag

Gestaltung und Prozessanalyse für im Schleuderverfahren hergestellte FKV-Metall-Hohlstrukturen

Band 270

Dr.-Ing. Lukas Matthias Weiser

In-Process Porositätserkennung für den PBF-LB/M-Prozess

Band 271

Dr.-Ing. Leonard Vincent Overbeck

Digital Twins of production systems

Automated validation and update of material flow simulation models with real data

Band 272

Dr.-Ing. Felix Klenk

Transparenzsteigerung in der Rückführungslogistik zur Verbesserung der Materialbedarfsplanung für das Remanufacturing

Band 273

Dr.-Ing. Benjamin Bold

Kompensation der Wrinkle-Bildung beim Kalandrieren von Lithium-Ionen-Kathoden

Vom Prozessverständnis des Kalandrierens bis zur Prozessoptimierung mittels Anti-Wrinkle-Modul

Band 274

Dr.-Ing. Daniel Gauder

Adaptive in-line Qualitätsregelung in der Mikro-Verzahnungsfertigung

Band 275

Dr.-Ing. Fabian Sasse

Ontologie-basierte Entscheidungsunterstützung für die Auswahl von Messsystemen in unreifen Produktionsprozessen

Band 276

Dr.-Ing. Jonas Hillenbrand

Unsupervised Condition-Monitoring für Kugelgewindetriebe mittels Acoustic Emission

Band 277

Dr.-Ing. Manuela Neuenfeldt

Untersuchung des Einflusses der PBF-LB-Stellgrößen auf die zerspanende Bearbeitung additiv gefertigter Stahlbauteile

Band 278

Dr.-Ing. Marvin Carl May

Intelligent production control for time-constrained complex job shops

Band 279

Dr.-Ing. Philipp Gönnerheimer

Automatisierte Bereitstellung von Maschinensteuerungsdaten in Brownfield-Produktionssystemen

Ein Beitrag zur Digitalisierung von Bestandsanlagen am Beispiel von Werkzeugmaschinen

Band 280

Dr.-Ing. Markus Schäfer

Kollisionsvermeidung für Endeffektoren mit integriertem LiDAR-System in der MRK

Ein Beitrag zur Mensch-Roboter-Kollaboration

Band 281

Dr.-Ing. Oliver Brützel

Decision Support System for the Optimisation of Global Production Networks

Development of a Digital Twin for Product Allocation and Robust Line Configuration

Band 282

Dr.-Ing. Gregor Graf

Qualifizierung der Legierung FeNiCoMoVTiAl im LPBF-Prozess unter Verwendung einer Doppellaser-Belichtungsstrategie

Band 283

Dr.-Ing. Maximilian Torsten Halwas

Kompaktwickelprozess zur Erhöhung der Performance von Statoren elektrischer Traktionsantriebe

Band 284

Dr.-Ing. Magnus Kandler

Menschzentriertes Implementierungsvorgehen für das Digitale Shopfloor Management - Förderung der Selbstorganisation unter Berücksichtigung der Mitarbeiterakzeptanz

Band 285

Dr.-Ing. Michael Baranowski

Additive Herstellung endlosfaserverstärkter Kunststoffbauteile mit dem Laser-Sinterprozess

Maschinentechnik, Prozessentwicklung und -modellierung

Band 286

Dr.-Ing. Tobias Storz

Flexibel automatisierte Assemblierung von Li-Ionen-Pouchzellen

Agile Anlagentechnik für die Prozesskette Stapelbildung, Kontaktierung und Heißsiegeln

Band 287

Dr.-Ing. Nikolas Sven Matkovic

Additive Individualization of Continuous-Discontinuous Reinforced Thermoplastics

Band 288

Dr.-Ing. Marco Wurster

Planung und Steuerung agiler hybrider Demontagesysteme im Remanufacturing

Band 289

Dr.-Ing. Felix Johannes Wirth

Prozessgeregelte Formgebung von Hairpin-Steckspulen für elektrische Traktionsmotoren

Band 290

Dr.-Ing. Patrizia Konstanze Gartner

Konzept eines Selbstheilungsmechanismus für Polymerelektrolytmembranen

Optimierung der Lebensdauer und der Effizienz von Brennstoffzellen

Band 291

Dr.-Ing. Jens Schäfer

Funktionsintegriertes Handhabungssystem zur geometrieflexiblen, positionsgenauen Einzellagenstapelung in der Brennstoffzellenstackfertigung

Band 292

Dr.-Ing. Gwen Louis Steier

Strategischer Fit in globalen Produktionsnetzwerken

Entscheidungsunterstützung für die strategische Netzwerkkonfiguration

Band 293

Dr.-Ing. Louis Schäfer

Assistierte, modellbasierte Grobplanung von Produktionssystemen mittels Mehrzieloptimierung:

Anwendung am Beispiel hochautomatisierter Schweißlinien für die Automobilzuliefererindustrie

Band 294

Dr.-Ing. Jan-Philipp Kaiser

Autonomous View Planning using Reinforcement Learning

Modeling and Application for Visual Inspection in Remanufacturing

Band 295

Dr.-Ing. Wilken Wößner

Identifikation und Reduktion der Ursachen von Unwuchtänderungen an Permanentmagnetrotoren elektrischer Traktionsantriebe

Band 296

Dr.-Ing. Ann-Kathrin Wurba

Reduktion der Längsfaltenbildung während des Kalandrierens von Batterieelektroden

Band 297

Dr.-Ing. Simon Mangold

Automatisierte Demontage von Schraubverbindungen für das Remanufacturing

Konzeption, Aufbau und Betrieb einer Demontagezelle

Band 298

Dr.-Ing. Eduard Gerlitz

Flexibles Trennen von Zellkontaktierungen in Lithium-Ionen-Batteriemodulen

Ein Beitrag zur automatisierten und flexiblen Demontage von Traktionsbatterien

Band 299

Dr.-Ing. Edgar Mühlbeier

Mechatronisches Koppelsystem für die prozessunabhängige, kraftgeregelte Kopplung von seriellen Roboterkinematiken

Band 300

Dr.-Ing. Martin Benfer

Decision-Making in Production Network Configuration

A Design Framework for Digital Twins of Global Production Networks

Band 301

Dr.-Ing. Victor Lubkowitz

Keramikverstärkte Aluminiumwerkstoffe für das pulverbettbasierte selektive Laserschmelzen

Beschichtung, Werkstoff- und Oberflächeneigenschaften von Mikro-B₄C- und Nano-TiC-verstärkten AlSi10Mg-Feedstocks, verarbeitet im PBF-LB-Prozess

Band 302

Dr.-Ing. Alex Frey

Datenbasierte Erstellung und Überprüfung von Modellen zur Produkt- und Prozesskonfiguration

Band 303

Dr.-Ing. Johannes Schubert

Werkstoff- und Prozessanalyse zur Herstellung keramischer Werkstoffverbunde mittels badbasierter Photopolymerisation (VPP-LED)#

Band 304

Dr.-Ing. Tassilo Arndt

**Simulative und experimentelle Untersuchung des Rotationsunrunddrehens
zur hochproduktiven Herstellung unrunder Bauteilquerschnitte**

