

DISS. ETH Nr. 19182

**Analyse und Simulation des Prozesses Honräumen
von gehärteten Innenprofilen mit
Diamantwerkzeugen**

Abhandlung zur Erlangung des Titels

DOKTOR DER WISSENSCHAFTEN
der
ETH ZÜRICH

vorgelegt von

GUILHERME EVANGELISTA VARGAS
Dipl.-Ing., TU Ilmenau

geboren am 23. Januar 1979
von
Brasilien/Italien

Angenommen auf Antrag von

Prof. Dr.-Ing. Konrad Wegener, Referent
Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, Korreferent
Dr. sc. techn. Friedrich Kuster, Korreferent

2010

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter bei der inspire AG und Doktorand am Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung (IWF) an der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich (ETH Zürich).

Mein besonderer Dank geht an meinen Doktorvater Herrn Prof. Dr. Konrad Wegener, Geschäftsführer von inspire und Leiter des IWF, für sein Vertrauen, für seine motivierende Führung, für seine Unterstützung sowie für die konstruktiven Diskussionen und kritische Durchsicht dieser Arbeit.

Dr. Fredy Kuster möchte ich ganz herzlich für die Übernahme des Korreferats danken. Als Leiter der Gruppe Prozesse hat Dr. Kuster einen wesentlichen Anteil am erfolgreichen Abschluss meiner Promotion geleistet. Seine fachliche Förderung und seine stetige Unterstützung meiner Tätigkeit ermöglichten mir die Ideen für diese Arbeit zu entwickeln und erfolgreich umzusetzen.

Prof. Dr. Rolf Bertrand Schroeter von der Universidade Federal de Santa Catarina in Brasilien möchte ich ganz herzlich für seine Bereitschaft danken, das Korreferat dieser Arbeit zu übernehmen.

Die Erstellung dieser Dissertation wäre ohne die tatkräftige Unterstützung aller Mitarbeiter von inspire/IWF nicht möglich gewesen. An dieser Stelle möchte ich mich besonders bei folgenden Kollegen und zum Teil ehemaligen Mitarbeitern bedanken: Dr. Fábio Wagner Pinto, Dr. Angelo Marcos Gil Boeira, Eduardo Weingärtner, Sherline Wunder, Sebastian Buhl, Dr. Sergio Bossoni, Dr. Bernhard Bringmann, Dr. Wolfgang Knapp, Dr. Josef Mayr, Jérémie Monnin, Pascal Maglie, Carl-Frederik Wyen, Zoltan Sarosi, Raoul Roth, Ramon Hofer, Thomas Kennel, Bastian Migge, Josef Meile, Thomas Nescher, Adrian Steinemann, Dr. Andreas Kunz, Josef Stirnimann, Thomas Liebrich, Stefan Thoma, Robert Transchel, Markus Steinlin, Nicolas Jochum und Marcel Henerichs.

Ich möchte meinem ehemaligen Bürokollegen und Freund, Martin Suter, für die jahrelange gute Zusammenarbeit und die unzähligen technischen, politischen, ökonomischen, sportlichen und selbstverständlich auch persönlichen Diskussionen ganz herzlich danken.

Ferner möchte ich allen Hilfsassistenten und Studenten danken, die mich bei der Fertigung der vorliegenden Arbeit unterstützt haben. Besonders möchte ich Herr Luiz Carlos Antonio de Jesus für sein starkes Engagement im Projekt danken. Ebenso möchte ich mich ganz herzlich bei Herrn Simon Wampfler für die sorgfältige Korrektur der Grammatik bedanken.

Diese Dissertation entstand in enger Zusammenarbeit zwischen inspire, dem IWF und den Firmen Fässler AG in Dübendorf und Breu Diamantwerkzeug GmbH in Arbon mit finanzieller Unterstützung der Förderagentur für Innovation (KTI) der Schweizerischen Eidgenossenschaft.

Als Hauptindustriepartner danke ich der Firma Fässler und allen Ihren Mitarbeitern für die angenehme Atmosphäre und die starke Unterstützung während dieser Arbeit. Besonders möchte ich den Herren Dr. Stefan Pleier, Dr. Peter Langenstein, Daniel Misteli, Christian Jäger, Antonio Rubino, Beat Hungerbühler, Guido Jucker, Kurt Widmer, Pius Zoller, Thomas Rosenzopf, René Guggenbühl und Roman Minas sowie die ehemaligen Mitarbeiter Dr. Thomas Schnider und Dr. Roland Rütli herzlich danken.

Der Firma Breu Diamantwerkzeug und speziell Herrn Rudolf Breu danke ich für die Herstellung der Diamantwerkzeuge für dieses Projekt sowie für die besonders wichtigen technischen Diskussionen.

Eu gostaria de agradecer ao meu pai João de Souza Vargas e a minha mãe Nézia Evangelista pelo enorme apoio, amor e dedicação nestes inúmeros anos da minha formação acadêmica. Meu agradecimento estende-se também aos meus amados irmãos Haroldo, Fernando e Eduardo bem como às suas respectivas famílias por todo o carinho e apoio que, mesmo a distância, me dispensaram.

Von ganzem Herzen möchte ich mich bei meiner Frau Elise Cristina Mallmann, meinem Sohn Giorgio und meiner Tochter Victoria bedanken. Sie haben mit Ihrer Unterstützung und Ihrem Verständnis für die vielen Tage, die ich von unserer gemeinsamen Freizeit für diese Arbeit opfern musste, wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Zürich, im November 2010

Guilherme Vargas

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung.....	vi
Abstract	vii
Abkürzungen und Sonderzeichen.....	viii
1 Einführung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Honräumen	3
2.1.1 Werkzeug.....	3
2.1.2 Werkzeugmaschine	9
2.1.3 Pendelstrategie	10
2.2 Spanbildungsmechanismen bei abrasiven Prozessen.....	12
2.3 Werkzeugverschleiss	15
2.4 Kräfte und Deformationen bei abrasiven Prozessen.....	19
2.5 Kühlschmiermittel	22
2.6 Modellierung und Simulation von abrasiven Prozessen	24
2.6.1 Molekulardynamik	25
2.6.2 Kinematik	26
2.6.3 Analytische Modelle	27
2.6.4 Feldmodelle	28
2.6.5 Regression.....	29
2.6.6 Künstliche neuronale Netze (KNN)	29
2.6.7 Regelbasierte Modelle	30
2.6.8 Anwendbarkeit der Modelle auf das Honräumen	31
3 Zielsetzung	33
4 Einzelkornversuche	35
4.1 Versuchsaufbau.....	36
4.1.1 Werkzeugmaschine	36
4.1.2 Einzelkornstift.....	37
4.1.3 Werkstück	40
4.2 Versuchsdurchführung.....	42
4.3 Messtechnik.....	43

4.3.1	Weisslichtinterferometrie.....	43
4.3.2	Kraftmessung.....	43
4.3.3	Auswertung.....	44
4.4	Ergebnisse.....	46
5	Honraumversuche.....	50
5.1	Versuchsaufbau.....	50
5.1.1	Werkzeugmaschine.....	50
5.1.2	Sensorenauswahl für die Kraftmessung.....	50
5.1.3	Versuchswerkzeug.....	51
5.1.4	Versuchsaufbauten und Werkstückproben.....	53
5.1.4.1	Messtechnik und Probenanordnung bei Versuchsaufbau 1.....	53
5.1.4.2	Messtechnik und Probenanordnung bei Versuchsaufbau 2.....	55
5.2	Messtechnik.....	59
5.2.1	Lichtmikroskopie.....	59
5.2.2	Rasterelektronenmikroskop (REM).....	60
5.2.3	Kraftmessung.....	60
5.2.4	Rauheit.....	61
5.3	Einfluss der Prozessparameter bei herkömmlichem Spülsystem.....	62
5.3.1	Versuchsdurchführung.....	62
5.3.2	Ergebnisse – Schnittgeschwindigkeit.....	64
5.3.3	Ergebnisse – Vorschub pro Hub.....	64
5.4	Einfluss der Pendelstrategie bei herkömmlichem Spülsystem.....	67
5.4.1	Versuchsdurchführung – Bereich 1.....	68
5.4.2	Ergebnisse – Bereich 1.....	69
5.4.3	Versuchsdurchführung – Bereich 2: Schlichthübe.....	71
5.4.4	Ergebnisse – Schlichthübe.....	71
5.4.5	Versuchsdurchführung – Bereich 3: Kraftgrenzwert F_L	75
5.4.6	Ergebnisse – Kraftgrenzwert F_L	76
5.5	Einfluss des Öldrucks.....	77
5.5.1	Versuchsdurchführung.....	77
5.5.2	Ergebnisse – Öldruck und Standweg.....	78
5.6	Einfluss der Prozessparameter bei Hochdruckspülung.....	84

5.6.1	Versuchsdurchführung	84
5.6.2	Ergebnisse – Vorschub pro Hub	85
5.6.3	Ergebnisse – Räumweg	93
5.6.4	Ergebnisse – Verschleiss	98
6	Simulation des Honräumens	104
6.1	Werkzeugmodell	106
6.2	Werkstückmodell	112
6.3	Prozessmodell	113
6.4	Materialabtragsmodell	116
6.5	Kraftmodell	119
6.6	Deformationsmodell	120
6.7	Spanraummodell	122
6.8	Weitere Outputs	126
6.9	Verifikation des Modells	128
7	Umsetzung	132
7.1	Werkzeugauslegung	132
7.2	Werkzeugeinsatz	135
8	Zusammenfassung und Ausblick	138
9	Literatur	140

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Grundlagen des Prozesses Honräumen untersucht, um ein besseres Verständnis der Spanbildung am Diamantbelag, dessen maximale Belastungsgrenze, Verschleissformen und Versagensmechanismen sowie eine vertiefte Kenntnis der Wechselwirkung zwischen Werkstück und gewählten Prozessparametern zu erzielen.

In diesem Zusammenhang wird eine Methode für die Untersuchung der Spanbildungsmechanismen eines einzelnen Diamantkorns beim Honräumen entwickelt, um das Verhältnis der Schnittkraft in Abhängigkeit von Kornlage und Schnittwinkel zu bestimmen. Dabei wird mit Hilfe der Kienzle-Gleichung die spezifische Schnittkraft und der Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft für die untersuchten Lagen in Abhängigkeit der Schnittwinkel experimentell ermittelt.

Ein stochastisches Prozessmodell wird entwickelt, mit dem die Auswirkungen veränderter Prozessparameter und Werkzeugdaten durch numerische Simulation untersucht werden können. Die Simulation basiert auf einem kinematisch-geometrischen Modell und besteht aus einem Werkzeugmodell, einem kinematischen Prozessmodell, einem Materialabtragsmodell, einem Kraftmodell, einem Deformationsmodell, und einem Spanraummodell. Das Werkzeugmodell basiert auf einer Monte-Carlo-Simulation und berücksichtigt die wichtigsten Grössen des abrasiven Belags. Das Materialabtragsmodell geht von der Annahme einer kinematischen Schnittbedingung aus. Das Kraftmodell basiert auf dem Kienzle Kraftmodell für ein einzelnes Korn. Die Elastizität des Werkstücks wird im Deformationsmodell beschrieben. Das Spanraummodell berücksichtigt die Zusammenhänge zwischen Spanraumvolumen und den dort eindringenden Spänen. Somit ermöglicht die Simulation die Abbildung der makroskopischen Effekte des Prozesses ausgehend von der vollständigen und grundlegenden Beschreibung der mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs.

Parallel zur Entwicklung des Simulationsmodells werden Experimente zum Honräumen durchgeführt, um die Auswirkungen veränderter Prozessparameter und Werkzeugdaten auf die wirkenden Kräfte, Oberflächengüte und Genauigkeit untersuchen zu können. Aus der Auswertung der Experimente und der Simulation können wichtige Informationen gewonnen werden, die zum besseren Verständnis des Prozesses führen.

Aus den Ergebnissen wird eine Pendelstrategie vorgeschlagen, die zu einer starken Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses führen kann. Zum Schluss wird ein Vorschlag für die industrielle Umsetzung der Erkenntnisse dieser Arbeit gezeigt.

Abstract

In this work the basis of hone broaching process is presented, in order to obtain a better understanding of the chip formation at the diamond layer, maximum load limits, wear forms and failure mechanisms as well as a deeper knowledge of the reciprocal effect between work piece and selected process parameters.

In this context a method was developed for investigating the chip formation mechanisms on a single diamond grain in hone broaching. This method allowed determining the relationship of the cutting force as a function of grain orientation and cutting angle for a single diamond grain. Based on the Kienzle equation, the specific cutting force and its slope value, considering grain orientation in dependence of the cutting angle, were experimentally determined.

A stochastic process model has been developed. It allows the examination of the influence of different process and tool parameters by numeric simulation. The simulation is based on a kinematic-geometrical model and consists of six submodels: tool, kinematic process, material removal, force, deformation and chip space model. The tool model is based on a Monte Carlo method and considers the most important variables of the abrasive surface. The material removal model assumes a kinematic cutting condition. The force model is based on the Kienzle force model for a single grain, while the elasticity of the work piece is considered in the deformation model. The chip space model takes into account the relationship between the chip volume and the chip space. Therefore the simulation reproduces the macroscopic effects of the hone broaching process based on the fundamental microscopic description of single grains and their cutting edges' engagements.

Parallel to the development of the simulation, hone broaching experiments were carried out in order to investigate the effects of different processes and tool parameters on the working forces, surface quality and accuracy. Both, the results of experiments and simulations, led to a better understanding of the hone broaching process.

In terms of optimization, a pendulum strategy is proposed, leading to an opportunity for a stronger increase of the economic and operating efficiency of the process. Finally, a proposal for industrial application of the results obtained is presented.

Abkürzungen und Sonderzeichen

Grossbuchstaben

3D	-	dreidimensional
$A_{cu, i}$	mm^2	Spanquerschnitt von jedem aktiven Korn
A_γ	mm^2	Spanfläche
CBN	-	kubisches Bornitrid
D	-	Diamant
EP	mm	Endposition
ETH	-	Eidgenössische Technische Hochschule
F_c	N	Schnittkraft
F_{cN}	N	Schnittnormalkraft
FEM	-	Finite-Elemente-Methode
F_L	N	Kraftgrenzwert
F_n	N	Normalkraft
F_t	N	Tangentialkraft
H	-	Werkstoffhärte
HRC	-	Härteprüfung nach Rockwell C
ISO	-	International Organization of Standardization
IWF	-	Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung, ETH Zürich
K	-	Verschleisskoeffizient
KNN	-	Künstliche neuronale Netze
L	mm	Gleitweg
L_R	mm	Rückzugslänge
L_S	mm	Schichtlänge
N	-	Anzahl aktiver Körner
OTG	-	obere Toleranzgrenze
P1/P2/P3	mm	Honrämstrategie
P_f	-	angenommene Arbeitsebene
P_o	-	Werkzeug-Orthogonalebene
P_r	-	Werkzeug-Bezugsebene
P_s	-	Werkzeug-Schneidenebene
Q_w'	$\text{mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$	bezogenes Zeitspanvolumen
Ra	μm	Mittenrauwert

REM	-	Rasterelektronenmikroskop
SP	mm	Startposition
R _{Tip}	μm	Tastspitzenradius
Rz	μm	Rautiefe
RzA	-	Zwischenrückzug während der Honräumstrategie
RzS	-	Rückzug am Ende einer Honräumstrategie
S	-	Hauptschneide
S1/S2	-	Code für Rückzugstrategien
T	-	Transformationsmatrix
T _μ	μm	Schnitteinsatztiefe
UTG	-	untere Toleranzgrenze
V _{w eff}	mm ³	abgetragenes Werkstoffvolumen
V _{w'}	mm ³ /mm	bezogenes Abtragsvolumen
WS	-	Werkstück
WZ	-	Werkzeug
Zen.	-	Zentrierung

Kleinbuchstaben

a _e	mm	Zustellung des Werkzeugs
b	mm	Schnittbreite
d _{eq}	mm	äquivalenter Schleifscheibendurchmesser
f _{ab}	-	Zerspanungseffizienz
f _{Hub}	mm	Vorschub pro Hub
f _k	mm	Vorschub pro Korn
f _z	mm	Vorschub pro Zahn
h	mm	Schnitttiefe
h _{cu eff}	μm	effektive Spannungsdicke
h _{cu}	μm	Spannungsdicke
k _c	N/mm ²	spezifische Schnittkraft
k _{c, sim}	N/mm ²	simulierte spezifische Schnittkraft
k _{c0,001.0,001}	N/μm ²	spezifische Schnittkraft ausgewertet für eine Schnitttiefe bzw. -breite von 1μm
k _{cμ.μ}	N/μm ²	Abkürzung von k _{c0,001.0,001}
kon.	-	konisch
l	mm	Messstrecke
l _n	mm	Gesamtmessstrecke

X

l_r	mm	Einzelmessstrecke
m_c	-	Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft
n	-	Anzahl Schlichthübe
q	-	Geschwindigkeitsquotient
t	mm	Teilung
v_c	m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_s	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit
zyl.	-	zylindrisch

Griechische Buchstaben

μ	-	Gleitreibungskoeffizient
μ	-	Schnittkraftverhältnis
γ_o	°	Werkzeug-Orthogonalspanwinkel
Δl	mm	Längenänderung
Δx	mm	Verschiebung in x-Richtung
Δy	mm	Verschiebung in y-Richtung
Δz	mm	Verschiebung in z-Richtung
Θ	°	Neigungswinkel
κ_r	°	Werkzeug-Einstellwinkel
λ_c	mm	Grenzwellenlänge
λ_s	μm	Filter für Tasterabweichungen
λ_s	°	Werkzeug-Neigungswinkel
ξ	-	Variable zur Charakterisierung der theoretischen Kristallmorphologie des Diamanten
σ	MPa	Reibschubspannung
τ	MPa	Fliessspannung des Werkstoffs
ν	°	Drehung um die y-Achse
φ	°	Drehung um die x-Achse
ψ	°	Drehung um die z-Achse

1 Einführung

Anfangs der 90er Jahre gab es keinen wirtschaftlichen Prozess zur Rettung von Innenprofilen, die durch Härteverzüge ausser Toleranz gingen. Einzig die Räumverfahren boten eine Möglichkeit, gehärtete Innenverzahnungen bis zu einer gewissen Härte zu bearbeiten. Auf Grund der hohen Prozesskosten, verbunden mit dem starken Werkzeugverschleiss, konnte der Prozess allerdings nur begrenzt wirtschaftlich eingesetzt werden. Um die starke Abnutzung des Räumwerkzeugs zu umgehen und dazu Werkstücke mit höherer Härte zu bearbeiten, wurden Versuche mit diamantbelegten Räumwerkzeugen zur Korrektur der Geometrie erfolgreich durchgeführt. Mit dem Technologiefortschritt wurde der Räumprozess adaptiert, in den die charakteristische Pendelbewegung des Honprozesses implementiert wurde. Mit der Einführung der Honrämmaschine anfangs der 90er Jahre wurde der Honräumprozess weltweit eingeweiht.

Heute ist das Honräumen ein sehr leistungsfähiges Verfahren zur genauen Bearbeitung von Innenprofilen im gehärteten Zustand. Trotzdem ist das Verfahren in der Serienfertigung noch stark untervertreten, was auf den mangelnden Bekanntheitsgrad des Verfahrens zurückzuführen ist. Dabei stellt das Honräumen ein sehr kostengünstiges Bearbeitungsverfahren dar, um beliebige Innenprofile vom Härteverzug zu befreien. Vor allem die hohe Prozessfähigkeit hat dazu geführt, dass dieses Verfahren auch in der Luftfahrtindustrie etliche Anwendungen gefunden hat. Im Getriebebau, sei es nun für Autos, Motorräder oder Lastwagen, wird mit den Honrämmaschinen häufig der Ausschuss infolge Graten oder zu starker Härteverzüge um zweistellige Prozentzahlen vermindert. Ebenfalls sorgt das Honräumen bei hoch beanspruchten Teilen auf Grund der hohen Genauigkeit und Oberflächengüte für einwandfreie Funktionalität.

Trotz allen Fortschritten und der neuen Möglichkeiten der letzten Jahre konnte das volle Potential des Honräumprozesses noch nicht ausgeschöpft werden. Denn über die Auswirkungen der Prozessstrategien gibt es keine wissenschaftlich fundierten Untersuchungen, welche eine schlüssige Antwort auf die Fragen des Einflusses von den Prozessparametern auf die Qualität sowie der Prozessgrenzen und deren Auswirkungen auf die Werkzeuglebensdauer bringt. Dies führt dazu, dass einige wichtige Parameter nach empirischen Aspekten gewählt werden müssen.

Zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit und zur Förderung neuer Anwendungsgebiete ist eine wissenschaftliche Untersuchung dieses speziellen Prozesses erforderlich. Darüber hinaus ist ein stochastisches Modell als Hilfe für das physikalische Prozessverständnis zu erarbeiten, das dem stochastischen Charakter des Werkzeugs und des Prozesses gerecht wird. Damit können die Auswirkungen veränderter Prozessparameter und Werkzeugdaten durch numerische Simulation untersucht werden. Erst dann kann ein vollständigeres Verständnis über den Prozess Honräumen und damit die Modelle und Methoden zur Beantwortung der

verschiedenen Fragen hinsichtlich Prozesssicherheit, Leistungsfähigkeit und erreichbarer Bearbeitungsqualität in Abhängigkeit der Prozessparameter und des Einsatzwegs, respektive die Wirtschaftlichkeit des Prozesses als Basis für den Vergleich mit anderen Verfahren erreicht werden.

2 Stand der Technik

2.1 Honräumen

Das Honräumen ist ein Feinbearbeitungsprozess, das bei gehärteten Werkstücken mit beliebigen Innenprofilen (Abbildung 2.1 l.) eingesetzt wird. Nach dem Härtevorgang können die Werkstücke Härteverzüge und Geometriefehler aufweisen (Abbildung 2.1 r.), welche sie ausserhalb des Toleranzfeldes bringen. Um diese Werkstücke zu retten und sie ins Toleranzfeld zurückzubringen, kann das Honräumen erfolgreich eingesetzt werden. Darüber hinaus kann eine Verbesserung der Oberflächengüte erzielt werden [1].

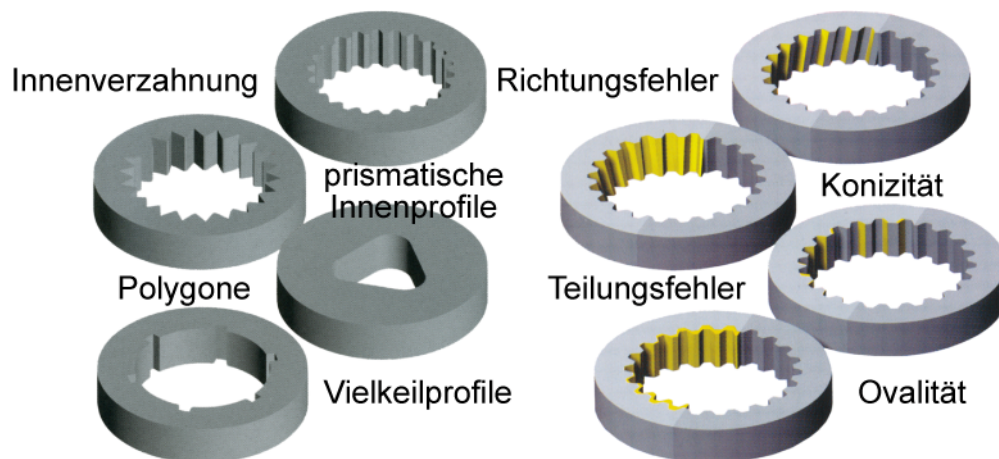


Abbildung 2.1: Unterschiedliche Innenprofile (l.) und Fehler der Innenverzahnung (r.)

Da die Werkstücke beim Nacharbeiten typischerweise eine hohe Härte, üblicherweise über 60HRC, aufweisen, kommen spezielle Werkzeuge zum Einsatz. Diese bestehen aus einem Dorn aus gehärtetem Stahl, der mit metallgebundenen Diamantkörnern belegt ist. Die Bearbeitung des Innenprofils erfolgt durch eine axiale Pendelbewegung des Werkzeugs [1].

2.1.1 Werkzeug

Abbildung 2.2 zeigt die schematische Darstellung eines konventionellen Räumwerkzeugs mit geometrisch bestimmter Schneide (links) sowie eines Honräumwerkzeugs (rechts). Das Honräumwerkzeug unterscheidet sich vom konventionellen Räumwerkzeug dadurch, dass es eine Vielzahl stochastisch verteilter Diamantkörner als Schneiden aufweist. Die Form des Werkzeugs gliedert sich in eine konische Partie für den Materialabtrag und eine zylindrische Partie für die Kalibrierung und Erzeugung der Endqualität der Werkstückoberfläche. Die Aussenkontur des Werkzeugs besitzt die negative Form des zu erstellenden Profils.

Sie muss an die Geometrie des Werkstücks angepasst werden [1-3]. Bei einem herkömmlichen Räumwerkzeug bestimmen die Konizität des konischen Teils und der Abstand zwischen zwei Schneiden (Teilung t) den Vorschub pro Zahn f_z [4]. Ähnliches gilt für Honräumwerkzeuge, die Konizität und die Korndichte bestimmen den Vorschub pro Korn f_k . Da die Korngrösse und der Abstand zwischen zwei Körnern stochastische Größen sind und sich nur statistisch betrachten lassen, lässt sich somit auch kein genauer Vorschub pro Korn f_k definieren. Dessen Betrachtung kann ebenso nur statistisch erfolgen.

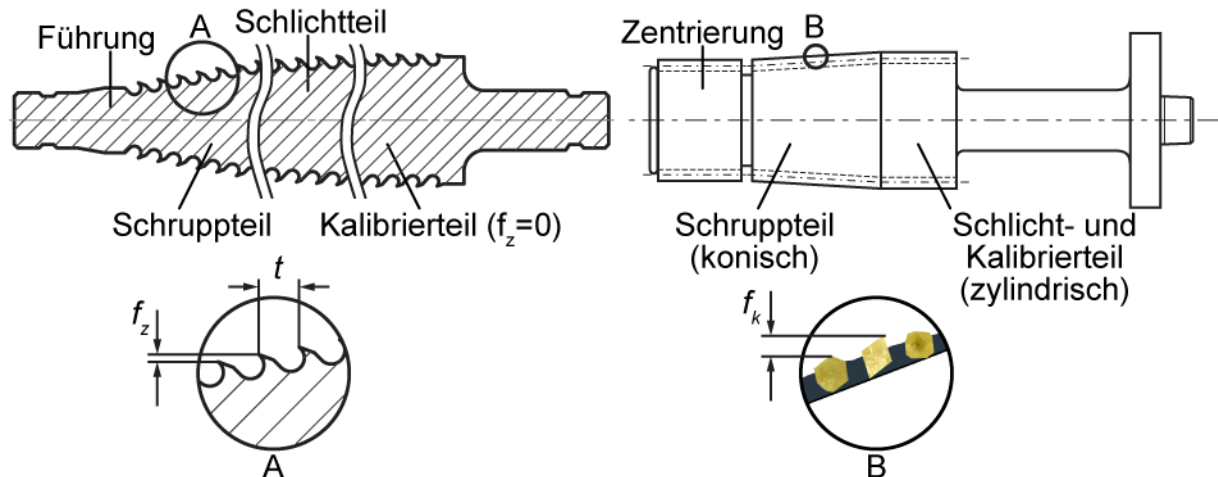


Abbildung 2.2: konventionelles Räumwerkzeug (l.) [4] und Honräumwerkzeug (r.)

Gehärtete Innenprofilen bis maximal 62HRC können ebenso mit konventionellen Räumwerkzeugen bearbeitet werden. Dabei werden beschichtete Hartmetallbuchsen oder in Laboruntersuchungen CBN-Schneiden angewendet [4-8]. Auf Grund der hohen Kosten bei der Werkzeugherstellung und –wiederaufbereitung kann der Prozess nur in der Serienfertigung wirtschaftlich eingesetzt werden. Parallel zu den Räumverfahren bietet das Hartfeinwälzstossen ebenso die Möglichkeit, gehärtete Innenverzahnungen zu bearbeiten. Der Prozess kann aber auf Grund der sehr geringen Standmengen sowohl in der Gross- als auch in der Kleinserienfertigung nicht wirtschaftlich eingesetzt werden [9-10].

Beim Honräumen können je nach Anwendung einteilige oder mehrteilige Werkzeuge verwendet werden (Abbildung 2.3). Mehrteilige Werkzeuge werden z.B. für die gleichzeitige Bearbeitung von Flanke und Fusskreis von Verzahnungen verwendet [1].

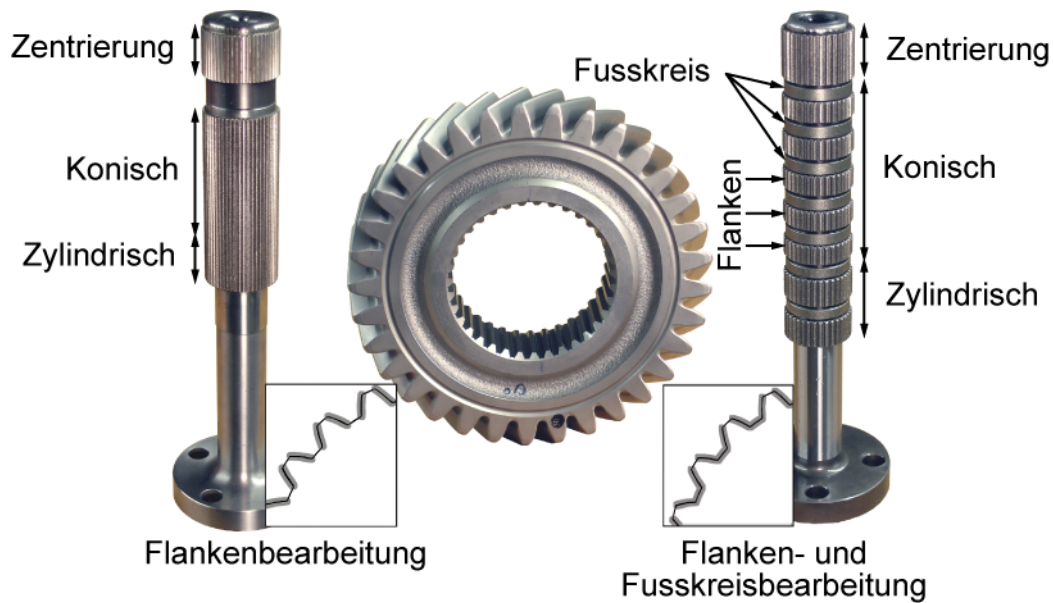


Abbildung 2.3: Einteiliger (l.) und mehrteiliger (r.) Honräumwerkzeug

Die ersten Untersuchungen zum Honräumen wurden von Kallabis [3] durchgeführt. Da es damals die Honräummaschine mit Pendelstrategie noch nicht gab, wurde die Arbeit auf einer konventionellen Räummaschine durchgeführt. Seine Arbeit basierte somit auf dem konventionellen Räumverfahren, indem das gehärtete Werkstück durch einmaliges Durchziehen des diamantbelegten Werkzeugs bearbeitet wurde. Daraus entstand der Begriff „Harträumen“, welcher eine Zusammensetzung von zwei Worten ist. „Hart“ bezieht sich auf das gehärtete Werkstück und „Räumen“ beruht auf dem Prozess. Unter dem Namen Harträumen ist der Prozess Honräumen kommerziell bekannt und vermarktet.

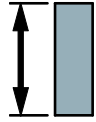
Mit der Einführung der Honräummaschine anfangs der 90er Jahre konnte der Prozess adaptiert werden. Anstatt das Werkstück durch einmaliges Durchziehen des Werkzeugs zu bearbeiten, wurde eine ähnliche Lösung wie beim Honen angewendet. Dabei wird das Werkstück durch eine axiale Pendelbewegung des Werkzeugs bearbeitet. Das Werkzeug fährt bei jeder Pendelung „tiefer“ ins Werkstück hinein, bis das gesamte Profil bearbeitet ist. Durch die Pendelbewegung wirken im Prozess geringere Bearbeitungskräfte, was den Werkzeugverschleiss reduziert und somit zu einer Erhöhung der Werkzeuglebensdauer führt. Darüber hinaus können durch das Pendeln kürzere Werkzeuge hergestellt werden. Dies führt zu einer Reduktion des Herstellungsaufwandes bezüglich Produktionszeit und –kosten, was die Wirtschaftlichkeit des Prozesses erhöht. Auf Grund der Kombination der Verfahren Räumen und Honen hat Bausch [11] für die Benennung dieses Verfahrens „Räumhonen“ vorgeschlagen. Da der Prozess aus dem Räumverfahren entstanden ist und erst nachträglich die Pendelbewegung des Honens eingeführt wurde, und weil ausserdem die Intention eine abbildende Geometrieänderung ist, ist die richtige Bezeichnung für dieses Hybridverfahren „Honräumen“. Auf Grund dessen wird in dieser Arbeit der Begriff Honräumen bevorzugt.

Basierend auf den beschriebenen Eigenschaften des Prozesses und auf den Definitionen des Prozesses Räumen in DIN 8589-5 [12] sowie des Prozesses Honen in DIN 8589-14 [13] lässt sich das Honräumen wie folgt definieren:

Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden, welche stochastisch auf der Werkzeugoberfläche verteilt sind. Die Form des Werkzeugs gliedert sich in einen konischen und einen zylindrischen Teil. Die hintereinander liegenden Schneiden auf dem konischen Teil bestimmen die Spannungsdicke, wobei diese auf Grund der stochastischen Verteilung der Korngrösse und des Abstands zwischen zwei Körnern in Schnittrichtung sich nur statistisch bestimmen lässt. Die Schnittbewegung besteht aus einer gestaffelt fortschreitenden Pendelbewegung des Werkzeugs in axialer Richtung. Die Vorschubbewegung entsteht durch die Staffelung der Schneidkörner entlang des konischen Teils. Die zylindrische Partie des Werkzeugs besitzt die negative Form des zu erstellenden Profils und dient zusammen mit der Pendelbewegung der Verbesserung der Oberfläche.

Kallabis [3] hat in seiner Arbeit lange Werkzeuge (300mm lang) mit einem Gesamtvorschub von 50-90µm angewendet, was einer Konizität zwischen 1/3300 und 1/6000 entspricht. Im Vergleich liegt die Länge des Werkzeugs beim Honräumen üblicherweise zwischen 100-120mm und die Konizität bei 1/1000. In Tabelle 2.1 sind die von Kallabis untersuchten Parameter zusammengefasst.

Tabelle 2.1: Untersuchte Parameter von Kallabis [3]

	Parameter	Aussenräumen	Innenräumen
Werkzeug	Geometrie	stufenförmig, konisch	stufenförmig, konisch
	Gesamtvorschub	50 bis 90µm	40µm
	Schneidstoff	Diamant, CBN	Diamant, CBN
	Körnung	90µm und 180µm	90µm, 120, 170 und 180µm
	Anschliffzustand des Belags	angeschliffen nicht angeschliffen	angeschliffen nicht angeschliffen
Werkstück	Räumlänge 	10, 15, 20, 25, 30, 35mm bei konstanter Breite des Zerspanquerschnitts von 5mm	Ventilkolben mit Doppel-D-Profil. Keine Angabe über die Räumlänge
Maschine	Schnittgeschwindigkeit	2, 4, 6, 8m/min	1,5 und 3m/min

Als wichtige Einflussgrösse auf den Prozess stellte Kallabis den Anschliffzustand des Belags fest. Bei angeschliffenen Werkzeugen werden die Spitzen der Körner mit höchstem Kornüberstand beseitigt. In Abbildung 2.4 links ist der Einfluss des Anschliffzustands auf die Kräfte dargestellt.

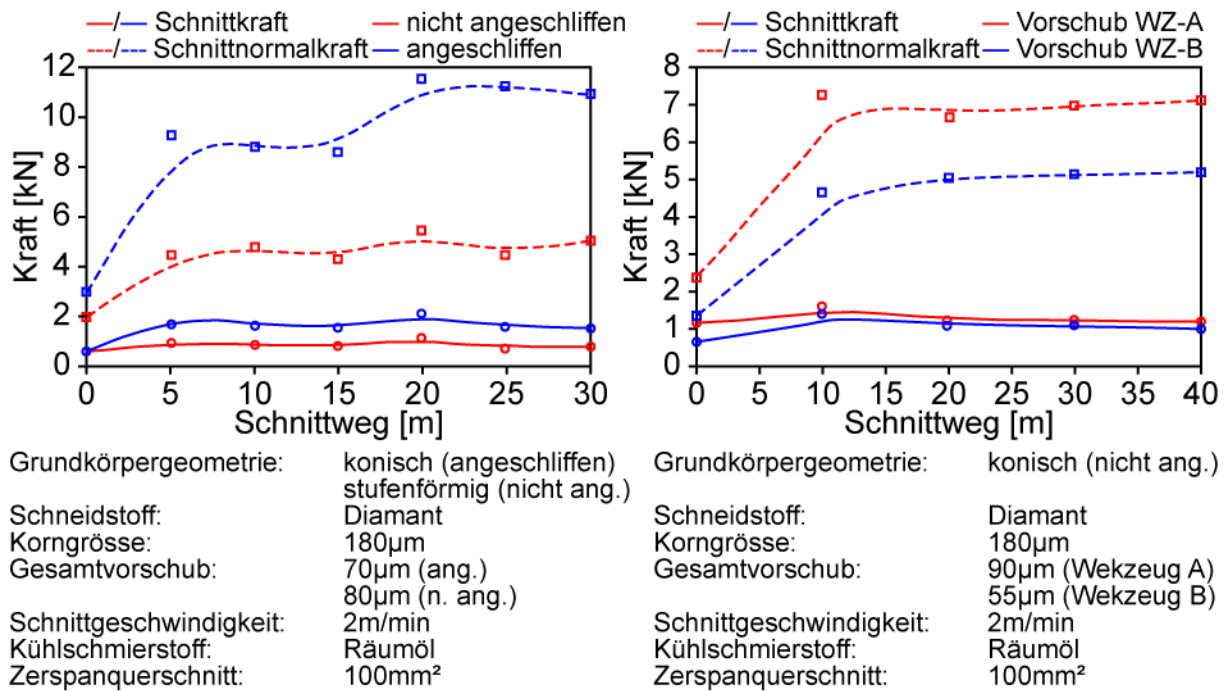


Abbildung 2.4: Einfluss des Anschließzustands (l.) und des Gesamtvorschubs (r.) auf die Kräfte [3]

Angeschliffene Beläge weisen etwa doppelt so hohe Kräfte wie nicht angeschliffene Beläge auf. Während sich die Kräfte mit dem Schnittweg erhöhen, bleibt das Verhältnis zwischen Schnitt- und Schnittnormalkraft für angeschliffene Beläge konstant bei etwa $\mu=0,2$. Für nicht angeschliffene Beläge steigen ebenso die Kräfte mit dem Schnittweg, aber das Verhältnis zwischen Schnitt- und Schnittnormalkraft nimmt bis zu einem Schnittweg von 5m von $\mu=0,3$ auf $\mu=0,2$ ab. Ab diesem Punkt sind die Schnittkraftverhältnisse für beide Beläge annähernd konstant. Die Abnahme des μ -Werts ist auf eine starke Veränderung an den Schneidekörnern zurückzuführen, die am weitesten vorstehen. Die hoch herausstehenden Kornspitzen werden während der ersten Hübe abgetragen, bis sich ein stabiler Zustand einstellt.

Der Gesamtvorschub ergibt sich aus der Werkzeugsteigung (Konizität) und der Länge des konischen Teils. Für gleiche Beläge ändern sich die Kräfte, wenn ein höherer Gesamtvorschub und somit ein höherer Materialabtrag erzielt wird (Abbildung 2.4 rechts). Dies geschieht auf Grund des grösseren Zerspanvolumens pro Längeneinheit, was eine höhere Zerspanarbeit erfordert und zum Kraftanstieg führt.

Kallabis hat ebenso den Vergleich zwischen Diamant und CBN durchgeführt (Abbildung 2.5).

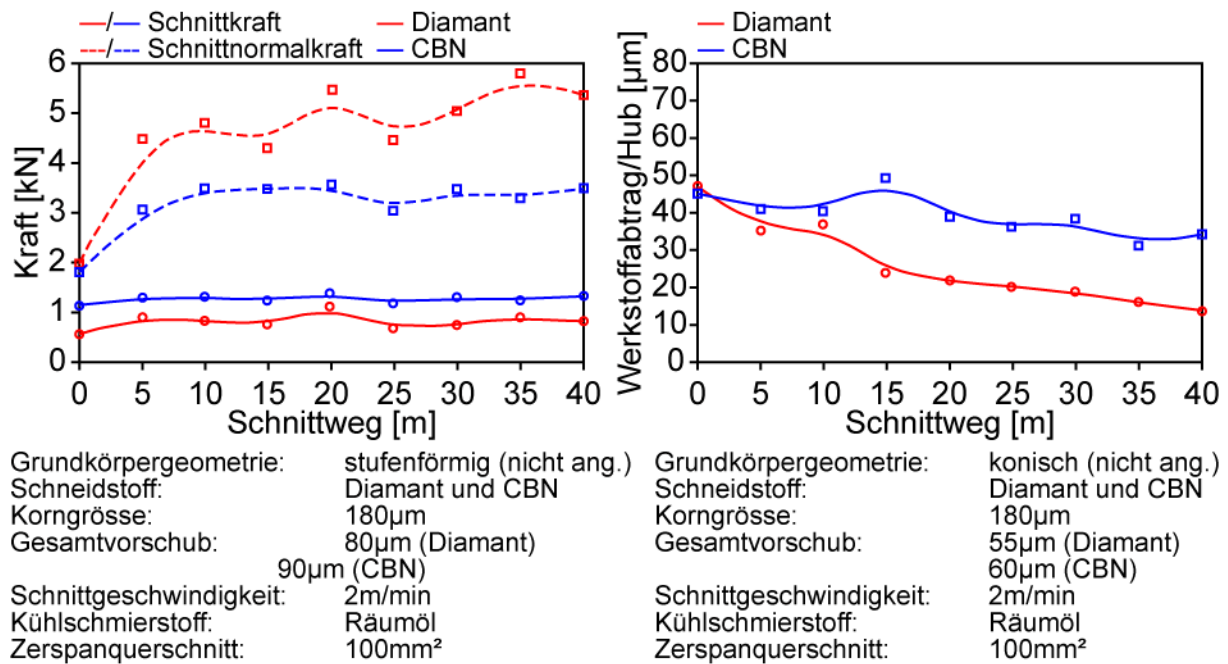
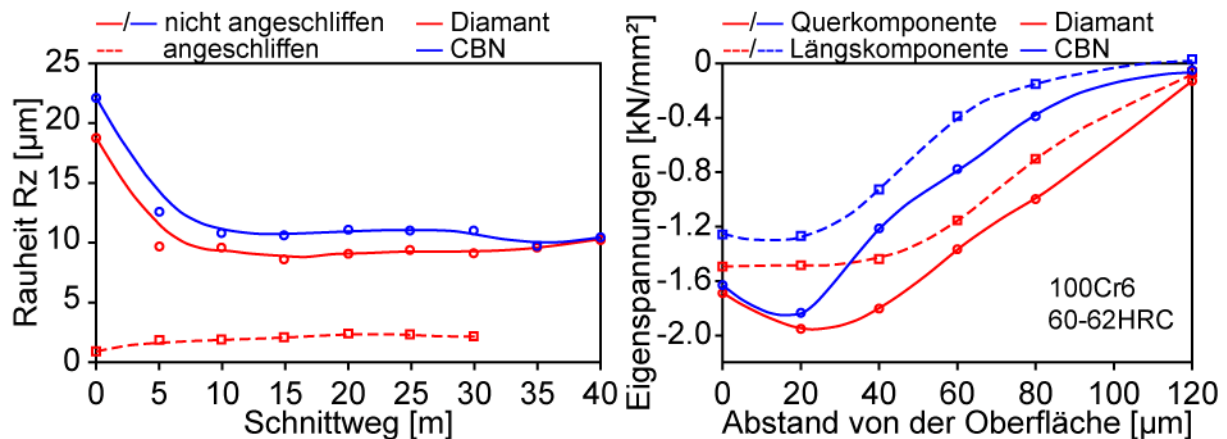


Abbildung 2.5: Einfluss des Schneidstoffs auf die Kräfte (l.) und auf den Werkstoffabtrag (r.) [3]

Für einen neuen Belag, wo noch sehr scharfe Körner vorhanden sind, ist der Werkstoffabtrag pro Hub bei beiden Abrasiven gleich. Sobald mehrere Hübe erfolgt sind, verschleissen die Werkzeuge und der Abtrag nimmt somit ab. Die Abnahme ist für Diamant stärker als für CBN. Der Grund liegt gemäss Kallabis am unterschiedlichen Verschleissverhalten der beiden Werkstoffe. Bei CBN bilden sich auf Grund der Neigung zur Kornsplitterung mit dem Verschleiss ständig neue scharfe Schneiden, die den Materialabtrag begünstigen. Bei Diamant führt der Verschleiss zu Abflachungen und Verrundungen der Kornspitzen, was die Schneidfähigkeit des Kornes beeinträchtigt und somit die Spanbildung erschwert. Dieser Effekt bildet sich auch auf die Kräfte ab (Abbildung 2.5 links). Auf Grund der besseren Schneidfähigkeit von CBN treten höhere Schnittkräfte im Vergleich zu Diamant auf, die Schnittnormalkraft ist hingegen kleiner. Ähnlich wie bei nicht angeschliffenen Diamantbelägen ändert sich das Verhältnis zwischen Schnitt- und Schnittnormalkraft bei CBN bis zu einem Schnittweg von 5m von $\mu=0,6$ auf $\mu=0,4$ und bleibt ab diesem Punkt konstant.

Die Oberflächenrauheit wird ebenso massgeblich durch den Anschliffzustand des Belags bestimmt (Abbildung 2.6 links). Bei angeschliffenen Diamantbelägen lassen sich Rz-Werte von etwa 1µm erreichen. Diese Werte sind von Anfang an zu erreichen und bleiben über den Schnittweg ungefähr konstant. Der Verlauf der Rz-Werte für nicht angeschliffene Beläge, sowohl für Diamant als auch für CBN, nimmt bis zu einem Schnittweg von 5m ab, bis ein stabiler Zustand des Belags erreicht wird. Danach bleibt die Rauheit näherungsweise konstant.



Grundkörpergeometrie:	Diamant konisch (ang.) stufenförmig (n. ang.)	CBN stufenförmig
Korngrösse:	180 μm	180 μm
Gesamtvorschub:	70 μm (ang.) 80 μm (n. ang.)	90 μm (n. ang.)
Schnittgeschwindigkeit:	4m/min	2m/min
Kühlschmierstoff:	Räumöl	Räumöl
Zerspanquerschnitt:	100 mm^2	100 mm^2

Abbildung 2.6: Einfluss des Schneidstoffs und des Anszliffzustands auf die Rauheit Rz (l.) und des Schneidstoffs auf die Eigenspannungen (r.) [3]

Die hohen Schnittnormalkräfte bei der Bearbeitung des Werkstücks führen zu extrem hohen Druckeigenspannungen (Abbildung 2.6 rechts). Diese ergeben sich unabhängig von Korngrösse, Schnittgeschwindigkeit oder Werkzeuggeometrie. Auf Grund der höheren auftretenden Schnittnormalkräfte bei Diamantwerkzeugen sind die Eigenspannungsbeträge grösser als die Werte für CBN-Werkzeuge. Die Druckeigenspannungen nehmen mit wachsendem Abstand von der Oberfläche ab. Ein ähnlicher Verlauf mit ebenso hohen Druckeigenspannungen wurde auch beim Verzahnungshonen mit Diamantwerkzeugen festgestellt [14-15].

2.1.2 Werkzeugmaschine

Es gibt zwei Generationen von Honräummaschinen. Die Konzepte von beiden Maschinen sind sehr ähnlich, der Hauptunterschied liegt an deren Steuerungen. Die Steuerung der ersten Maschinengeneration ermöglicht nur einfache Hubbewegungen zu fahren. Bei der zweiten Generation können neue Hubstrategien eingesetzt sowie zusätzliche Bearbeitungsparameter eingestellt werden, welche zu einer Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Honräumprozesses beitragen.

In beiden Generationen erfolgt die Bearbeitung des Innenprofils im Arbeitsraum durch eine axiale Pendelbewegung des Honräumwerkzeugs, welcher durch die Hydraulik angetrieben wird. Das Werkstück wird zwischen die Niederhalterbüchse und die Werkstückauflage/Öldüse platziert, was die Bewegung des Werkstücks in Pendelrichtung sperrt. Eine Bewegung des Werkstücks auf der Öldüsenebene ist noch möglich und dient zur Zentrierung zwischen Werkstück und Werkzeug (Abbildung 2.7).

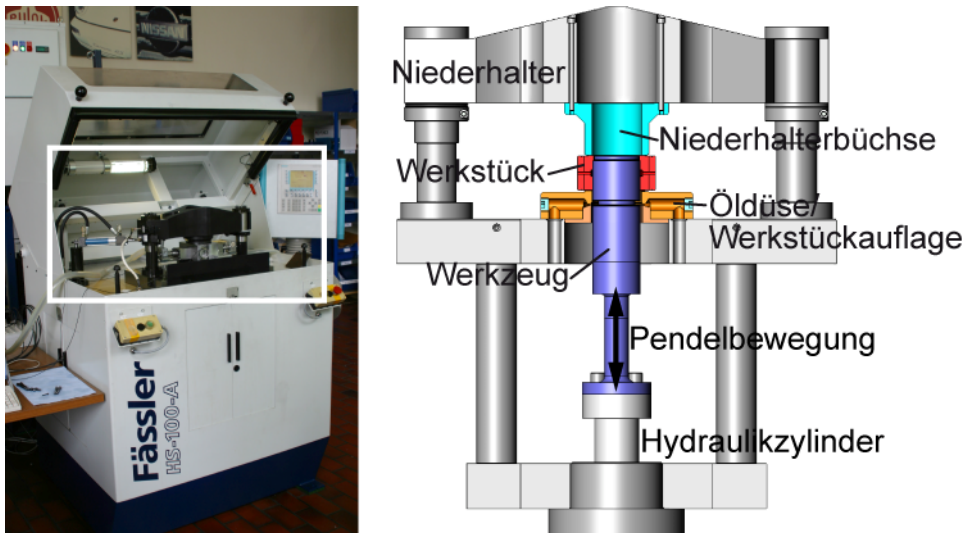


Abbildung 2.7: Honräummaschine (l.) und Situation Werkzeug-Werkstück im Arbeitsraum (r.)

2.1.3 Pendelstrategie

Die Pendelbewegung beim Honräumen erfolgt zwischen der Start- und Endposition des Werkzeugs. Die Startposition ist so definiert, dass der Beginn des konischen Teils des abrasiven Belags in der Höhe (Schnittrichtung) mit der Mitte der Öldüse übereinstimmt. Die Endposition der Honräumbewegung ist erreicht, wenn der hintere zylindrische Teil des Werkzeugs noch etwa 3mm Kontakt mit dem Werkstück aufweist.

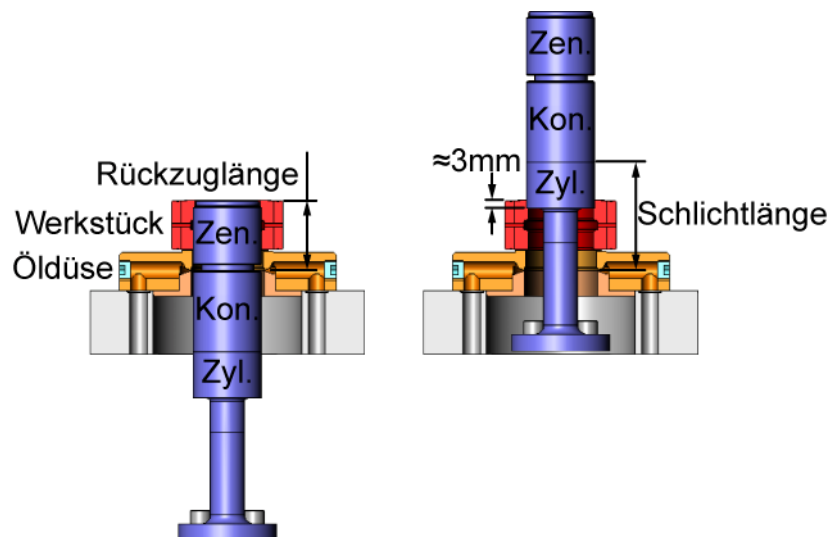


Abbildung 2.8: Definition der Start- (l.) und Endposition (r.) beim Honräumen

Zwischen Start- und Endposition können unterschiedliche Pendelstrategien gefahren werden. Die Steuerung der ersten Maschinengeneration arbeitet mit einfachen Hubbewegungen, es können nur wenige Parameter gesteuert werden. In Abbildung 2.9 links ist ein Beispiel einer Pendelstrategie von dieser Maschine dargestellt.

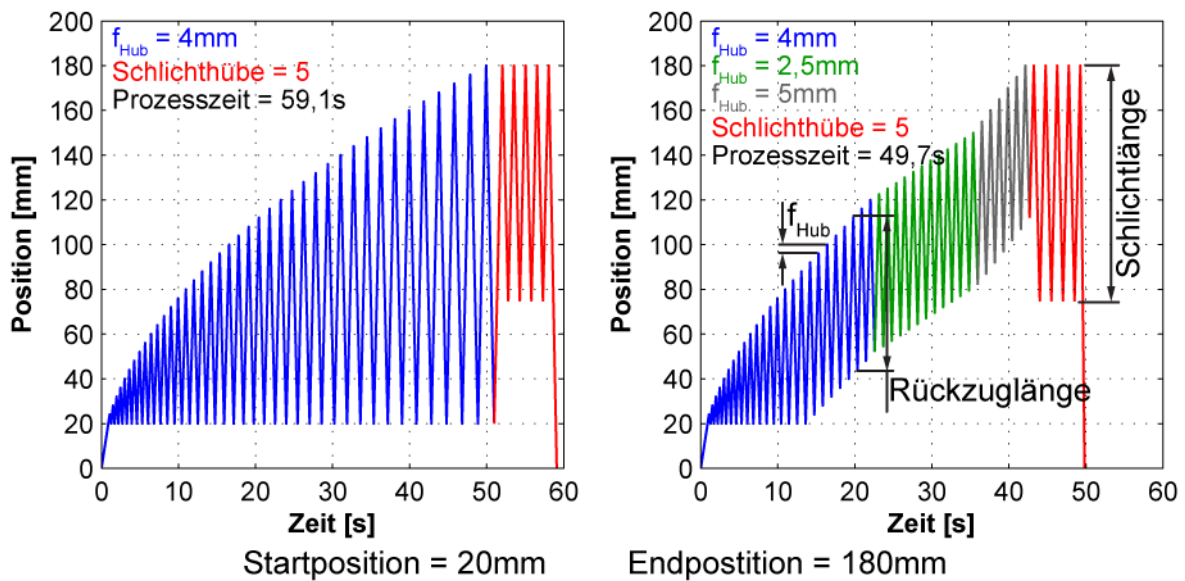


Abbildung 2.9: Pendelstrategien bei den ersten (l.) und zweiten Maschinengeneration (r.)

Zwischen Start- und Endposition werden zahlreiche aufeinander folgende Aufwärtshübe und Rückzüge gefahren. Von Hub zu Hub erhöht sich dabei die Aufwärtshubposition um einen konstanten Betrag (hier Vorschub pro Hub f_{Hub} genannt) bis die Endposition erreicht ist, wobei innerhalb dieses Bereichs nur ein Wert für den Vorschub pro Hub f_{Hub} definiert werden kann. Die Aufwärtshübe sind für den Materialabtrag verantwortlich, darum wird dieser Bereich auch als Schruppbereich bezeichnet. Nach jedem Aufwärtshub erfolgt ein Rückzug des Werkzeugs bis auf die Startposition zur Spülung der abgetragenen Späne, sodass die Länge des Aufwärtshubs und des Rückzugs identisch sind. Sobald die Endposition erreicht wird, werden zusätzliche Schlichthübe gefahren, um das Werkstück auf Endmass und -qualität zu bringen. Durch die Elastizität von Werkzeug und Werkstück werden auch in dieser Phase bei jedem Aufwärtshub und jedem Rückzug kleine Späne abgetragen und im Spanraum des Werkzeugs eingelagert, welche nach jedem Hub mit Hilfe der Öldüse ausgespült werden müssen.

Auf der Steuerung der zweiten Maschinengeneration wurden die Strategien von der älteren Maschine übernommen. Darüber hinaus können weitere Parameter eingestellt werden, die eine wirtschaftlichere Pendelstrategie ermöglichen (Abbildung 2.9 rechts). Im Schruppbereich können bis zu drei einzelne Bereiche definiert werden, in welchen ein unterschiedlicher Vorschub pro Hub f_{Hub} gefahren werden kann. Der Rückzug kann ebenso angepasst werden. In der Anfangsphase der Pendelstrategie, bis der Beginn des konischen Teils die Oberkante des zu bearbeitenden Profils erreicht, werden nach jedem Aufwärtshub gleichlange Rückzüge des Werkzeugs gefahren. Dies entspricht der Pendelstrategie der ersten Maschinengeneration. Ab dem Punkt bleiben sowohl die Aufwärtshublänge in den einzelnen Bereichen als auch die Rückzuglänge konstant. Die Rückzuglänge entspricht dem Abstand zwischen der Startposition und der Oberkante des Werkstücks (Abbildung 2.8 links) und die Aufwärtshublänge der Rückzuglänge plus

dem Vorschub pro Hub des jeweiligen Bereichs. Damit wird nur der Bereich des Werkzeugsbelags gespült, der noch Kontakt mit dem Werkstück hatte.

2.2 Spanbildungsmechanismen bei abrasiven Prozessen

Die Spanbildungsmechanismen bei abrasiven Prozessen sind von den Wirkprinzipien des Korneingriffs abhängig. Sie werden in vier Gruppen unterteilt: energiegebunden, kraftgebunden, bahnggebunden und raumgebunden. In Abbildung 2.10 sind die Wirkprinzipien schematisch dargestellt [16].


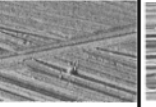
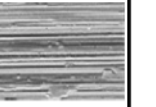
Wirkprinzipien				
energiegebunden	kraftgebunden	bahnggebunden	raumgebunden	
				
Strahlspanen	Gleitschleifen	Honen	Schleifen	Läppen
				

Abbildung 2.10: Wirkprinzipien des Korneingriffs [16]

Wie bei den meisten Bearbeitungsverfahren mit geometrisch unbestimmten Schneiden tritt beim Honräumen der bahnggebundene Schneideneingriff auf. Das Korn wird auf einem Trägerkörper gehalten und dringt in das Werkstück durch eine vorgegebene Bahn ein, wenn die Kornanbindung als starr idealisiert wird. Während des Kontakts zwischen Korn und Werkstück kann der Zerspanvorgang in drei unterschiedliche Phasen unterteilt werden, wie in Abbildung 2.11 dargestellt.

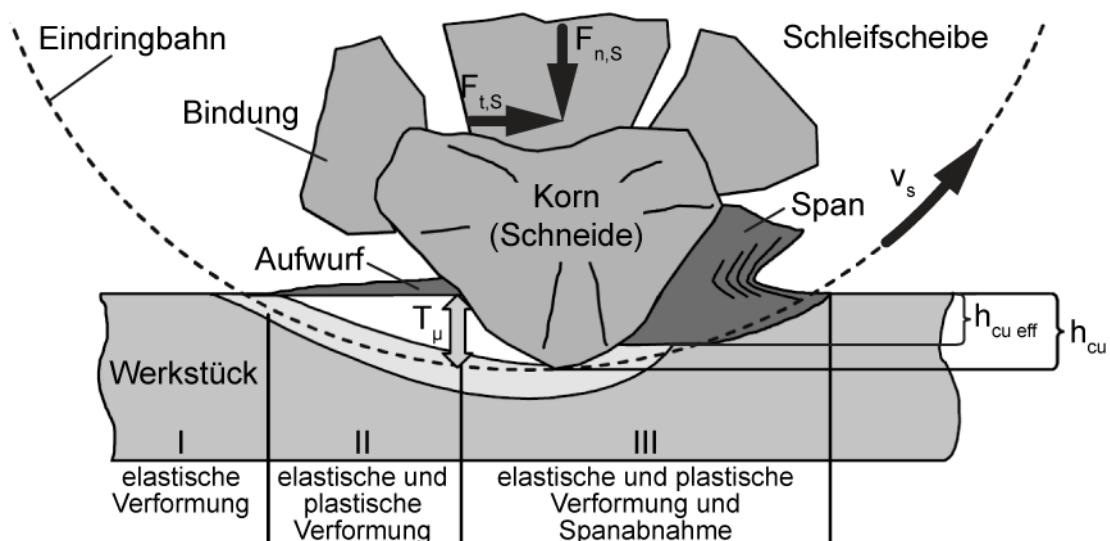


Abbildung 2.11: Zonen elastischer und plastischer Verformung bei der Spanabnahme [16]

Im ersten Bereich dringt das Korn mit einer relativ flachen Bahn in das Werkstück ein, sodass das Werkstück und Werkzeug nur elastisch verformt werden (Phase I). Je weiter das Korn in das Werkstück eindringt, steigt die Normalkraft infolge weiterer Verformung des Systems an und löst ab einem bestimmten Punkt plastisches Fließen des Werkstoffs aus (Phase II). Es bildet sich aber noch kein Span, der Werkstoff wird lediglich zur Seite verdrängt, wo sich seitliche Aufwürfe bilden, oder fließt unter der Schneide hindurch zu deren Freifläche. Erst wenn das Korn eine bestimmte Spannungsdicke h_{cu} erreicht, welche der Schnitteinsatztiefe T_μ entspricht, beginnt die eigentliche Spanbildung (Phase III). Auch in dieser Phase treten elastische und plastische Verformung auf, sodass nur ein Anteil der Spannungsdicke h_{cu} tatsächlich als Span mit effektiver Spannungsdicke $h_{cu\text{ eff}}$ erzeugt wird [16-19].

In der Tribologie wird jede Art von Materialverlust oder Oberflächenbeschädigung als Verschleiss betrachtet. Diese können durch die vier Hauptmechanismen der Adhäsion, der Abrasion, der Oberflächenermüdung oder der tribochemischen Reaktion auftreten. Der Materialabtrag bei abrasiven Prozessen wird ebenso als Verschleiss betrachtet und auch Furchungverschleiss genannt. Dabei tritt hauptsächlich die Abrasion als Verschleissmechanismus bei der Spanbildung auf [20-21].

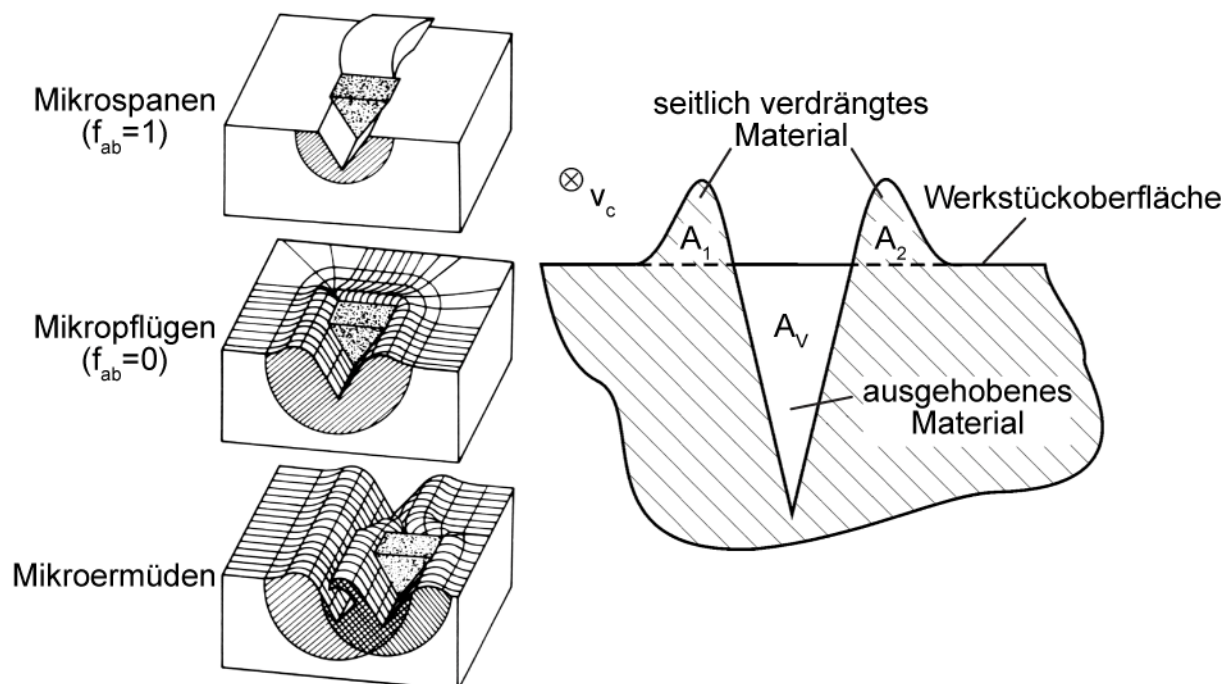


Abbildung 2.12: Materialabtragmechanismen bei Furchungverschleiss duktiler Werkstoffe [20-21]

In duktilen Werkstoffen wird der Materialabtrag durch Mikropflügen, Mikroermüden und Mikrospanen beschrieben (Abbildung 2.12 links). Beim idealen Mikropflügen wird das Material der Furche entlang nur plastisch verformt und zur Seite gedrängt. Es findet dabei keine Spanbildung statt. Dies entspricht der Phase II des Modells des bahngelagerten Schneideneingriffs. Wenn wiederholt weitere Körner das Material nur plastisch verformen, kann es zu Werkstoffermüdung und folglich zu

Materialabtrag durch Mikroermüden kommen. Im Gegensatz zu Mikropflügen wird beim idealen Mikrospanen das Volumen aus der Verschleissfurche direkt als Span abgetragen.

In der Realität trifft bei duktilen Werkstoffen eine Kombination aus Mikrospanen und Mikropflügen auf, wie in Phase III beim bahngelunden Schneideneingriff der Fall ist. Diese hängt von den Materialeigenschaften und den Prozessbedingungen ab. Um die Effizienz der Zerspanungsvorgänge mit geometrisch unbestimmter Schneide und somit das Verhältnis zwischen Mikropflügen und Mikrospanen bestimmen zu können, wurde von Zum Gahr und Mewes [21] die Zerspanungseffizienz f_{ab} eingeführt (Gleichung 2-1).

$$f_{ab} = \frac{A_V - (A_1 + A_2)}{A_V} \quad (2-1)$$

Diese beschreibt das Verhältnis zwischen dem Querschnitt an abgetragenen Werkstoff (Querschnitt der Verschleissfurche A_V minus der Querschnitte des seitlich verdrängten Materials A_1 und A_2) zum Querschnitt der Verschleissfurche A_V (Abbildung 2.12 rechts). Bei idealem Mikropflügen, wo das Material nur plastisch zur Seite verdrängt und kein Span abgetragen wird, beträgt $f_{ab}=0$. Für den Fall des Mikrospanens beträgt $f_{ab}=1$. Zum Gahr und Mewes haben in ihrer Arbeit die f_{ab} -Werte für unterschiedliche Werkstoffe in Abhängigkeit von unterschiedlichen Parametern wie der Normalkraft, dem Neigungswinkel Θ (komplementär zum Spanwinkel γ in der Zerspantechnik, entspricht dem Winkel zwischen der gleitenden Frontfläche des Korns und der Werkstoffoberfläche, Abbildung 2.13 links), dem Gleitreibungskoeffizient μ und der Härte experimentell bestimmt. Dafür haben sie eine Schnittgeschwindigkeit von 3mm/min ($5 \cdot 10^{-5}$ m/s) gewählt. f_{ab} -Werte für Schleifprozesse mit Schnittgeschwindigkeiten von 0,3 bis 5m/s sind ebenfalls in [22-24] zu finden.

Mittels Ansätzen aus der Plastomechanik können die abrasiven Verschleissvorgänge bei Gleitbeanspruchung metallischer Oberfläche analytisch charakterisiert werden. Dabei wird der Fliesszustand eines Werkstoffs bzw. der Abtragsmechanismus bei abrasiver Beanspruchung hauptsächlich durch den Neigungswinkel Θ des Korns (Abbildung 2.13 links) und die dimensionslose Reibschubspannung σ/τ , welche das Verhältnis der Reibschubspannung σ zwischen den Kontaktflächen zur Fliessspannung τ des Werkstoffs beschreibt, beeinflusst [24-26]. Dies konnte von Hokkirigawa und Kato [27] experimentell bestätigt werden. Die unterschiedlichen Verschleissmechanismen lassen sich in Abhängigkeit der Neigungswinkel und der Reibung in der Kontaktzone in Form eines Diagramms wie in Abbildung 2.13 darstellen.

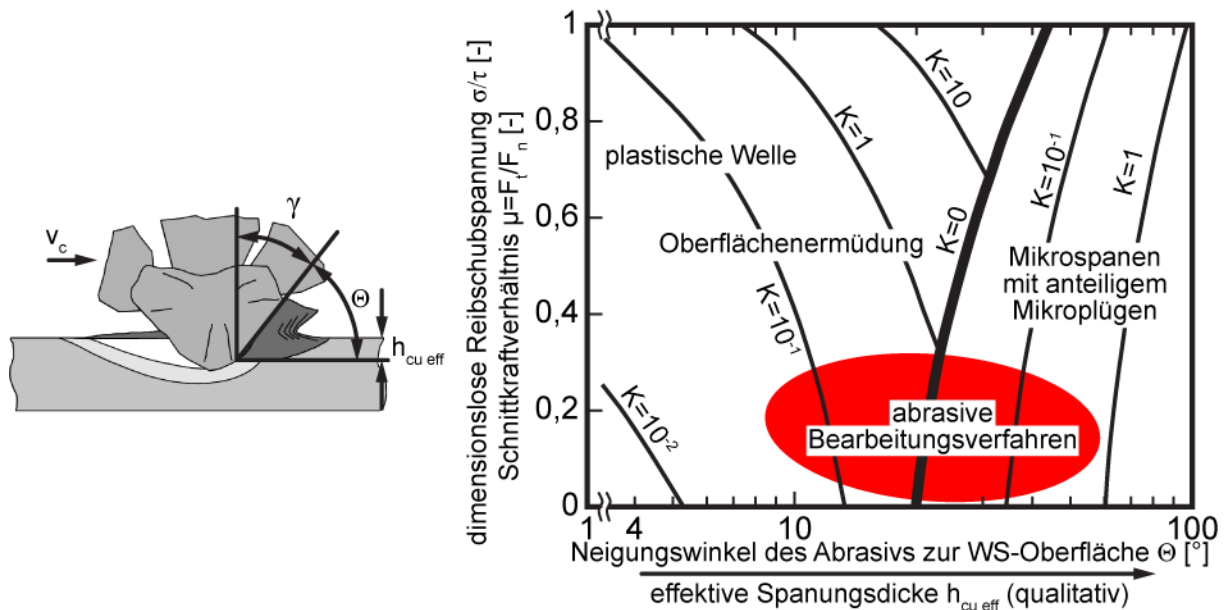


Abbildung 2.13: Diagramm zur Charakterisierung mechanisch-abrasiver Verschleissmechanismen [24-26]

Das Diagramm enthält Linien mit konstantem Verschleisskoeffizient K , welcher den Zusammenhang zwischen dem abgetragenen Werkstoffvolumens $V_{w\text{ eff}}$, der Werkstoffhärte H , der Normalkraft F_n und dem Gleitweg L auf der Werkstückoberfläche beschreibt (Gleichung 2-2).

$$K = V_{w\text{ eff}} \cdot \frac{H}{F_n \cdot L} \quad (2-2)$$

Bei der Betrachtung der Spanbildungsmechanismen von Schleifprozessen als abrasiven Verschleiss kann gemäss Brinksmeier und Giwerczew [25] die Reibschubspannung σ/τ durch das Schnittkraftverhältnis μ angenähert werden. Mit dem Schnittkraftverhältnis und dem Verschleisskoeffizient lassen sich experimentelle Daten im Diagramm darstellen [24-25].

Der für die abrasiven Bearbeitungsverfahren relevante Teil des Diagramms ist in Abbildung 2.13 rot gekennzeichnet. In diesem Gebiet können als Materialtrennmechanismen entweder die Oberflächenermüdung oder das Mikrospanen mit anteiligem Mikroplügen auftreten. Die Oberflächenermüdung tritt in den meisten Fällen bei niedrigen Werten des Verschleisskoeffizienten K auf. Hingegen können beim Mikrospanen die K -Werte deutlich höher liegen. Lediglich bei hohen Anteilen des Mikroplügens nimmt der Verschleisskoeffizient sehr niedrige Werte an. Bei idealem Mikroplügen beträgt der Verschleisskoeffizient $K=0$ [24].

2.3 Werkzeugverschleiss

Beim Werkzeugverschleiss können alle zuvor genannten vier Hauptmechanismen der Adhäsion, der Abrasion, der Oberflächenermüdung und der

tribochemischen Reaktion gleichzeitig auftreten, sodass sich der Verschleiss von abrasiven Werkzeugen sehr komplex darstellt. Um diesen besser zu verstehen ist es sinnvoll, zwischen dem Bindungs- und dem Kornverschleiss zu unterscheiden [28].

Die Analyse des Bindungsverschleisses wird auf einschichtige Werkzeuge, typisch für Honräumwerkzeuge, eingeschränkt, deren Bindungen durch Galvanotechnik hergestellt werden. Bei dieser Art von Bindung werden die Diamantkörner auf der Grundkörperoberfläche über eine metallische Nickelschicht verankert. Auf Grund der geringen Reaktivität zwischen Diamant und Nickel kommt es dabei zu einer rein mechanischen Befestigung der Körner. Damit die Diamanten die Prozesskräfte aufnehmen können, ist es notwendig, dass eine ausreichende Einbettung der Körner (Einbetttiefe) in der Nickelschicht gewährleistet wird [29-30]. Als Kornüberstand wird dann der Anteil des mittleren Korndurchmessers definiert, welcher sich oberhalb der Bindung befindet. Der zur Verfügung stehenden Spanraum und die für die Zerspanung zur Verfügung stehende Kornspitzen werden direkt vom Kornüberstand und umgekehrt von der Einbetttiefe bestimmt. Ist die Einbetttiefe zu gross, wird einerseits eine sehr gute Verankerung der Körner gewährleistet, andererseits wird der Kornüberstand zu klein, was zu wenig Platz im Spanraum für den Transport der abgetragenen Späne und Kühlschmiermittel führt. Der Kompromiss zwischen Einbetttiefe und Kornüberstand richtet sich nach den auftretenden Belastungen im abrasiven Prozess [16].

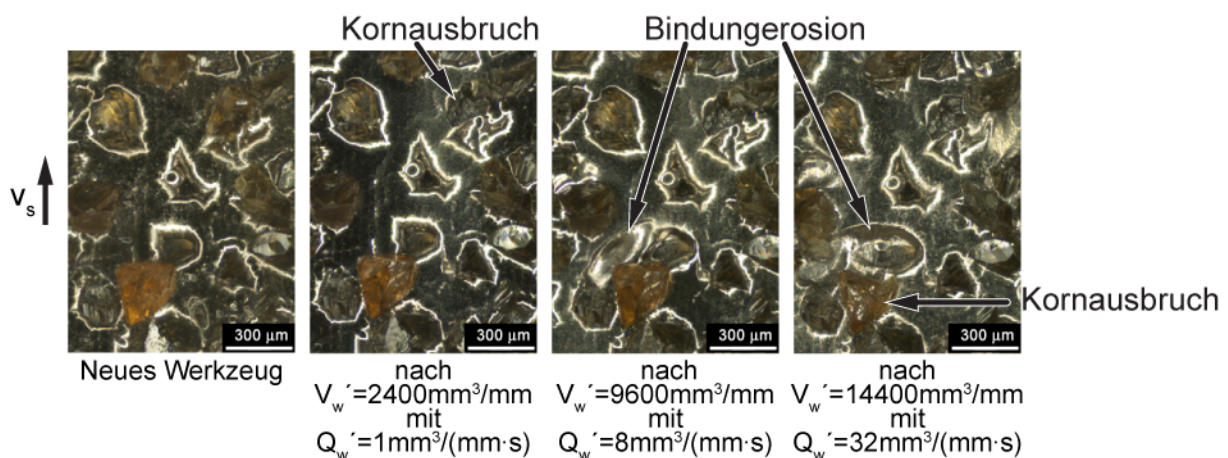


Abbildung 2.14: Fortschritt des Bindungsverschleisses bei galvanischen CBN-Schleifscheiben [29]

Trotz ausreichender Einbetttiefe kann es bei einzelnen Körnern zur Überlastung und folglich zu einem Versagen der mechanischen Befestigung zwischen Diamant und Nickel kommen, was ein Ausbruch des Einzelkorns zur Folge hat. Ein Kornausbruch kann ebenfalls durch Erosion der Nickelschicht verursacht werden. Der Kontakt zwischen abgetragenem Span und Bindung führt zu einem abrasiven Verschleiss der Nickelschicht. Diamantpartikel, die sich durch Kornverschleiss gelöst haben, können ebenso einen Abtrag des Nickels bewirken. Die Erosion der Bindung schwächt die Befestigung der Körner, was zum Kornausbruch führt. Ausbrüche von mehreren Diamantkörnern können zur Schädigung grösserer Bereiche des Werkzeugs und dadurch zu einem gesamten

Versagen des Belags führen [9, 29]. In Abbildung 2.14 sind die beschriebenen Mechanismen bei unterschiedlichem Fortschritt des Bindungsverschleisses in galvanischen Belägen dargestellt.

Die Zusetzung des Belags ist eine Art von adhäsivem Bindungsverschleiss, indem die abgetragenen Späne im Spanraum haften bleiben, bis er komplett mit Spänen gefüllt ist. Dadurch werden die Spanbildung und die Spanabführung erheblich beeinträchtigt und die Materialabtragsleistung des Belags reduziert. Im Weiteren bewirkt die Zusetzung eine Erhöhung der im Prozess wirkenden Kräfte und Temperatur, was zu unerwünschten Arbeitsergebnissen sowie zu einer Schädigung des Belags führen kann. Während der Spanbildung können an der Kontaktstelle zwischen Diamant und Span hohe Drücke und Temperaturen herrschen, sodass der Span an der Spanfläche haften bleibt. Unter Umständen ist die Adhäsion so stark, dass der Span nach dem Verlassen der Kontaktzone trotz Fliehkraft und/oder Ausspülkraft des Kühlschmiermittels sich nicht aus dem Spanraum lösen kann. Beim nächsten Eingriff des Kornes üben die neu gebildeten Späne auf den haftenden Span weiteren Druck aus, was zu einer Pressschweissung der Späne untereinander führt. Dieser wiederholte Vorgang führt zu einem stufenweisen Aufbau der Zusetzung. Ab einem bestimmten Ablagerungsgrad an der Vorderseite (Spanfläche) geht der Aufbau weiter über die Rückseite (Freifläche) des Kornes. Dabei bilden sich Ablagerungsbrücken zwischen benachbarten Körnern, bis die gesamten Regionen des Belags verstopft sind. In diesem Zustand ist der Belag nicht mehr fähig, Material abzutragen. Die Kräfte können dabei so hohe Werte erreichen, dass sich grössere Bereiche des Belags ablösen oder die Rotation der Schleifscheibe verhindert wird. Dies bedeutet letztendlich das Versagen mit entsprechendem Ende der Lebensdauer des Werkzeugs [31-35]. Eine Zusetzung kann durch geeignete Spülung des Belags vermindert werden und wird in Kapitel 2.5 näher betrachtet.

Beim Kornverschleiss sind die Verschleissmechanismen auf thermische, mechanische und chemische Ursachen zurückzuführen und werden in Kornverrundung, Kornanflachung, Kornsplitterung und Kornbruch unterteilt.

Die Kornverrundung und -anflachung erfolgt durch das Zusammenwirken von Abrasion, Adhäsion und tribochemischer Reaktion. Dies wird durch eine Verrundung bzw. Anflachung der Schneidkante eines Kornes charakterisiert, was eine Erhöhung der Prozesskräfte bewirkt und dadurch die Spanbildung erschwert. An den Kristalloberflächen des Diamants, welche Kontakt mit dem Werkstück haben, können extreme Drücke und Temperaturen auftreten, die zu Oxidation, Graphitisierung sowie Diffusion dieser Schichten führen. Sie werden dann durch mechanische Abrasion an der Kornoberfläche abgetragen und führen zu Massenverlust am Korn. Der chemische Verschleiss kann sich besonders stark auf die Kornverrundung und -anflachung auswirken, wenn Diamantbeläge für die Bearbeitung von Stählen verwendet werden und dabei hohe Bearbeitungstemperaturen auftreten. Der Kohlenstoff des Diamanten kann bei hohen Temperaturen (in der Luft ab etwa 650°C) seine Kristallstruktur von Diamant in Graphit umwandeln. Eisen und Nickel wirken dabei als Katalysator, indem sie die

Graphitisierungstemperatur verringern und die Umwandlung beschleunigen. Bei hohen Temperaturen reagiert ebenso der Kohlenstoff des Diamanten mit Sauerstoff und bildet dabei unter anderem gasförmiges Kohlendioxid und Kohlenmonoxid. Darüber hinaus kann es, bedingt durch die hohen Temperaturen, zu einer Diffusion des Kohlenstoffs ins Eisen kommen, wenn der Kohlenstoffgehalt des Eisens unter bestimmten Grenzen liegt [9, 14, 16, 28, 36-37].

Kornabsplitterung und Kornbruch sind hauptsächlich auf mechanische Beanspruchung zurückzuführen und durch Abbrechen von kleinen (Kornsplitterung) bzw. grösseren (Kornbruch) Schneidstoffteilchen charakterisiert. Dabei spielen die Kornbelastung sowie die Werkstoffermüdung eine entscheidende Rolle. Bei Kornsplitterung bleibt das Korn meistens noch im Zerspanprozess aktiv. Die dadurch entstehenden neuen scharfen Schneiden begünstigen die Spanbildung, was als Selbstschärfeffekt bezeichnet wird. Bei Kornbruch werden grössere Partikel vom Korn gelöst, sodass das Korn nicht mehr an der Zerspanung teilnimmt. Kornabsplitterung und Kornbruch treten auf, wenn die wirkende Kraft die Trennfestigkeit in einer kristallographischen Ebene des Diamanten überschreitet. Dies kann unter anderem durch Störstellen wie Schadstellen an den Korngrenzen, Einschlüssen und Verunreinigungen begünstigt werden. Durch eine Wechselbelastung des Korns kann in diesen Störstellen eine Ermüdung des Kristalls auftreten. Dabei entstehen Ermüdungsrisse, die sich langsam mit der Beanspruchung verbreiten. Diese Risse schwächen das Korn, sodass es sogar bei niedrigen Prozesskräften zu Kornabsplitterung bzw. zu Kornbruch kommen kann [9, 14, 16, 28, 36-37].

Die Verschleissmechanismen bei der Bearbeitung mit Diamant hängen von den Korneigenschaften sowie von den Prozessbedingungen ab. Ein Korn, das besonders für Anwendungen mit hohen Kräften am Einzelkorn geeignet ist, kann bei Anwendungen mit niedrigen Kräften schlechte Resultate erbringen [30, 38]. Für abrasive Prozesse werden sowohl Naturdiamant als auch synthetisch hergestellter Diamant verwendet. Naturdiamant zeichnet sich durch eine gute Bindungshaftung, scharfe Schneidkanten, splitterfreudige Kristalle sowie Wärmebeständigkeit bei hohen Temperaturen aus. Bei synthetischen Diamanten können deren Eigenschaften von der Synthese beeinflusst werden. Es gibt synthetische Diamantprodukte, die ähnliche Eigenschaften wie Naturdiamant aufweisen. Auf der anderen Seite können synthetische Diamanten mit sehr hoher Bruch- und Schlagfestigkeit sowie hoher thermischer und mechanischer Belastbarkeit hergestellt werden [36, 39-40].

Um die Vielfalt des breiten Spektrums von Diamantprodukten zu charakterisieren haben Forschergruppen sowie Diamanthersteller unterschiedliche Messmethoden zur Beurteilung und Klassifizierung der Diamanteigenschaften entwickelt. Dabei werden zahlreiche Parameter wie Oberflächenverunreinigung, Partikelgrösse und -form, Bruchfestigkeit und -verhalten, sowie das Verhalten bei hohen Temperaturen analysiert. Zu den meistverbreiteten Untersuchungen zählen der Zähigkeitstest, der Bruchfestigkeitstest, Messungen der Diamantform mittels Bildverarbeitung sowie Tests zum Oxidationsverhalten [36, 41-42]. Diese Tests

werden allerdings nicht unter Prozessbedingungen durchgeführt, sodass Abweichungen des Verhaltens zum Einsatz beim Schleifen auftreten können [30].

Den Verschleiss von einschichtigen Diamantwerkzeugen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten, wie es beim Honräumen der Fall ist, haben einige Autoren experimentell untersucht. Beim Verzahnungshonen mit Diamantwerkzeugen bei geringerer Schnittgeschwindigkeit bis 4,2m/s wurde von Marzenell [14] kein chemischer und thermischer Verschleiss festgestellt. Bei einer Geschwindigkeit von 12,1m/s hingegen hat er eine deutliche Veränderung des Diamantkorns festgestellt, welche nur auf thermische und chemische Ursachen zurückgeführt werden konnte. Schweikert [43] hat ebenso den Verschleiss beim Verzahnungshonen mit Diamantwerkzeugen untersucht. In seinen Experimenten hat er schon erste Verschleisserscheinungen des Diamanten bei Geschwindigkeiten von 3 bis 4,5m/s festgestellt, welche noch deutlicher bei Geschwindigkeiten von 4 bis 6m/s auftreten. In seiner Analyse kommt Schweikert zum Schluss, dass die Beschädigungen am Diamantkorn auf thermisch-chemischen Verschleiss zurückzuführen sind.

Kallabis [3] hat die Temperatur auf der Werkzeugoberfläche für das Räumen mit Diamantwerkzeugen modelliert und dabei die Gefahr einer Kohlenstoffdiffusion sowie einer Gefügeänderung im Werkstück ausgeschlossen. Darüber hinaus hat er Experimente durchgeführt, um den am Werkzeug auftretenden Verschleiss untersuchen zu können [37]. Als wesentliche Verschleissformen hat er Kornverrundung und Kornsplitterung, Bindungsverschleiss durch Kornausbruch, sowie Zusetzen des Belags und Riefen in der Bindeschicht festgestellt.

Beim Honräumen kann auf Grund der niedrigen Schnittgeschwindigkeiten von maximal 0,2m/s davon ausgegangen werden, dass der Verschleiss hauptsächlich durch mechanische Beanspruchung stattfindet und dabei der Einfluss von thermisch-chemischen Vorgängen eine untergeordnete Rolle spielt. Dennoch kann der Verschleiss durch thermisch-chemische Beanspruchung nicht völlig ausgeschlossen werden.

2.4 Kräfte und Deformationen bei abrasiven Prozessen

In Kapitel 2.2 wurden die Spanbildungsmechanismen bei abrasiven Prozessen beschrieben. Durch den Schneideneingriff entstehen Kräfte, die das plastische Fließen des Werkstoffs verursachen und somit die Spanbildung ermöglichen. Auf Grund der zufälligen Geometrie, Anordnung und Grösse der abrasiven Körner sind die resultierenden Kräfte von Korn zu Korn unterschiedlich. Für Schleifprozesse ist es deshalb üblich, dass die Gesamtkraft des Systems betrachtet wird. Diese resultiert aus der Vektorsumme der einzelnen Kraftkomponenten von jedem einzelnen, im Prozess aktiven Korn [16, 44].

Eine vektorielle Betrachtung der Kräfte aller aktiven Körner erfordert eine sinnvolle Zerlegung der Komponenten in einem Koordinatensystem. Dieses wird durch ISO 3002/4 [44] für Prozesse sowohl mit definierter als auch mit undefinierter

Schneide vorgegeben. In der Norm werden die Schnittkraft F_c in Richtung der Schnittgeschwindigkeit sowie die Schnittnormalkraft F_{cN} senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit in der Arbeitsebene definiert. Beim Honräumen wirken die Schnittkraft in axialer Richtung (in Richtung der Pendelbewegung) und die Schnittnormalkraft in radialer Richtung.

Bei der Spanbildung führen kleiner werdende Ritzquerschnitte zu einer Erhöhung der bezogenen Ritzkraft (Schnittkraft durch Ritzquerschnitt). Der Grund dafür liegt an der Tatsache, dass bei kleinen Spanungsdicken die Schneide mit der Freifläche über den Werkstückstoff reibt und ihn dabei lediglich verdrängt. Beispielsweise kann durch Abrichten einer Schleifscheibe eine Nivellierung der Kornspitzen erzielt werden. Infolgedessen erhöht sich die Anzahl aktiver Körner, was zu einer Erhöhung der wirkenden Schnittkraft führt. Der Verschleiss durch Verrundung bzw. Anflachung führt zusätzlich zu einer Erhöhung der Schnittkraft, da parallel zur Nivellierung der Kornspitzen ein unterschiedliches Reibungsverhältnis zwischen Korn und Werkstück entsteht [16, 45].

Für die Charakterisierung der Reibverhältnisse in der Kontaktzone zwischen den Schneiden und dem Werkstück wird das Schnittkraftverhältnis μ (Gleichung 2-3) verwendet, welches als Quotient zwischen Schnittkraft und Schnittnormalkraft berechnet wird.

$$\mu = \frac{F_c}{F_{cN}} \quad (2-3)$$

Es wird als Mass für die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe und die Effektivität der Zerspanung verwendet. Schärfere Schneiden begünstigen die Spanbildung während des Korneingriffs und führen zu einem grösseren Schnittkraftverhältnis im Vergleich zu verschlissenen Schneiden [16]. Das Schnittkraftverhältnis wird ebenso durch das Kühlschmiermittel beeinflusst, welches in Kapitel 2.5 weiter behandelt wird.

Um den Einfluss von unterschiedlichen Parametern wie Kornwerkstoff (CBN oder Diamant), Spanwinkel, Kornorientierung, Eingriffstiefe und Schnittgeschwindigkeit auf die Schnitt- und Schnittnormalkraft sowie auf die Deformationen zu bestimmen, wurden in der Vergangenheit viele Untersuchungen mit einem einzelnen abrasiven Korn durchgeführt [46-51]. Auf Grund der extremen Komplexität wird aber bis heute die Betrachtung der Einzelkorneingriffe für die Modellierung der wirkenden Kräfte in abrasiven Prozessen nur bedingt berücksichtigt. Der Einfluss der einzelnen Korneingriffe wird meistens auf dessen statistische Betrachtung beschränkt. Für die Berechnung der Prozesskräfte beim Schleifen wurden zahlreiche Modelle entwickelt. Tönshoff et. al. [52] haben die bis zum Jahr 1992 existierenden Modelle analysiert und in zwei elementaren Modellen zusammengefasst. Das erste Modell ist in Gleichung 2-4 für die Schnittnormalkraft dargestellt.

$$F'_{cN} = c_{wp} \cdot c_{gw} \cdot \left(\frac{1}{q}\right)^{e_1} \cdot a_e^{e_2} \cdot d_{eq}^{e_3} \quad (2-4)$$

Dieses Modell enthält einen kinematisch physikalischen Teil, der den Geschwindigkeitsquotient q zwischen Schnittgeschwindigkeit v_c und Werkstückumfangsgeschwindigkeit v_w , die Zustellung des Werkzeugs a_e und den äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} berücksichtigt. Die Koeffizienten c_{wp} für das Werkstück und c_{gw} für das Werkzeug sowie die Exponenten e_1 , e_2 und e_3 entsprechen dem empirischen Teil des Modells. Das Modell hat den Nachteil, dass weder der Einfluss vom Kühlschmiermittel noch derjenige der Schleifzeit berücksichtigt werden.

Im zweiten Modell, dargestellt in Gleichung 2-5, wird der Einfluss des Kühlschmiermittels über den Exponenten e_2 mit einbezogen. Zudem wird die Schleifzeit durch Einführen des bezogenen Abtragsvolumens V_w' berücksichtigt.

$$F'_{cN} = F'_s + c_{wp} \cdot c_{gw} \cdot a_e^{e_1} \cdot \left(\frac{1}{q}\right)^{e_2} \cdot v_c^{e_3} \cdot V_w'^{e_4} \quad (2-5)$$

In beiden Modellen für die Betrachtung der Prozesskräfte wird davon ausgegangen, dass sich die Schnittkraft und die Schnittnormalkraft über das Schnittkraftverhältnis μ (Gleichung 2-3) beschreiben lassen.

Im Jahre 2006 haben Brinksmeier et.al. [45] die Arbeit von Tönshoff erweitert. Hochleistungscomputer ermöglichen heutzutage eine realitätsnahe Modellierung von abrasiven Prozessen, indem der Einfluss vom einzelnen Korneingriff berücksichtigt wird. Ein interessanter Ansatz für die Modellierung der Kräfte bietet die sogenannte kinematisch-geometrische Simulation, welche von Zitt und Warnecke [53-54] für die Simulation von Innen- und Aussenrundscheifen sowie vom Planschleifen entwickelt wurde. Dabei wurden 3D-Modelle von allen abrasiven Körnern erstellt und der Eingriff von jedem einzelnen Korn betrachtet. Daraus resultiert der Spanquerschnitt von den im Prozess aktiven Körnern, der für die Berechnung der Schnittkraft nach Gleichung 2-6 verwendet wird.

$$F_t(t_1) = k_{c,sim} \cdot \sum_{i=1}^{N(t_1)} A_{cu,i}(t_1) \quad (2-6)$$

Dabei sind F_t die Tangentialkraft, $k_{c,sim}$ die simulierte spezifische Schnittkraft, N die Anzahl aktiver Körner in der Kontaktfläche und $A_{cu,i}$ der Zerspanungsquerschnitt von jedem aktiven Korn. Diese Simulation wird von Aurich, Braun und Warnecke [55-58] für die Entwicklung von CBN-Schleifscheiben mit definierter Kornanordnung eingesetzt.

In der Simulation von Zitt und Warnecke entspricht die simulierte spezifische Schnittkraft einem Abgleich zwischen Simulation und Experiment. Dabei werden Schleifversuche mit bestimmten Parametern durchgeführt und die Schnittkraft

gemessen. Mit den gleichen Parametern wird der Prozess simuliert und die Summe der Schnittflächen mit der gemessenen Schnittkraft verglichen. Die simulierte spezifische Schnittkraft von Zitt und Warnecke darf aber nicht mit der spezifischen Schnittkraft von der Kienzle-Gleichung für Prozesse mit bestimmter Schneide verwechselt werden. Im Kienzle-Ansatz hängt die spezifische Schnittkraft exponentiell von der Schnitttiefe ab. Je kleiner die Schnitttiefe, desto grösser ist die spezifische Schnittkraft. Dies führt dazu, dass sich die Schnittkraft bei gleichbleibender Schnittfläche mit verändertem Verhältnis von Schnittbreite zu -tiefe ändert [4, 19]. In der Formulierung von Zitt und Warnecke hängt die Schnittkraft nur von der Summe der Schnittflächen ab. Es wird nicht unterschieden, ob die Summe aus vielen kleinen oder aus wenigen grossen Schnittflächen resultiert. Dadurch können Abweichungen zwischen Simulation und Experiment auftreten, wenn das Parameterfenster sehr unterschiedlich gewählt wird.

Pinto [59] hat für die Berechnung der Schnittkraft in seiner kinematisch-geometrischen Simulation von gelöteten und galvanisch gebundenen Schleifscheiben mit definierter Kornanordnung eine Analogie zur Kienzle-Gleichung vorgeschlagen. Dabei hat er die spezifische Schnittkraft in Abhängigkeit von der Schnittfläche berücksichtigt, wobei der Zusammenhang mittels Abgleich zwischen Messungen und Simulation bestimmt wurde.

2.5 Kühlschmiermittel

Der Kühlschmierstoff übernimmt während des Schleifprozesses viele Aufgaben. Die Hauptfunktionen sind das Kühlen und das Schmieren von Bearbeitungsstelle. Beim Kühlen wirkt das Kühlschmiermittel als Wärmespeicher und führt die Wärme aus der Bearbeitungsstelle ab. Die Schmierung verringert die Reibung und damit die Kräfte sowie den Kornverschleiss an der Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück. Ebenso besteht eine Wechselwirkung zwischen diesen beiden Hauptfunktionen. Die Reduktion der Reibung führt zusätzlich zu einer Verminderung der Wärmeentstehung bei der Spanbildung, so dass weniger Wärme aus der Kontaktstelle abgeführt werden muss. Im Gegensatz dazu kann eine stärkere Kühlung zu einem lokalen Anstieg der Werkstofffestigkeit und damit zu einer Zunahme der wirkenden Kräfte führen. Neben den Hauptfunktionen übernimmt der Kühlschmierstoff weitere Aufgaben, wie die Reinigung der Schleifscheibe und des Werkstücks, den Transport von Spänen aus der Kontaktstelle und dem Arbeitsraum sowie einen Korrosionsschutz von Werkstück und Maschine. Bei der Wahl der Kühlschmiermittel müssen neben der Erfüllung dieser Funktionen ökologische sowie sicherheits- und gesundheitstechnische Aspekte mitberücksichtigt werden [4, 16, 19, 60].

Beim Honräumen werden hauptsächlich Mineralöle verwendet. Sie weisen eine hohe Schmierfähigkeit, einen hohen Korrosionsschutz des Werkstücks und einen guten Verschleisschutz des Werkzeugs auf. Da sie praktisch unempfindlich

gegen den Befall von Mikroorganismen sind, können sie über längere Zeit verwendet werden. Gegenüber Emulsionen und wässrigen Lösungen ist die Kühlwirkung von Mineralölen auf Grund der geringeren spezifischen Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit verhältnismässig schlechter. Die gute Schmierwirkung führt zu geringeren Prozesskräften, reduziertem Werkzeugverschleiss und geringerer Oberflächenrauheit des Werkstücks [4, 16, 19, 61].

Einsatz, Pflege und Entsorgung von Kühlschmiermitteln ist mit hohen Kosten verbunden. Daher ist dessen Beherrschung und der effiziente Einsatz angestrebt, was von einer Vielzahl von Parametern beeinflusst wird [62-63]. Von grosser Bedeutung ist der Volumenstrom, welcher durch den Schleifspalt geht, denn er bestimmt den zu liefernden Volumenstrom durch das Kühlschmiermittelsystem. Eine Überversorgung ist mit hohen Kosten verbunden. Eine Unterversorgung kann zu unerwünschten Einflüssen auf das Werkstück und das Werkzeug führen. Der optimale Volumenstrom wurde auf Grund dessen in vielen wissenschaftlichen Arbeiten untersucht und modelliert [64-66].

Es gibt Applikationen, bei denen die Gefahr des Zusetzens des Belags ausgeprägt ist. Dabei bleiben die abgetragenen Späne im Spanraum haften, bis der Spanraum komplett gefüllt ist. Bei einschichtigen Werkzeugen, wo ein mehrfaches Abrichten des Werkzeugs nicht möglich ist, kann das Zusetzen zum Totalverlust des Werkzeugs führen. Eine effiziente Reinigung des Belags kann durch die Zufuhr von Kühlschmiermittel mit Hochdruck erfolgreich umgesetzt werden. Nach Webster und Grün [63] können Drücke von bis zu 55bar bei Applikationen mit kunstharzgebundenen oder keramischen Schleifscheiben, und bis zu 100bar bei einschichtigen galvanischen Werkzeugen, eingesetzt werden. Ausgegangen von einer vereinfachten Betrachtung der Bernoulli-Gleichung kann die Austrittsgeschwindigkeit des Kühlschmiermittels mit dem internen Druck in der Düse korreliert werden. Die Austrittsgeschwindigkeit und die Austrittsfläche der Düse bestimmen den zugeführten Kühlschmiermittelvolumenstrom. Für Hochdruckapplikationen, wo die Reinigung des Belags erreicht werden muss, wird ein Volumenstrom von 0,3l/min pro Millimeter Breite des Werkzeugs vorgeschlagen [63].

Cameron, Bauer und Warkentin [67] haben den Einfluss der Hochdruckreinigung an keramischen Schleifscheiben beim Tiefschleifen untersucht. Dabei haben sie die Austrittsgeschwindigkeit bei konstantem Volumenstrom und den Volumenstrom bei konstanter Austrittsgeschwindigkeit variiert. Die Prozesseffizienz kann durch Erhöhen der Austrittsgeschwindigkeit des Kühlschmiermittels auf bis zu 120m/s (103,4bar) verbessert werden. Bei höheren Geschwindigkeiten traten Beschädigungen der Bindung auf, wobei die herausgebrochenen Scheibenbestandteile die Werkstückoberfläche beschädigten. Mit der optimierten Austrittsgeschwindigkeit von 120m/s wurde der Volumenstrom durch die Änderung der Austrittsfläche der Düse variiert. Der Reinigungseffekt blieb im untersuchten Parameterfenster von 4,2 bis 17,8l/min unverändert. Mit höheren Volumenströmen

von bis zu 14,9l/m gibt es eine kleine Verbesserung der Prozesseffizienz. Eine weitere Erhöhung des Volumenstroms beeinflusst den Prozess nicht mehr.

2.6 Modellierung und Simulation von abrasiven Prozessen

Für ein besseres Verständnis sowie für die Optimierung des abrasiven Prozesses wird die Modellierung und Simulation angewendet, indem Zusammenhänge zwischen Eingabeparametern und Ergebnissen hergestellt werden. Die Erkenntnisse zur Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück in Abhängigkeit von den Prozessparametern erlaubt eine Vorhersage der damit erzielbaren Ergebnisse, eine Verbesserung der erreichbaren Werkstückqualität sowie eine Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses. Wie wichtig die Modellierung und Simulation zum Erreichen dieser Ziele sowohl für die Industrie als auch für Universitäten sind, kann anhand der gemäss Abbildung 2.15 zunehmenden Anzahl an Publikationen auf diesem Gebiet aufgezeigt werden.

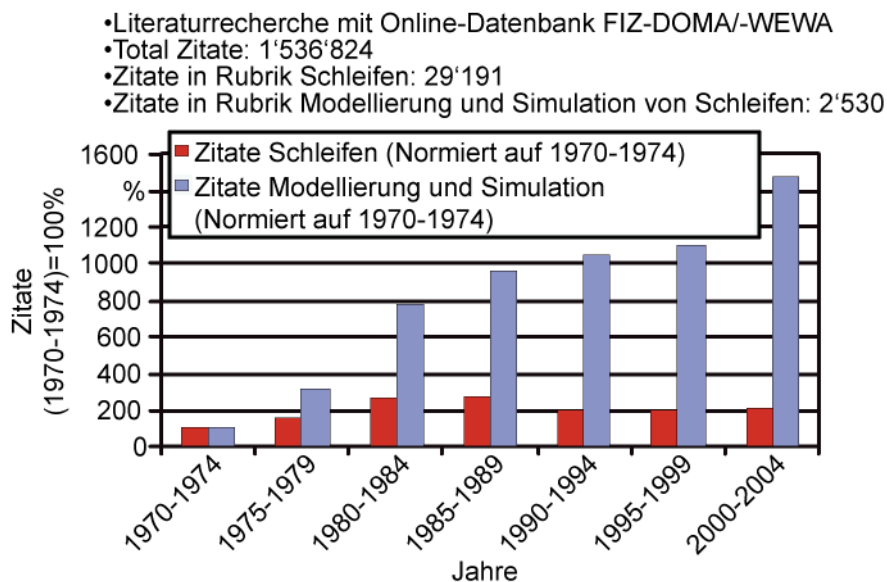


Abbildung 2.15: Literaturrecherche zwischen 1970 und 2004 [45]

Bis in die achtziger Jahre wurden vor allem physikalisch-analytische sowie physikalisch-empirische Modelle basierend auf linearer Regression entwickelt. Die Komplexität sowie die unterschiedlichen Untersuchungsaspekte von abrasiven Prozessen verbunden mit der Weiterentwicklung von Hochleistungscomputern haben dazu beigetragen, dass komplexere Modelle und Simulationsmethoden analysiert werden können. Abbildung 2.16 stellt einen Überblick dieser Simulationsmethoden und deren Anwendungsgebiete dar.

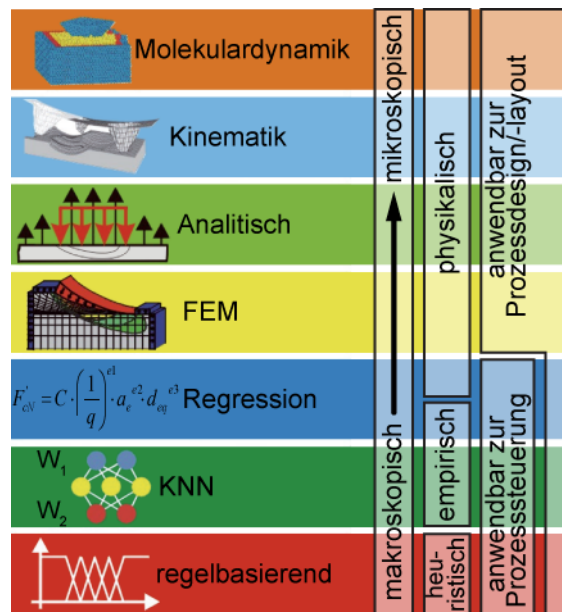


Abbildung 2.16: Simulationsmethoden und deren Anwendungsgebiete für die Simulation von abrasiven Prozessen [45]

Brinksmeier et.al. [45] haben die Entwicklung der in Abbildung 2.16 dargestellten Simulationsmethoden in den letzten 20 Jahren untersucht. Basierend auf deren Arbeit werden diese Methoden mit Hinblick auf die Anwendungsgebiete diskutiert.

2.6.1 Molekulardynamik

Modelle in der Molekulardynamik basieren auf einer Untersuchung des mikroskopischen Materialverhaltens sowie der Materialstruktur auf einer atomaren Ebene während des Korneingriffs. Eine universellere Materialbetrachtung in der Molekulardynamik erlaubt die Berücksichtigung von Mikrostruktur, Gitterkonstanten und -orientierung, chemischen Elementen sowie atomaren Interaktionen gegenüber einer idealen, einfachen Kristallstruktur mit homogenen Materialeigenschaften. Diese ermöglicht die Analyse von Polykristallen, defekten Strukturen, vorbearbeiteten Werkstücken oder rauen Oberflächen.

Damit die Unterschiede in der atomaren Ebene bei der Molekulardynamik richtig erfasst werden, ist eine drei-dimensionale Modellierung der Mikrostruktur für die Erfassung der Materialanisotropie notwendig. Dabei können bei der Simulation Kräfte im Einzelkorn, Temperatur, Spannungsverteilung sowie Energiefluss berechnet werden.

Die eingesetzten Modelle und die Analyse von vielen Simulationen zur Molekulardynamik weisen eine mangelhafte Betrachtung des Prozesses von mindestens einem der folgenden Punkten auf: Modellgröße, Materialdarstellung, realistische Prozessparameter oder simulierte Prozesszeit. Häufig werden die Simulationen auf den Kontaktfang oder auf die Spannbildung von wenigen Nanometern Bearbeitungslänge oder Pikosekunden Bearbeitungszeit limitiert. Darüber

hinaus benötigen die Simulationen eine erhebliche Computerleistung für kleine 3D-Modelle in absoluten Grössen. Beispielsweise betragen die grössten Modelle im Jahr 1998 10^8 Atome, was einem Würfel mit kubisch-flächenzentriertem Gitter mit etwa 100nm Kantenlänge entspricht.

Die zukünftige Entwicklung der Molekulardynamik wird sich auf eine grössere 3D-Modellierung mit besserer Materialbeschreibung und längeren Simulationszeiten konzentrieren. Viele Modelle vernachlässigen den Einfluss der Kühlschmiermittel, die ebenso in näherer Zukunft berücksichtigt werden sollen.

2.6.2 Kinematik

Ungefähr 45 Jahre sind seit der Entwicklung des ersten kinematischen Modells eines abrasiven Prozesses vergangen. Kinematische Modelle basieren auf der kinematischen Beschreibung der Bewegung von einzelnen Körnern und deren Geometrien, die geometrisch mit dem Material zur Interaktion gebracht werden. Die kinematischen Modelle unterscheiden sich je nach Berücksichtigung der Korngeometrie in deterministische Modelle und stochastische Modelle. Letztere berücksichtigen die undefinierte Gestalt der Abrasivkörner über Zufallsverteilungen.

Die ersten Entwicklungen von kinematischen Prozessmodellen in den sechziger und frühen siebziger Jahren haben sich auf eine grundlegende zweidimensionale Prozessbeschreibung konzentriert. Diese Ansätze haben sich hauptsächlich auf Plan- und Rundschleifen unter Verwendung eines zweidimensionalen Modells des abrasiven Korns beschränkt. Der Hauptfokus lag in der Analyse des Oberflächenprofils und der Oberflächenrauheit des Werkstücks. Einige Modelle haben zusätzlich den Kornabstand und die Spangeometrie für die Berechnung der Spandicke, der Spanlänge und der Anzahl dynamischer Schneiden berücksichtigt.

Raffinierte kinematische Modelle wurden ab den achtziger Jahren mit der Verfügbarkeit leistungsfähiger Rechner entwickelt. Dabei wird typischerweise eine dreidimensionale Betrachtung des Schleifprozesses berücksichtigt. Die sorgfältige Modellierung der Schleifscheibentopographie ist ein wesentlicher Bestandteil aller kinematischen Modelle. Es gibt dabei zwei Grundstrategien, die zur numerischen Beschreibung der Schleifscheibentopographie verwendet werden. Zum einen kann die Topographie einer Schleifscheibe basierend auf Messdaten entweder direkt als Profildaten oder aus einer vorab aus Messungen der Topographie abgeleiteten Statistik erzeugt werden. Zum anderen kann die Schleifscheibe basierend auf einer statistischen Analyse der Schleifscheibentopographie, wie zum Beispiel die Verteilung der Korngrösse, Korndichte und Kornüberstand, vollsynthetisch erzeugt werden. Die Korngeometrie wird häufig durch einfache Kugel oder Kegel angenähert, wobei bei einigen weiterentwickelten Modellen die grundlegende Morphologie von abrasiven Körnern in Form von Oktaeder, Würfel und Tetraeder verwendet werden.

Die Grundidee bei der kinematisch-geometrischen Simulation von abrasiven Prozessen ist die ausführliche, dreidimensionale Berechnung der Durchdringung zwischen der Schleifscheibe und dem Werkstück. Dazu wird jedes einzelne Korn modelliert und das lokale Volumen des Werkstückmaterials, das durch jeden einzelnen Korneingriff abgetragen wird, als Funktion der relativen Bewegung zwischen der Schleifscheibe und dem Werkstück berechnet. Unter Verwendung des Spanquerschnitts, der materialspezifischen Schleifkräfte, der Schnittgeschwindigkeit sowie der Vorschubgeschwindigkeit werden die Kräfte, die Druckverteilung, die statistische Spannungsdicke sowie die Anzahl der aktiven Körner berechnet. Dafür gehen die meisten Modelle von einem idealen Materialabtrag durch Mikrospanen aus, indem elastische und plastische Verformung sowie thermische Einflüsse vernachlässigt werden. Die kinematisch-geometrischen Modelle ermöglichen eine allgemeine Betrachtung von Schleifprozessen, was eine sehr hohe Flexibilität bei der Simulation erlaubt. Es ist möglich, unterschiedliche Schleifprozesse wie Planschleifen, Innen- oder Aussenrundscheifen mit der gleichen Modellbasis zu simulieren, indem nur die Kinematik des Prozesses angepasst wird [53-54].

Verschiedene Ansätze für kinematische Modelle sind in den letzten Jahren entwickelt worden, die eine recht gute Übereinstimmung zwischen Rechenergebnissen und Experimenten ergeben. Intensiv werden diese Modelle vor allem bei der Entwicklung von Schleifscheiben mit definierter Kornanordnung verwendet [29, 55-59, 68]. Die Anwendung von kinematischen Simulationen ist jedoch für die Betrachtung von Temperaturen in der Kontaktzone sowie von thermischen Einflüssen auf das Werkstück nicht geeignet. Die Modellierung einer realen Schleifscheibe stellt einen verhältnismässig hohen Aufwand dar. Die Simulation eines kinematischen Modells für einige Millisekunden Prozesszeit kann einige Stunden Berechnungszeit erfordern. Die Abhängigkeit der Prozesskräfte von der Geometrie und den Eingriffsverhältnissen der einzelnen Körner wurde bis jetzt wenig erforscht. Für die Berechnung der Schnittkraft wird nur die Summe der Schnittflächen berücksichtigt. Der Beitrag jedes einzelnen Korneingriffs, ob die Summe aus vielen kleinen oder aus wenigen grossen Schnittflächen resultiert, wird vernachlässigt.

2.6.3 Analytische Modelle

Analytische Modelle geben die Zusammenhänge zwischen Prozessgrössen direkt mittels analytischen Funktionen wieder, die zumeist wenigstens phänomenologisch auf physikalischen Erkenntnissen beruhen. Dabei werden aus der Kenntnis der Einstellgrössen des Prozesses Ergebnisse wie Kräfte, Abtragsleistungen, Temperaturen, Leistungen, Oberflächenqualitäten oder Verschleissbeträge berechnet. Die Datenbasis sind Daten des Werkzeugs, des Werkstücks und der Prozessführung.

Die Kinematik von Schleifprozessen wird durch eine Reihe von statistisch unregelmässigen und getrennten Eingriffen gekennzeichnet. Die Charakterisierung der Schleifscheibenmikrostruktur erfolgt durch Topographiemodelle, welche die Schnitttiefe und den äquivalenten Durchmesser berücksichtigen. Spanbildung wird in den Modellen durch die äquivalente oder maximale Spandicke dargestellt. Während der Spanbildung werden Energie umgewandelt und Kräfte erzeugt. Aus den Topographie- und der Spandickenmodellen wurden Kraft- und Energiemodelle entwickelt, die benutzt werden können, um das Verschleissverhalten der abrasiven Körner vorauszusagen und die Werkstücktemperatur festzustellen. Mit der Schleifenergie können thermische Einflüsse auf die Oberflächenbeschaffenheit abgeschätzt werden. Die Schleifscheibentopographie und Spandickenmodelle werden auch verwendet, um die Oberflächenrauheit zu bestimmen.

Zahlreiche analytische Modelle sind in der Literatur zu finden und wurden ausführlich von Tönshoff et.al. [52] zusammengefasst. Um die Ähnlichkeiten zwischen den vielen Modellen darstellen zu können, haben die Autoren eine einheitliche Terminologie verwendet und eine Modularisierung in der Teilmodelle vorgenommen. Darunter wurden elementare Topographie-, Spandicken-, Kraft-, Energie-, Temperatur-, Oberflächenbeschaffenheits- sowie Rauheitsmodelle präsentiert. Brinksmeier et.al. [45] haben diese Arbeit ergänzt und die Weiterentwicklung der analytischen Modelle gezeigt.

Im Allgemeinen stellen analytische Ansätze eine gute Methode dar, um Einblicke in Schleifprozesse zu gewinnen. Nachteil dieser Modelle ist, dass sie in der Regel auf bestimmte Prozessfenster beschränkt bleiben und dass sie vor deren Nutzung als Vorhersagetool einer Parameteridentifikation bedürfen.

2.6.4 Feldmodelle

Feldmodelle beschreiben die Vorgänge vor den Schneiden und im Werkzeug mit Hilfe der Kontinuumsmechanik und enthalten partielle Differentialgleichungen mit Orts – und Zeitvariablen. Nach Lösung der Differentialgleichungen stehen die Feldvariablen Verschiebungen, Geschwindigkeiten, Spannungen, Temperaturen als Funktionen von Ort und Zeit zur Verfügung. Die prozessrelevanten Kenngrößen werden dann hieraus durch einen Postprozessorlauf, das heisst Integration, Mittelung usw., bestimmt. Speziell zur Bestimmung der Temperaturbelastung von Werkstück und Werkzeug haben sich Feldmodelle bewährt.

Für die Simulation von Schleifprozessen können makroskopische und mikroskopische Modelle verwendet werden. Mikroskopische Modelle beschreiben die Vorgänge an Einzelnen Körnern und Kontaktbereichen, makroskopische Modelle mitteln über viele Körner bzw. sogar den gesamten Schleifspalt. In den meisten Fällen wird die makroskopische Simulation angewandt, um die Einflüsse der gemittelten Wärmeentwicklung auf die Temperaturverteilung und der Spannungen auf der mechanischen Oberflächendrucks oder Formabweichung des Werkstücks zu

berechnen. Die Berechnungen basieren hauptsächlich auf den thermo- und elastomechanischen Eigenschaften des Materials. Das plastische Materialverhalten und die Spanbildung werden nicht berücksichtigt.

Im Gegensatz zum makroskopischen Konzept beschränkt sich die mikroskopische Simulation auf die Analyse des Kontaktbereichs. So wird meistens ein kleiner Abschnitt des Werkstücks und ein einziges Schleifkorn modelliert. Für eine realistische Simulation werden das elastoplastische Materialverhalten sowie die Spanbildung bei hoher Belastungsgeschwindigkeit mitberücksichtigt. Ausserdem ist die gegenwärtige Computerleistung nicht ausreichend, um ein umfassendes mikroskopisches Modell von einer gesamten Schleifscheibe zu rechnen oder eine mikroskopische Betrachtung der Spanbildung in eine makroskopische Simulation zu integrieren. Dennoch ist die Anwendung von Feldmodellen hilfreich, um das Verhältnis zwischen den Einflüssen in den mikroskopischen Prozesseigenschaften auf die Makroeffekte in einem Werkzeug zu verstehen.

2.6.5 Regression

Regression ist ein allgemeiner Begriff für jede mathematische, statistische Methode, welche einen funktionalen Zusammenhang zwischen einer abhängigen und einer oder mehreren unabhängigen Variablen stellt. Beim Schleifen werden die unabhängigen Variablen durch die Eingangsparameter des Schleifprozesses wie Schnittgeschwindigkeit und Spezifikationen der Schleifscheiben gebildet. Die Ausgabeparameter, wie Prozesskräfte oder die Bearbeitungsergebnisse, wie die Werkstückrauheit stellen die abhängigen Variablen dar.

Viele analytische Modelle, wie beispielweise in Gleichung 2-4 oder Gleichung 2-5, enthalten einen empirischen Teil, welcher an den Prozessparametern sowie an die Zusammenstellung von Maschine, Werkstück und Werkzeug angepasst werden muss. Diese empirischen Koeffizienten werden hauptsächlich durch Regression bestimmt.

Das Anwendungsfeld für empirische Modelle unter Verwendung der Regressionsanalyse ist weit verbreitet und wächst ständig. Gegenwärtige Entwicklungen zielen in Richtung der Entwicklung von Diamant- und CBN-Schleifscheiben sowie Anwendungen von harten und spröden Werkstückmaterialien. Abgesehen von neuen Modellen für spezielle Anwendungen, konzentrieren sich neue Forschungsarbeiten auf einen allgemeineren Ansatz, um die Anwendbarkeit der Modelle zu erweitern.

2.6.6 Künstliche neuronale Netze (KNN)

Modelle basierend auf künstlichen neuronalen Netzen (KNN) eignen sich besonders für die Modellierung von komplexen, nicht stationären Prozessen, die von vielen Eingangsvariablen abhängig sind. Um ein KNN-Modell zu bilden werden keine

analytischen Ausdrücke für die zugrundeliegenden physikalischen Phänomene benötigt. Das KNN-Modell wird automatisch durch ein Trainingsverfahren konstruiert, welches auf Prozessdaten basiert. KNN-Modelle sind in der Lage, Prozessinformationen von verschiedenen Sensoren und physikalischen Grössen zu verarbeiten. Darüber hinaus können KNN-Modelle mit physikalischen Modellen effektiv kombiniert werden, um die Vorhersagequalität und den Einlernaufwand zu verbessern. Trotz dieser vielen Vorteile hängt der Erfolg von KNN-Modellen im Allgemeinen erheblich von einer vernünftigen Wahl der Prozessinformationen, von einer korrekten Vorbereitung der Datenbank für das Training und von einer korrekten Wahl der KNN-Topologie ab.

Die häufigste Anwendung von KNN in Schleifprozessen ist die Vorhersage von verschiedenen Ausgabeparametern wie Prozesskräfte, Oberflächenrauheit oder Oberflächeneigenspannung, ausgegangen von den eingesetzten Eingangsparametern wie Zeitspannvolumen, Schnittgeschwindigkeit, Werkstückumfanggeschwindigkeit, Vorschub u.a., und/oder den gemessenen, zeitabhängigen physikalischen Grössen wie akustische Emissionen, Prozesskräfte oder Schleifleistung.

Im Gebiet der Prozessüberwachung werden KNN eingesetzt, um Schleifbrand oder Rattern zu ermitteln oder vorauszusagen. Dies geschieht hauptsächlich auf der Basis der Messungen von akustischen Emissionen.

2.6.7 Regelbasierte Modelle

Regelbasierte Modelle leiten aus einem zumeist eintrainierten Regelwerk Veränderungen des Prozesses ab, um bestimmte Produktionsziele zu erreichen. Nach der Interpretation von Prozessvariablen werden Entscheidungen getroffen. Damit ermöglichen solche Modelle, Maschinen ohne menschlichen Eingriff über möglichst weite Zeiträume zu betreiben. Bei den Schleifprozessen werden zumeist wissensbasierte Systeme und Fuzzy Logic eingesetzt.

In einem wissensbasierten System enthält die Wissensbasis die Fachkenntnis, die für das Treffen der Entscheidung verwendet wird. Der Ausdruck „Expertensystem“ wird auch häufig verwendet, wenn das wissensbasierte System als Ratgeber in einem sehr spezifischen Bereich verwendet wird. Die Bildung einer zuverlässigen Wissensbasis ist für die erfolgreiche Anwendung eines wissensbasierten Systems notwendig.

Im Gegensatz zu traditionellen Expertensystemen erschlossen Fuzzy-Logiksysteme die Möglichkeit, die Modellierung von unscharfen Entscheidungen zu behandeln. Die Fuzzy-Theorie berücksichtigt dabei Wissen, das auf menschlicher Erfahrung basiert, selbst wenn die vorhandenen Informationen unvollständig oder unscharf sind.

Für eine realistische Modellierung ist eine hoch entwickelte Wissensbasis sehr wichtig, um eine hochwertige Vorhersagequalität der Ausgabeparameter zu erzielen.

Die Simulationsqualität ist für spezifische Anwendungen hoch, wobei die Übertragbarkeit auf andere Schleifprozesse sehr eingeschränkt ist. Regelbasierte Modelle lassen sich jedoch sehr gut mit anderen Modellansätzen kombinieren, um deren Effektivität und Leistungsfähigkeit zu steigern.

2.6.8 Anwendbarkeit der Modelle auf das Honräumen

Die Entwicklung und Herstellung eines Honräumwerkzeugs, die heutzutage nach reinen empirischen Aspekten erfolgt, hängt von einer Vielzahl von Prozessparametern, wie Vorschub pro Hub, Anzahl der Schlichthübe, Pendelstrategie u.s.w., und der erwünschten Ergebnisse ab. Sehr oft muss das Werkzeug während der Entwicklungsphase mehrmals nachgearbeitet werden, bis die gewünschten Bearbeitungsergebnisse erreicht werden können. Man verfügt beim Bau des Werkzeugs über wesentliche Einflussgrößen wie Neigungswinkel, Kornart, Kornabstand, Kornüberstand u.a., welche aus der Kenntnis der Bearbeitungsaufgabe und der Prozessparameter abgeleitet werden müssen. Die Modellierung soll hauptsächlich die Auslegung und die Entwicklung des Honräumwerkzeugs unterstützen, damit dies zielführender und erfolgssicherer geschehen kann. Für die Modellierung des Honräumprozesses muss deshalb die Simulationsmethode in der Lage sein, mikroskopische Merkmale des Schleifmittels wie die Körnung und makroskopische Merkmale des Werkzeugs wie die Länge und die Konizität zu berücksichtigen. Angestrebt ist die Vorhersage der Rauheit und der Prozesskräfte in Abhängigkeit des Werkstücks und der Prozessparameter.

Künstliche neuronale Netze, regelbasierende Modelle, sowie die analytischen Modelle unter Verwendung der Regressionsanalyse basieren hauptsächlich auf Messdaten von bestehenden Systemen. Deren Einsatz bei der Entwicklung von Honräumwerkzeugen scheint deshalb nicht besonders gut zu sein.

Molekulardynamik berücksichtigt die Interaktion von Korn und Werkstück in der atomaren Ebene, dieser Ansatz lässt sich heutzutage nicht auf ein gesamtes Werkzeug übertragen.

Feldmodelle können besonders gut für die Untersuchung von thermischen Aspekten eines Prozesses eingesetzt werden. Die im Prozess wirkenden Kräfte können durch Finite-Elemente-Methoden mit makroskopischen Konzepten berechnet werden. Wie aber in Kapitel 2.6.4 diskutiert, ist heutzutage ein umfassendes Modell vom gesamten Werkzeug, welches eine mikroskopische Betrachtung der Spanbildung in eine makroskopische Simulation integriert, auf Grund von ungenügendem Wissen des Werkstoffverhaltens unter hoher Belastungsgeschwindigkeit nicht zu verwirklichen. Darüber hinaus dürfen thermische Vorgänge auf den Honräumprozess eine untergeordnete Rolle spielen (Kapitel 2.3).

Für die Simulation des Prozesses Honräumen wird ein stochastisches kinematisches Modell gewählt, weil dieses die stochastische Natur des Einzelkorneingriffs rechtfertigt. Die mikroskopischen Eigenschaften des abrasiven

Korns werden durch eine detaillierte Beschreibung der Kornmorphologie und die makroskopischen Merkmale des Prozesses durch die Kinematik zwischen Werkzeug und Werkstück berücksichtigt. Kinematische Modelle lassen sich auf verschiedene Applikationen übertragen, was eine sehr hohe Flexibilität und dessen Anwendung nicht nur in der Forschung, sondern auch in der Industrie ermöglicht. kinematische Modelle sind dennoch für die Auswertung von Prozesskräften noch nicht genug weit entwickelt. Die starke Abhängigkeit des abrasiven Prozesses von den Geometrie- und Eingriffsverhältnissen der einzelnen Körner muss weiter erforscht werden, damit die Ergebnisse für die Prozesskräfte auf ein breiteres Parameterfenster angewendet werden können.

3 Zielsetzung

Die Weiterentwicklung der Honräummaschine getrieben durch die Anwendung modernen Steuerungen ermöglicht es heutzutage, neue Hubstrategien sowie neue Prozessparameter zu steuern. Diese sollen einer besseren Kontrolle des Prozesses dienen, damit die Wirtschaftlichkeit erhöht und die Qualität verbessert werden können. Die fehlende Kenntnis der Auswirkungen dieser Hubstrategien und wichtiger Prozessparameter auf die Ergebnisse führt aber dazu, dass einige wichtige Parameter nach empirischen Aspekten gewählt werden müssen. In diesem Kontext wird in dieser Arbeit die Verbesserung des Prozesses Honräumen auf der Basis eines stochastischen Modells der Bearbeitung mit geometrisch undefinierten Schneiden angestrebt, damit die bisher rein empirische Lösungsfindung durch wissenschaftlich fundierte Kenntnisse ersetzt und dabei eine Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses erreicht werden können.

Für ein verbessertes Verständnis der Wirkung eines Einzelkorns auf das Werkstück werden die zugrunde liegenden Spanbildungsmechanismen untersucht. Das Ziel ist eine Vorhersage der auftretenden Prozesskräfte an einem einzelnen Diamantkorn. Dazu soll ein möglicher Einfluss der Kornorientierung berücksichtigt werden. Die erreichten Resultate bilden die Basis für die Berechnung der im Prozess wirkenden Kräften, sodass die Möglichkeiten der Modellierung und Optimierung des Honräumens erweitert werden kann.

Um den Einfluss von verschiedenen Prozessparametern auf die Ergebnisse untersuchen zu können, werden praktische Bearbeitungen an realen Teilen durchgeführt. Dabei werden die Auswirkungen der Prozessparameter auf die erreichbare Qualität des Werkstücks, auf die Prozesskräfte sowie auf den Werkzeugverschleiss bestimmt. Aus der Auswertung der Messungen ergeben sich wichtige Informationen, die einem besseren Verständnis und einer Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses dienen.

Darüber hinaus wird ein stochastisches Prozessmodell als Hilfe für das physikalische Prozessverständnis entwickelt, das dem stochastischen Charakter des Werkzeugs und des Prozesses gerecht wird. Die theoretischen Grundlagen des Prozesses Honräumen wird für die Modellierung und die rechengestützte Prozesssimulation erarbeitet, so dass die Auswirkungen der Prozessparameter und der Werkzeugdaten auf die wirkenden Kräfte, die erreichbare Oberflächengüte und Genauigkeit des Werkstücks identifiziert und untersucht werden können. Das Modell soll die mikroskopischen Eigenschaften des abrasiven Korns, welche während der Untersuchung der Einzelkörner gewonnen werden, berücksichtigen und die makroskopischen Eigenschaften des Werkzeugeingriffs ins Werkstück, welche aus den Honraumversuchen resultieren, nachbilden.

Mit diesen drei Bausteinen wird ein vollständigeres Verständnis über den Prozess Honräumen erreicht, damit die offenen Fragen hinsichtlich Prozesssicherheit, Leistungsfähigkeit und erreichbarer Bearbeitungsqualität in Abhängigkeit der Prozessparameter und des Einsatzwegs beantwortet werden können.

4 Einzelkornversuche

Trotz der technischen Wichtigkeit des Honräumens sind die Grundlagen dieses Abtragsprozesses noch nicht vollständig verstanden. Eine effiziente Methode zur Verbesserung des Verständnisses von abrasiven Prozessen ist die numerische Modelbildung, die in Kapitel 6 beschrieben wird. Damit können der Einfluss von einzelnen Werkzeugparametern, wie zum Beispiel der Korngestalt, die Korngröße und -verteilung der Werkzeuggeometrie und der Prozessparameter auf die Werkstückrauheit, die Anzahl der aktiven Körner, den Materialabtrag und die Prozesskräfte abgeschätzt werden [45, 52].

Die Vorhersage der auftretenden Prozesskräfte wird auf der Grundlage der Kienzle-Gleichung gemacht, wie in Kapitel 6.5 beschrieben wird. Durch die spezifische Schnittkraft k_c [$\text{N}/\mu\text{m}^2$] stellt die Kienzle-Gleichung einen Zusammenhang zwischen der Schnittkraft F_c [N] und der Schnittfläche [μm^2] her. Die Schnittfläche entspricht dem Spanungsquerschnitt $b \cdot h$ senkrecht zur Schnittrichtung, wobei b die Schnittbreite und h die Schnitttiefe sind. Die spezifische Schnittkraft k_c verändert sich exponentiell in Abhängigkeit der Schnitttiefe h . Mittels doppellogarithmischer Darstellung lässt sich die Abhängigkeit beider Variablen zu einer Geraden annähern [4, 19]. Daraus resultiert die Kienzle-Gleichung für die Berechnung der Schnittkraft in Funktion der Schnittbreite und -tiefe:

$$F_c = k_{c0,001.0,001} \cdot b \cdot h^{1-m_c} \quad (4-1)$$

In Gleichung 4-1 ist $k_{c0,001.0,001}$ die spezifische Schnittkraft, für eine Schnitttiefe von $1\mu\text{m}$ und eine Schnittbreite von ebenso $1\mu\text{m}$ ausgewertet. Der Einfachheit halber wird in dieser Arbeit die spezifische Schnittkraft $k_{c0,001.0,001}$ als $k_{c\mu,\mu}$ bezeichnet. Die Variable m_c ist der Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft in der doppellogarithmischen Darstellung. Die Werte für $k_{c\mu,\mu}$ und m_c müssen experimentell ermittelt werden.

Einige Veröffentlichungen [47-51] beschäftigten sich mit den bei Einzelkörnern auftretenden Schnittkräften unter Berücksichtigung der Korngestalt und -orientierung. Allerdings ergeben sich aus diesen Untersuchungen nur wenige Kennwerte, so dass die Verfügbarkeit von Schnittdaten mit sehr kleinen Schnittflächen, sehr stark negativen Spanwinkeln und niedrigen Schnittgeschwindigkeiten eingeschränkt ist. Eine Untersuchung des Einflusses der Kornorientierung auf den Spanbildungsmechanismus bei niedriger Schnittgeschwindigkeit ist für die Modellierung der Kräfte beim Honräumen erforderlich. Durch diese Versuche mit Einzelkörnern können die notwendigen Schnittdaten ermittelt werden.

4.1 Versuchsaufbau

Um aussagekräftige Messdaten über die Spanbildung am Einzelkorn zu erhalten, ist ein sorgfältiger Versuchsaufbau und die Vorbereitung von präzisen Werkstücken von besonderer Bedeutung. Für die Durchführung der Versuche werden einzelne Diamantkörner mittels galvanischer Bindung je auf Stahlstiften aufgebracht. Dazu werden synthetische Diamanten D356 mit oktaedrischer Gestalt unter einem optischen Lichtmikroskop ausgesucht. In Abbildung 4.1 ist der Versuchsaufbau, das Werkstück sowie der Einzelkornstift dargestellt.

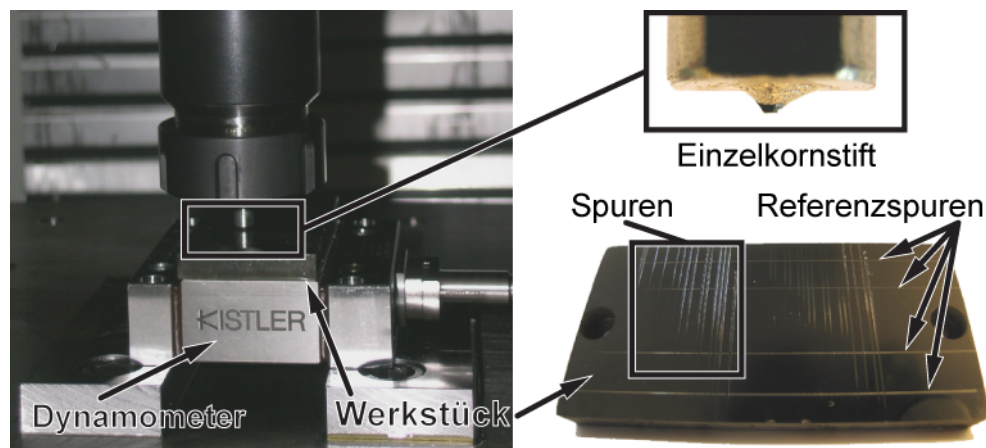


Abbildung 4.1: Versuchsaufbau (links), Einzelkornstift (rechts oben) und Werkstück (rechts unten)

Die Einzelkornstifte werden unter einem Lichtmikroskop in einen Werkzeughalter HSK-A80 montiert, referenziert und in eine konventionelle Fräsmaschine eingespannt.

Eine gehärtete Stahlplatte mit einer polierten Oberfläche dient als Werkstück. Vor dem Versuch werden auf das Werkstück Referenzspuren senkrecht zur Schnittrichtung gezogen, um Auswertungen bei unterschiedlichen Positionen einer Spur zu erleichtern.

Auf der Werkstückoberfläche werden mit dem Einzelkornstift mehrere Spuren mit unterschiedlicher Schnitttiefe sowie unterschiedlichen Kornorientierungen abgebildet. Während der Erzeugung der Spuren wird die Kraft mittels eines Mehrkomponenten-Dynamometers aufgenommen. Die Topographie der Spur wird danach mit Hilfe eines 3D-Weisslichtinterferometrie-Mikroskops gemessen, um das Spurprofil (Schnittbreite und -tiefe) zu ermitteln. Aus dem Verhältnis zwischen der aufgenommenen Kraft in Schnittrichtung und des Spurprofils resultiert die spezifische Schnittkraft k_c [$\text{N}/\mu\text{m}^2$].

4.1.1 Werkzeugmaschine

Die Versuche werden auf einer 3-Achsen-Fräsmaschine von Mikron, Modell VC 1000, durchgeführt. Auf der Maschine steht eine Spindel von Fischer mit dem Werkzeughalter HSK-A80 zur Verfügung. Die Spindel wird nur zur Aufnahme des

Werkzeughalters mit dem Einzelkornstift benötigt und führt keine aktive Rotationsbewegung um die Z-Achse aus. Um ein Verdrehen der Spindel während der Versuche zu verhindern, wird eine spezielle Vorrichtung entwickelt. Die für die Versuche relevanten Verdrehungswinkel wurden permanent auf der Fixierung markiert (Abbildung 4.2).

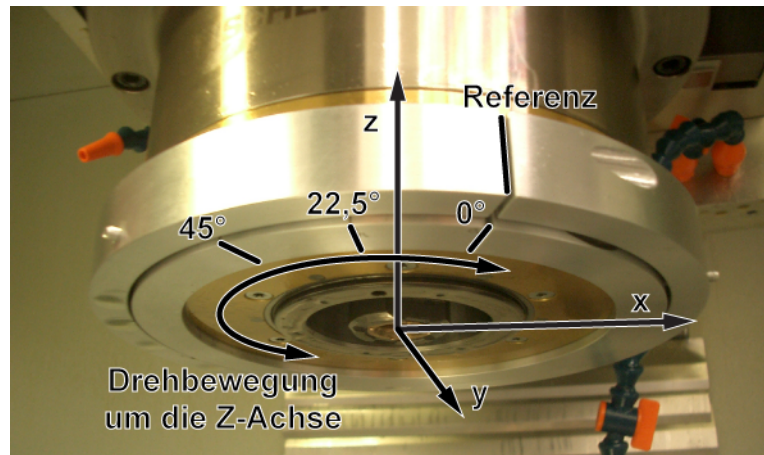


Abbildung 4.2: Vorrichtung zur Verhinderung der Rotationsbewegung der Spindel

Für die Versuche wird die X-Achse der Maschine als Schnitttrichtung und die Z-Achse als Vorschubrichtung angenommen. Während der Versuche soll der Einfluss der Kornorientierung auf die Schnittkräfte evaluiert werden. Aus diesem Grund muss die Orientierung des Diamantkorns relativ zur X-Achse der Maschine gesteuert werden können. Dafür wird die relative Orientierung zwischen Werkzeughalter und Spindel, zwischen Stahlstift und Werkzeughalter und letztlich zwischen Diamant und Stahlstift kontrolliert.

4.1.2 Einzelkornstift

Die Durchführung der Versuche beabsichtigt die Erhebung von Schnittdaten aus den Einzelkörnern unter Berücksichtigung der Korngestalt und -orientierung des Diamanten. Aus diesem Grund ist es notwendig, die Morphologie der bei den Versuchen angewendeten Diamantkörner zu kennen. Durch die Verwendung von Diamanten, welche in der Industrie beim Honräumen zur Anwendung kommen, werden im Einzelkornversuch möglichst praxisnahe Bedingungen simuliert.

Beim Honräumen kommt hauptsächlich Diamant der Körnung D126 zum Einsatz. Die Herstellung von Einzelkornstiften und die Auswertung der Ergebnisse mit D126 stellt eine grosse Herausforderung dar, die im Rahmen dieser Untersuchung nicht zu bewältigen ist. Die Versuche werden auf Grund dessen mit synthetischen Diamanten MBS 970 D365 durchgeführt [39]. Diese Diamanten zeichnen sich durch ihre gleichmässige oktaedrische Gestalt aus. Trotzdem könnte eine kleine Abweichung der Kornmorphologie zu Abweichungen und Fehlern bei der Auswertung führen. Auf Grund dessen werden die Diamantkörnern für die Versuche

unter einem optischen Lichtmikroskop ausgesucht, sodass deren Morphologie möglichst gleich ist (Abbildung 4.3).

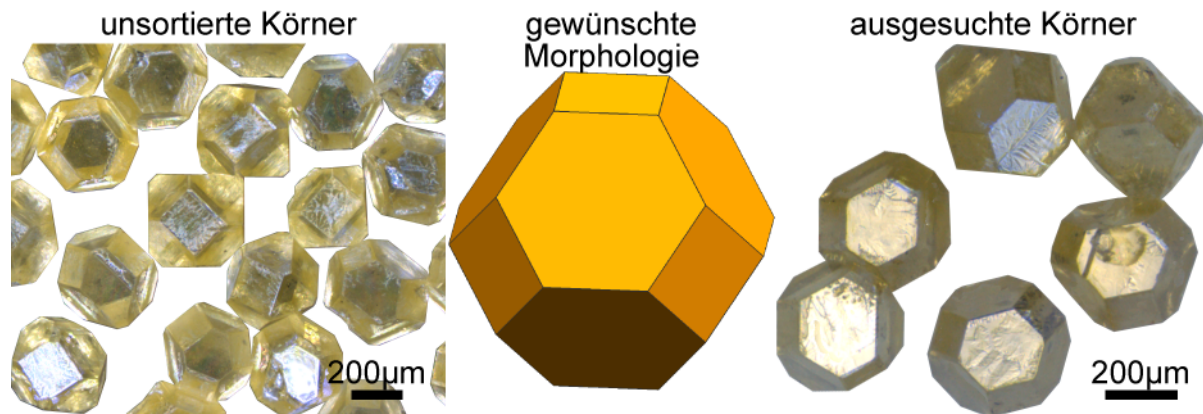


Abbildung 4.3: Oktaedrische Morphologie für die Einzelkornversuche

Für die Herstellung der Einzelkornstifte werden die ausgesuchten Diamantkörnern mit den Stahlstiften in ein galvanisches Bad gelegt, aber nur solange bis einige Körner leicht auf der Stiftoberfläche haften bleiben. Unter einen Mikroskop wird ein Korn für die Versuche ausgewählt, alle anderen werden von der Bindung beseitigt. Danach werden die Stifte wieder in das galvanische Bad gebracht, bis der gewünschte Deckungsgrad erreicht wird.

Wie in Abbildung 4.3 zu erkennen, ist die oktaedrische Morphologie durch sechs viereckige und acht sechseckige Flächen gekennzeichnet. Es wird vermutet, dass die Lage der Körner ebenso einen Einfluss auf die Spanbildung hat. Auf Grund dessen werden zwei unterschiedliche Lagen für die Versuche definiert. Lage A bezeichnet die Kornlage, welche eine viereckige Fläche senkrecht zur Vorschubrichtung (Z-Achse) aufweist. Lage B wird für die Benennung der Kornlage verwendet, die mit einer sechseckigen Fläche senkrecht zur Vorschubrichtung ausgerichtet ist (Abbildung 4.4). Für die Orientierung des Kornes wird eine Schneide des Kornes als Referenz gewählt, welche sowohl eine viereckige als auch eine sechseckige Fläche teilen. Bei Lage A können jene der vier und bei Lage B nur drei der sechs Schneiden ausgewählt werden, wie in Abbildung 4.4 dargestellt.

Unter dem Mikroskop wird ein Einzelkornstift im Werkzeughalter platziert und die Referenzschneide so ausgerichtet, dass sie senkrecht zur 0° -Richtung steht. Die 0° -Richtung entspricht dabei der Schnittrichtung (X-Achse der Maschine).

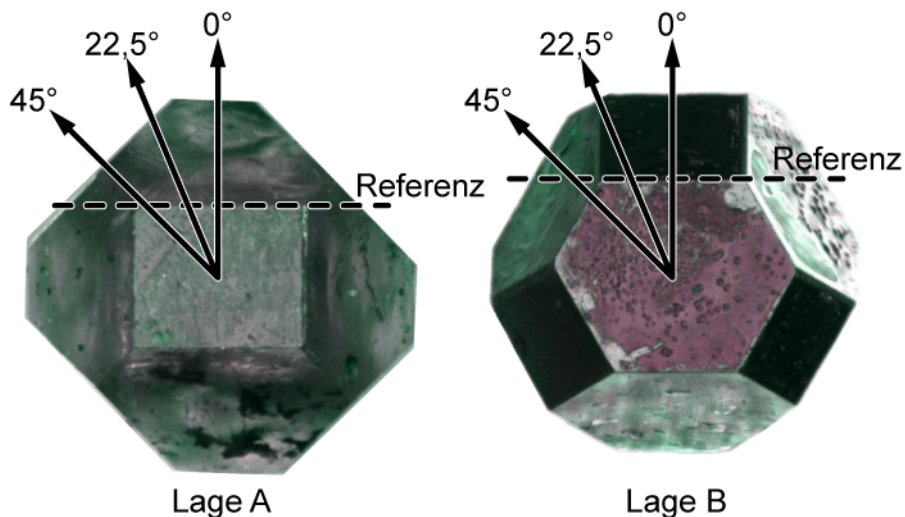


Abbildung 4.4: Definition der beiden Lagen und der Referenz-Schneide

Die Winkel am Schneidteil sind für die Kräfte bei der Zerspanung von entscheidender Bedeutung. Eine nähere Betrachtung dieser Winkel hilft bei der Interpretation der Messergebnisse. Die Norm ISO 3002/1 [69] gibt die Definition dieser Winkel. Zu deren Beschreibung werden verschiedene Werkzeugebenen und die Arbeitsebene eingeführt. Hier wird beispielsweise ein Diamantkorn von Lage A in 45°-Richtung betrachtet. Dabei entsprechen die angenommene Schnittrichtung der X-Achse und die angenommene Vorschubrichtung der Z-Achse der Maschine. In der folgenden Abbildung sind die verschiedenen Ebenen für dieses Korn dargestellt.

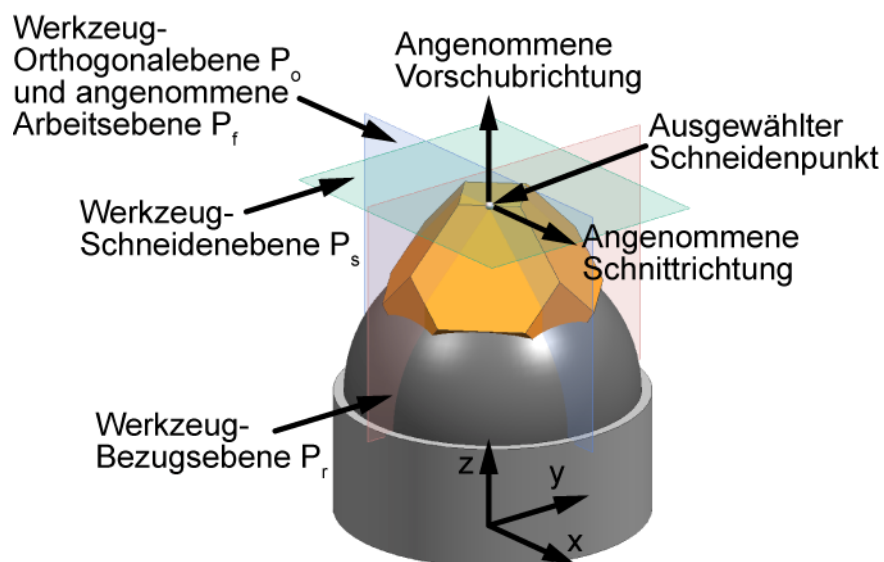


Abbildung 4.5: Darstellung der Werkzeug-Orthogonalebene P_o , der angenommenen Arbeitsebene P_f , der Werkzeug-Bezugsebene P_r und der Werkzeug-Schneideebene P_s sowie der angenommenen Vorschub- und Schnittrichtung

Für die Betrachtung und Definition der Werkzeug- und Arbeitsebene muss zuerst ein Punkt auf der Schneide gewählt und die angenommene Vorschub- und Schnittrichtung in diesem Punkt festgestellt werden. Es werden drei Werkzeugebenen und eine Arbeitsebene definiert. Die Werkzeug-Bezugsebene P_r ist

die Ebene durch den gewählten Schneidpunkt, senkrecht zur angenommenen Schnittrichtung. Die Ebene, welche tangential zur Schneide und senkrecht zur Werkzeug-Bezugsebene P_r liegt, wird als Werkzeug-Schneideebene P_s bezeichnet. Daneben existiert eine Werkzeug-Orthogonalebene P_o , die sowohl senkrecht zur Werkzeug-Bezugsebene P_r als auch zur Werkzeug-Schneideebene P_s ist. Die angenommene Arbeitsebene P_f enthält den ausgewählten Schneidpunkt und ist senkrecht zur Werkzeug-Bezugsebene P_r und parallel zur angenommenen Vorschubrichtung. Bei einer rechtwinkligen Anordnung der Werkzeugschneide zur Vorschubrichtung fallen die Werkzeug-Orthogonalebene P_o und die angenommene Arbeitsebene P_f zusammen. Der folgenden Abbildung können die unterschiedlichen Schneidwinkel entnommen werden.

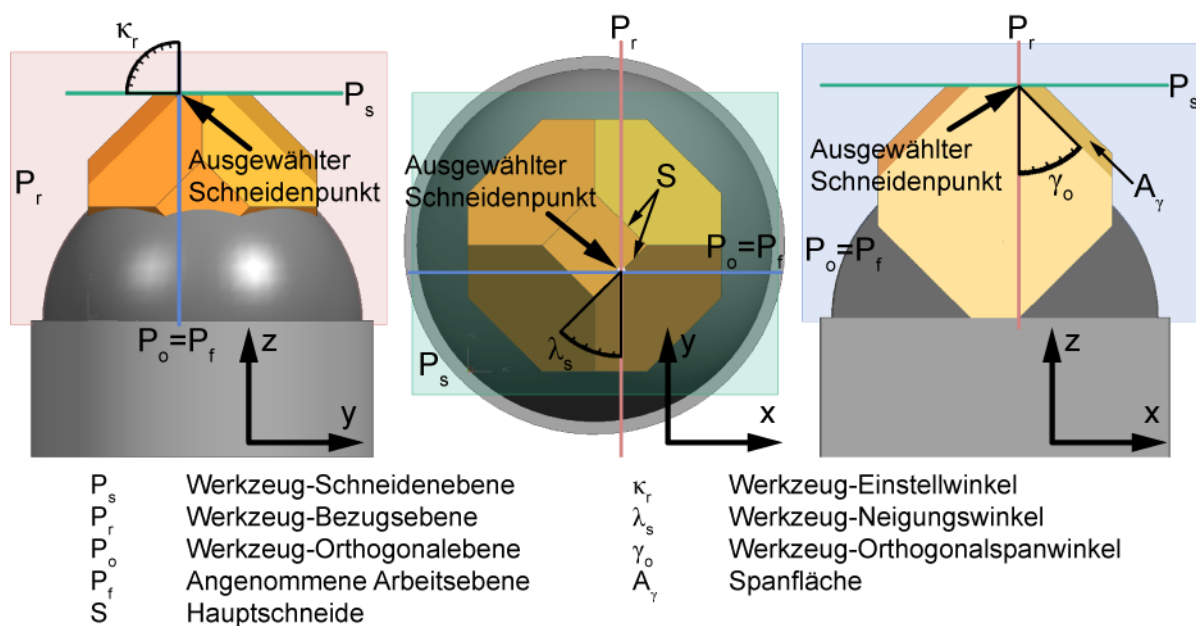


Abbildung 4.6: Darstellung des Werkzeug-Einstellwinkels κ_r , des Werkzeug-Neigungswinkels λ_s und des Werkzeug-Orthogonalspanwinkels γ_o mit den dazugehörigen Werkzeugebenen

Der in der Werkzeug-Bezugsebene P_r gemessene Werkzeug-Einstellwinkel κ_r entspricht dem Winkel zwischen der Werkzeug-Schneideebene P_s und der angenommenen Arbeitsebene P_f . Der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s ist der Winkel zwischen der Schneide und der Werkzeug-Bezugsebene P_r , gemessen in der Werkzeug-Schneideebene P_s . Beim Werkzeug-Orthogonalspanwinkel γ_o , der in der Werkzeug-Orthogonalebene P_o gemessen wird, handelt es sich um den Winkel zwischen der Spanfläche A_γ und der Werkzeug-Bezugsebene P_r .

4.1.3 Werkstück

Das Werkstück besteht aus einer viereckigen Platte mit einer Länge von 80mm, einer Breite von 40mm und einer Dicke von 8mm. Für die Herstellung des Versuchswerkstücks wird Einsatzstahl 15NiCr13 [70] verwendet. Dieser legierte Einsatzstahl wird häufig für Zahnräder im Werkzeug- und Maschinenbau verwendet.

Nach der Weichbearbeitung werden alle Teile des Versuchswerkstücks auf 60 ± 1 HRC gehärtet.

Damit der Diamant auf der ganzen Breite der Platte eine kontinuierliche Spur hinterlassen kann, werden zwei Anforderungen an die Oberflächenqualität gestellt. Zum einem muss die Oberfläche eine gute Ebenheit aufweisen, damit eine kontinuierliche Spur erstellt werden kann. Eine unterbrochene oder abgeschnittene Ritze erschwert die spätere Auswertung erheblich. Zum anderen muss die Rauheit der Oberfläche ebenso gering sein, damit Rauschen im Kraftsignal vermieden werden kann. Für diese Untersuchung sollen sowohl die maximale Rauheit als auch die maximale Ebenheit des Werkstückes $1\mu\text{m}$ betragen.

Um diese Anforderungen zu erfüllen, muss die gehärtete Werkstückoberfläche feinbearbeitet werden. Zur Auswahl des geeignetsten Verfahrens werden Vorversuche mit einem geschliffenen und einem polierten Werkstück durchgeführt. In Abbildung 4.7 sind die Messungen von beiden Vorversuchen dargestellt.

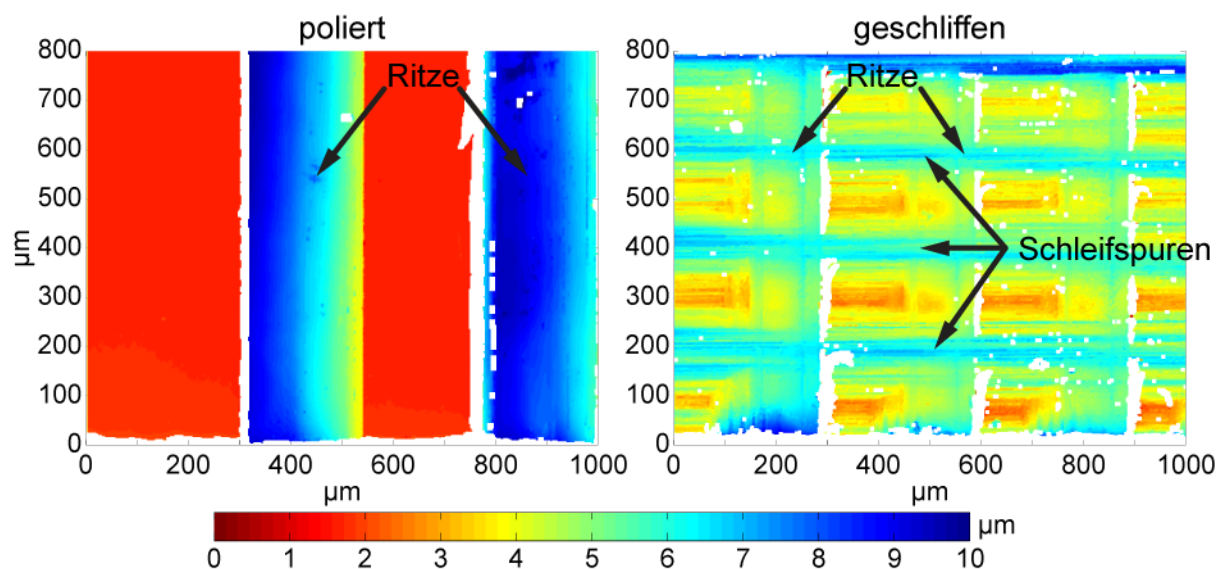


Abbildung 4.7: Ritzversuche mit poliertem (l.) und geschliffenem (r.) Werkstück

Wie in Abbildung 4.7 rechts festzustellen ist, weist die geschliffene Oberfläche, bedingt durch den Schleifprozess, einige tiefe Spuren auf. Diese sind zum Teil tiefer als die durch den Diamanten gemachten Ritzungen. Als Folge daraus ändert sich die Schnitttiefe ständig entlang des Ritzes, was die Bestimmung dessen Profils erschwert. Darüber hinaus entsteht dadurch Rauschen im Kraftsignal, was die Auswertung der Schnittkraft ebenso stört.

Gegenüber dem geschliffenen Werkstück weist die polierte Platte eine sehr homogene Oberfläche auf (Abbildung 4.7 links). Es entsteht eine Ritze mit sehr homogenem Profil, welche die Auswertung der Schnitttiefe und –breite erleichtert. Das Kraftsignal ist gleichmässiger und weniger verrauscht. Deshalb werden für die Durchführung der Versuche polierte Werkstücke verwendet.

Die Messung der einzelnen Ritzen erfolgt mit Hilfe eines Weisslichtinterferometers, wie in Kapitel 4.3.1 erläutert. Auf Grund der gewählten

Objektivvergrößerung beträgt die Breite eines Bildes etwa 1mm. Um eine ganze Ritze erfassen zu können, müssten mehrere Bilder zusammengehängt werden. Der Aufwand für das Aufnehmen der Bilder und die spätere Auswertung wäre dementsprechend sehr hoch. Zudem würde eine riesige Datenmenge entstehen. Um dieses Problem zu umgehen, werden Referenzspuren auf das Werkstück senkrecht zur Schnitttrichtung gezogen (Abbildung 4.1). Wenn die Diamanten während der Versuche eine Referenzspur kreuzen, entsteht dadurch eine Störung im Kraftsignal, die vom Dynamometer erfasst wird. Somit können Messungen mit einem einzigen Bild in unterschiedlichen Positionen eines Ritzes durchgeführt und trotzdem mit dem Kraftsignal korreliert werden, vorausgesetzt, dass die Messung am Beginn einer Referenzspur gemacht wird. Insgesamt werden vier Referenzspuren auf der Oberfläche jedes Werkstücks gemacht.

4.2 Versuchsdurchführung

Die Untersuchung wird bei der für Honräumen üblichen Schnittgeschwindigkeit von 180 mm/s (10,8m/min) durchgeführt. Dementsprechend wird die Beschleunigungsphase der Werkzeugmaschine berücksichtigt, damit die Schnittgeschwindigkeit während des Kontakts zwischen Korn und Werkstück konstant bleibt.

Für die Durchführung der Versuche wird Schneidöl BP Sevora 921H auf der Oberfläche des Werkstücks aufgebracht [71], welches beim Honräumen als Kühlschmiermittel zur Anwendung kommt.

Wie in Kapitel 4.1.2 dargestellt, werden für die gewählte Kornmorphologie zwei Lagen und drei Orientierungen für die Durchführung der Versuche definiert. Für jede Kombination von Lage und Orientierung werden Messungen mit unterschiedlicher Eingriffstiefe durchgeführt. Die Eingriffstiefe entspricht der Zustellung der Z-Achse der Maschine in Vorschubrichtung, ab der Kontakt zwischen Korn und Werkstück entsteht. Diese unterscheidet sich von der Schnitttiefe, die vom Profil der Ritze extrahiert wird. Die Auswertung der Schnitttiefe wird im Kapitel 4.3.3 erläutert.

Um den Kontakt zwischen Korn und Werkstück zu erkennen, wird das Korn der Werkstückoberfläche langsam angenähert und dabei das Kraftsignal des Dynamometers überwacht. Sobald eine Änderung im Kraftsignal stattfindet, wird diese Position als Startwert der Eingriffstiefe festgesetzt. Danach werden die Ritzen in den drei Orientierungen von 0°, 22,5° und 45° gezogen und die Eingriffstiefe in 5µm-Schritten geändert. Die Eingriffstiefe wird solange erhöht, bis eine der Kraftkomponenten den Grenzbereich des Dynamometers von ±200N überschreitet. Die Überschreitung der Kräfte ist von der Orientierung abhängig und erfolgte üblicherweise zwischen einer Eingriffstiefe von 20-25µm. Ein Kornversagen führt ebenso zum Abbruch der Untersuchung des entsprechenden Kornes.

Die Ritzen werden mit einem seitlichen Versatz von 0,8mm gezogen. Bei jedem Durchgang werden die Kraftkomponenten gemessen. In Tabelle 4.1 sind die Versuchskombinationen zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Versuchskombinationen für Lage A und Lage B

Eingriffstiefe [μm]	Orientierung	Schnittgeschwindigkeit [mm/s]
Kontakt	0°/22,5°/45°	180
5	0°/22,5°/45°	180
10	0°/22,5°/45°	180
15	0°/22,5°/45°	180
20	0°/22,5°/45°	180
25	0°/22,5°/45°	180
30	0°/22,5°/45°	180

4.3 Messtechnik

4.3.1 Weisslichtinterferometrie

Die Erfassung der einzelnen Ritzen erfolgt mit Hilfe eines Weisslichtinterferometers NewView 5022 von der Firma Zygo. Dieses System ermöglicht eine kontaktfreie 3D-Messung von Oberflächen mit extrem hoher vertikaler Auflösung (0,1 Nanometer gemäss Hersteller), die von der Optik unabhängig ist [72]. Die Optik beeinflusst nur die laterale Auflösung. Für die Messungen wurde ein 5x-Objektiv mit einer Vergrößerung von 1,4x kombiniert, was eine laterale Auflösung von 2,21 μm ermöglicht. Dabei beträgt die Abmessung eines Bildes 1062x1416 μm .

Die 3D-Messung wird als XYZ-Datei exportiert. Diese wird für die spätere Auswertung des Ritzprofils im MATLAB benötigt und enthält die Daten aus der Messung, wobei die XY-Koordinaten in Pixel und die Z-Koordinaten in Mikrometer dargestellt sind. Im Kopfbereich der XYZ-Datei wird unter andere die laterale Auflösung der Messung mitgeliefert, sodass die XY-Pixelkoordinaten in Mikrometer umgerechnet werden können.

Wie in Kapitel 4.1.3 beschrieben, werden vier Referenzspuren auf der Oberfläche jedes Werkstücks gezogen, um eine Korrelation zwischen Schnittkraft und Ritzprofil zu ermöglichen. Dabei ist es notwendig, dass ein Teil einer Referenzspur mit in die 3D-Messung aufgenommen wird. Die Vorgehensweise der Auswertung wird in Kapitel 4.3.3 erläutert.

4.3.2 Kraftmessung

Die Messung der auftretenden Kräfte erfolgt durch ein kalibriertes Mehrkomponenten-Dynamometer MiniDyn 9256C1 von Kistler [73]. Die Empfindlichkeit der Kraftkomponenten sind vom Hersteller kalibriert und betragen

$F_x = -25,53 \text{ pc/N}$, $F_y = -13,04 \text{ pc/N}$ und $F_z = -25,86 \text{ pc/N}$. Obwohl der Messbereich des Dynamometers $\pm 250 \text{ N}$ beträgt, wird der Massstab im Ladungsverstärker zum Schutz des Dynamometers auf 20 N/V eingestellt. Sobald die 10 V Grenze eines Kanals erreicht wird, was einer Kraft von 200 N entspricht, werden die Versuche bei der entsprechenden Eingriffstiefe abgebrochen. Die Signale der drei Kraftkomponenten werden Analog mit einem Tiefpassfilter von 1 kHz im Ladungsverstärker gefiltert. Die Messungen erfolgen mit einer Abtastrate von 4 kHz .

4.3.3 Auswertung

Die Grundlage für die Auswertung der Messdaten bildet die Kienzle-Gleichung. Aus der Kraftmessung und den 3D-Messungen einer Diamantritzung wird der Zusammenhang zwischen der Schnittkraft F_c [N] und der Schnittfläche $[\mu\text{m}^2]$ hergestellt, welche wiederum für die Bestimmung des Zusammenhangs zwischen der spezifischen Schnittkraft k_c $[\text{N}/\mu\text{m}^2]$ und der Schnitttiefe h $[\mu\text{m}]$ in der Kienzle-Methode notwendig sind. Die Schnittfläche entspricht dabei dem Spanungsquerschnitt der Diamantritzung senkrecht zur Schnittrichtung. Die Schnittkraft stammt aus dem Signal vom Dynamometer in Y-Richtung und dem Spanungsquerschnitt aus den 3D-Messungen vom Weisslichtinterferometer. Für das Korrelieren zwischen Kraft und Spanungsquerschnitt einer Diamantritzung wird MATLAB verwendet.

Um aus den Kraftsignalen die Lage der Referenzspuren zu erkennen, wird das Kraftsignal durch einen Hochpassfilter gefiltert, sodass nur die hochfrequenten Kraftänderungen übrig bleiben (Abbildung 4.8). Danach wird die 3D-Messung der auszuwertenden Referenz importiert. Mit Hilfe der Farbkodierung wird die tiefste Linie dieser Referenzspur senkrecht zur Diamantritzung markiert. In Abbildung 4.9 ist beispielsweise die Messung von der zweiten Referenz dargestellt.

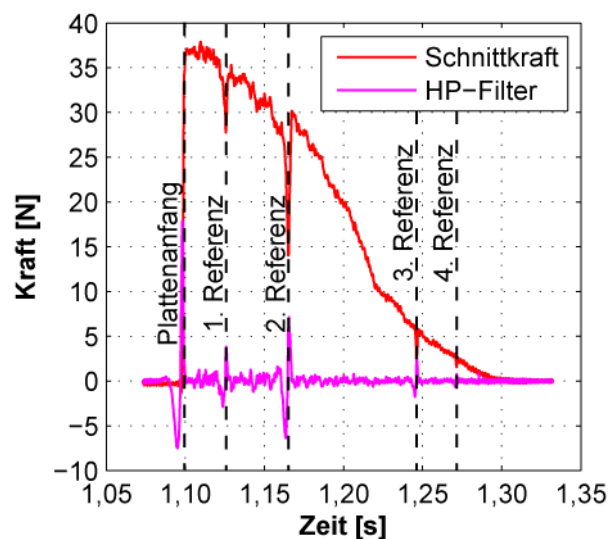


Abbildung 4.8: Bestimmung der Referenzspuren im Kraftsignal

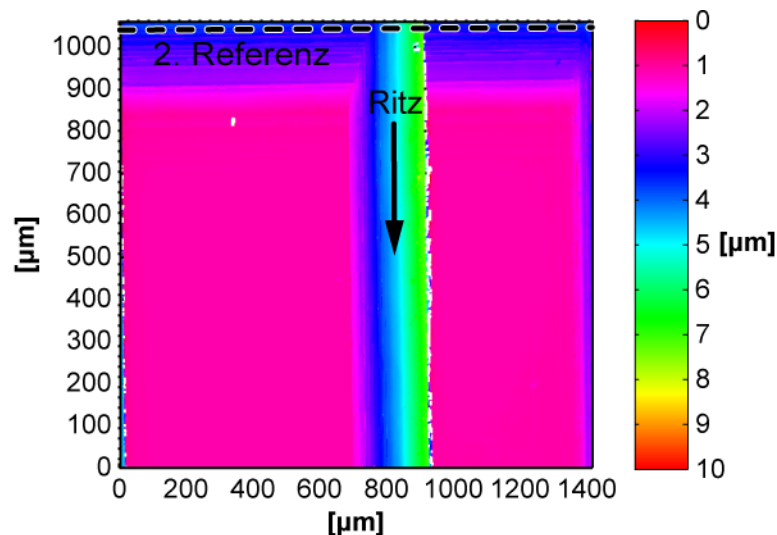


Abbildung 4.9: Einzelkornritzung mit Referenzritzung aus 3D-Messung

Es wird davon ausgegangen, dass die tiefste Linie von der Referenzspur mit dem tiefsten Wert der Kraft von einer Referenz übereinstimmen. Somit können jetzt die Zeitachse des Kraftsignals mit der Abstandachse der Diamantritzung über die Schnittgeschwindigkeit korreliert werden.

Als nächster Schritt wird ein Fenster aus dem Kraftsignal extrahiert, welches der Korrelation zwischen 3D-Messung und Kraft entspricht (Abbildung 4.10). Für die Auswertung sowohl der Schnittkraft als auch der Schnittfläche, wird aus diesem Fenster ein Bereich ausgewählt. Daraus wird je ein Mittelwert für die Schnittkraft und für die Schnittfläche gebildet, um eine fehlerhafte Auswertung der spezifischen Schnittkraft aufgrund von kleinen Schwankungen im Kraftsignal oder kleinen Messfehlern in der 3D-Messung zu vermeiden.

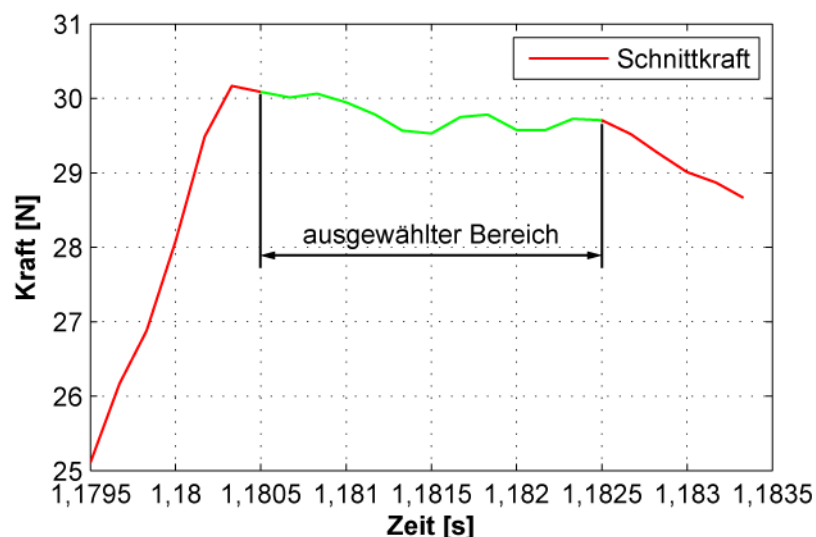


Abbildung 4.10: Auswahl des auszuwertenden Bereichs

Wie in Abbildung 4.11 dargestellt, wird aufgrund der unsymmetrischen Bildung der Diamantspuren eine mittlere Schnitttiefe h definiert. Diese ergibt sich aus dem Quotient zwischen gemessener Schnittfläche und Schnittbreite.

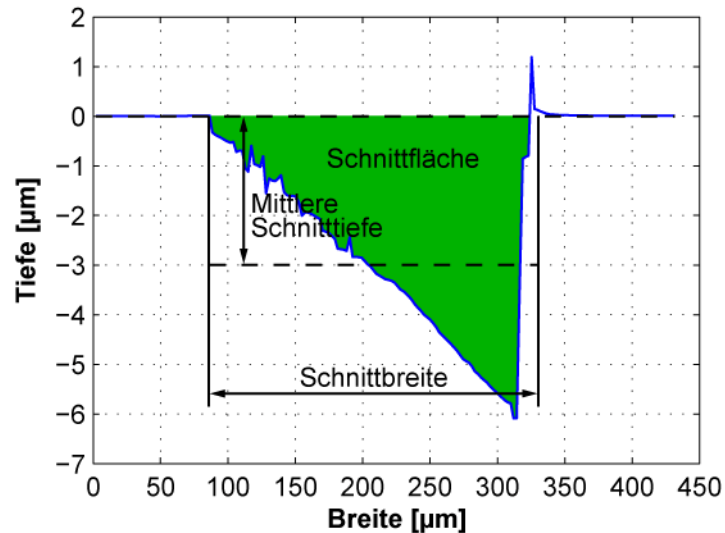


Abbildung 4.11: Definition der mittleren Schnitttiefe

Jetzt können die ausgewerteten Daten (Schnittkraft, Schnittfläche und Schnitttiefe) für die Diamantritzungen mit gleicher Morphologie und Orientierung zusammengefasst werden.

4.4 Ergebnisse

Für die Darstellung der Messergebnisse wird die flächenbezogene Schnittkraft k_c in Abhängigkeit der mittleren Schnitttiefe h der jeweiligen Lagen zusammen ausgewertet. In Abbildung 4.12 sind die Messwerte sowie deren Verläufe mit einer linearen Skalierung dargestellt.

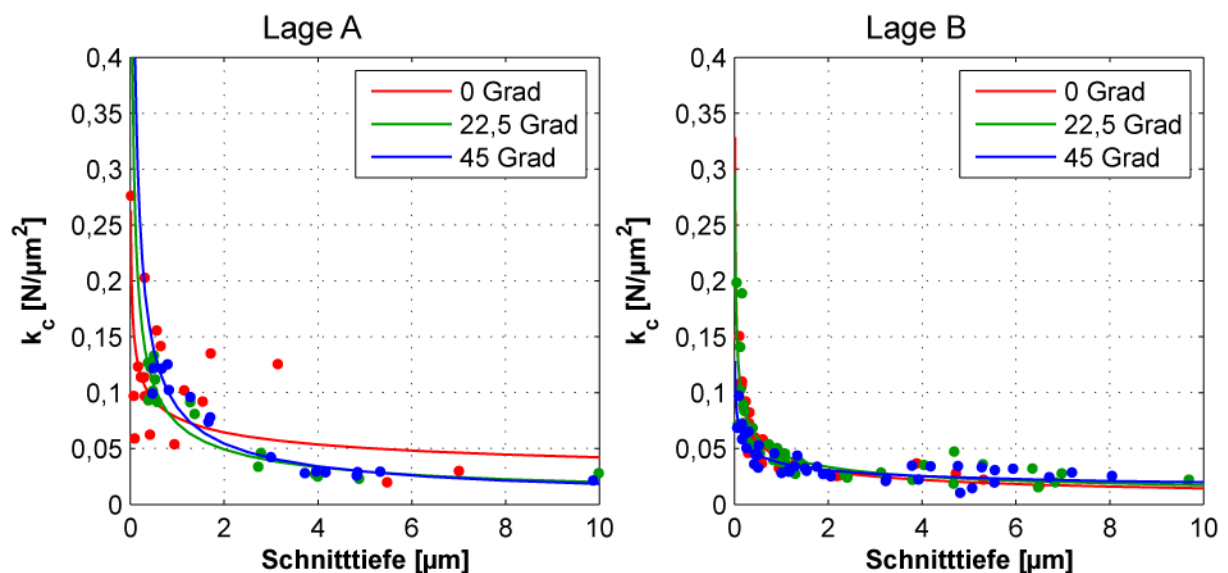


Abbildung 4.12: Messwerte der flächenbezogenen Schnittkraft über die Schnitttiefe für Diamanten der Lagen A und B gemäß Kienzle-Gleichung

Die doppellogarithmische Darstellung der flächenbezogenen Schnittkraft k_c über der Schnitttiefe h erlaubt die Bestimmung der beiden Parameter $k_{c\mu}$ und m_c . In

dieser Darstellung ergibt sich angenähert eine Gerade, wobei $k_{c\mu,\mu}$ die spezifische Schnittkraft für eine Schnitttiefe von $h = 1\mu\text{m}$ und m_c die Steigung der Ausgleichsgeraden ist. Für beide Lagen und für alle drei untersuchten Schnittwinkel sind die Geraden der flächenbezogenen Schnittkraft in Abbildung 4.13 gezeigt.

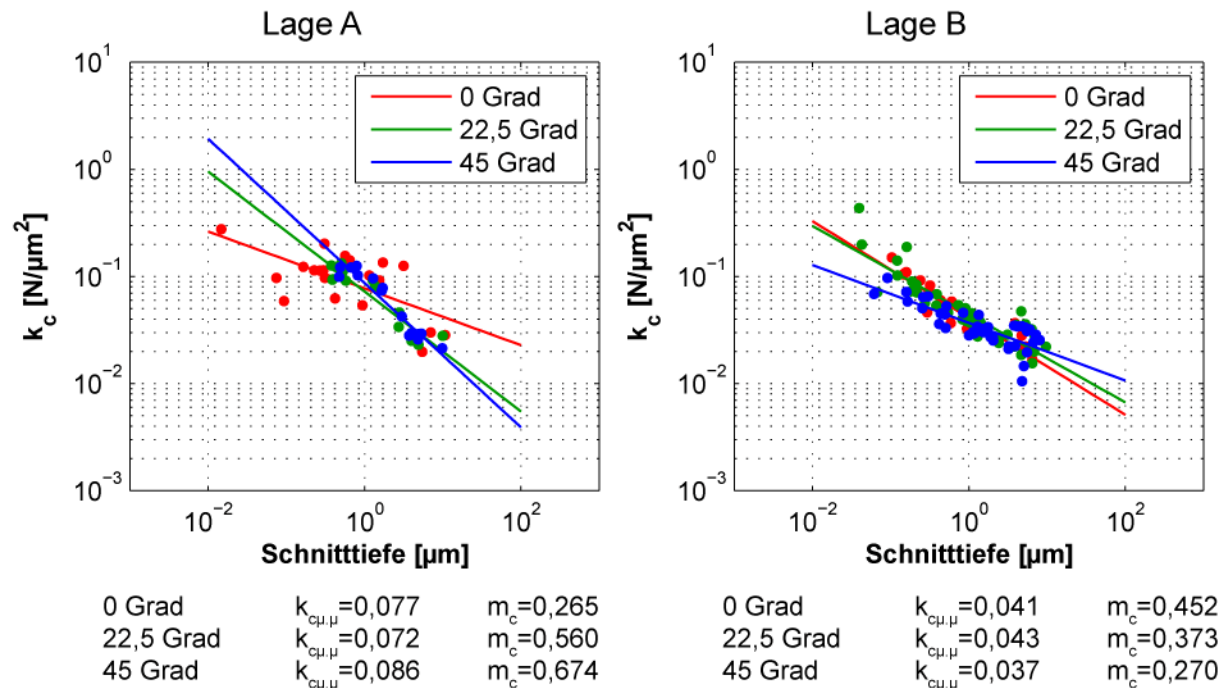


Abbildung 4.13: Flächenbezogene Schnittkraft über die Schnitttiefe in logarithmischer Darstellung für Diamanten der Lagen A und B gemäss Kienzle-Gleichung

Der Anstiegswert der flächenbezogenen Schnittkraft weist für die Lage A eine Zunahme mit steigendem Schnittwinkel auf. Der Schnittwinkel von 0° besitzt einen Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft von $m_c = 0,265$, derjenige bei $22,5^\circ$ entspricht mehr als dem doppelten Wert, nämlich $m_c = 0,560$. Mit einer weiteren Zunahme des Winkels geht auch eine Vergrößerung des Anstiegswertes der flächenbezogenen Schnittkraft auf $m_c = 0,674$ einher. Die Werte für die spezifischen Schnittkräfte $k_{c\mu,\mu}$ bei den untersuchten Schnittwinkeln sind näherungsweise konstant und betragen $0,08\text{N}/\mu\text{m}^2$.

Die Ergebnisse für die Lage B weisen genau den gegenläufigen Trend auf, nämlich eine Abnahme des Anstiegswertes der flächenbezogenen Schnittkraft von $m_c = 0,452$ bei 0° Schnittwinkel auf $m_c = 0,270$ bei 45° Schnittwinkel. Die Abnahme beträgt $0,079$ für eine Steigerung des Schnittwinkels auf $22,5^\circ$ ($m_c = 0,373$) und weitere $0,103$ für eine Erhöhung des Schnittwinkels auf 45° . Die spezifischen Schnittkräfte bei Lage B sind ebenso näherungsweise konstant und betragen $0,04\text{N}/\mu\text{m}^2$, aber verglichen mit Lage A um $0,04\text{N}/\mu\text{m}^2$ geringer.

Der Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft m_c stellt die Schnittverhältnisse des Kornes dar. Ein grösserer m_c -Wert bedeutet, dass bei kleiner werdenden Schnitttiefen eine höhere flächenbezogene Kraft für den Spanabtrag nötig ist. Die Winkel am Korn, im Besonderen der Werkzeug-Neigungswinkel λ_s und der Werkzeug-Orthogonalspanwinkel γ_o , beeinflussen sehr stark die Schnittbedingungen

[4]. Mit einer Änderung des Schnittwinkels geht eine Änderung der besagten Winkel am Werkzeug einher. Für beide Lagen bleiben der Werkzeug-Einstellwinkel κ_r und der Werkzeug-Orthogonalfreiwinkel α_o mit $\kappa_r = 90^\circ$, bzw. $\alpha_o = 0^\circ$, konstant. In Tabelle 4.2 sind die verschiedenen Werkzeugwinkel für Einzelkörner der Lage A aufgelistet, ebenso die Anzahl der Hauptschneiden und deren Anteil an der Gesamtschneide.

Tabelle 4.2: Werkzeugwinkel für die unterschiedlichen Schnittwinkel für Einzelkörner der Lage A

	Schnittwinkel 0°	Schnittwinkel $22,5^\circ$	Schnittwinkel 45°
Hauptschneiden	1	2	2
Anteil jeder Hauptschneide	$S_1 = 100\%$	$S_1 = 70,7\%$ $S_2 = 29,3\%$	$S_1 = 50\%$ $S_2 = 50\%$
Werkzeug-Neigungswinkel λ_s	$\lambda_s = 0^\circ$	$\lambda_{s1} = 22,5^\circ$ $\lambda_{s2} = -67,5^\circ$	$\lambda_{s1} = 45^\circ$ $\lambda_{s2} = -45^\circ$
Werkzeug-Orthogonalspanwinkel γ_o	$\gamma_o = -35,6^\circ$	$\gamma_{o1} = -37,4^\circ$ $\gamma_{o2} = -61,5^\circ$	$\gamma_{o1} = -45^\circ$ $\gamma_{o2} = -45^\circ$

Der Schnittwinkel 0° besitzt mit $\gamma_o = -35,6^\circ$ den kleinsten Werkzeug-Orthogonalspanwinkel und mit $\lambda_s = 0^\circ$ auch den kleinsten Werkzeug-Neigungswinkel. Eine Vergrößerung des Schnittwinkels führt zu einer Erhöhung der beiden genannten Winkel, dies resultiert in einer Erhöhung des m_c -Wertes.

Die grössten Werte für den Werkzeug-Neigungswinkel und den Werkzeug-Orthogonalspanwinkel findet man bei einem Schnittwinkel von $22,5^\circ$ auf der Hauptschneide S_2 . In Tabelle 4.2 erkennt man, dass der Anteil dieser Schneide verglichen mit der Hauptschneide S_1 kleiner ist. Der Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft m_c wird in diesem Fall von der Hauptschneide S_1 dominiert. Die weitere Erhöhung von m_c beim Schnittwinkel 45° ist darauf zurückzuführen, dass die beiden Hauptschneiden S_1 und S_2 grössere Werkzeug-Neigungswinkel und Werkzeug-Orthogonalspanwinkel besitzen als die dominante Hauptschneide S_1 von Schnittwinkel $22,5^\circ$.

Für die Lage B ergibt sich für den Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft m_c ein entgegengesetzter Trend, nämlich eine Erhöhung mit sinkendem Schnittwinkel. Die Werkzeugwinkel für die entsprechenden Schnittwinkel sind in Tabelle 4.3 zu finden.

Tabelle 4.3: Werkzeugwinkel für die unterschiedlichen Schnittwinkel für Einzelkörner der Lage B

	Schnittwinkel 0°	Schnittwinkel 22,5°	Schnittwinkel 45°
Hauptschneiden	3	3	3
Anteil jeder Hauptschneide Annahme: $L_1=1,4 \cdot L_2$ und Winkel=120°	$S_1 = 29,3\%$ $S_2 = 41,4\%$ $S_3 = 29,3\%$	$S_1 = 50,3\%$ $S_2 = 41,4\%$ $S_3 = 8,3\%$	$S_1 = 11,1\%$ $S_2 = 58,6\%$ $S_3 = 30,3\%$
Werkzeug-Neigungswinkel λ_s	$\lambda_{s1} = -60^\circ$ $\lambda_{s2} = 0^\circ$ $\lambda_{s3} = 60^\circ$	$\lambda_{s1} = -37,5^\circ$ $\lambda_{s2} = 22,5^\circ$ $\lambda_{s3} = 82,5^\circ$	$\lambda_{s1} = -75^\circ$ $\lambda_{s2} = -15^\circ$ $\lambda_{s3} = 45^\circ$
Werkzeug-Orthogonalspanwinkel γ_o	$\gamma_{o1} = -35,2^\circ$ $\gamma_{o2} = -35,2^\circ$ $\gamma_{o3} = -35,2^\circ$	$\gamma_{o1} = -24,0^\circ$ $\gamma_{o2} = -37,4^\circ$ $\gamma_{o3} = -69,7^\circ$	$\gamma_{o1} = -69,9^\circ$ $\gamma_{o2} = -20,1^\circ$ $\gamma_{o3} = -45^\circ$

Aufgrund der Kristallsymmetrie sind bei einem Schnittwinkel von 0° alle Werkzeug-Orthogonalspanwinkel gleich, der Werkzeug-Neigungswinkel ist für die beiden Hauptschneiden S_1 und S_3 ebenso gleich und beträgt 60°. Diese beiden Hauptschneiden dominieren beim Schnittwinkel 0°.

Den grössten Werkzeug-Orthogonalspanwinkel und Werkzeug-Neigungswinkel weist bei einem Schnittwinkel von 22,5° die Hauptschneide S_3 auf, allerdings ist deren Anteil an der Gesamtschneide auf 8,3% begrenzt. Die Abnahme im Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft zwischen 0° und 22,5° ist auf die wesentliche Abnahme des Werkzeug-Orthogonalspanwinkels und des Werkzeug-Neigungswinkel der ausgeprägten Hauptschneide S_1 zurückzuführen.

Die weitere Abnahme des Anstiegswertes der spezifischen Schnittkraft m_c bei einem Schnittwinkel von 45° wird durch die im Vergleich mit 22,5° Schnittwinkel kleineren Werkzeug-Neigungswinkel und Werkzeug-Orthogonalspanwinkel der anteilmässig grössten Hauptschneide S_2 begünstigt.

Die Betrachtung der beiden Tabellen zeigt, dass eine Änderung des Schnittwinkels zu einer grossen Änderung der Hauptschneiden und deren Winkel führt, was wiederum zu den Änderungen der spezifischen Schnittkräfte $k_{c\mu,\mu}$ und des Anstiegswertes der spezifischen Schnittkraft m_c der beiden Lagen führt.

5 Honräumversuche

Beim Honräumen sind während der Bearbeitung komplexe Pendelstrategien mit angepassten Bearbeitungsparametern möglich, welche einer besseren Kontrolle des Prozesses dienen. Um die Produktivität und Wirtschaftlichkeit des Honräumprozesses zu erhöhen, ist eine grundlegende Untersuchung ausgewählter Bearbeitungsparameter bezüglich ihres Einflusses auf die Ergebnisse erforderlich.

5.1 Versuchsaufbau

5.1.1 Werkzeugmaschine

Die Versuche werden bei der Fässler AG auf der Maschine HS-100-A (Abbildung 5.1) durchgeführt.

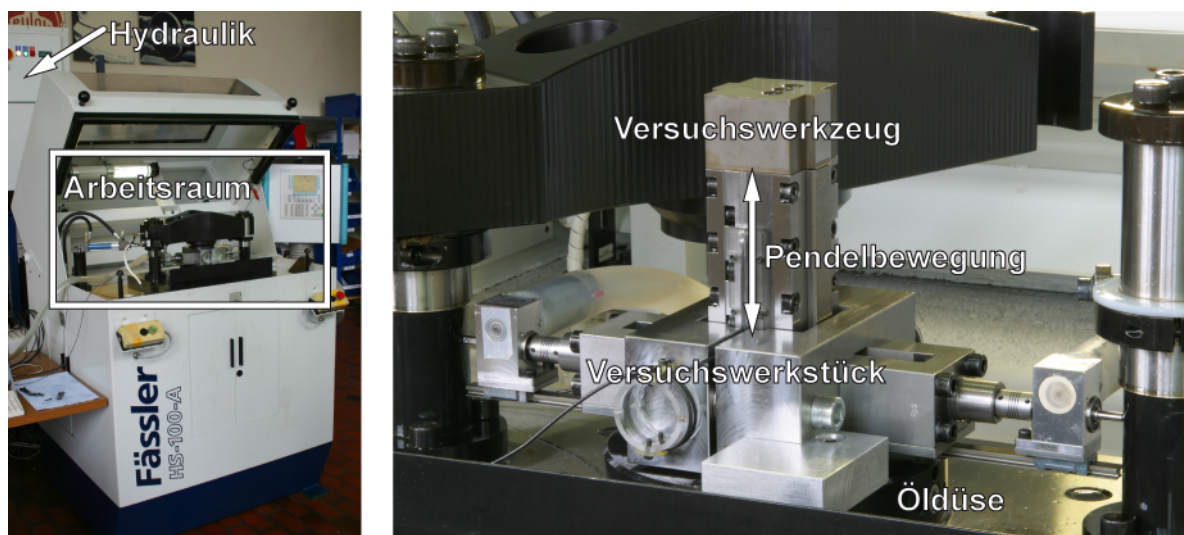


Abbildung 5.1: Versuchsmaschine HS-100-A von Fässler

Die Software dieser Versuchsmaschine wird im Vergleich zu einer normalen Maschine angepasst, so dass spezielle Strategien gefahren sowie Messungen dabei durchgeführt werden können.

5.1.2 Sensorenauswahl für die Kraftmessung

Während der Bearbeitung beim Honräumen wird das Werkzeug zur Reinigung von abgetragenen Spänen sowie zur Schmierung mit Öl abgespült. Darüber hinaus steht wenig Raum für den Einbau der Sensoren im Werkzeug bzw. im Werkstück zur Verfügung. Eine geeignete Auswahl an Kraftsensoren, die im Prozess unter ungünstigen Umgebungsbedingungen arbeiten müssen, hohe Kräfte übernehmen

und nur kleine Einbauräume zur Verfügung haben, ist entscheidend für eine korrekte Messung der im Prozess wirkenden Kräfte.

Aufgrund ihres kompakten mechanischen Aufbaus in Verbindung mit der maximal erlaubten Kraft von 62kN entsprechen die Kraftsensoren der Serie SlimLine Grundtyp 9136B31 von Kistler [74] am besten den Anforderungen, die an die Kraftmesseinrichtung gestellt werden. Da allerdings höhere Kräfte zu erwarten sind, werden die Sensoren so eingebaut, dass sie im Kraftnebenschluss liegen, das heißt, dass Anteile der Kraft über das Werkzeug bzw. Werkstück abgetragen werden. Durchschnittlich liegt die Empfindlichkeit der Sensoren im nicht eingebauten Zustand bei 3,93pC/N.

5.1.3 Versuchswerkzeug

Für die Experimente zum Honräumen wird ein spezielles System konzipiert, welches die Messung der Schnittkraft direkt im Werkzeug während des Prozesses ermöglicht. Dabei soll ein Austausch des Diamantenbelags während der Versuche möglich sein. Das für die Untersuchungen entwickelte Versuchswerkzeug ist schematisch in Abbildung 5.2 dargestellt.

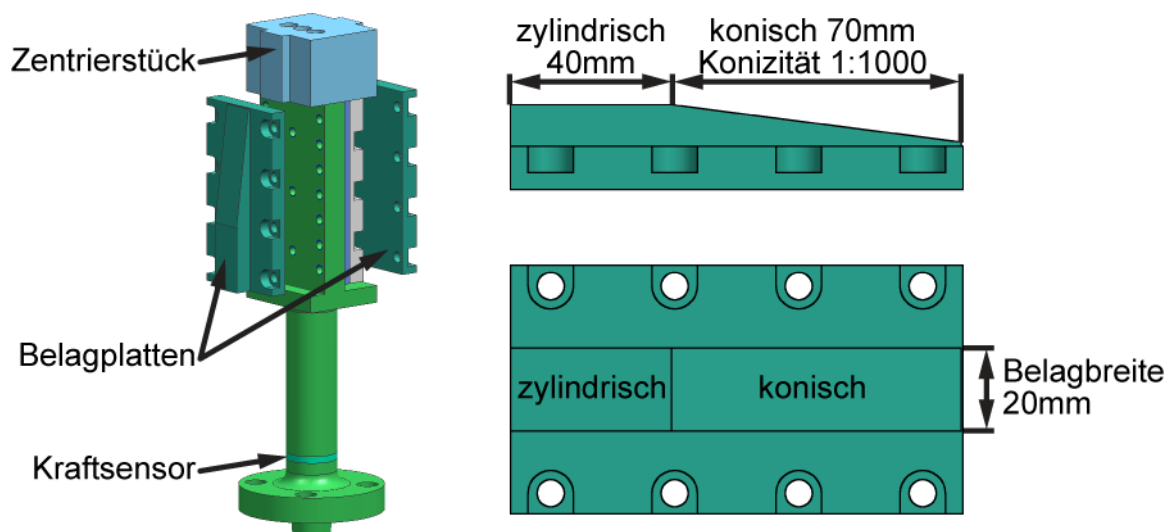


Abbildung 5.2: Versuchswerkzeug

Die Belagplatte wird mit Schrauben auf dem Grundkörper des Werkzeugs befestigt. Diese ist mit einer Schicht aus zufällig angeordneten Diamanten in einer galvanischen Nickelbindung belegt. Die Länge des konischen Bereichs beträgt 70mm, jene des zylindrischen Bereichs 40mm und die Belagbreite 20mm. Die Konizität des konischen Teils wird während der Untersuchungen auf dem beim Honräumen üblichen Wert von 1:1000 gehalten. Für eine Verbesserung der Oberflächenrauheit werden die Diamantbeläge im zylindrischen Bereich einmal vor den Untersuchungen abgerichtet.

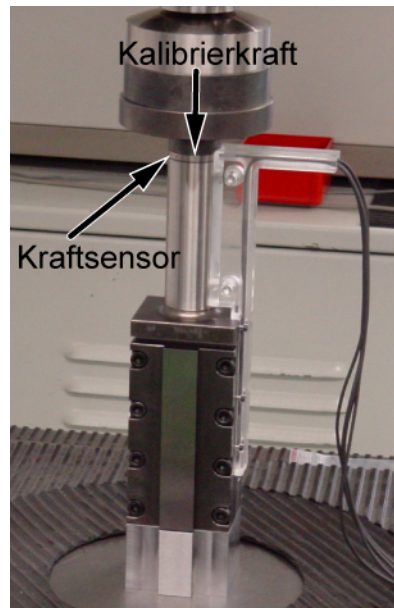


Abbildung 5.3: Kalibrierung der Schnittkraft im Werkzeug

Die Schnittkraftmessung erfolgt mittels eines im Fuss des Werkzeugs eingebauten Kraftsensors. Da die Befestigung des oberen und unteren Teils des Schafts durch eine Schraube erfolgt, wird ein Teil der wirkenden Schnittkraft als Kraftnebenschluss über die Schraube fließen. Dies erfordert eine Kalibrierung des gesamten Systems, welche in einem Prüfstand durchgeführt wird (Abbildung 5.3). Für die Kalibrierung der Schnittkraft in Pendelrichtung des Werkzeugs wird eine Kalibrierkraft von 2kN bis maximal 30kN eingebracht, welche vom Kraftsensor erfasst wird.

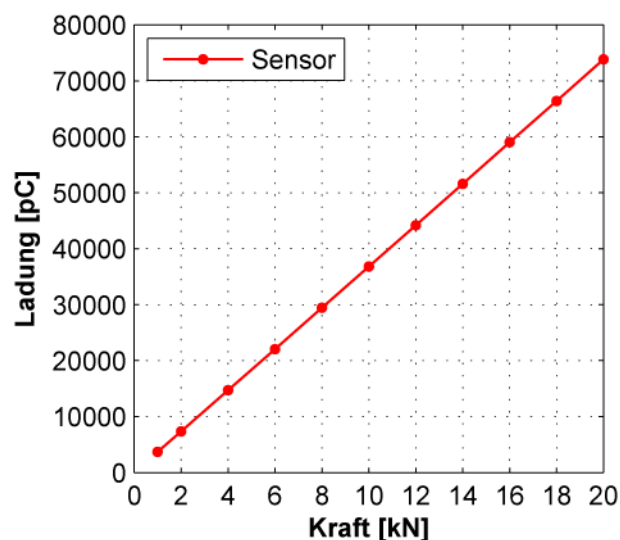


Abbildung 5.4: Kalibrierung des Kraftsensors vom Versuchswerkzeug

Die dargestellte Kraft in Abbildung 5.4 bezieht sich auf die eingebrachte Referenzkraft auf das System. Die Ladung wird im Kraftsensor gemessen. Daraus ergibt sich die Empfindlichkeit des Sensors von 3,68pC/N im eingebauten Zustand.

5.1.4 Versuchsaufbauten und Werkstückproben

In dieser Arbeit wurden insgesamt zwei Konzepte für das Versuchswerkstück des Versuchsaufbaus entwickelt. Das erste Konzept wurde für die Untersuchungen des Einflusses der Prozessparameter bei einem herkömmlichen Maschinenspülsystem verwendet. Wie später gezeigt wird, wurde bei den Untersuchungen ein Einfluss des Verschleisses auf die Kräfte festgestellt. Um den Verschleiss besser charakterisieren zu können, wurden Langzeitversuche erforderlich. Da sich das erste Konzept dafür aber nicht eignete, war die Entwicklung eines zweiten Versuchswerkstücks mit automatisierter Nachladung (Kapitel 5.1.4.2) notwendig.

Beide Konzepte werden für die Bearbeitung unter Anwendung vom Versuchswerkzeug aus dem vorherigen Kapitel konzipiert. Die automatisierte Nachladung des zweiten Werkstücks benötigt aber mehr Platz, sodass die Einbauhöhe der beiden Versuchswerkstücke unterschiedlich sind. Dies führt dazu, dass sich die Startposition sowie die Endposition der beiden Versuchsaufbauten um einen Versatz von 17mm unterscheiden. Ein Vergleich zwischen einer herkömmlichen Pendelstrategie mit einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ und $n=5$ Schlichthüben für beide Werkstücke ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

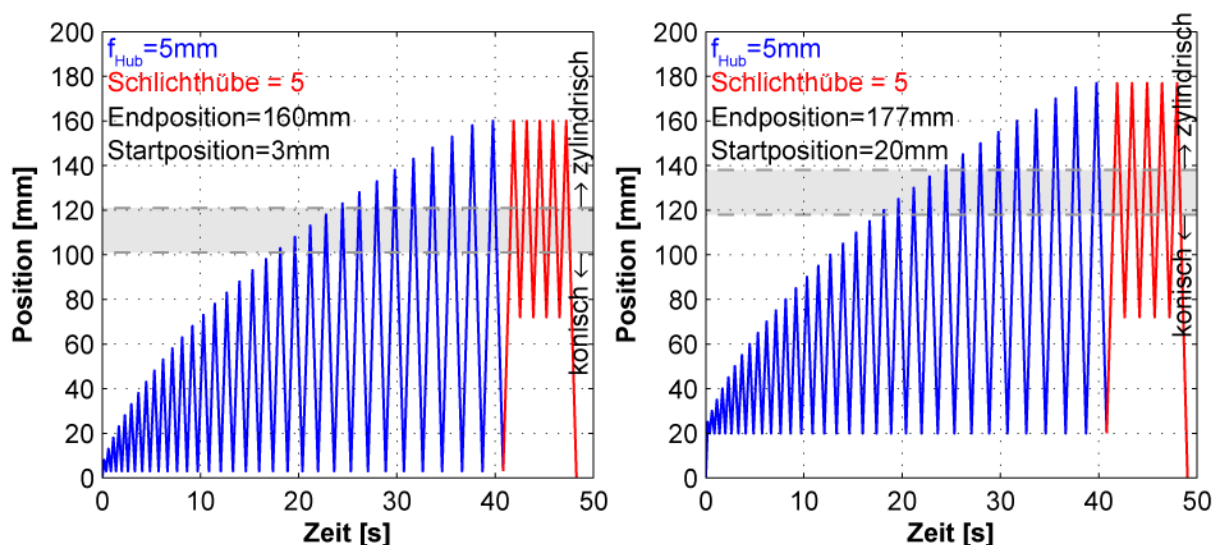


Abbildung 5.5: Herkömmliche Pendelstrategie für Versuchsaufbau 1 (l.) und Versuchsaufbau 2 (r.)

5.1.4.1 Messtechnik und Probenanordnung bei Versuchsaufbau 1

Die Messung der im Prozess wirkenden Schnittnormalkraft soll direkt im Werkstück gemessen werden. Darüber hinaus soll der Einfluss veränderter Prozessparameter auf die Oberflächenqualität festgestellt werden, was einen einfachen Wechsel der Proben erfordert. Deshalb wird ein Konzept mit zwei gegenüberliegenden Flächen entwickelt, welche durch die ebenen Diamantbeläge vom Versuchswerkzeug bearbeitet werden. Da die übliche Werkstückhöhe beim Honräumen bei ca. 20mm liegt, wird eine Kontaktfläche zwischen Werkstück und

Werkzeug von 15x20mm (Breite x Höhe) ausgewählt. Basierend auf der Arbeit von Kallabis [3] ist bei der Bearbeitung von einer Fläche von 300mm² eine Schnittnormalkraft von schätzungsweise 40kN zu erwarten.

Die ausgewählten Kraftsensoren sind in der Lage, Kräfte bis zu 62kN aufzunehmen. Zur Erweiterung des Messbereiches und zum Schutz der Kraftsensoren wird bei der Auslegung des Werkstücks dafür gesorgt, dass ein Teil der wirkenden Schnittnormalkraft über den Kraftnebenschluss abgetragen wird. Dafür wurden die Sensoren zwischen zwei Platten (Stützplatte und Nebenschlussplatte) eingebettet. Das Konzept für den Versuchsaufbau 1 ist in Abbildung 5.6 dargestellt.

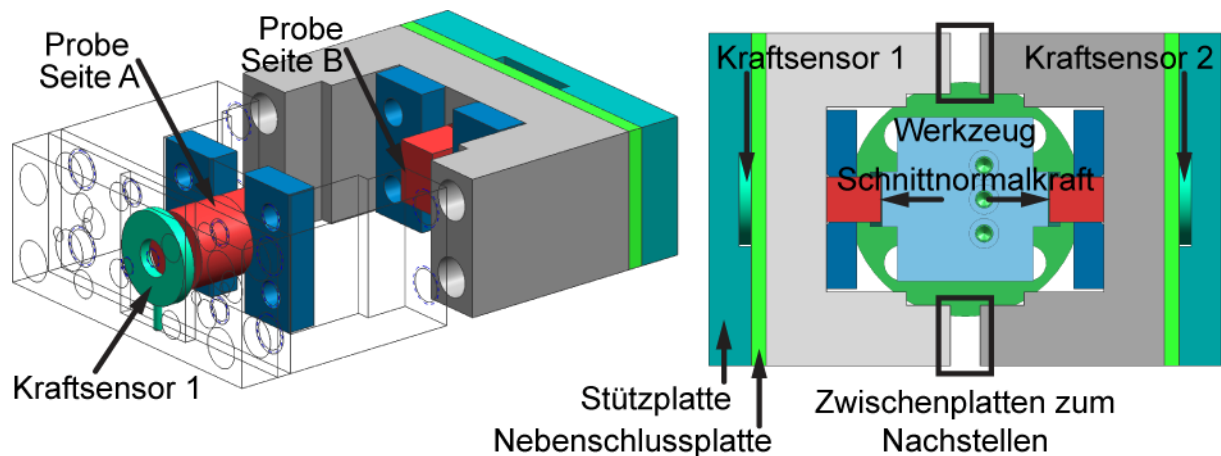


Abbildung 5.6: Versuchsaufbau 1

Um eine bessere Verteilung der Kraft entlang der Sensorfläche zu gewährleisten, wurde ein rundes Probenende mit gleichem Durchmesser wie beim Kraftsensor gewählt. Der Sensor und der zylindrische Teil der Probe sind konzentrisch angeordnet.

Für die Herstellung der Proben wäre Einsatzstahl ein geeigneter Werkstoff, da dieser beim Getriebebau häufig verwendet wird. Allerdings kann mit dem angewendeten Konzept für die Proben kein Einsatzstahl verwendet werden, da diese auf Grund deren Grösse nicht durchgehärtet werden können. Für die Herstellung der Proben wird deshalb ein niedriglegierter Kaltarbeitsstahl 90MnCrV8 [75] verwendet. Nach der Weichbearbeitung werden alle Proben auf 60±1 HRC durchgehärtet.

Für die Kalibrierung der eingebauten Sensoren wird das Versuchswerkst ck auf zwei Auflager gestellt und eine bekannte Kalibrierkraft auf die KontaktOberfläche aufgebracht (Abbildung 5.7).

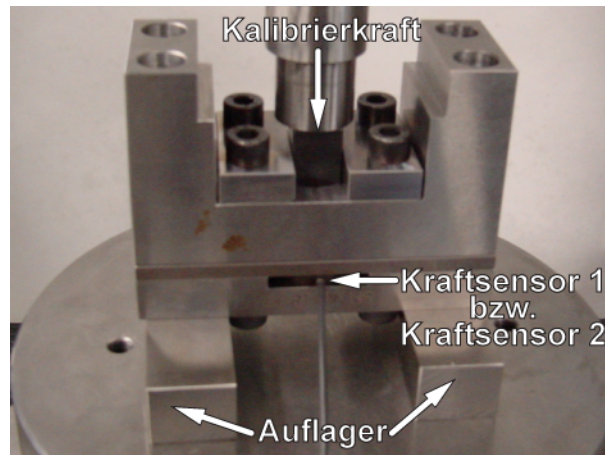


Abbildung 5.7: Kalibrierung von Versuchsaufbau 1

Die Kalibrierkraft auf der Kontaktoberfläche wird stufenweise von 10kN bis maximal 70kN erhöht. Der zu prüfende Sensor liefert dabei eine kraftproportionale Ladung, welche vom Messsystem ausgewertet wird. Die eingebrachte Kalibrierkraft und die gemessene Ladung in beiden Kraftsensoren der sich gegenüberliegenden Proben sind in Abbildung 5.8 dargestellt.

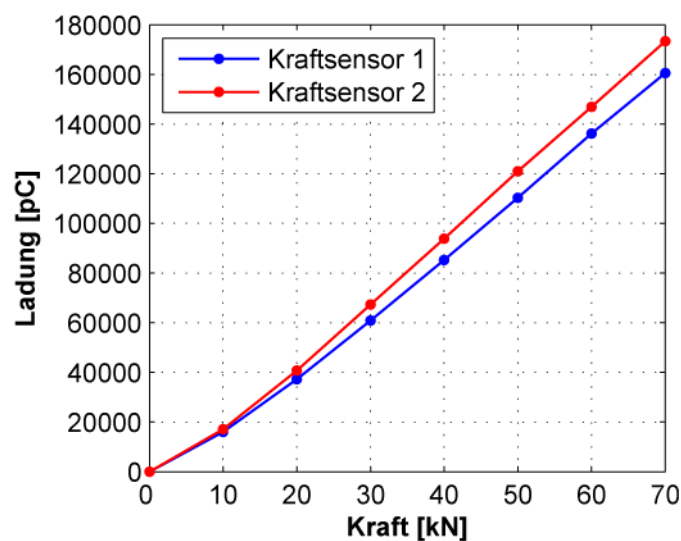


Abbildung 5.8: Kalibrierung der Kraftsensoren für Versuchsaufbau 1

Aufgrund der Einbettung der Kraftsensoren und dem damit entstandenen Kraftnebenschluss ist die Empfindlichkeit der Sensoren, welche dem Verhältnis zwischen Ladung und Kalibrierkraft entspricht, nicht konstant. Diese ändert sich vor allem bei tiefen Kraftwerten. Die während der Versuche wirkende Schnittnormalkkraft wird aufgrund der gemessenen Ladung anhand der Kalibrierkurve bestimmt.

5.1.4.2 Messtechnik und Probenanordnung bei Versuchsaufbau 2

Die Bestimmung des Einflusses veränderter Prozessparameter auf die Oberflächenqualität, auf die Kräfte sowie auf den Verschleiss in Abhängigkeit des

Einsatzwegs erfordert die Durchführung einer grossen Zahl an Experimenten. Deshalb wird ein zweiter Versuchsaufbau konzipiert, der eine automatisierte Nachladung der Proben ermöglicht.

In Abbildung 5.9 ist der entwickelte Versuchsaufbau dargestellt. Das Nachladen der Proben wird durch das System mit Schraube, Getriebe und elektrischem Motor ermöglicht. Das Zentrierstück des Versuchswerkzeugs wird dazu verwendet, um eine Wiederholbarkeit der Probenpositionierung zu gewährleisten. Die Motoren treiben die Schrauben an, bis die Proben an den Seitenflächen des Zentrierstücks anschlagen. Sobald ein Kontakt zwischen Proben und Zentrierstück stattfindet, entsteht ein Bewegungswiderstand für die Motoren, was zu einer Erhöhung der Motorströme führt. Diese Erhöhung wird von der Steuerung der Motoren erkannt, was das Erreichen der gewünschten Position anzeigt und die Stromversorgung der Motoren unterbricht.

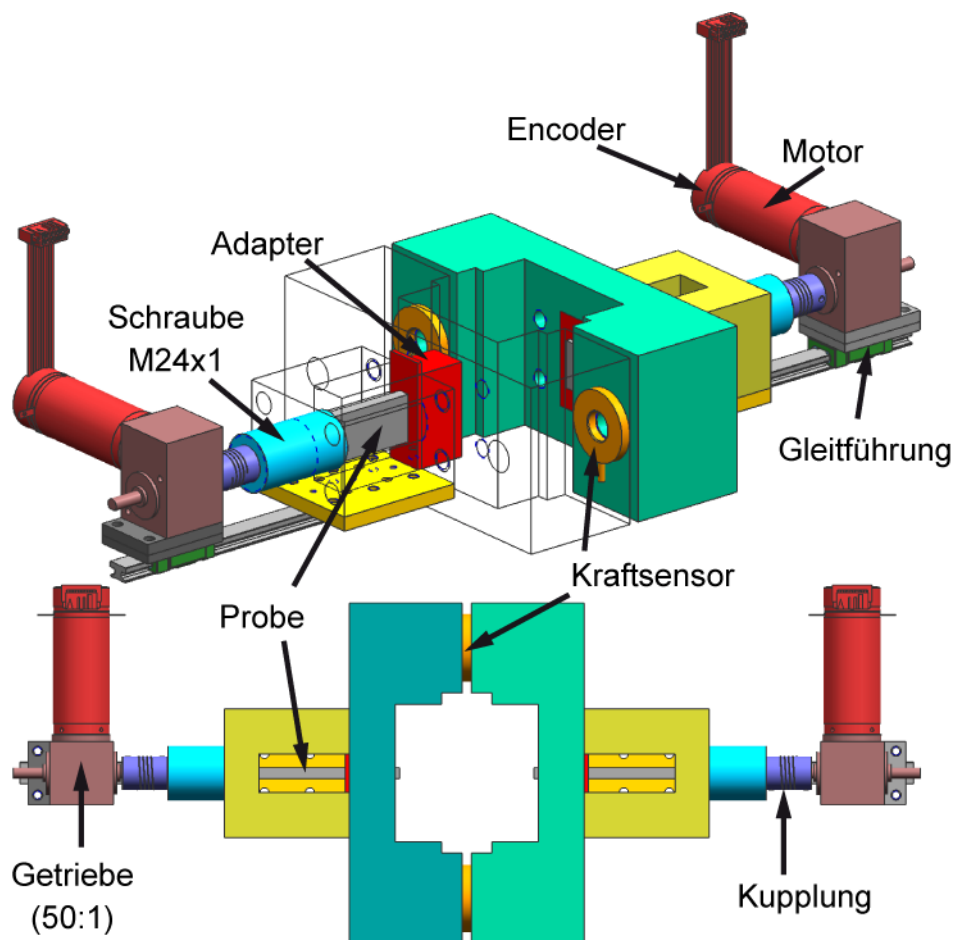


Abbildung 5.9: Versuchsaufbau 2 mit automatischer Nachladung

Da im Arbeitsraum in der Maschine wenig Platz zur Verfügung steht, müssen Motoren mit kleinem Platzbedarf gewählt werden. In dieser Arbeit werden Motoren Typ RE25, Graphitbürsten, 20W (Nummer 118752) mit magnetoresistivem Encoder MR Typ ML, 128 Impulse (Nummer 225771) und Steuerung EPOS 24/5 (Nummer 275512) der Firma maxon motor verwendet [76]. Diese Motoren haben ein Anhaltmoment von 257mNm. Um das Drehmoment zu erhöhen und das Blockieren

der Motoren während der Bewegung zu vermeiden, werden Schneckengetriebe mit einer Untersetzung von 50:1 Typ GSR 12 der Firma Gysin auf die Motoren gekoppelt [77]. Für die Messung der im Prozess wirkenden Schnittnormalkraft wurden die Kraftsensoren in die Spannvorrichtung eingebaut (Kapitel 5.1.2). Die Sensoren werden in der Mitte der Spannvorrichtung platziert und unter eine hohe Vorspannkraft gesetzt. Dabei wird die Schnittnormalkraft als Funktion der Entlastung auf den Sensoren bestimmt.

Der Abstand zwischen den Seitenflächen des Zentrierstücks in Relation zum Belag beeinflusst die Position des Werkzeugs, wo der erste Kontakt zwischen Belag und Proben bei der Pendelung stattfindet. Abhängig von dieser Position ergibt sich der theoretische Materialabtrag (Abbildung 5.10).

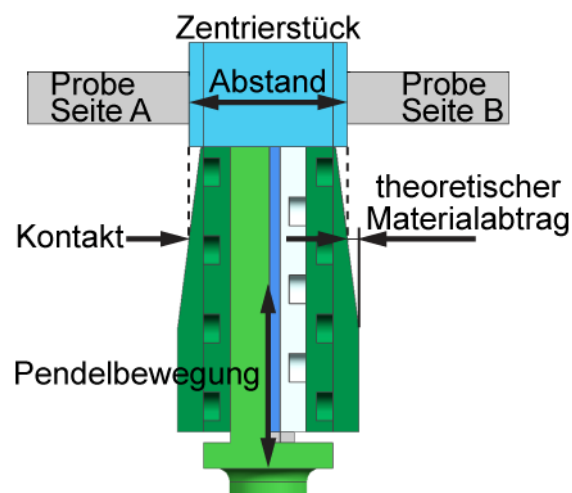


Abbildung 5.10: Positionierung der Proben

In Gegensatz zu Versuchsaufbau 1, wo der gesamte Belag durch nur eine Probe kontaktiert und damit verschlissen wird, soll bei diesem Konzept ein Werkzeugbelag von drei Proben auf unterschiedlichen Spuren kontaktiert und verschlissen werden, so dass Versuche mit unterschiedlichen Parametern auf dem gleichen Belag durchgeführt werden können. Der Wechsel von der einen Spur zur anderen erfolgt durch einen Adapter, welcher im Versuchsaufbau 2 eingebaut ist (Abbildung 5.11). Dieser kann während der Versuche einfach, ohne spezielle Werkzeuge gewechselt werden. Das Konzept dieses Versuchsaufbaus basiert auf einer einfachen Geometrie der Proben, sodass diese schnell und günstig hergestellt, sowie mehrmals verwendet werden können. Aus diesen Gründen wird die Geometrie der Proben als viereckige Stäbe mit einem Querschnitt von 5mm Breite und 20mm Höhe gewählt. Die Länge wird auf 60mm gesetzt, wobei nur 40mm für die Bearbeitung zur Verfügung stehen. Davon ausgehend, dass pro Honrräumzyklus etwa 40µm von der Länge abgetragen wird, können mit einem Paar Proben 1000 Zyklen Honrräumversuche gefahren werden. Das Konzept der Proben ermöglicht dabei die Anwendung von Einsatzstahl. Dafür wird Einsatzstahl 15NiCr13 [70] verwendet, welcher in der Industrie sehr häufig bei der Getriebeherstellung zum Einsatz kommt. Nach der Weichbearbeitung werden alle Proben mit einer Härtetiefe

von 2,5mm auf beiden Seiten einsatzgeh artet. Dabei werden die Proben so lange in Kohlenstoffatmosph ere gechl t, bis eine etwa durchgehende Kohlenstoffkonzentration entsteht. Somit entsteht durch das Einsatzh erten eine Durchhärtung auf 60 ± 1 HRC. Anschliessend werden die Proben feingeschliffen.

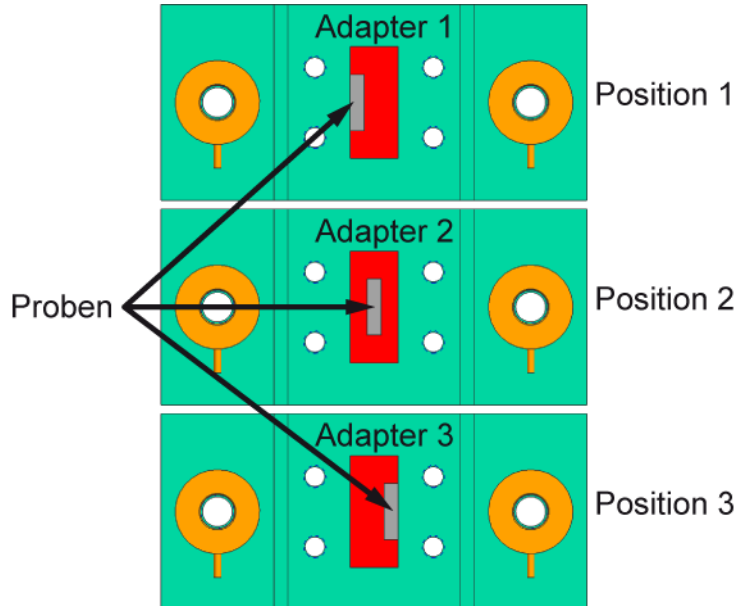


Abbildung 5.11: Anordnung der Proben im Versuchsaufbau 2

Für die Kalibrierung der Kraftsensoren im Werkstück wurde ein Referenzsensor verwendet, welcher in der Mitte der Vorrichtung platziert wird. Dabei wird ein Drehmoment auf die Schrauben aufgebracht, welches eine Kraft auf den Referenzsensor ausüben. Gleichzeitig werden die eingebauten Kraftsensoren auf Grund der wirkenden Kraft entlastet. Der Kalibriervorgang ist schematisch in Abbildung 5.12 dargestellt.

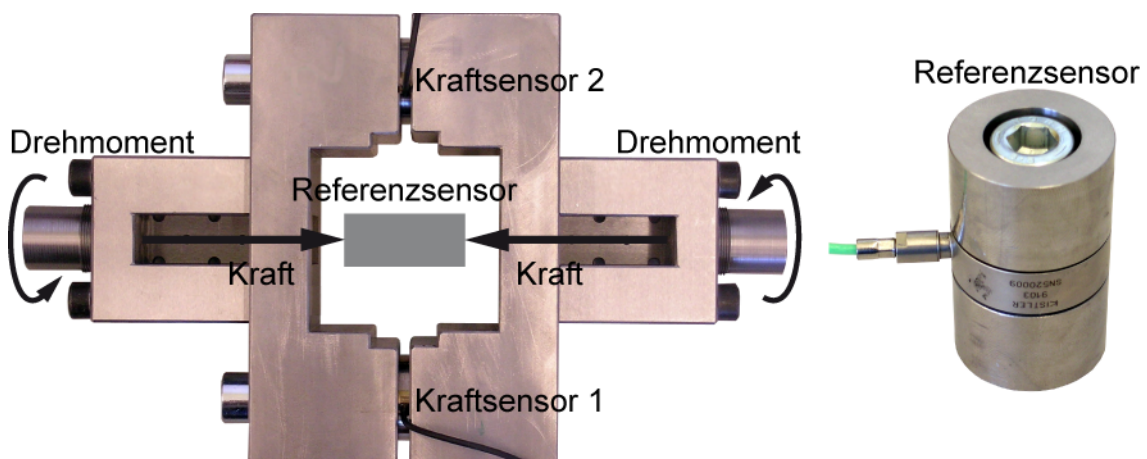


Abbildung 5.12: Kalibrierung des Versuchsaufbaus 2

Der Referenzsensor ist vorkalibriert, sodass die auf dem Referenzsensor gemessene Kraft der ausgeübten Gesamtkraft entspricht. Dabei wird die Entlastung der Kraftsensoren im Werkstück mit der gemessenen Kraft im Referenzsensor

korreliert. Daraus lässt sich der in Abbildung 5.13 dargestellte Zusammenhang gewinnen.

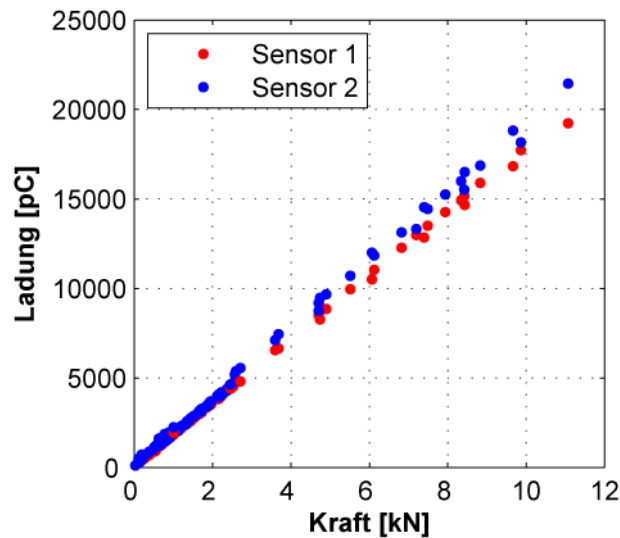


Abbildung 5.13: Kalibrierkurve der Kraftsensoren für Versuchsaufbau 2

Die dargestellte Kraft bezieht sich auf die gemessene Kraft im Referenzsensor und die Ladung entspricht der Entlastung von den Kraftsensoren im Versuchsaufbau. Die gemittelte Empfindlichkeit beider Sensoren beträgt dabei 1,84pC/N.

5.2 Messtechnik

5.2.1 Lichtmikroskopie

Die Charakterisierung des Belags erfolgt mit Hilfe eines optischen 3D-Oberflächenmesssystems InfinteFocus von der Firma Alicona Imaging. Das Gerät basiert auf dem technologischen Prinzip der Fokus-Variation. Dafür wird eine Optik mit geringer Schärfentiefe benutzt und eine Reihe von Bildern aufgenommen. Zwischen zwei konsekutiven Bildern wird die Distanz zwischen Probe und Objektiv verändert. Für jede Tiefenposition werden unterschiedliche Bereiche der Probe scharf, andere unscharf abgebildet, je nach 3D-Struktur der Probe. Für jede Position am Objekt wird anschliessend die abgebildete Schärfe berechnet, indem die Variation der Schärfe abhängig von der Topographie der Oberfläche relativ zum Abstand der Optik analysiert wird. Die Variation der Schärfewerte wird nun verwendet, um die Tiefe zu berechnen. So wird eine dichte 3D-Repräsentation der Oberfläche erzeugt [78-79].

Der Belag wird im neuen und verschlissenen Zustand an vorgegebenen Positionen gemessen. Aus zwei Messungen kann ein Differenzbild erzeugt und somit die Veränderung der Oberflächentopographie zwischen beiden Zuständen erfasst werden. Dies wird für die Charakterisierung des Verschleisses sowie für die Evaluation der Effizienz des Maschinenspülsystems verwendet.

5.2.2 Rasterelektronenmikroskop (REM)

Zusätzlich zu den Messungen mit dem Mikroskop von Alicona werden Bilder des Belags mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops Zeiss DSM962 von der Firma Carl Zeiss gemacht. Das REM ermöglicht die Aufnahme von Bildern mit hohem Kontrast, welche die Analyse der Oberflächentopographie und somit die Charakterisierung des Verschleisses unterstützen.

5.2.3 Kraftmessung

Während der Versuche werden die Schnitt- und Schnittnormalkraft sowie die Position des Werkzeugs in Funktion der Zeit aufgenommen. Der gesamte Betrag der Kräfte wird durch die Werkstückbreite geteilt, damit der Vergleich zwischen den Messungen mit Versuchsaufbauten 1 und 2 vereinfacht wird. Somit beziehen sich die gezeichneten Schnitt- sowie Schnittnormalkraftwerte auf einen Millimeter Werkstückbreite, wie in Abbildung 5.14 bzw. Abbildung 5.15 dargestellt.

Die positiven Werte der Schnittkraft entsprechen den Aufwärtshüben des Werkzeugs. Bei den Rückzügen ändert die Wirkrichtung der Schnittkraft. Dabei wird der Kraftsensor im Werkzeug entlastet, was zu den negativen Kraftwerten führt. Innerhalb eines Hubs i werden dann die maximale und minimale Kraft sowie die maximal erreichte Position des Werkzeugs ausgewertet und die Kraftwerte in Funktion der entsprechenden Position in einer Graphik aufgetragen, wie in Abbildung 5.14 rechts dargestellt.

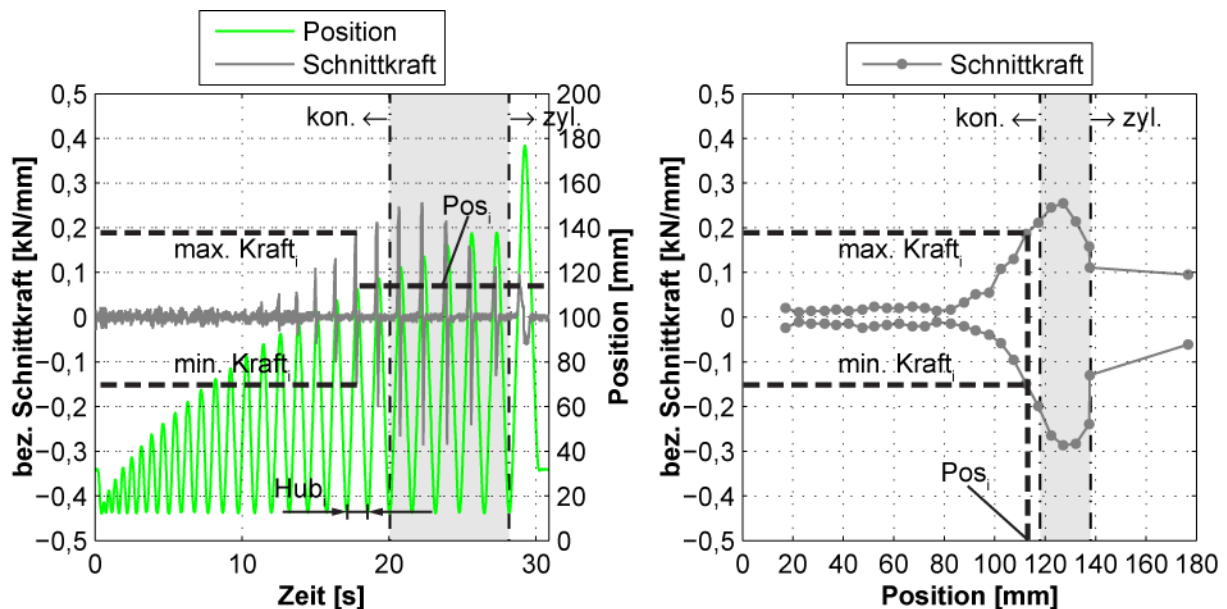


Abbildung 5.14: Auswertung der Schnittkraft in Funktion der Zeit (l.) und der Position (r.)

Ähnlich wie bei der Auswertung der Schnittkraft wird die maximale Kraft sowie die maximal erreichte Position des Werkzeugs pro Hub verwendet, um die Schnittnormalkraft in Funktion der Position darzustellen (Abbildung 5.15 rechts).

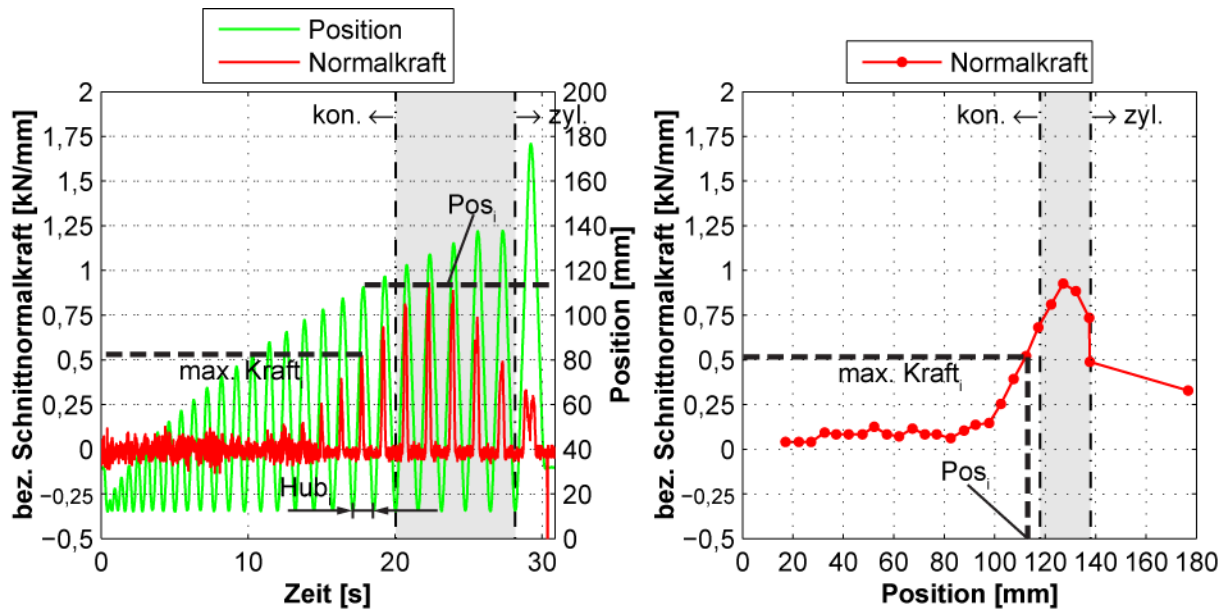


Abbildung 5.15: Auswertung der Schnittnormalkraft in Funktion der Zeit (l.) und der Position (r.)

Bei allen Hügen, welche vor der Linie „kon.“ liegen, entsteht Kontakt zwischen dem konischen Teil des Werkzeugs und dem Werkstück. Auf Grund dessen werden diese Hübe auch als Schrupphübe bezeichnet. Bei Hügen, die rechts der Linie „zyl.“ liegen (beim letzten dargestellten Hub in Abbildung 5.14 und Abbildung 5.15), gibt es nur noch Kontakt zwischen dem zylindrischen Teil und dem Werkstück, sodass dieser Hub einem Schlichthub entspricht. Während dieses Hubs präsentiert sich die Schnittnormalkraft in Form eines „M“: beim Aufwärtshub erreicht die Schnittnormalkraft ein Maximum, dann nehmen die Werte bis zu der maximalen Position des Werkzeugs ab. Beim Rückzug steigen die Werte bis zu einem Wert wieder an, und danach fallen sie nochmals ab, wobei die zweite Kraftspitze kleiner als die erste ist. Für die Darstellung werden wie bei den vorherigen Hügen der maximale Kraftwert (entspricht der ersten Kraftspitze) und die maximal erreichte Position (entspricht der Endposition) pro Schlichthub angenommen.

In den Graphiken werden zwei gestrichelte senkrechte Linien sowie ein grauer Balken gezeichnet. Links von der ersten Linie mit Kennzeichnung „kon.“ entsteht der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück nur mit dem konischen Teil des Werkzeugs. Im Bereich des grauen Balkens ist der Übergang zwischen konischem und zylindrischem Teil, sodass beide Teile in Kontakt mit dem Werkstück kommen. Rechts der zweiten Linie mit Kennzeichnung „zyl.“ wird das Werkstück vom zylindrischen Teil bearbeitet, diese entsprechen somit den Schlichthüben.

5.2.4 Rauheit

Nach der Bearbeitung jedes Werkstücks wird die Rauheit der Oberfläche mittels eines Oberflächenmessgeräts Form Talysurf Series 2 PGI von der Firma Taylor Hobson Precision ermittelt. In der Industriepraxis hat sich die Mittenrauheit R_a für die Spezifikation der Oberflächengüte etabliert und dementsprechend wird sehr

häufig nur dieser Rauheitswert angefordert bzw. toleriert. Auf Grund dessen wird in dieser Arbeit der Mittenrauwert R_a gemäss ISO 4287 [80] für die Charakterisierung der Oberflächengüte verwendet. Die Rauheit R_a wird aus den absoluten Werten $Z(x)$ innerhalb der Messstrecke l des resultierenden Oberflächenprofils nach Gleichung 5-1 berechnet:

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (5-1)$$

Für die Bestimmung von Rauheitskennwerten werden die Gesamtmessstrecke l_n , die Einzelmessstrecke l_r und die Grenzwellenlänge λ_c benötigt, deren Beträge in ISO 4288 [81] definiert sind. Die Gesamtmessstrecke l_n und die Einzelmessstrecke l_r werden in Abhängigkeit des erwarteten Mittenrauwerths R_a gewählt und betragen für R_a -Werte zwischen 0,2 und $2\mu\text{m}$ $l_n=4\text{mm}$ und $l_r=0,8\text{mm}$. Die Grenzwellenlänge λ_c soll mit dem gleichen Betrag wie die Einzelmessstrecke ($\lambda_c=0,8\text{mm}$) angenommen werden.

Der Tastspitzenradius R_{Tip} und der Filter für Tasterabweichungen λ_s sind in ISO 3274 [82] definiert und in Abhängigkeit der Grenzwellenlänge λ_c zu wählen. Dabei betragen der Tastspitzenradius $R_{\text{Tip}}=2\mu\text{m}$ und der Filter für die Tasterabweichungen $\lambda_s=2,5\mu\text{m}$. Dies resultiert in ein Verhältnis λ_c/λ_s von 300:1.

Die Messungen werden auf den Probenoberflächen des Versuchswerkstücks quer zur Schnitttrichtung durchgeführt. An vielen Stellen wird die Rauheit R_a auf beiden Proben gemessen und werden entsprechend mit dem Vermerk Seite A und Seite B gekennzeichnet.

5.3 Einfluss der Prozessparameter bei herkömmlichem Spülsystem

5.3.1 Versuchsdurchführung

Innerhalb der Untersuchungen mit einem herkömmlichen Spülsystem werden die Experimente mit Versuchsaufbau 1 durchgeführt. Zur Untersuchung des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs pro Hub auf die auftretenden Kräfte und resultierende Rauheit R_a werden die Werkzeugparameter und die Pendelstrategie konstant gehalten. Dabei wird eine herkömmliche Pendelstrategie mit 6 Schlichthüben gefahren. Als herkömmliche Pendelstrategie wird diejenige Strategie bezeichnet, bei der die Position P1 gleich wie die Endposition EP gesetzt wird (Abbildung 5.16).

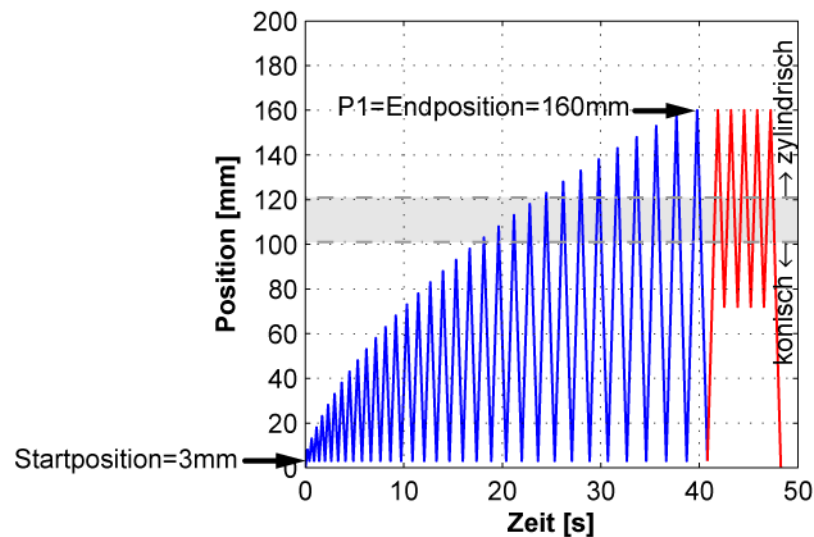


Abbildung 5.16: Herkömmliche Pendelstrategie

Für die Durchführung aller Experimente wird eine Pendelstrategie ähnlich wie in Abbildung 5.16 gefahren, indem der Rückzug immer bis zur Startposition SP geschieht. Der Rückzug bis zur Startposition dient der Rückstellung einer Drift des Ladungsverstärkers, welcher während der Kraftmessung durch die lange Aufnahmezeit entsteht. Ansonsten könnte eine Drift zu einer Verfälschung der Kraftmessung führen.

Die während dieser Untersuchungen gehaltenen festen sowie variablen Parameter sind in Tabelle 5.1 bzw. Tabelle 5.2 dargestellt.

Tabelle 5.1: Feste Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Startposition	RP=3mm	Körnung	D126 989E
Honrraumstrategie	P1=160mm	Länge konischer Teil	70mm
Rückzugstrategie	S2	Länge zylindrischer Teil	40mm
Endposition	EP=160mm	Konizität	1/1000
Anzahl Schlichthübe	n=6	Werkstückparameter	
Schlichtlänge	L _S =105mm	Versuchsaufbau	1
Öldruck	2bar	Werkstückhöhe	20mm
		Werkstückbreite	15mm

Tabelle 5.2: Variable Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Prozessparameter	
Vorschub pro Hub	f _{Hub} =1mm, 2,5mm, 4mm, 5,5mm und 7mm
Schnittgeschwindigkeit	60mm/s, 120mm/s und 180mm/s

Für die statistische Auswertung der Messungen von Kapitel 5.3 wurden die Versuche für jeden Parameter 10-mal wiederholt. Dabei werden die Mittelwerte und die Messstreuung mit 95%-Konfidenzintervall berechnet. Damit ein Vergleich zwischen unterschiedlichen Parametern in einer einzigen Grafik gut übersichtlich dargestellt werden kann, werden nur die Mittelwerte der Kräfte eingetragen.

5.3.2 Ergebnisse – Schnittgeschwindigkeit

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit wurde für die Geschwindigkeiten von 60mm/s, 120mm/s und 180mm/s bei unterschiedlichen Vorsch ubn pro Hub von 1mm, 2,5mm, 4mm, 5,5mm und 7mm bestimmt.

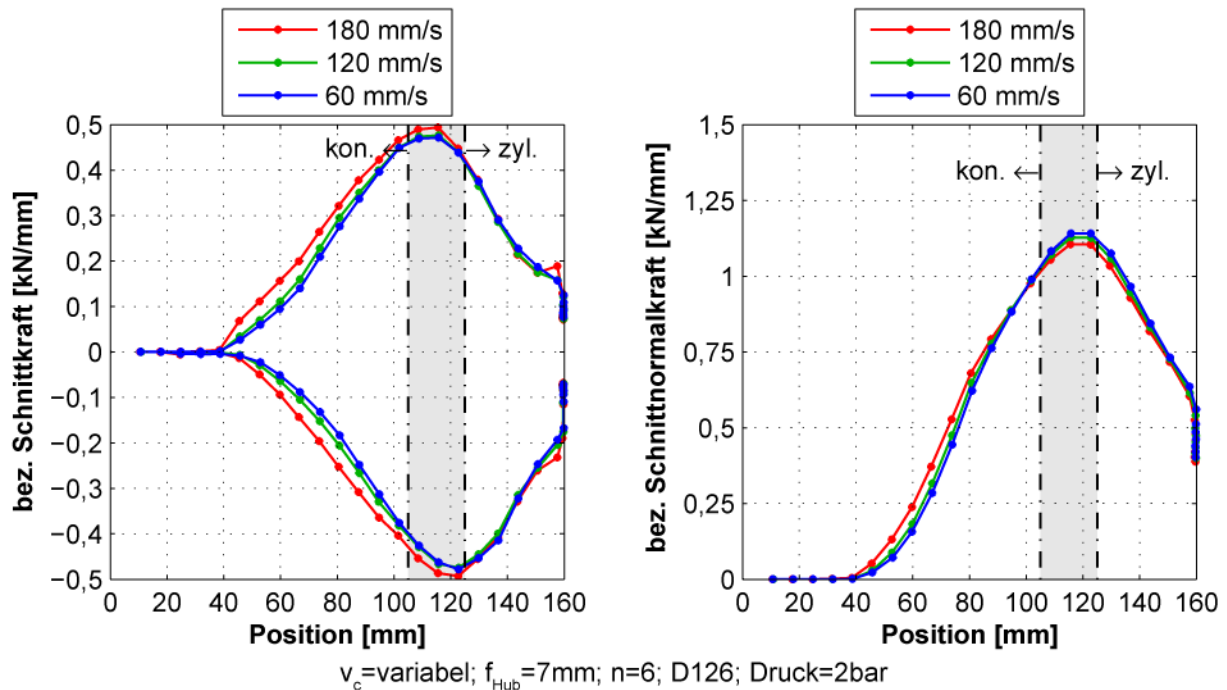


Abbildung 5.17: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnitt- (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Im untersuchten Parameterfenster ist kein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnitt- und Schnittnormalkraft zu erkennen. Wie beispielhaft in Abbildung 5.17 für einen Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}} = 7\text{mm}$ dargestellt ist, kreuzen oder überlagern sich die Verläufe für unterschiedliche Geschwindigkeiten, sodass kein direkter Zusammenhang bestimmt werden kann. Ebenso wie bei den wirkenden Kräften kann kein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Rauheit R_a festgestellt werden. Das ist insofern nicht ungewöhnlich als die Schnittgeschwindigkeit für Zerspanung mit geometrisch undefinierten Schneiden extrem niedrig ist.

5.3.3 Ergebnisse – Vorschub pro Hub

Anders als bei der Schnittgeschwindigkeit kann ein starker Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Schnitt- und Schnittnormalkraft festgestellt werden. Dargestellt werden die Kraftmessungen und die Rauheiten R_a in Abhängigkeit des Vorschubs pro Hub für eine Schnittgeschwindigkeit von 180mm/s.

Wie in Abbildung 5.18 dargestellt, kreuzen sich die Kurven bis zur Maschinenposition 80mm. Dies erfolgt möglicherweise aufgrund des unterschiedlichen Anfangs des Kontakts zwischen Belag und Werkstück. Sobald ein

Vollkontakt und somit ein voller Eingriff der Körner vorhanden ist, zeigt sich, dass die Kräfte mit höherem Vorschub pro Hub grösser werden.

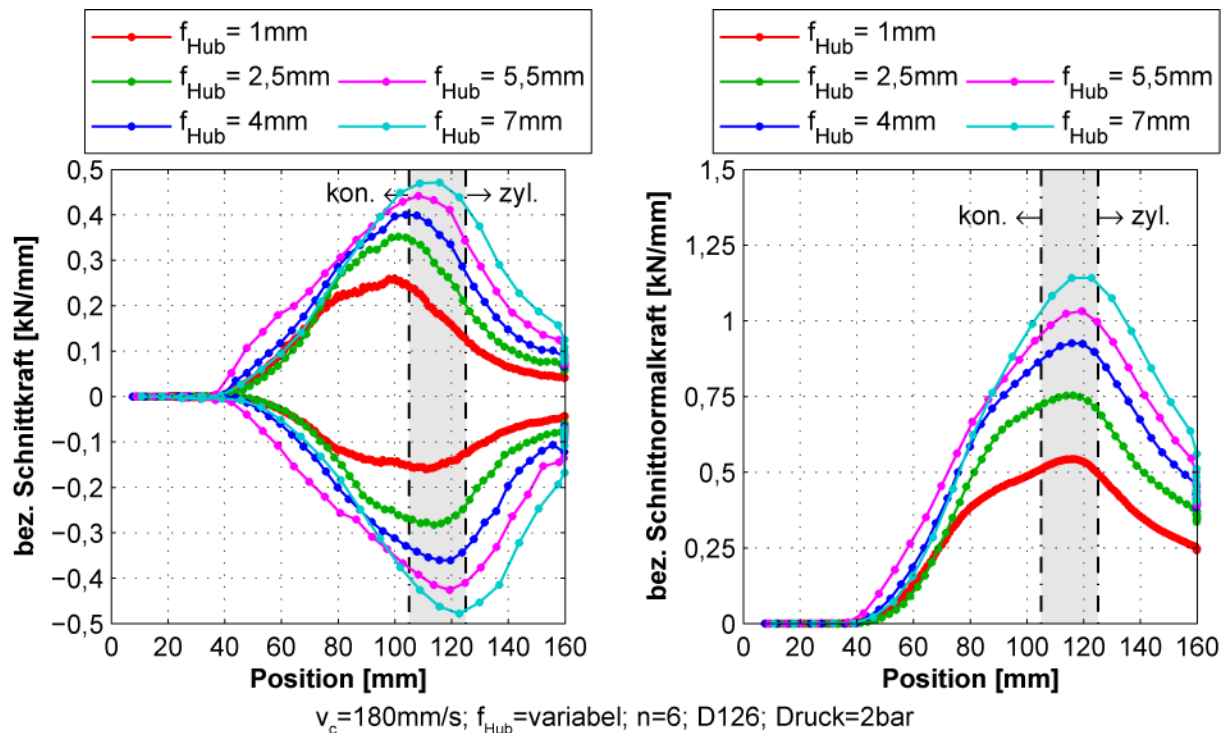


Abbildung 5.18: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Schnitt- (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Die Erhöhung der Schnittkraft in Funktion des Vorschubs pro Hub ist geringer als jene der Schnittnormalkraft. Bei grossem Hub ist das Volumen an abgetragenen Spänen grösser. Einige Spanräume verstopfen sich, bevor der Spanraum wieder geleert wird. Dies führt dazu, dass das entsprechende Korn kein Material mehr abträgt, es verformt das Werkstück nur elastisch, was eine Erhöhung der Schnittnormalkraft zur Folge hat.

Abbildung 5.19 zeigt den Vergleich zwischen zwei Messreihen im Abstand von 1,5m Räumweg zur Bestimmung des Einflusses des Vorschubs pro Hub auf die Schnittnormalkraft. Beide Versuche wurden mit der gleichen Belagsplatte, mit gleichen Parametern und gleicher Vorgehensweise durchgeführt. Für gleiche Vorschübe pro Hub ist eine deutliche Erhöhung der Schnittnormalkraft von der ersten zur zweiten Messreihe feststellbar.

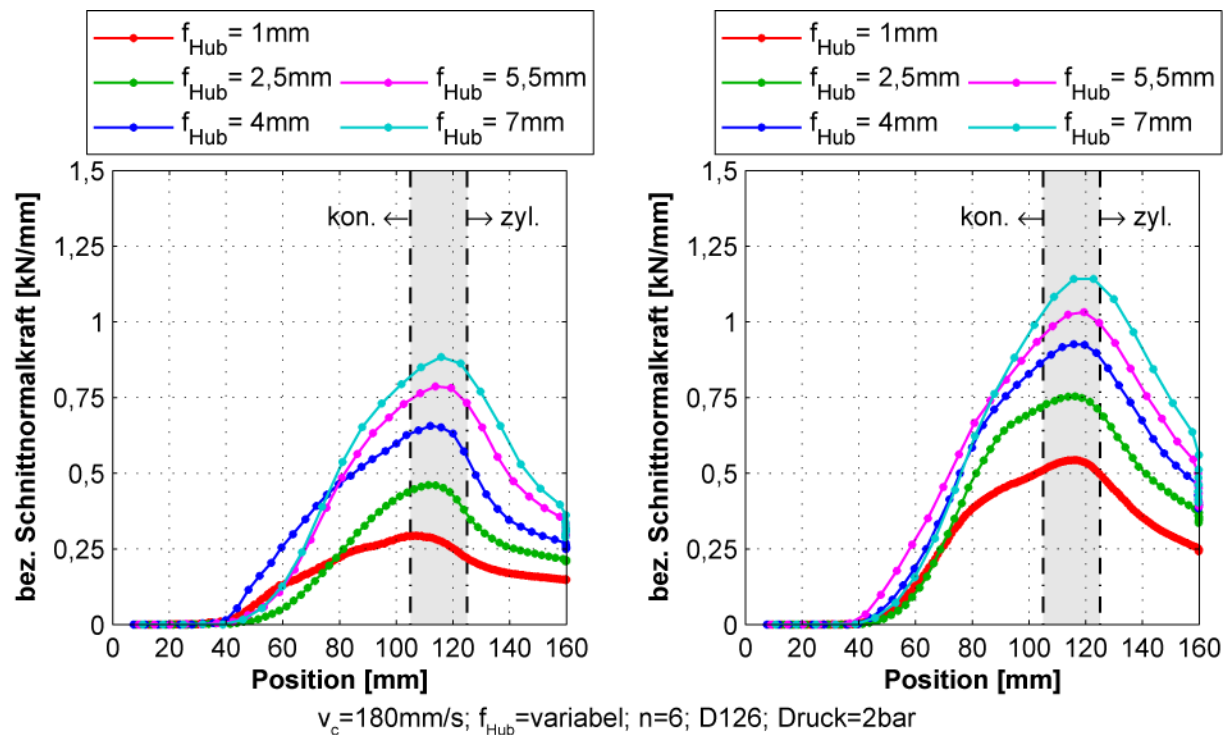


Abbildung 5.19: Vergleich der Schnittnormalkraft zwischen den ersten Versuchen (l.) und deren Wiederholung (r.) nach zusätzlichen 1,5m kumulierter Räumweg

Somit ergibt sich eine Erhöhung der Schnittnormalkraft aufgrund der Einsatzzeit respektive des bisher geleisteten Räumwegs infolge Werkzeugverschleiss. Da der abrasive Belag nicht nach jedem Versuch diagnostiziert werden konnte, liess sich nicht zwischen Anteilen der Schnittnormalkrafterhöhung aufgrund der Abnützung respektive aufgrund einer Verstopfung der Kornzwischenräume unterscheiden. Der Einfluss des Räumwegs auf den Prozess wird in Kapitel 5.5 und 5.6 näher betrachtet.

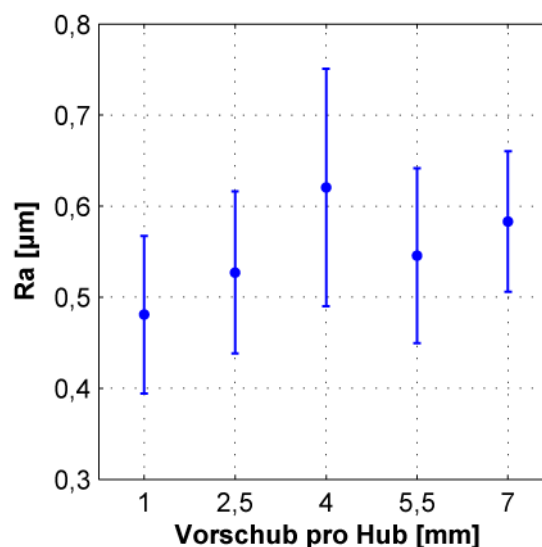


Abbildung 5.20: : Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Rauheit R_a

Die Resultate der Rauheitsmessung sind in Abbildung 5.20 dargestellt. Anders als bei den Kräften kann keine eindeutige Abhängigkeit der Rauheit R_a vom Vorschub pro Hub bestimmt werden. Die Mittelwerte liegen alle etwa innerhalb der Messstreuung, sodass sich statistisch betrachtet kein direkter Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Rauheit R_a feststellen lässt.

5.4 Einfluss der Pendelstrategie bei herkömmlichem Spülsystem

In einer herkömmlichen Pendelstrategie gibt es drei Bereiche, wo der Einfluss der Hübe untersucht wird (Abbildung 5.21).

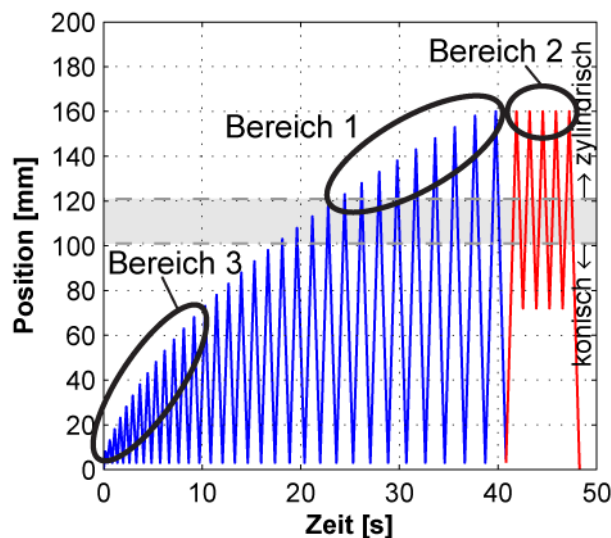


Abbildung 5.21: Bereiche für die Untersuchung der Pendelstrategie

Bereich 1 entspricht den Hübem nach dem Übergang vom konischen zum zylindrischen Teil. Bei der herkömmlichen Pendelstrategie wird von Schrupphübem gesprochen, wobei bei diesen Hübem nur Kontakt zwischen Werkstück und zylindrischem Teil des Werkzeugs entsteht. Somit bringen diese vielen Hübe prinzipiell nur das Werkstück auf Endmass und -qualität, was die Funktion der Schlichthübe ist. Da die Kräfte nach dem Übergang konisch/zylindrisch abnehmen (Abbildung 5.18), ist es sinnvoll, ab dann den Vorschub pro Hub gegenüber jenem im konischen Teil zu erhöhen oder direkt zur Endposition für den Schlichtvorgang zu springen.

Die Hübe im Bereich 2 entsprechen den Schlichthübem und sind für die Endbearbeitung des Werkstücks vorgesehen. Der Einfluss der Anzahl Schlichthübe auf die Endqualität der Oberfläche und das Endmass muss ebenfalls untersucht werden.

Im Bereich 3 fährt das Werkzeug ins Werkstück ein. Bis der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück entsteht, werden viele Hübe im Leerlauf gefahren. Auf Maschinen, welche mit Kraftüberwachung ausgerüstet sind, kann der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück dadurch erkannt werden. Dabei kann ein Kraftgrenzwert F_L („force limit“) angegeben werden, ab welchem der erste

Werkzeigr uckzug stattfindet und damit die Bearbeitungsh ube anfangen. Dies kann zu einer Reduzierung der Hübe im Leerlauf und somit der Bearbeitungszeit führen. Der Einfluss von unterschiedlichen Grenzwerten F_L auf den Kraftverlauf, auf die Prozesszeiten und auf die Rauheit R_a wird hierbei untersucht.

Tabelle 5.3: Feste Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Pendelstrategie

Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Schnittgeschwindigkeit	180mm/s	Körnung	D126 989E
Startposition	SP=3mm	Länge konischer Teil	70mm
Vorschub pro Hub	$f_{Hub}=4mm$	Länge zylindrischer Teil	40mm
Rückzugstrategie	S2	Konizität	1/1000
Endposition	EP=160mm	Werkstückparameter	
Schlichtlänge	$L_S=105mm$	Versuchsaufbau	1
Öldruck	2bar	Werkstückhöhe	20mm
		Werkstückbreite	15mm

Zur Untersuchung des Einflusses der Pendelstrategie werden die Werkzeugparameter nach Tabelle 5.3 konstant gehalten. Für eine statistische Betrachtung der Ergebnisse werden für jeden Prozessparameter fünf Messungen durchgeführt und daraus der Mittelwert und die Messstreuung mit 95%-Konfidenzintervall gebildet.

5.4.1 Versuchsdurchführung – Bereich 1

Zum Einfluss der Hübe im Bereich 1 (Hübe nach konisch-zylindrischem Übergang, vergleiche Abbildung 5.21) werden drei unterschiedliche Varianten untersucht (Abbildung 5.22).

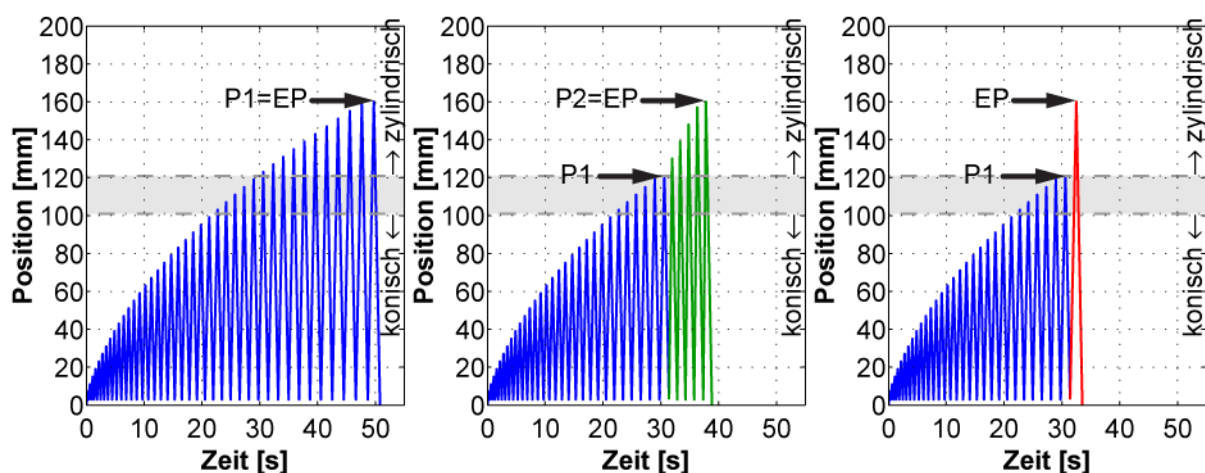


Abbildung 5.22: Variante 1 (l.), Variante 2 (m.) und Variante 3 (r.)

Die Variante 1 entspricht der herkömmlichen Pendelstrategie, indem die Position P_1 bis zur Endposition gefahren und dabei der Vorschub pro Hub bei $f_{Hub}=4mm$ konstant gehalten wird. Bei der Variante 2 wird eine Pendelstrategie P_2

gefahren. Bis zum Ende des Übergangs von konischem zu zylindrischem Teil wird ein Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=4\text{mm}$ gefahren. Ab dann und bis zur Endposition wird ein erhöhter Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=9\text{mm}$ gewählt, sodass die Anzahl der Hübe gegenüber Variante 1 reduziert wird. Bei Variante 3 wird die Honräumstrategie P1 bis zum Übergang konisch/zylindrisch angewendet und danach direkt zur Endposition mit einem Schlichthub gefahren. Die Parameter sind in Tabelle 5.4 wiedergegeben.

Tabelle 5.4: Variable Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Pendelstrategie

Variante 1	
Honräumstrategie	P1=160mm
Vorschub pro Hub	$f_{\text{Hub}}=4\text{mm}$
Anzahl Schlichthübe	$n=0$
Variante 2	
Honräumstrategie	P1=125mm und P2=160mm
Vorschub pro Hub	$f_{\text{Hub}1}=4\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}2}=9\text{mm}$
Anzahl Schlichthübe	$n=0$
Variante 3	
Honräumstrategie	P1=125mm
Vorschub pro Hub	$f_{\text{Hub}}=4\text{mm}$
Anzahl Schlichthübe	$n=1$

5.4.2 Ergebnisse – Bereich 1

Die Kraftverläufe für die unterschiedlichen Varianten sind in Abbildung 5.23 dargestellt.

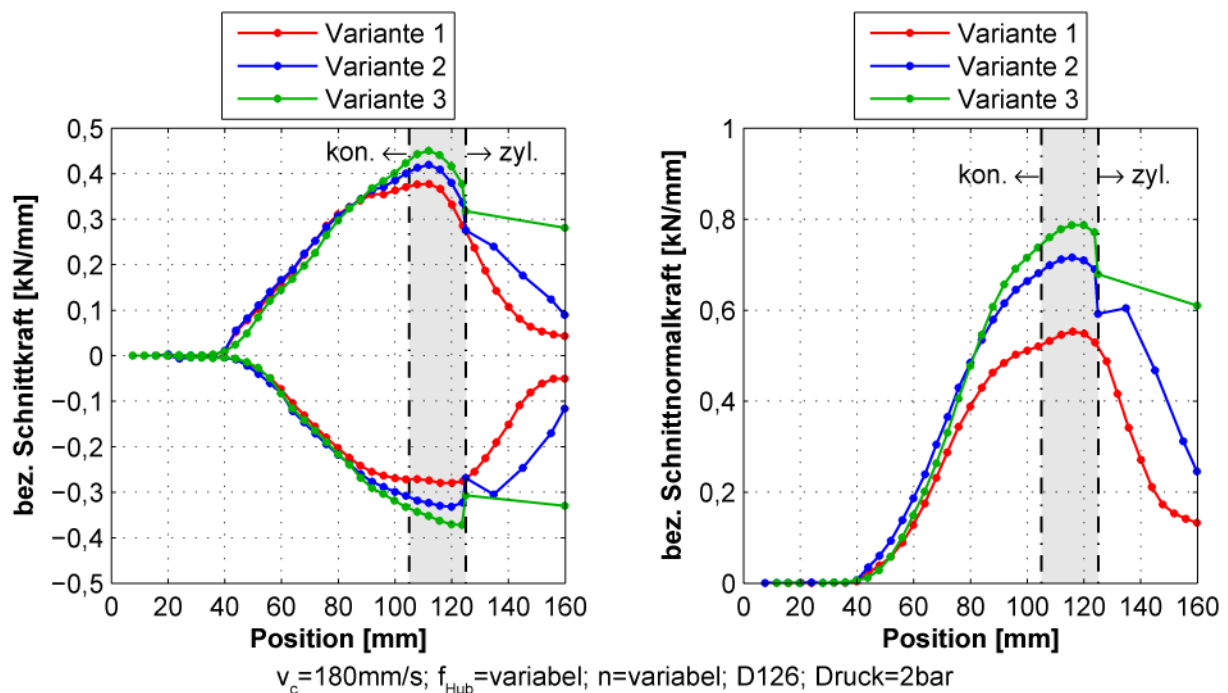


Abbildung 5.23: Einfluss der Pendelstrategie im Bereich 1 auf die Schnitt- (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Bis zum Ende des Übergangsbereichs konisch/zylindrisch (Position 125mm) sind alle Varianten gleich und zeigen dabei einen ähnlichen Verlauf der Schnittkraft. Bei der Schnittnormalkraft lässt sich eine Erhöhung der Werte für die beiden Varianten 2 und 3 feststellen. Für die Untersuchung des Einflusses der Pendelstrategie wurde immer der gleiche Belag verwendet, sodass diese Erhöhung der Schnittnormalkraft auf einen Belagverschleiss zurückzuführen ist. Ab Position 125 mm kommt nur noch die zylindrische Werkzeugpartie zum Einsatz und die Varianten unterscheiden sich von einander durch die Anzahl der Hübe bis zur Endposition. In diesem Bereich stammen die Schnittnormalkräfte, die für den Schnitt erforderlich sind, ausschliesslich aus der elastischen Verformung des Werkstücks. Jeder Materialabtrag reduziert die elastische Aufweitung und senkt damit die Schnittnormalkraft. Bei der herkömmlichen Variante 1 bleiben die Schnitt- und Schnittnormalkraft ab Position 150mm praktisch konstant. Die Schnittnormalkraft ist ab dieser Position so klein, dass sie die Körner nicht mehr in der Furche halten kann, so dass dann kein Materialabtrag mehr erfolgt. Bei Variante 2 werden ab der Position 125mm 4 Hübe mit einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=9\text{mm}$ gefahren. Der Abbau der Schnittnormalkraft und somit der elastischen Deformation findet auf Grund der grösseren Kontaktlänge pro Hub trotz geringerer Anzahl Hübe effizienter als bei Variante 1 statt, was einer höheren Materialabtragsgeschwindigkeit entspricht. Bei der Variante 3 gibt es praktisch keinen Abbau der elastischen Deformationen, denn es wird nur ein Schlichthub gefahren.

Die Rauheitswerte R_a von den drei Varianten sind in Abbildung 5.24 dargestellt.

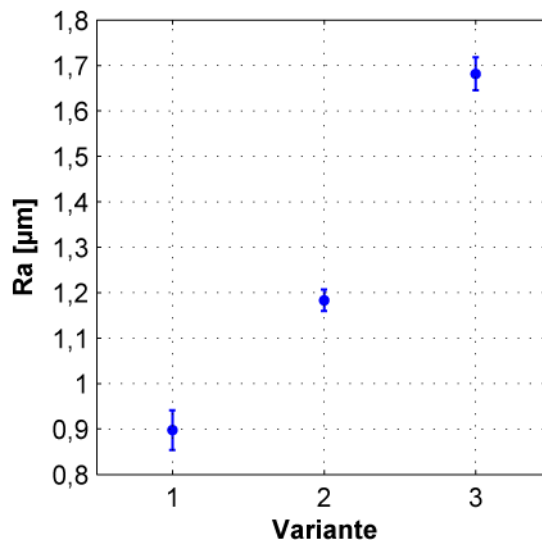


Abbildung 5.24: Einfluss der Pendelstrategie im Bereich 1 auf die Rauheit R_a

Im Vergleich zu den anderen Varianten ergibt Variante 1 die niedrigsten Rauheitswerte, da insgesamt 9 Hübe im Bereich 1 gefahren werden. Bei Variante 2 werden nur 4 Hübe gefahren. Die Folge davon ist eine grössere Rauheit R_a bei Variante 2 gegenüber Variante 1. Die Rauheit R_a bei Variante 3 ist das schlechteste Ergebnis der Rauheit, da nur ein Hub gefahren wird. Die unterschiedlichen Werte

zeigen, dass die Anzahl Hübe beim Kontakt zwischen dem zylindrischen Teil und dem Werkstück einen sehr grossen Einfluss auf die Rauheit Ra hat. Auf Grund dessen wird der Einfluss der Anzahl Schlichthübe auf die Rauheit im nächsten Kapitel ausführlich beschrieben.

5.4.3 Versuchsdurchführung – Bereich 2: Schlichthübe

Der Einfluss der Anzahl Schlichthübe auf die Kräfte (Bereich 2 in Abbildung 5.21) und auf die Rauheit Ra wird unter Anwendung einer Pendelstrategie wie Variante 3 (Abbildung 5.22 rechts) ermittelt, sodass ab dem Ende des Übergangs vom konischen zum zylindrischen Teil direkt zur Endposition gefahren wird. Dabei werden 1, 2, 3, 4, 6, 8 und 10 Schlichthübe gefahren. Parallel dazu werden zwei unterschiedliche Endpositionen untersucht: 160mm respektive 125mm. Mit einer geringeren Endposition reduziert sich die Kontaktlänge zwischen zylindrischem Teil und Werkstück von 57mm auf 20mm. Damit kann deren Einfluss auf den Abbau der Kräfte untersucht werden. Eine Schlichtlänge von 160mm entspricht der Standardendposition. Das bedeutet, dass der zylindrische Teil des Belags bei dieser Position noch etwa 3mm Kontakt mit dem Werkstück hat. Position 125mm entspricht dem Ende des Übergangs von konischem zum zylindrischen Teil des Werkzeugs. Die untersuchten Parameterfenster sind in Tabelle 5.5 dargestellt.

Tabelle 5.5: Variable Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Anzahl Schlichthübe

Prozessparameter	
Endposition	EP=125mm und EP=160mm
Kontaktlänge zylindrischer Teil	20mm bzw. 57mm
Anzahl Schlichthübe	n=1, 2, 3, 4, 6, 8 und 10

5.4.4 Ergebnisse – Schlichthübe

Da alle Schlichthübe die gleiche Endposition haben, wäre die bisher verwendete Darstellung der Kräfte in Funktion der Position unübersichtlich. Auf Grund dessen werden die Kraftwerte in Funktion der Zeit dargestellt. Die gezeichnete Linie Schruppen/Schlichten entspricht dem Ende des Übergangs vom konischen zum zylindrischen Teil. Alle Hübe nach der Linie tragen somit nur noch zu einem Abbau der Deformationen und zu einer Verbesserung der Oberflächenqualität bei. Die Kraftverläufe für die Experimente mit Endposition EP=160mm sind in Abbildung 5.25 dargestellt.

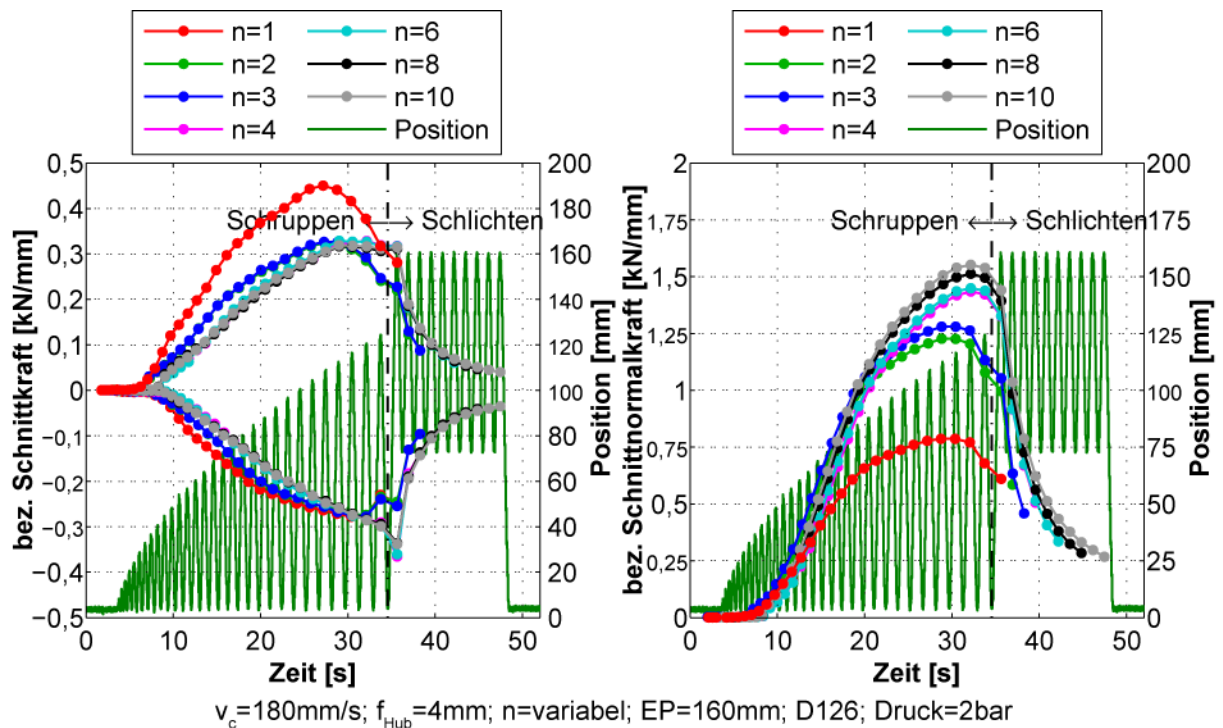


Abbildung 5.25: Einfluss der Schlichthöhe mit Endposition $EP=160 \text{ mm}$ auf die Schnitt- (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Bis zum Ende des Übergangs konisch/zylindrisch sind die Pendelstrategien gleich. Abbildung 5.25 weist eine starke Erhöhung der Kräfte mit der Anzahl Schlichthöhe aus. Diese Erhöhung ist jedoch nur auf einen Belagverschleiss zurückzuführen, die Anzahl Schlichthöhe haben darauf also keinen Einfluss.

Die Kräfte sinken mit der Erhöhung der Anzahl Schlichthöhe. Der Kraftabbau wird jedoch zwischen zwei sich folgenden Schlichthöhen immer kleiner. Der Verlauf nähert sich somit bei jedem weiteren Schlichthöhe asymptotisch einem Grenzwert.

Wie in Abbildung 5.26 dargestellt, ist ein ähnlicher Verlauf für eine Endposition von $EP=125 \text{ mm}$ festzustellen. Auch hier sinken die Kraftwerte mit der Anzahl Schlichthöhe. Dieser Abbau ist aber weniger stark im Vergleich zu demjenigen mit einer Endposition von $EP=160 \text{ mm}$. Um diesen Unterschied deutlicher darzustellen, werden die Verläufe für die Endpositionen $EP=160 \text{ mm}$ und $EP=125 \text{ mm}$ mit 10 Schlichthöhen in einer einzigen Grafik zusammengeführt (Abbildung 5.27).

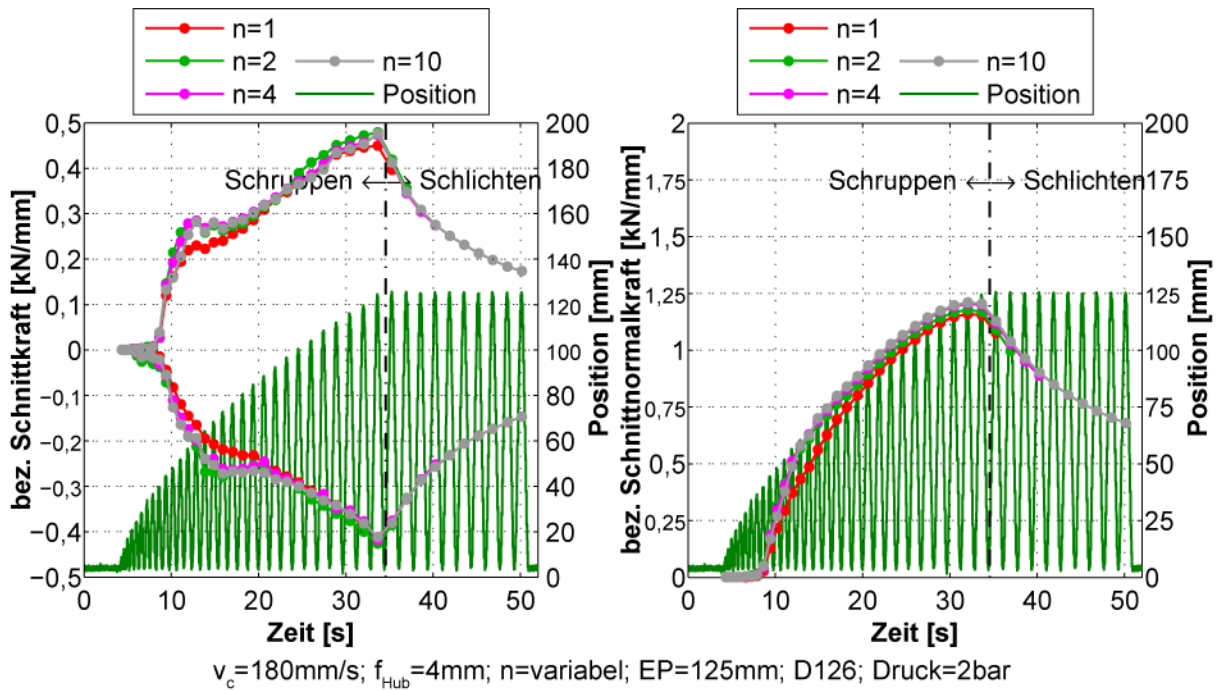


Abbildung 5.26: Einfluss der Schlichthöhe mit Endposition $EP=125\text{mm}$ auf die Schnitt- (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

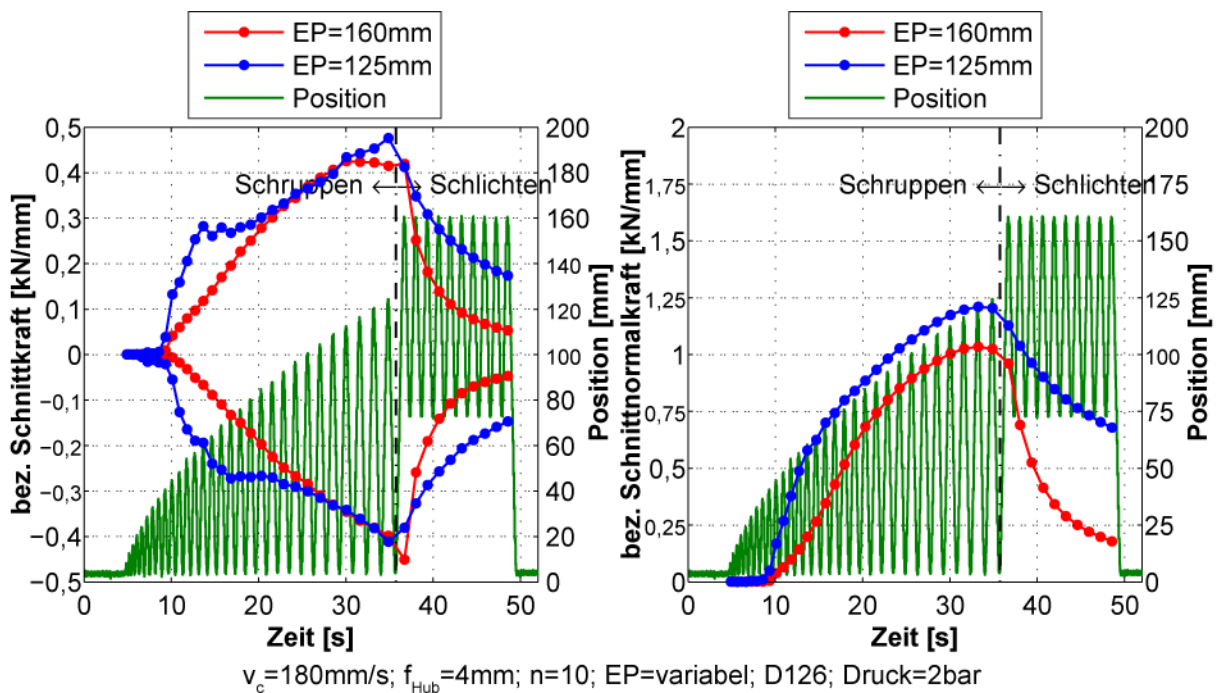


Abbildung 5.27: Vergleich zwischen dem Kraftabbau bei unterschiedlichen Endpositionen

Die Kontaktlänge zwischen zylindrischem Teil und Werkstück entspricht der Länge in Schnittrichtung, welche ab dem ersten Kontakt zwischen dem zylindrischen Teil und dem Werkstück bis zum Erreichen der Endposition gemessen wird. Eine Reduktion der Endposition von $EP=160\text{mm}$ auf $EP=125\text{mm}$ führt dazu, dass sich die Kontaktlänge ebenso reduziert. Beim ersten Schlichthub sind die Werte der Schnittkraft für beide Endpositionen gleich. Wobei die Werte in beiden Kraftverläufen mit der Anzahl Schlichthübe sinken, führt die grössere Kontaktlänge zwischen

zylindrischem Teil und Werkstück von 57mm bei Endposition EP=160mm zu einer stärkeren Abnahme der Kraftwerte gegenüber einer Kontaktlänge von 20mm bei EP=125mm. Die Schnittnormalkraftwerte beim ersten Schlichthub sind auf Grund des Verschleisses unterschiedlich, eine deutlichere Abnahme mit erhöhter Kontaktlänge lässt sich trotzdem feststellen. Nach 10 Schlichthüben hat eine Kontaktlänge von 57mm zu einer Reduktion der Kräfte um etwa 75% geführt. Demgegenüber verursachte eine Kontaktlänge von 20mm eine Abnahme von etwa 50%.

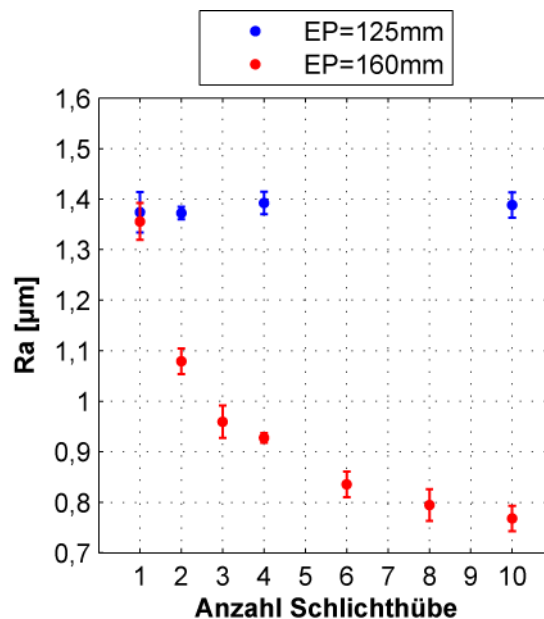


Abbildung 5.28: Einfluss der Anzahl Schlichthübe und der Endposition auf die Rauheit Ra

Wie in Abbildung 5.28 dargestellt, gibt es ebenso einen starken Einfluss der Anzahl Schlichthübe auf die Rauheit Ra bei der Endposition von EP=160mm. Ähnlich wie der Kraftverlauf nähert sich auch die Rauheit bei jedem weiteren Schlichthub asymptotisch einem Grenzwert. Dem gegenüber steht der Verlauf bei einer Endposition von EP=125mm. Anders als bei den Kräften hat hier die Anzahl der Schlichthübe bei kurzer Kontaktlänge keinen Einfluss auf die Rauheit Ra. So trägt bei einer Endposition von EP=125mm die Anzahl der Schlichthübe nur zum Kraftabbau bei.

Aus prozesstechnischer Sicht führt ein möglichst langer Kontakt zwischen zylindrischem Teil und Werkstück zu einem erhöhten Materialabtrag im Schlichtteil, was den Abbau der elastischen Deformationen mit der Anzahl der Schlichthübe beschleunigt. Darüber hinaus können tiefe Rauheitswerte und kurze Bearbeitungszeiten mit wenigen Schlichthüben erreicht werden. Da im üblichen Fall die Endposition so definiert wird, dass der hintere zylindrische Teil des Belags noch etwa 3mm Kontakt mit dem Werkstück aufweist, kann eine Erhöhung der Kontaktlänge durch einen möglichst langen zylindrischen Teil erreicht werden.

5.4.5 Versuchsdurchführung – Bereich 3: Kraftgrenzwert F_L

Auf mit Kraftüberwachung ausgerüsteten Maschinen kann der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück dadurch erkannt, dass ein Kraftgrenzwert F_L („force limit“) erkannt wird, ab dem die Bearbeitungshübe anfangen sollen. Der Einfluss von unterschiedlichen Grenzwerten F_L auf den Kraftverlauf und die Rauheit wird hier untersucht. Dafür wird eine Pendelstrategie wie Variante 3 (Abbildung 5.22 rechts) mit nur einem Schlichthub verwendet.

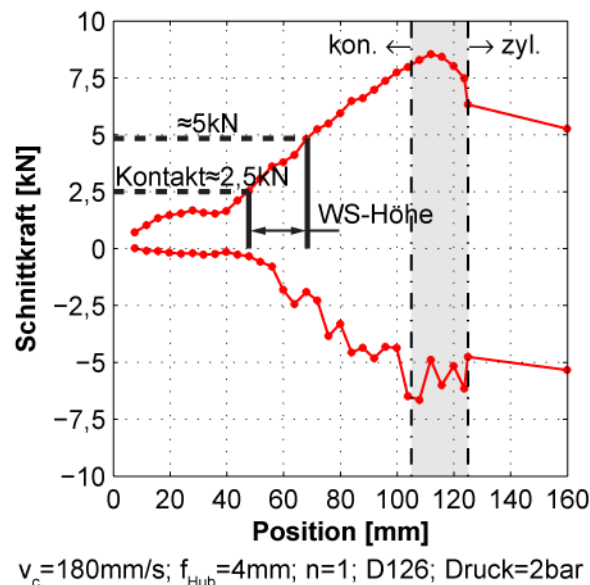


Abbildung 5.29: Schnittkraft gemessen über den Drucksensor der Maschine zur Ermittlung des Kraftgrenzwerts F_L

Für die Ermittlung der Kraftgrenze F_L , die untersucht werden soll, wird zuerst eine Pendelstrategie ohne die Erkennung des ersten Kontakts (entspricht $F_L = 0\text{kN}$) gefahren und die Schnittkraft vom Drucksensor der Honräummaschine gemessen. Ähnlich wie bei der Messung mittels Kraftsensoren im Werkstück (Kapitel 5.2.3) entsprechen die positiven Werte der Schnittkraft bei den Aufwärtshüben des Werkzeugs. Die Rückzüge sind durch die negativen Kraftwerte gekennzeichnet (Abbildung 5.29). Beim ersten Kontakt wird die Schnittkraft vom Drucksensor der Honräummaschine ermittelt. Danach wird ab der Position des ersten Kontakts eine Werkstückhöhe (20mm) addiert, und die Schnittkraft wieder bei dieser Position ermittelt. Daraus sind die beiden untersuchten Grenzwerte von 2,5kN und 5kN entstanden (Tabelle 5.6).

Tabelle 5.6: Variable Parameter für die Untersuchung des Einflusses des Kraftgrenzwerts F_L

Prozessparameter	
Kraftgrenzwert F_L („force limit“)	$F_L = 0\text{kN}$, $F_L = 2,5\text{kN}$ und $F_L = 5\text{kN}$

5.4.6 Ergebnisse – Kraftgrenzwert F_L

Ohne die Erkennung des ersten Kontakts ($F_L = 0\text{kN}$) beträgt die Bearbeitungszeit bei dieser Pendelstrategie 24s. Mit der Einstellung eines Kraftgrenzwerts von $F_L = 2,5\text{kN}$ beträgt die Bearbeitungszeit 20s und bei $F_L = 5\text{kN}$ 15s. Gleichzeitig kann kein Einfluss auf die resultierende Schnittkraft festgestellt werden, wie Abbildung 5.30 erkennen lässt.

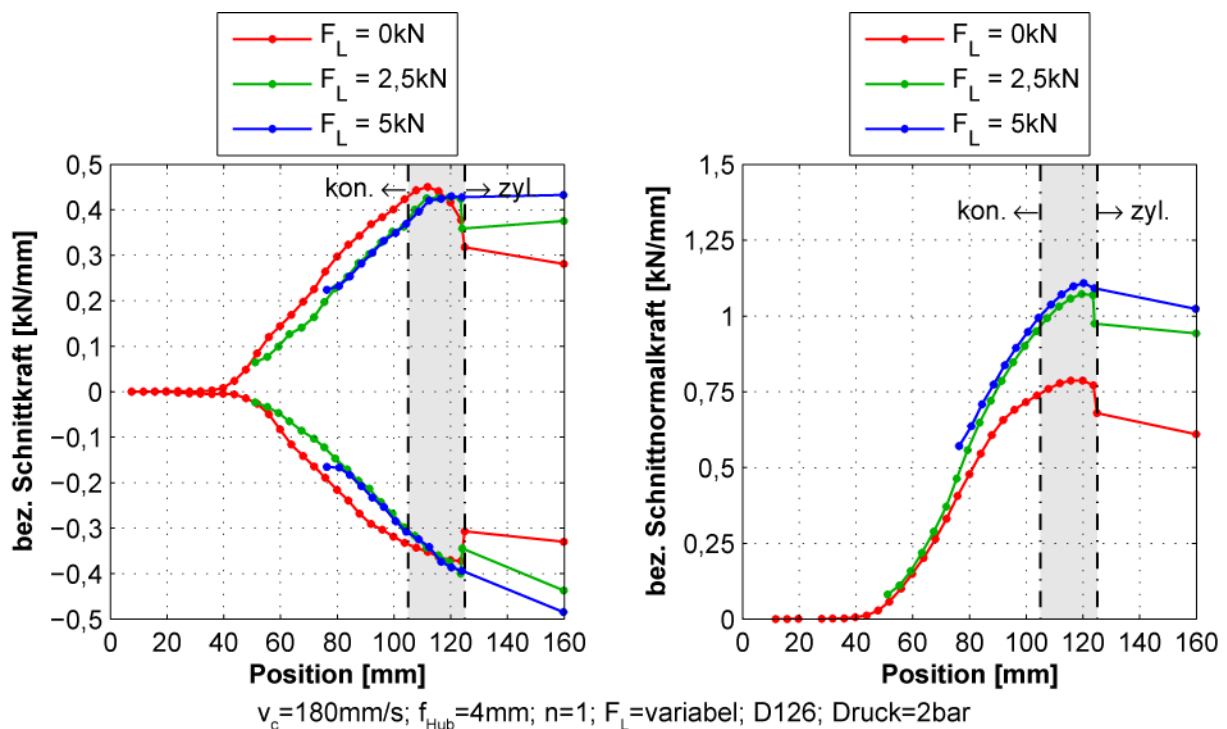
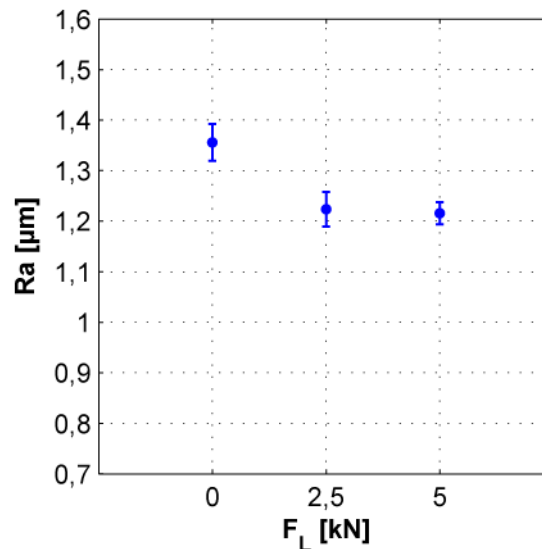


Abbildung 5.30: Einfluss des Kraftgrenzwerts F_L auf die Schnitt- (l.) und auf die Schnittnormalkraft (r.)

Der Verlauf der Schnittnormalkraft bei den beiden Grenzkraften $F_L = 2,5\text{kN}$ und $F_L = 5\text{kN}$ ist ähnlich, er ist aber deutlich höher als derjenige bei einer Grenzkraft $F_L = 0\text{kN}$. Da die Experimente für $F_L = 0\text{kN}$ zu einem früheren Zeitpunkt gefahren wurden, ist dieser Unterschied auf Änderungen des Belagszustands durch Abnutzung zurückzuführen.

Abbildung 5.31 stellt die zugehörigen Rauheiten in Abhängigkeit der Grenzkraft F_L dar. Wie bei den Kräften lässt sich kein Einfluss der Grenzkraft F_L auf die resultierende Rauheit feststellen. Der leichte Unterschied zwischen der Rauheit bei $F_L = 0\text{kN}$ und jener bei $F_L = 2,5\text{kN}$ respektive bei $F_L = 5\text{kN}$ bestätigt die Annahme der Veränderung des Verschleisszustands des Belags. Mit zunehmender Einsatzzeit ergibt sich ein Verschleiss durch Brechen, Splintern oder Verrunden der vorstehenden Körner, sodass andere, tiefer liegende Körner zusätzlich zum Einsatz kommen. Somit werden die Kornüberstände gleichmässiger, was zu einer Reduktion der Rauheit wie bei den später durchgeführten Versuchen für $F_L = 2,5\text{kN}$ und $F_L = 5\text{kN}$ führt.

Abbildung 5.31: Einfluss des Kraftgrenzwerts F_L auf Rauheit

5.5 Einfluss des Öldrucks

5.5.1 Versuchsdurchführung

Das herkömmliche Maschinenspülsystem liefert Öl mit einem Druck von maximal 2bar. Eine effizientere Reinigung des abrasiven Belags kann mit der Anwendung von Hochdruckspülung erzielt werden. Dadurch lassen sich grössere Vorschübe pro Hub anwenden, ohne dass der Belag durch Verstopfungen der Spanräume versagt. Es ist auch zu erwarten, dass die Standzeit des Belags damit erhöht werden kann. Ziel dieser Untersuchung ist, die Standzeit des Belags und die Grenzen des Vorschubs pro Hub als Funktion des Öldrucks und somit der Belagsreinigung zu untersuchen.

Der Einfluss des Öldrucks wird in zwei Versuchsreihen mit dem Versuchsaufbau 2 untersucht. In einem ersten Lauf werden Experimente mit dem herkömmlichen Maschinenspülsystem mit 2bar Öldruck verwendet. In einer zweiten Reihe wird ein Hochdruckaggregat mit 70bar verwendet. In beiden Versuchsreihen wird eine Einhubstrategie gefahren, indem das Werkzeug von der Startposition bis zur Endposition in einem einzigen Hub durchfährt. Dabei wird der maximale Materialabtrag pro Hub ausgeschöpft und stellt den ungünstigsten Fall der Bearbeitung dar. Die für diese Versuche verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.7 dargestellt.

Tabelle 5.7: Einhubstrategie – Parameter für die Untersuchung des Einflusses des  ldrucks

Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Schnittgeschwindigkeit	180mm/s	Körnung	D126 989E
Startposition	SP=20mm	Länge konischer Teil	70mm
Honräumstrategie	Einhubstrategie	Länge zylindrischer Teil	40mm
Vorschub pro Hub	-	Konizität	1/1000
Rückzugstrategie	-	Werkstückparameter	
Endposition	EP=177mm	Versuchsaufbau	2
Schlichtlänge	-	Werkstückhöhe	20mm
Anzahl Schlichthübe	n=1	Werkstückbreite	5mm

In vorgegebenen R aumwegen werden zus atztlich Pendelstrategien mit unterschiedlichen Vorsch ublen pro Hub gefahren, um den Einfluss des Räumwegs auf die Rauheit Ra in Abhängigkeit des Vorschubs pro Hub zu untersuchen (Tabelle 5.8). Dabei werden die Messungen in der Reihenfolge von 1mm, 5mm, 10mm und der Einhubstrategie durchgeführt. Für deren statistische Auswertung werden für jeden Prozessparameter fünf Versuche durchgeführt und daraus der Mittelwert und die Messstreuung mit 95%-Konfidenzintervall gebildet.

Tabelle 5.8: Pendelstrategie – Parameter für die Untersuchung des Einflusses des  ldrucks

Feste Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Schnittgeschwindigkeit	180mm/s	Körnung	D126 989E
Startposition	SP=20mm	Länge konischer Teil	70mm
Honräumstrategie	P1=138mm	Länge zylindrischer Teil	40mm
Rückzugstrategie	S2	Konizität	1/1000
Endposition	EP=177mm	Werkstückparameter	
Schlichtlänge	L _S =105 mm	Versuchsaufbau	2
Anzahl Schlichthübe	n=1	Werkstückhöhe	20mm
		Werkstückbreite	5mm
Variable Prozessparameter			
Vorschub pro Hub	f _{Hub} =1mm, 5mm und 10mm		
Räumweg	0m, 1m, 3m, 5m, 7m und 10m Von 10m bis 50m: 5m Intervall Von 50m bis 100m: 10m Intervall		
Öldruck	2bar und 50bar		

5.5.2 Ergebnisse – Öldruck und Standweg

In dieser ersten Reihe werden Experimente mit unterschiedlichem Öldruck durchgeführt, damit der Einfluss der Belagsreinigung auf die Prozessoptimierung untersucht werden kann. Dafür werden die wirkenden Kräfte, der Belagverschleiss und die resultierende Rauheit in Abhängigkeit des  ldrucks analysiert.

Das herkömmliche Maschinenspülsystem liefert Öl mit einem Druck von maximal 2bar. Abbildung 5.32 stellt den Kraftverlauf in Funktion des Räumwegs für den ersten Versuchsdurchlauf dar.

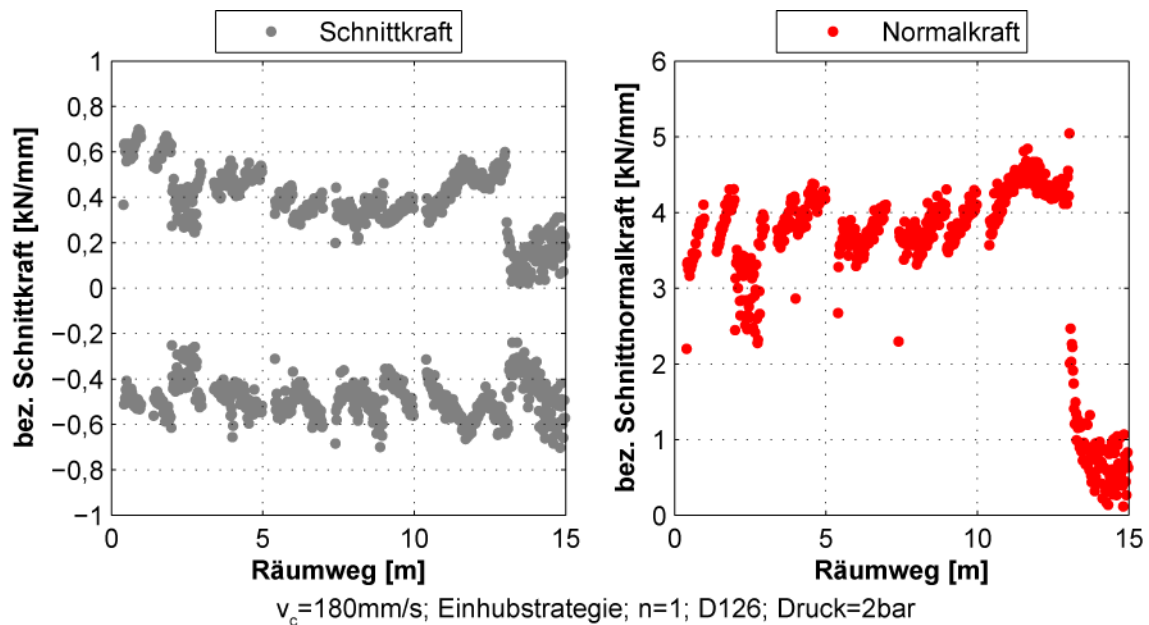


Abbildung 5.32: 2bar Ölruck; erster Durchlauf – bez. Schnittkraft (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Jeder Punkt entspricht dem maximalen bzw. minimalen Kraftwert innerhalb eines Hubs. Bei den Untersuchungen des Einflusses des Öldrucks war das Positioniersystem noch nicht komplett ausgereift, sodass die Wiederholbarkeit der Probenzustellung mässig war. Dies hat zu den Kraftschwankungen geführt, die in Abbildung 5.32 festzustellen sind. Trotzdem lässt sich eine tendenzielle Abnahme der bezogenen Schnittkraft zwischen 0m und 5m Räumweg von etwa 0,6kN/mm auf etwa 0,4kN/mm feststellen. Zwischen 5m und 10m Räumweg bleibt die bezogene Schnittkraft bei 0,4kN/mm näherungsweise konstant. Ab 10m Räumweg gibt es wieder eine kontinuierliche Steigerung der Schnittkraft auf 0,6kN/mm und sinkt dann ab 12m auf Grund des Belagsversagens ab. Die bezogene Schnittnormalkraft weist eine leichte Zunahme von etwa 4kN/mm bei 0m bis etwa 4,5kN/mm bei 12m Räumweg auf.

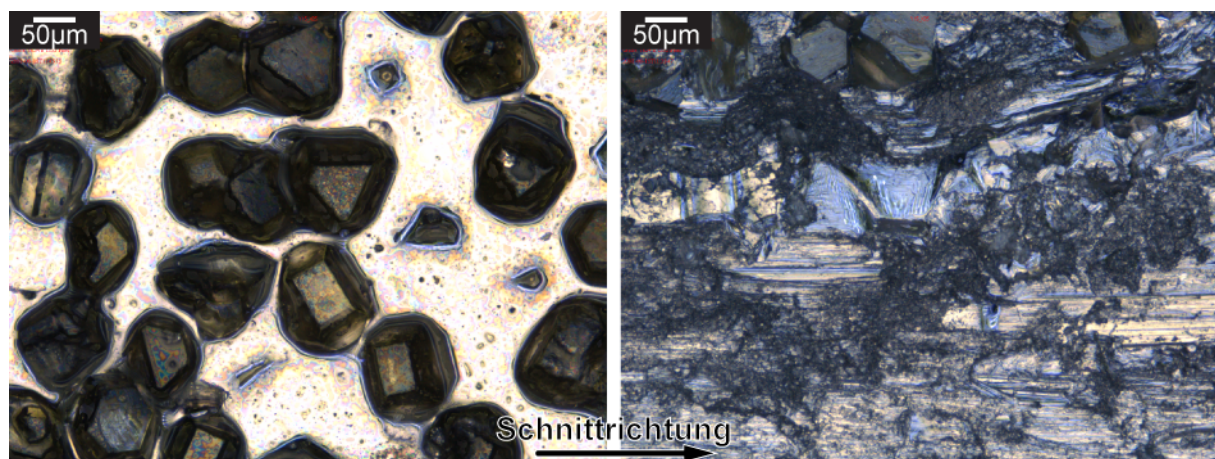


Abbildung 5.33: 2bar Ölruck; erster Durchlauf – Belag vor dem Versuch (l.) und zerstört nach 12m Räumweg (r.)

Nach etwa 12m Räumweg ist der Belag innerhalb eines Hubs komplett beschädigt worden. Praktisch alle Körner wurden vom Belag abgerissen, es sind nur noch tiefe Furchen sowohl im konischen als auch im zylindrischen Bereich zurück geblieben (Abbildung 5.33).

In einem zweiten Durchlauf mit gleichen Prozessparametern wie beim ersten Versuch kann ein ähnlicher Kraftverlauf festgestellt werden. Die bezogene Schnittkraft beträgt am Anfang etwa 0,6kN/mm und nimmt bis zu einem Räumweg von 5m auf 0,4kN/mm ab. Dann bleibt die bezogene Schnittkraft näherungsweise konstant. Die bezogene Schnittnormalkraft beträgt etwa 4kN/mm bis 10m und dann steigt deren Betrag auf durchschnittlich 4,5kN/mm (Abbildung 5.34).

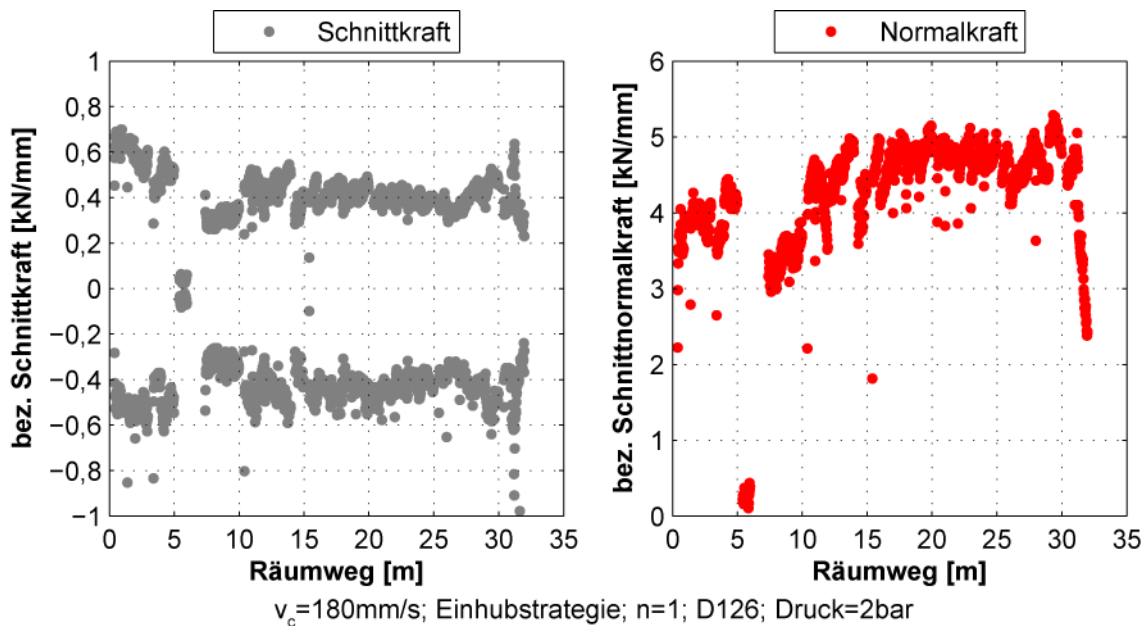


Abbildung 5.34: 2bar Ölruck; zweiter Durchlauf – bez. Schnittkraft (l.) und Schnittnormalkraft (r.)

Auch beim zweiten Durchlauf wurde der Belag wiederum komplett zerstört, wobei dies erst nach etwa 32m Räumweg geschah. Wie in Abbildung 5.35 dargestellt, bleiben nur unterhalb der gestrichelten Linie Diamanten auf dem Belag zu sehen. Oberhalb davon wurden alle Körner abgerissen, sodass nur noch tiefe Furchen und Kornabdrücken im Belag zu erkennen sind. Darüber hinaus konnte festgestellt werden, dass Späne an einigen Stellen haften geblieben sind.

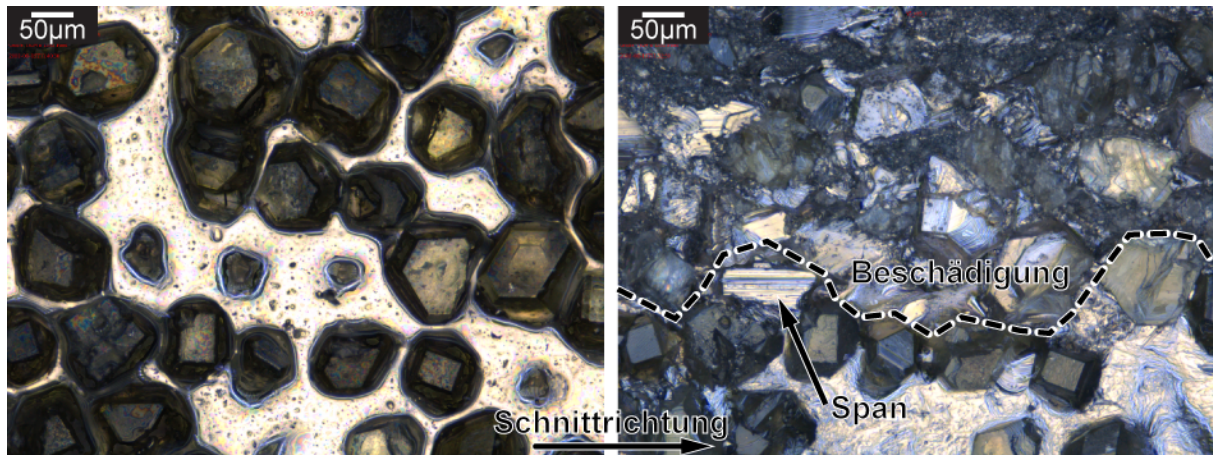


Abbildung 5.35: 2bar Ölruick; zweiter Durchlauf – Belag vor dem Versuch (l.) und zerstört nach 32m Räumweg (r.)

In einem dritten Durchlauf wurde schon nach nur 0,4m eine Beschädigung im Belag festgestellt, wobei der Versuch noch vor dessen kompletter Zerstörung abgebrochen werden konnte. Abbildung 5.36 rechts zeigt den Belagszustand nach dem Abbruch. An vielen Stellen ist der Spanraum komplett verstopft. Die ersten Anzeichen der Belagzerstörung sind ebenso durch einige Kornausbrüche zu erkennen.

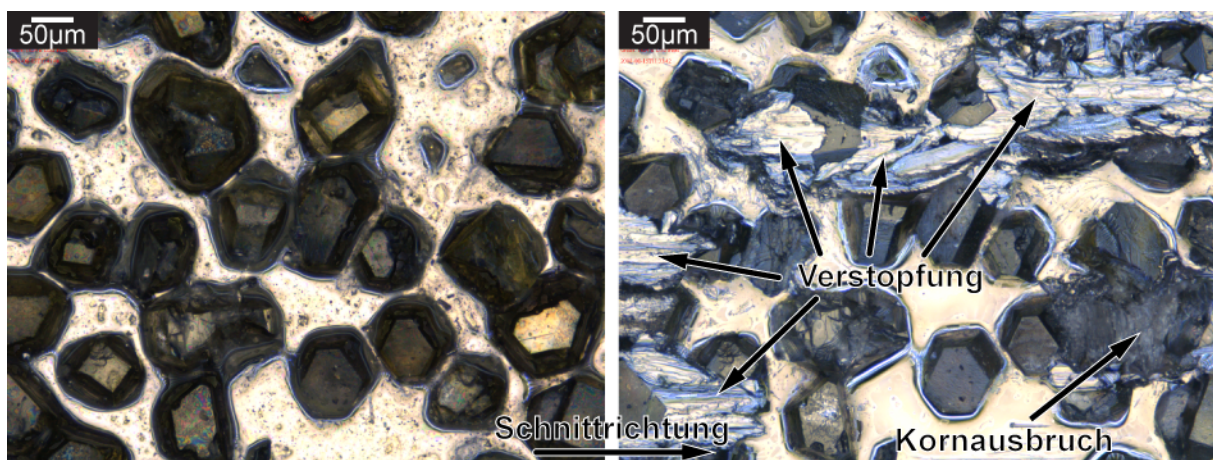


Abbildung 5.36: 2bar Ölruick; dritter Durchlauf – Belag vor dem Versuch (l.) und nach 0.4m Räumweg (r.)

In Abbildung 5.37 sind die Rauheitsmessungen R_a in Funktion des Standwegs für verschiedene Hübe zum ersten und zweiten Durchlauf gemäss Tabelle 5.8 dargestellt. Die Rauheitswerte weisen bei 0m eine starke Streuung auf, die charakteristisch für neue Beläge ist. Sobald die ersten Körner mit zu grossem Kornüberstand verschleissen bzw. heraus- oder abbrechen, reduziert sich die Messstreuung.

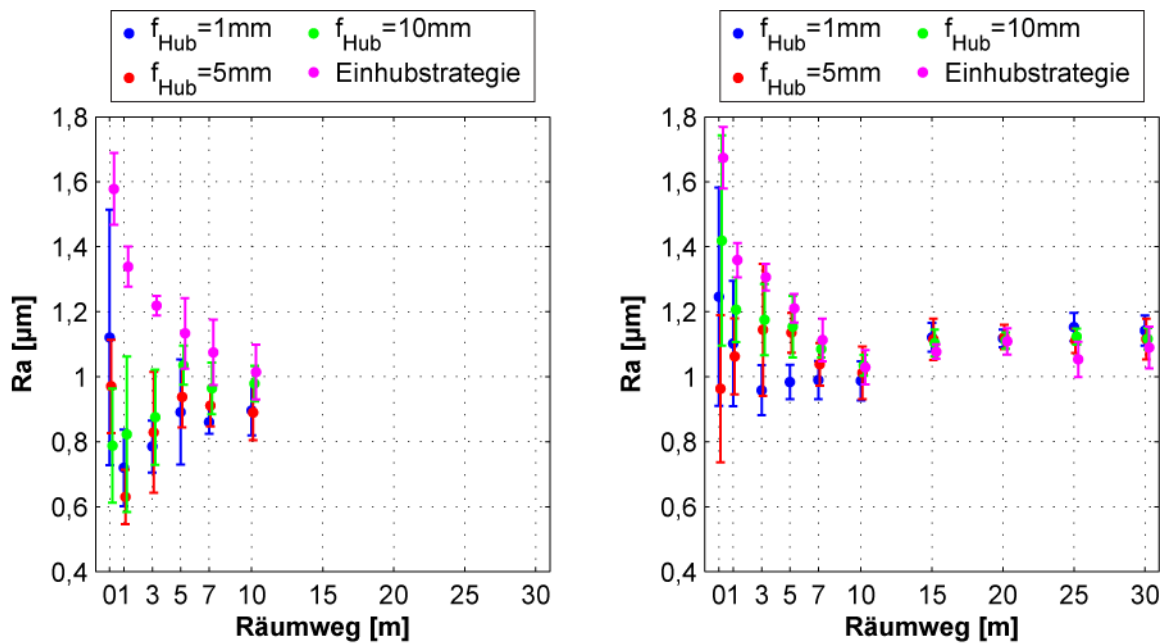


Abbildung 5.37: 2bar Öldruck – Rauheit R_a beim ersten (l.) und zweiten (r.) Durchlauf

Der Verlauf der Rauheit bei der Einhubstrategie ist bei beiden Versuchen sehr ähnlich. Mit dem neuen Belag betragen die Rauheitswerte R_a etwa $1,6\mu\text{m}$. Mit zunehmendem Räumweg bis zu 10m fällt die Rauheit kontinuierlich auf $1,1\mu\text{m}$ ab.

Für die anderen Hubstrategien sind die Verläufe sehr unterschiedlich zwischen beiden Durchläufen. Im ersten Versuch (Abbildung 5.37 links) nehmen die Werte für alle Pendelstrategien zwischen 1m und 10m Räumweg von etwa $0,7\mu\text{m}$ auf $1\mu\text{m}$ kontinuierlich zu. Beim zweiten Durchlauf (Abbildung 5.37 rechts) sind die Rauheitsverläufe vom Vorschub pro Hub abhängig. In beiden Versuchen ist eine Konvergenz der Rauheitswerte R_a auf ein Niveau von $1\mu\text{m}$ bis 10m Räumweg festzustellen. Ab dann bleibt die Rauheit unabhängig von der Strategie näherungsweise bei $1,1\mu\text{m}$ konstant.

Für die Durchführung der Versuche mit Hochdruckreinigung mit 70bar Öldruck wird eine Anpassung des Spülsystems der Maschine benötigt. Aus diesem Grund wird eine Hochdruckpumpe installiert, welche in der Lage ist, das Öl mit bis zu 120bar zuzuführen. Da die Ölleitungen der Maschine für maximal 10bar ausgelegt sind, wird auch eine Anpassung der Leitungen notwendig. Ebenso werden die Spüldüsen mit neuen, speziell hergestellten Komponenten an die Hochdruckreinigung angepasst.

Die Ergebnisse der Kraftmessung sind in Abbildung 5.38 dargestellt. Die Kraftverläufe für den Versuch mit 70bar ähneln denjenigen mit 2bar Öldruck, wobei die Streuung der Schnittnormalkraft ausgeprägter ist. Die Schnittkraft nimmt bis zu etwa 10m Räumweg ab, danach bleiben die Werte näherungsweise auf einem Wert von $0,4\text{kN/mm}$ konstant. Die bezogene Schnittnormalkraft beträgt durchschnittlich etwa 4kN/mm während des ganzen Räumweges.

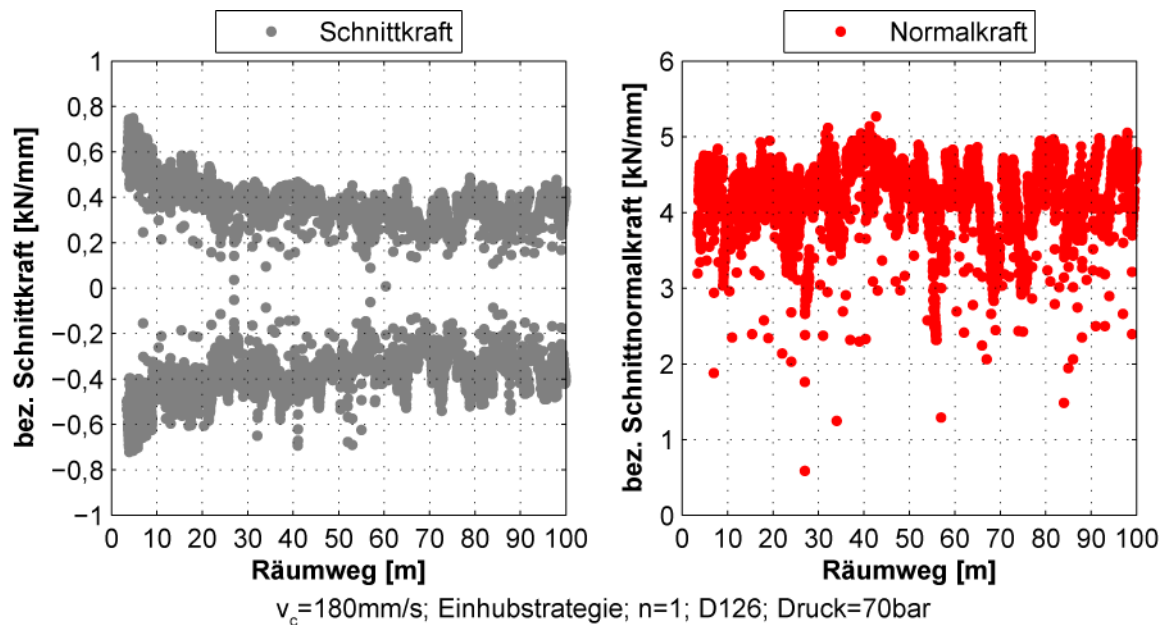


Abbildung 5.38: Bez. Schnittkraft (l.) und bez. Schnittnormalkraft (r.) bei Hochdruckspülung

Der Versuch wurde nach 100m Räumweg abgebrochen, ohne dass der Belag beschädigt war. Es konnten nur wenige Kornbrüche und sehr selten haftende Späne festgestellt werden. Der Belagverschleiss ist hauptsächlich durch Kornanflachung charakterisiert. Darüber hinaus gibt es viele Stellen, wo eine Auswaschung des Nickelbelags zu erkennen ist (Abbildung 5.39).

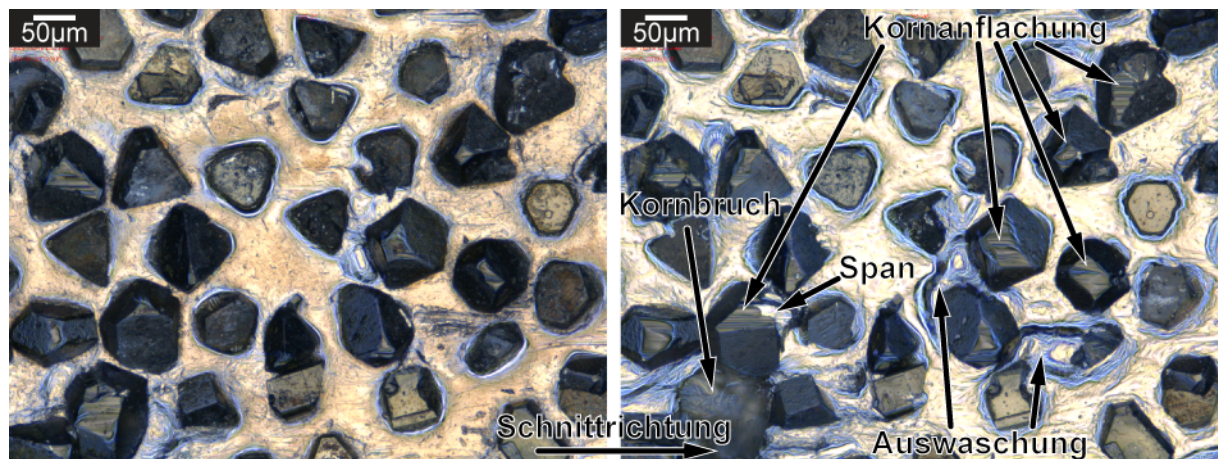


Abbildung 5.39: Belag vor dem Versuch (l.) und nach 100m Räumweg (r.) bei Hochdruckspülung

Anders als die Versuche mit 2bar Öldruck kann beim Versuch mit 70bar keine Änderung der Rauheit R_a entlang des Räumwegs festgestellt werden, wie in Abbildung 5.40 dargestellt. Die Mittelwerte der Messungen sind ab 0m Räumweg gleichmässig und liegen für praktisch alle Messungen zwischen R_a 1,1µm und 1,2µm. Allgemein weisen aber die Messungen etwas grössere Streuungen im Vergleich zu denjenigen mit 2bar Öldruck auf.

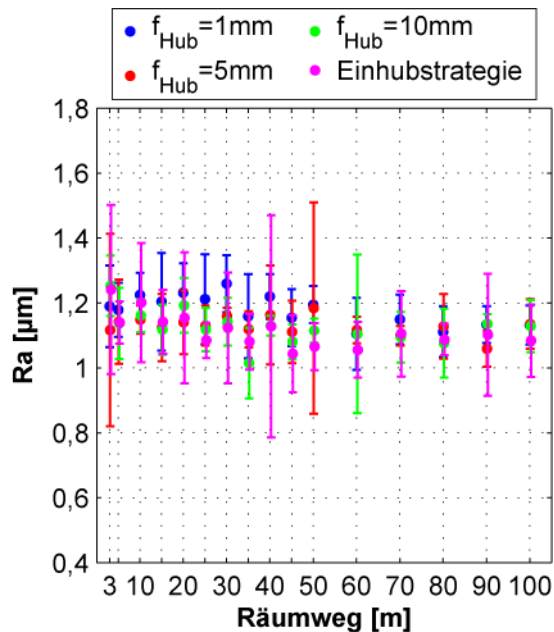


Abbildung 5.40: Rauheit Ra bei Hochdruckspülung

Die Analyse des Belags in Abbildung 5.36 und von den zerstörten Belägen in Abbildung 5.33 und Abbildung 5.35 weist darauf hin, dass das Versagen des Belags durch fortschreitende Verstopfung der Kornzwischenräume von Hub zu Hub verursacht wird. Die Anwendung eines Hochdruckaggregats sorgt dabei für eine wirksamere Spülung des Werkzeugs, sodass keine Verstopfung des Belags stattfindet. Dies hat zu einer erheblichen Erhöhung der Werkzeuglebensdauer geführt, was sich sehr positiv auf die Wirtschaftlichkeit des Prozesses auswirkt. Die Anwendung von Hochdruck beeinflusst die resultierende Oberflächenqualität und die Kräfte unter Anwendung der Einhubstrategie nicht.

5.6 Einfluss der Prozessparameter bei Hochdruckspülung

5.6.1 Versuchsdurchführung

Bei dieser Untersuchung mit dem Versuchsaufbau 2 wird der Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter bei Hochdruckreinigung betrachtet. Dabei wird der Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte und den Materialabtrag untersucht. Der zunehmende Verschleiss bewirkt Veränderungen auf dem Belag, welche wiederum die Kräfte und den Materialabtrag beeinflussen. Diese werden ebenfalls durch die Experimente ermittelt. Die Schlichthübe bewirken einen Abbau der elastischen Deformationen und werden in Abhängigkeit des Einsatzwegs näher betrachtet. Letztlich sollen unterschiedliche Kornqualitäten und deren Verschleissverhalten untersucht werden.

Wie in Kapitel 5.1.4.2 erläutert, wird das Zentrierstück des Werkzeugs als Anschlag für die Positionierung der Proben während der Nachladung verwendet. Der

Kontaktfang zwischen Werkzeug und Werkstück, und somit der theoretische Materialabtrag, hängt dabei vom Abstand zwischen beiden Anschlagflächen ab (Abbildung 5.10). Während dieser Untersuchungen werden zusätzlich zwei Zentrierstücke mit unterschiedlichen Abständen verwendet, um den Einfluss der oben gelisteten Parameter bei unterschiedlichen Positionen des ersten Kontakts auf den Prozess zu untersuchen.

Die in den praktischen Untersuchungen zum Honräumen festgehaltenen Parameter sind in der folgenden Tabelle 5.9 und die variablen Parameter in Tabelle 5.10 aufgelistet.

Tabelle 5.9: Feste Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Schnittgeschwindigkeit	180mm/s	Länge konischer Teil	70mm
Startposition	SP=20mm	Länge zylindrischer Teil	40mm
Honraumstrategie	P1=138mm	Konizität	1/1000
Rückzugstrategie	S2	Werkstückparameter	
Endposition	EP=177mm	Versuchsaufbau	2
Schlichtlänge	L _S =105 mm	Werkstückhöhe	20mm
Öldruck	50bar	Werkstückbreite	5mm

Tabelle 5.10: Variable Parameter für die Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Prozessparameter	
Vorschub pro Hub	f _{Hub} =2,5mm, 5mm, 7,5mm, 10mm und Einhubstrategie
Anzahl Schlichthübe	n=1 und 5
Werkzeugparameter	
Körnung	D126 und D151
Kornqualität	D126=PDA 989E und PDA 768E; D151=PDA 878E
Abstand der Anschlagflächen	Zentrierstück 1=60,20mm; Zentrierstück 2=60,16mm
Kombinationen	
Parameterkombination 1	D126 und Zentrierstück 1
Parameterkombination 2	D126 und Zentrierstück 2
Parameterkombination 3	D151 und Zentrierstück 2

5.6.2 Ergebnisse – Vorschub pro Hub

In den vorherigen Kapiteln wurde die Hochdruckreinigung mit 70bar untersucht. Nachträglich konnte festgestellt werden, dass die Reinigung mit einem Druck von 50bar ebenso erfolgreich eingesetzt werden kann. In diesem Kapitel wird auf Grund dessen der Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte unter Anwendung einer Hochdruckreinigung mit 50bar untersucht.

In Abbildung 5.41 sind die Ergebnisse mit einem Vorschub pro Hub von f_{Hub}=2,5mm und unter Anwendung der Parameterkombination 1 dargestellt. Dabei sind die Mittelwerte der Kraft und die Messstreuung mit 95%-Konfidenzintervall dargestellt. Die Messstreuung ändert sich mit der Position des Werkzeugs, wobei die

maximalen Abweichungen für die Schnittkraft etwa 0,05kN/mm und für die Schnittnormalkraft etwa 0,2kN/mm betragen.

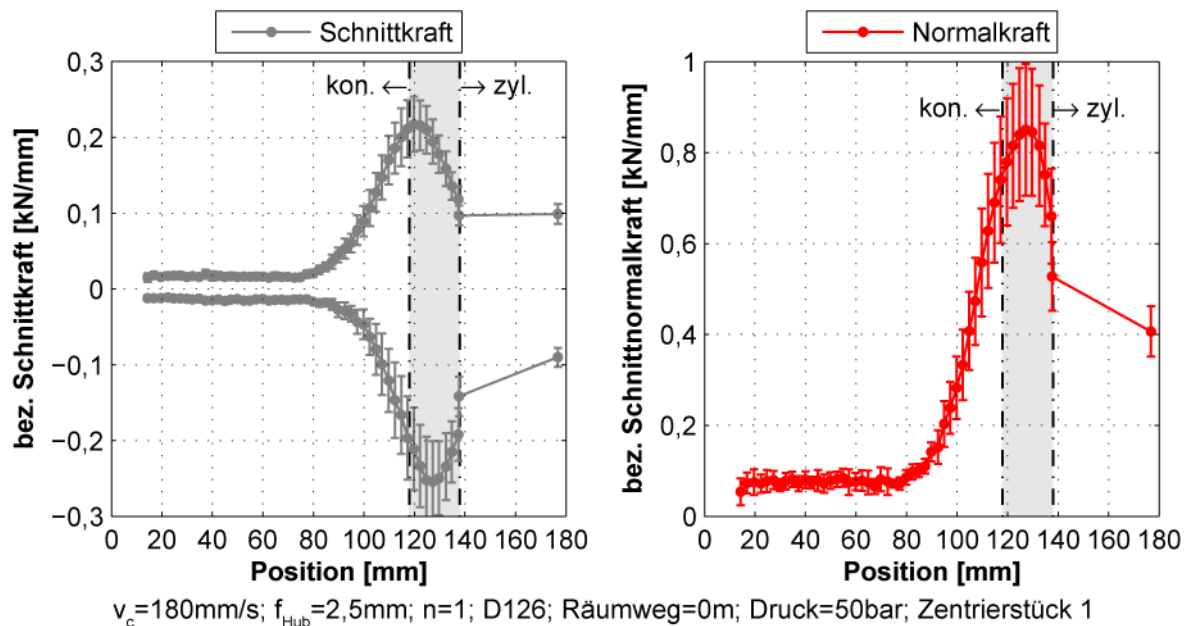


Abbildung 5.41: Auswertung der Kräfte – Mittelwert und Streuung mit 95%-Konfidenzintervall

Damit ein Vergleich zwischen unterschiedlichen Parametern in einer einzigen Grafik gut übersichtlich dargestellt werden kann, werden im Weiteren nur die Mittelwerte der Kräfte eingetragen. Die Ergebnisse für den Belag mit Parameterkombination 1 (Körnung D126 und Zentrierstück 1) sind für unterschiedliche Vorschübe pro Hub in Abbildung 5.42 dargestellt.

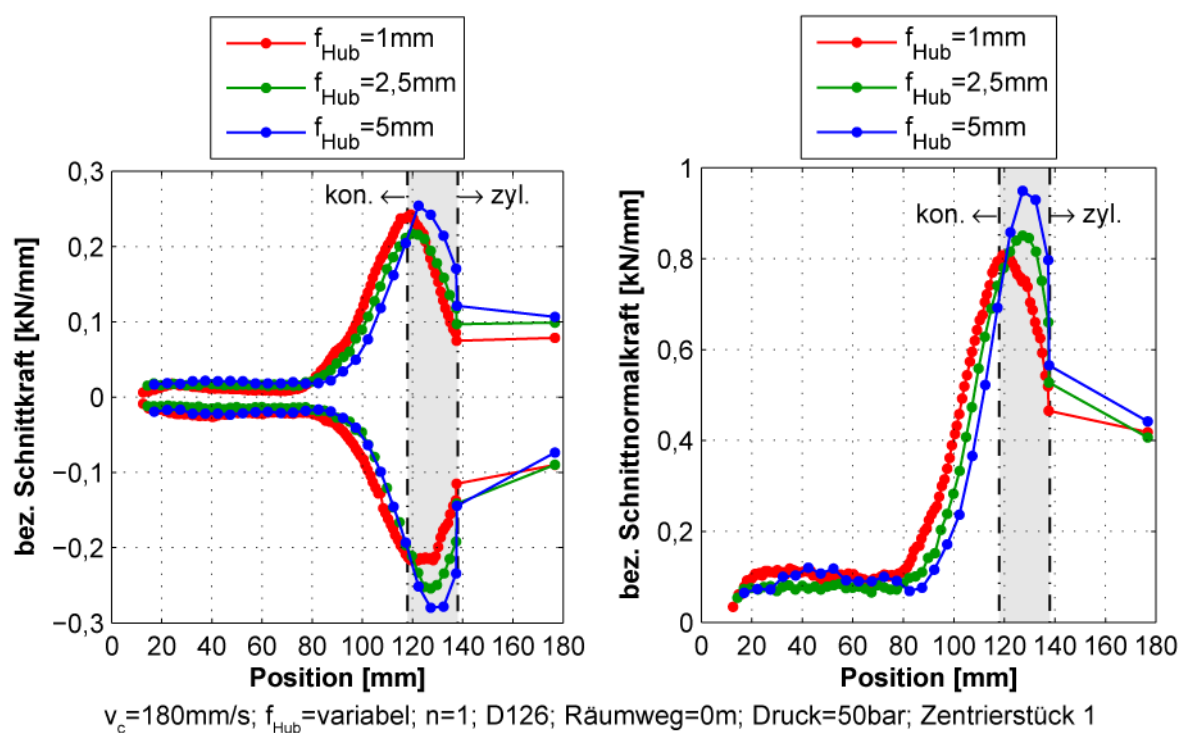


Abbildung 5.42: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte – Parameterkombination 1

Der erste Kontakt zwischen den Proben und dem Belag wird als Krafterhöhung festgestellt. Dies erfolgt ungefähr bei Position 90mm. Dabei beträgt der theoretische Materialabtrag $30\mu\text{m}$. Die maximalen Werte der Schnittkraft werden unmittelbar am Anfang des Übergangs vom konischen zum zylindrischen Teil erreicht. Bei der Schnittnormalkraft unterscheiden sich die Kraftverläufe für verschiedene Vorschübe pro Hub f_{Hub} ein wenig voneinander. Der maximale Wert wird bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ am Anfang und für die Vorschübe pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ etwa in der Mitte des Übergangs vom konischen zum zylindrischen Teil erreicht. Trotz dieses Verlaufversatzes unterscheiden sich die Beträge der Kräfte nur unerheblich. Wenn beispielsweise die Messstreuung vom Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$ betrachtet wird (Abbildung 5.41), überlagern sich die Messwerte, so dass statistisch betrachtet kein Unterschied zwischen Messungen besteht.

Der Einfluss des Vorschubs pro Hub und der Anzahl Schlichthübe auf den Kraftabbau ist für Parameterkombination 1 in Abbildung 5.43 dargestellt.

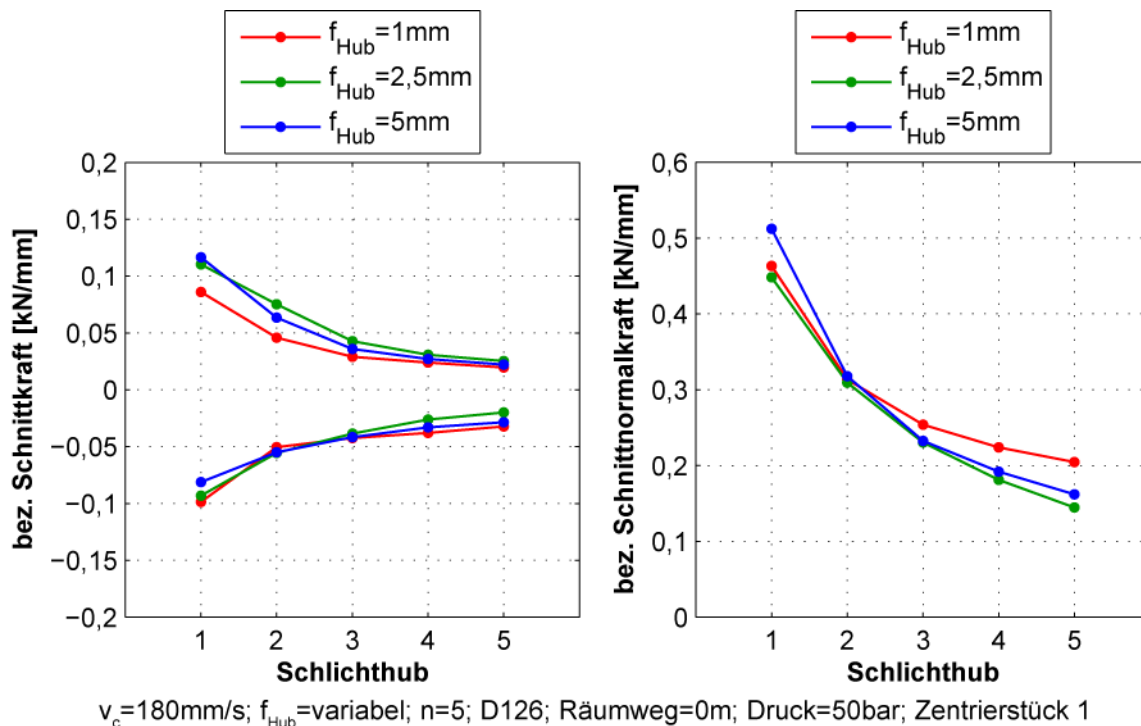


Abbildung 5.43: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf den Kraftabbau – Parameterkombination 1

Bei den Schlichthüben werden alle Hübe mit gleichen Endpositionen gefahren. Wie bei den Schrupphüben überlagern sich die Kraftverläufe sowohl für die Schnitt- als auch für die Schnittnormalkraft. Die Kräfte sinken mit zunehmender Anzahl Schlichthübe. Zwischen zwei aufeinander folgenden Schlichthüben wird dabei die Abnahme der Kraft immer kleiner, wobei sich der Kraftverlauf asymptotisch einem Grenzwert annähert. Für Parameterkombination 1 ist der Abbau der Kräfte schon nach dem dritten Schlichthub praktisch unverändert. Dabei konnten die Beträge sowohl der Schnitt- als auch der Schnittnormalkraft vom fünften im Vergleich zum ersten Schlichthub halbiert werden.

Wenn der Abstand zwischen den Anschlagflächen verändert wird, indem das Zentrierstück 2 (Parameterkombination 2) eingesetzt wird, gibt es eine Verschiebung des Kontaktpunktes von Position 90mm auf Position 60mm (Abbildung 5.44). Damit erhöht sich der theoretische Materialabtrag auf etwa $60\mu\text{m}$.

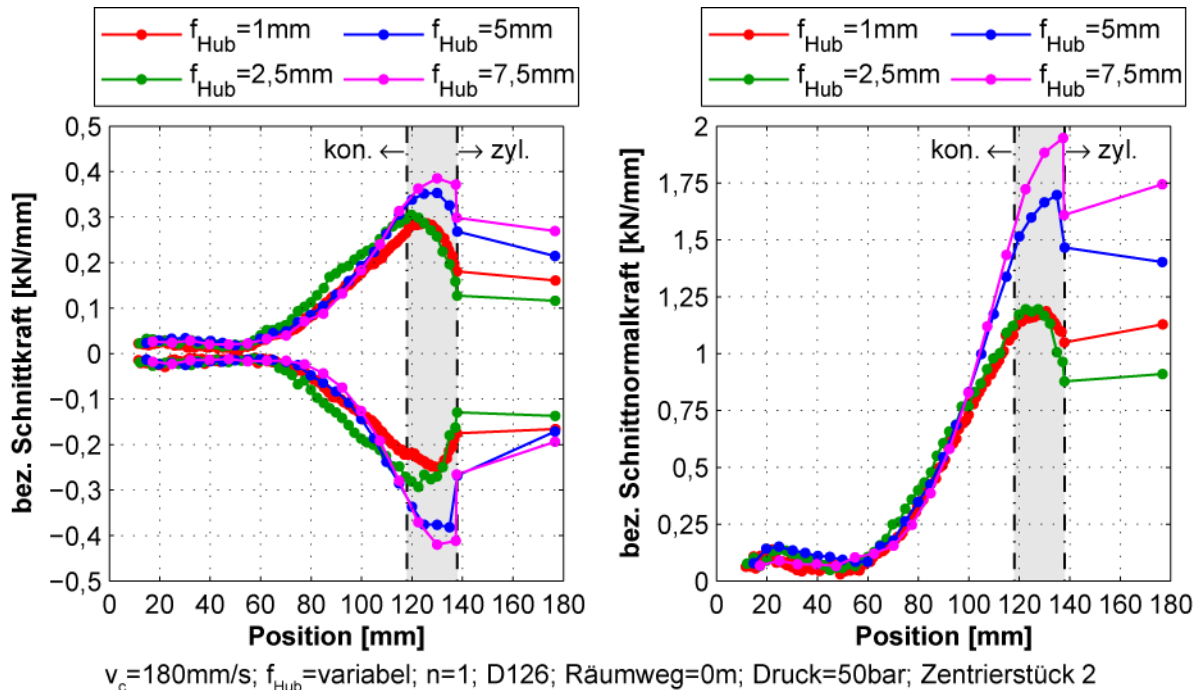
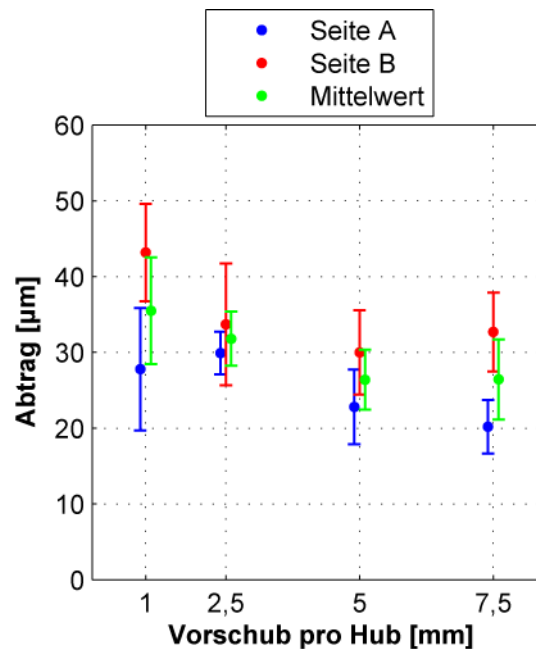


Abbildung 5.44: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte – Parameterkombination 2

Die Verschiebung des Kontaktpunktes bewirkt allgemein eine Erhöhung der im Prozess wirkenden Kräfte, wobei diese Erhöhung vom Vorschub pro Hub abhängig ist. Für die Vorschübe pro Hub von $f_{\text{Hub}} = 1\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}} = 2,5\text{mm}$ gibt es im Vergleich zu Parameterkombination 1 eine kleine Erhöhung der Kräfte und ein identischen Kraftverlauf in Funktion des Vorschubs pro Hub. Für die Vorschübe pro Hub $f_{\text{Hub}} = 5\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}} = 7,5\text{mm}$ ist die Erhöhung umso ausgeprägter, je grösser der Vorschub pro Hub ist. Beim letzten Hub innerhalb des Übergangs konisch-zylindrisch (Position 138mm) gibt es für beide Vorschübe pro Hub von $f_{\text{Hub}} = 5\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}} = 7,5\text{mm}$ eine starke Abnahme der Schnittnormalkraft. Der Grund dafür liegt beim tatsächlichen Betrag des Vorschubs pro Hub bei dieser letzten Pendelung. Die Maschine fährt mit dem angegebenen Vorschub pro Hub bis in die Nähe der angegebenen Position P1. Wenn beim letzten Hub der Abstand zum Erreichen der Position P1 kleiner als der angegebene Vorschub pro Hub ist, passt die Maschine den Vorschub pro Hub an, damit die Position P1 erreicht wird. Deshalb beträgt der tatsächliche Vorschub pro Hub 3mm für $f_{\text{Hub}} = 5\text{mm}$ und nur noch 0,5mm für $f_{\text{Hub}} = 7,5\text{mm}$. Dieser letzte Hub wirkt ähnlich wie ein Schlichthub und führt somit zu der festgestellten Kraftreduktion.

Bei Parameterkombination 2 konnte zusätzlich der Materialabtrag an den Proben kontrolliert werden. Dabei wurde jede Probe von beiden Seiten des Werkstücks vor und nach der Bearbeitung mit einem Tastersystem MT 101M von der

Firma Heidenhain gemessen [83]. Die in Abbildung 5.45 dargestellten Messergebnisse sind für eine vereinfachte Darstellung mit einem kleinen Horizontalversatz des Vorschubs pro Hub dargestellt.



$v_c=180\text{mm/s}$; $f_{\text{Hub}}=\text{variabel}$; $n=1$; D126; Räumweg=0m; Druck=50bar; Zentrierstück 2

Abbildung 5.45: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf den Materialabtrag – Parameterkombination 2

Wie in Abbildung 5.45 festzustellen ist, gibt es einen Unterschied zwischen dem erreichten Abtrag zwischen den beiden Belagsseiten des Werkzeugs. Die Belagsseite A bewirkt einen geringeren Abtrag im Vergleich zu Belagsseite B. Dieser Unterschied ist vor allem bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ und von $f_{\text{Hub}}=7,5\text{mm}$ zu sehen. Aus diesem Grund konzentriert sich die Analyse des Materialabtrags auf den Mittelwert zwischen Seite A und Seite B.

Bei Parameterkombination 2 beträgt der theoretische Materialabtrag etwa $60\mu\text{m}$. Der erreichte Materialabtrag ist dabei vom gefahrenen Vorschub pro Hub abhängig. Ein höherer Materialabtrag wurde mit einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ erreicht, gefolgt von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$. Statistisch betrachtet unterscheidet sich der Materialabtrag bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ und bei $f_{\text{Hub}}=7,5\text{mm}$ nicht, sodass diese beiden an dritter Stelle erscheinen. Der Einfluss des Vorschubs pro Hub auf den Materialabtrag lässt sich durch die Anzahl der wirkenden Schrupphübe erklären. Ab Position 60mm (Abbildung 5.44) kommen bei den Vorschüben pro Hub von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$, $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$, $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}}=7,5\text{mm}$ jeweils 80, 34, 18 oder 13 Hübe zum Einsatz. Der mittlere Abtrag geteilt durch die Anzahl wirkender Schrupphübe ergibt den mittleren Abtrag pro Hub von jeweils $0,4\mu\text{m}/\text{Hub}$, $0,9\mu\text{m}/\text{Hub}$, $1,4\mu\text{m}/\text{Hub}$ oder $2,0\mu\text{m}/\text{Hub}$. Diese Analyse zeigt, dass der Abtrag pro Hub bei höheren Vorschüben pro Hub effizienter ist. Die höhere Anzahl der Hübe kompensiert aber die geringere Effizienz von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ und führt allgemein zu höherem Materialabtrag.

Der Einfluss der Schlichthübe auf den Kraftabbau unter Anwendung von Parameterkombination 2 ist in Abbildung 5.46 dargestellt.

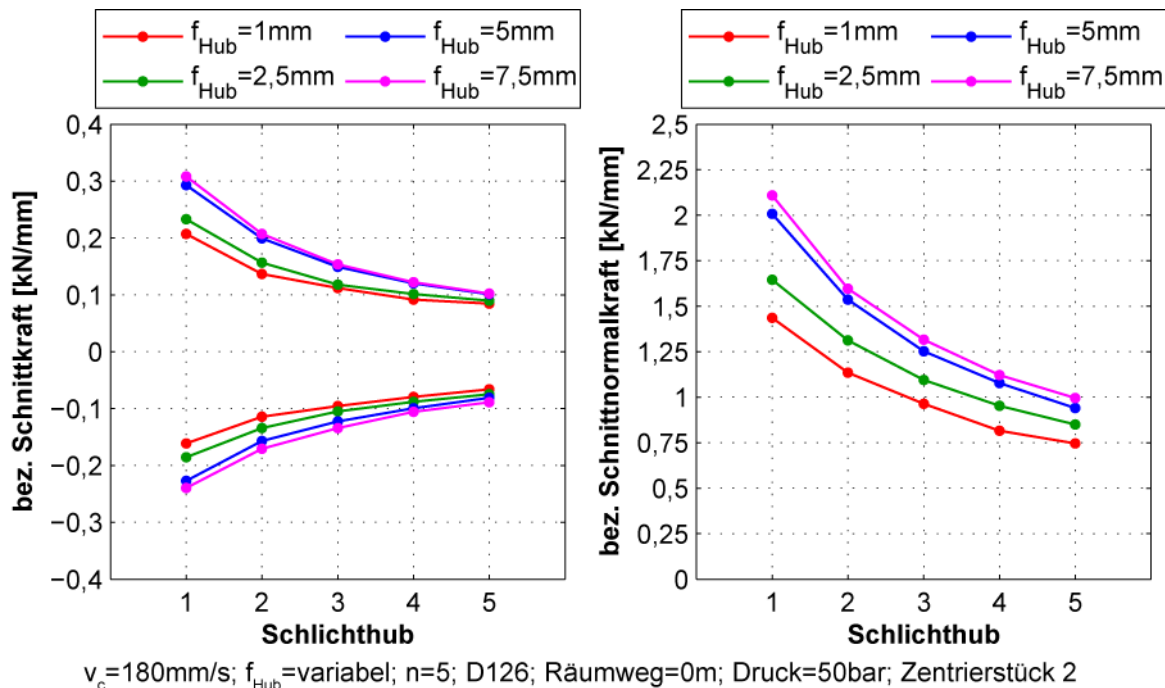


Abbildung 5.46: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf den Kraftabbau – Parameterkombination 2

Ähnlich wie bei der Auswertung von Parameterkombination 1 nehmen die Kräfte mit der Erhöhung der Anzahl Schlichthübe bei Parameterkombination 2 ab und der Kraftverlauf nähert sich asymptotisch einem Grenzwert an. Hier ist aber die Abnahme unterschiedlich stark von der Anzahl Schlichthübe abhängig. Im Vergleich zum ersten Schlichthub konnten die Kräfte nach 5 Schlichthüben wiederum halbiert werden. Die Analyse des Kraftverlaufs deutet auch darauf hin, dass der Grenzwert noch nicht erreicht ist und somit zusätzliche Hübe zu einer weiteren Kraftsenkung beitragen würden.

Die Kraftverläufe für die Parameterkombination 3 sind in Abbildung 5.47 dargestellt. Dabei wird das Zentrierstück 2 beibehalten und die Körnung des Belags auf dem gleichen Grundkörper auf D151 geändert. Die grössere Körnung führt dazu, dass der Kontakt zwischen den Proben und dem Belag schon früher stattfindet. Dies geschieht bei Position 50mm, was dem Anfang des konischen Teils entspricht. Damit beträgt der theoretische Materialabtrag $70\mu\text{m}$.

Wie schon bei Parameterkombination 2 festgestellt wurde, führt die Verschiebung des Kontaktpunktes zu einer Erhöhung der im Prozess wirkenden Kräfte. Diese ist umso ausgeprägter je grösser der Vorschub pro Hub ist. Ob diese Erhöhung nur von der Verschiebung des Kontaktpunktes stammt oder ob die Körnung einen Beitrag dazu leistet, lässt sich nicht bestimmen. Damit der Einfluss der Körnung bestimmt werden könnte, wäre es notwendig, den Kontaktpunkt zu kontrollieren. Dies lässt sich aber nur schwer verwirklichen und wurde innerhalb dieser Untersuchung nicht realisiert.

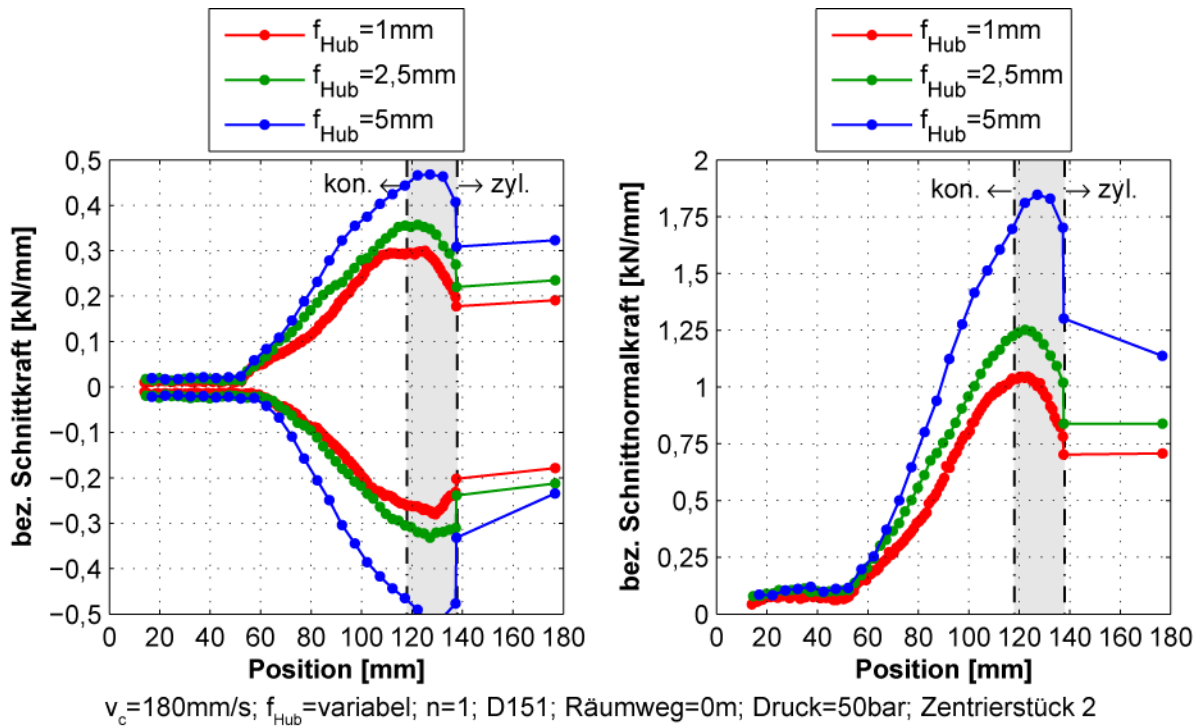


Abbildung 5.47: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte – Parameterkombination 3

Bei Parameterkombination 2 gibt es praktisch keinen Unterschied zwischen den Kraftverläufen für kleine Vorschübe pro Hub ($f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$). Bei Parameterkombination 3 ist das nicht der Fall, bereits bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$ sind die Kräfte im Vergleich zum Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ höher. Ebenso tritt beim letzten Hub innerhalb des Übergangs konisch-zylindrisch (Position 138mm) eine starke Abnahme der Kräfte auf, welche durch den kleinen tatsächlichen Vorschub pro Hub verursacht wird.

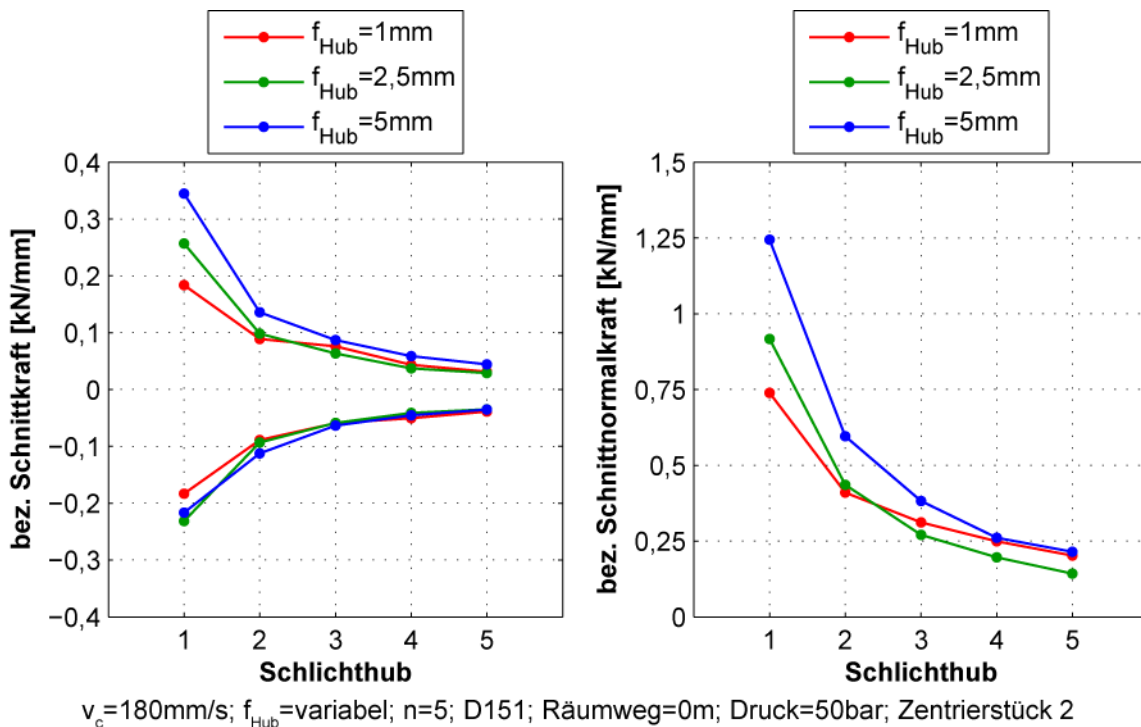


Abbildung 5.48: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf den Kraftabbau – Parameterkombination 3

Der Kraftabbau in Abhängigkeit von der Anzahl Schlichthübe ist für Parameterkombination 3 in Abbildung 5.48 ersichtlich. Die charakteristische asymptotische Abnahme der Kraft mit der Anzahl der Schlichthübe lässt sich ebenso bei Parameterkombination 3 feststellen. Dabei kann ein deutlicher Einfluss der Körnung auf den Kraftabbau festgestellt werden. Eine Halbierung der Kräfte im Vergleich zum ersten Schlichthub wird schon im zweiten Schlichthub erreicht. Nach 5 Schlichthüben lassen sich die Kräfte sogar um etwa 80% reduzieren. Dabei scheint der asymptotische Kraftgrenzwert nach dem fünften Schlichthub erreicht zu sein.

In Abbildung 5.49 sind links die Rauheitswerte R_a für die unterschiedlichen Vorschübe pro Hub mit einem (links) und mit fünf (rechts) Schlichthüben dargestellt.

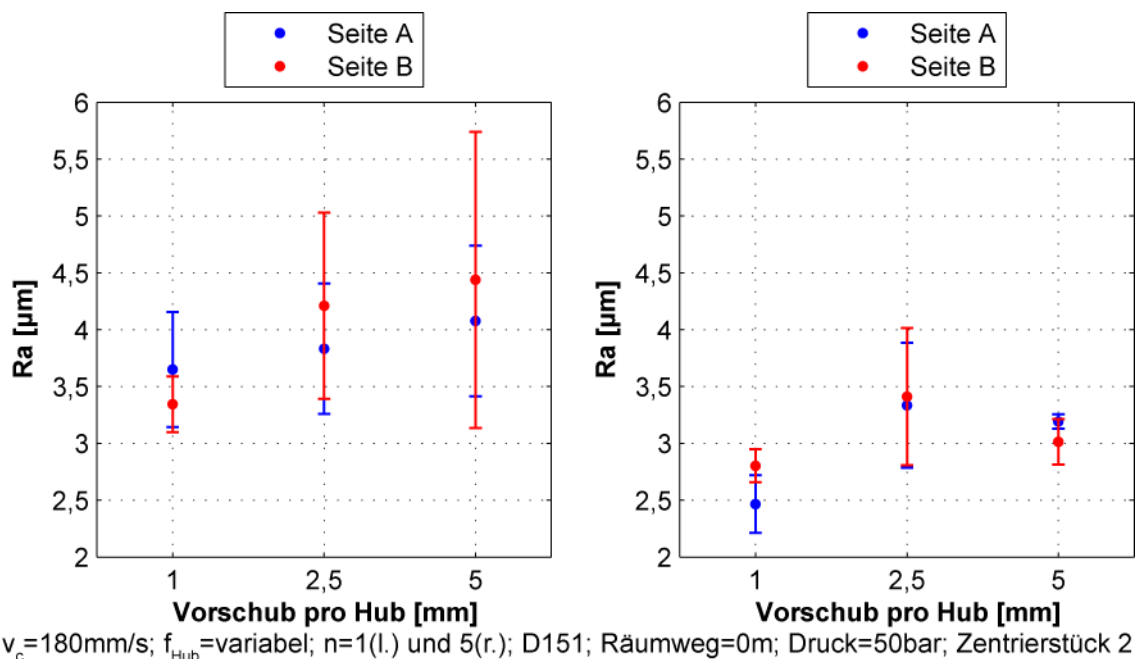


Abbildung 5.49: Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Rauheit R_a mit 1 Schlichthub (l.) und 5 Schlichthüben (r.) – Parameterkombination 3

Bei der Rauheitsmessung mit einem Schlichthub gibt es eine Erhöhung der Mittelwerte mit dem Vorschub pro Hub. Da die Streuung der Messungen wiederum sehr gross ist, überschneiden sich alle Mittelwerte innerhalb der Streuung der jeweiligen Messungen, sodass unter statistischer Betrachtung kein eindeutiger Einfluss des Vorschubs pro Hub festgestellt werden kann. Bei der Messung mit 5 Schlichthüben ist der Rauheitsmittelwert bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$ grösser als bei $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$ und $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$. Die Streuung dieser Messung ist wiederum gross, sodass auch hier kein eindeutiger Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Rauheit R_a festzustellen ist.

Die Rauheitswerte R_a für eine Körnung D151 sind im Vergleich zu D126 (Abbildung 5.40) deutlich höher. Mit 5 Schlichthüben betragen die Werte das Zweifache und bei einem Schlichthub sogar das Dreifache, was eine industrielle Applikation von D151 einschränken kann.

5.6.3 Ergebnisse – Räumweg

In diesem Abschnitt wird der Einfluss des Verschleisses mit konstantem Vorschub pro Hub auf die Kräfte diskutiert. Dies erfolgt unter Anwendung der Hochdruckreinigung mit 50bar und der Parameterkombination 1. Eine Untersuchung mit Parameterkombination 2 und 3 konnte auf Grund des frühzeitigen Versagens des Belags nicht verwirklicht werden.

Der Verschleiss führt zu Veränderungen im Diamantbelag, was wiederum eine Änderung des Kraftverlaufs bewirkt. In Abbildung 5.50 sind diese für einen Vorschub pro Hub von $f_{Hub}=2,5\text{mm}$ dargestellt.

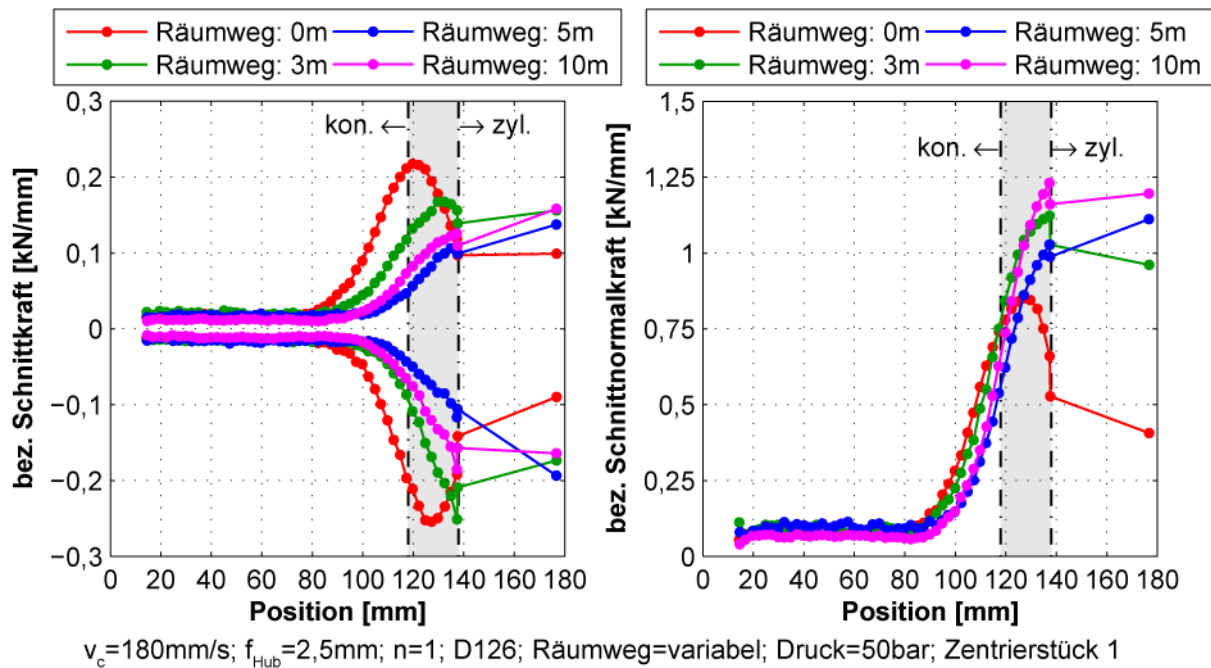
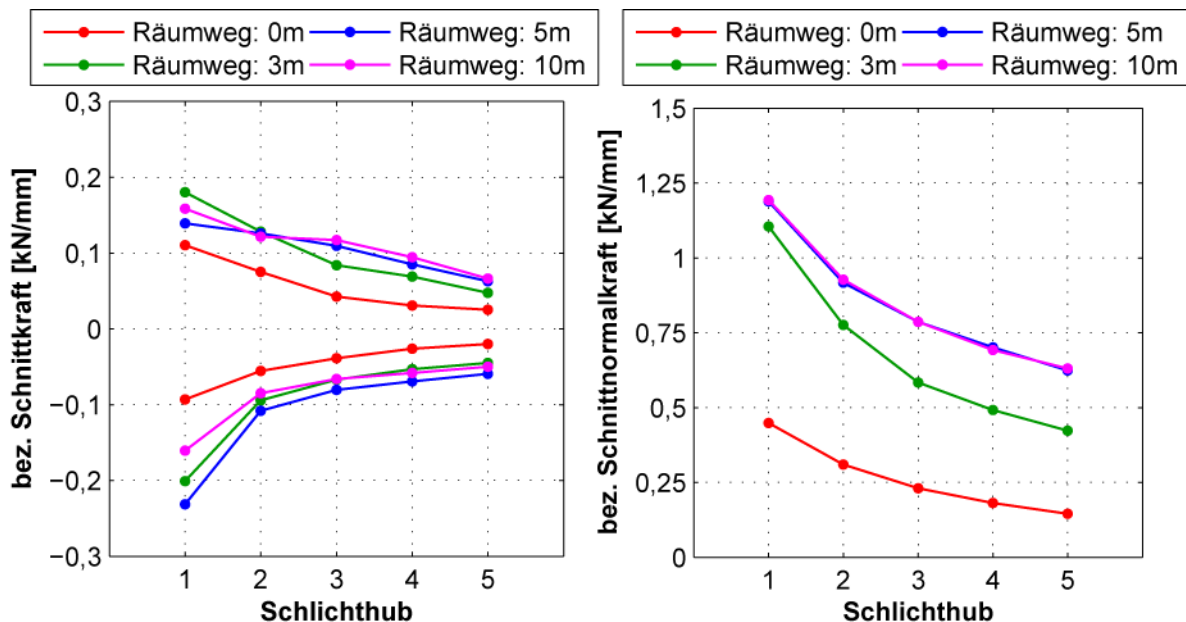


Abbildung 5.50: Einfluss des Räumwegs auf die Kräfte – Parameterkombination 1 mit $f_{Hub}=2,5\text{mm}$

Die Kraftverläufe zeigen eine entgegengesetzte Wirkung. Der Räumweg führt zu einer Abnahme der Schnittkraft und gleichzeitig zu einer Zunahme der Schnittnormalkraft. Dies kann mit Hilfe von Gleichung 4-1 erklärt werden. Die Schnittkraft ist direkt von der Schnittfläche abhängig, welche durch jedes einzelne eingreifende Korn definiert ist. Der Verschleiss führt zu Änderungen im Diamantkorn, welche zu einer Verschlechterung von dessen Schnittfähigkeit und demzufolge zu einer Reduktion der Schnittfläche führen. Obwohl sich die spezifische Schnittkraft mit der Reduktion der Schnittfläche erhöht, bewirkt die gesamte Abnahme der Schnittfläche eine Reduktion der wirkenden Schnittkraft. Die Verschlechterung der Schnittfähigkeit beeinflusst die Spanbildungsmechanismen, welche sich tendenziell von Mikrospanen zu Mikropflügen ändern. Dabei herrscht eine vorwiegend plastische Verformung des Werkstückmaterials, was die Erhöhung der Schnittnormalkraft zur Folge hat. Bei den Versuchen mit einem Vorschub pro Hub von $f_{Hub}=2,5\text{mm}$ ändern sich die Kräfte zwischen einem Räumweg von 0m und 3m stark. Zwischen einem Räumweg von 3m und 5m gibt es eine weitere Änderung der Kräfte, die aber nicht so

stark wie bei den ersten 3 Metern ist. Ab dem fünften Meter bleiben die Verläufe näherungsweise unverändert. Nach 10m Räumweg wurden die Beläge beschädigt.

In Abbildung 5.51 sind die Kraftverläufe in Abhängigkeit der Anzahl Schlichthübe für die unterschiedlichen Räumwege dargestellt. Bei der Schnittkraft sind die Änderungen nur zwischen einem Räumweg von 0m und 3m feststellbar. Ab einem Räumweg von 3m sind alle Kraftwerte ab dem zweiten Schlichthub praktisch gleich. Der Verschleiss lässt sich hauptsächlich bei der Schnittnormalkraft feststellen. Mit dem Verschleiss nimmt die Schnittfähigkeit des Belags ab, was eine starke Erhöhung der Kraftverläufe zwischen einem Räumweg von 0m und 3m und weniger stark zwischen 3m und 5m bewirkt. Dabei ist der asymptotische Wert der Schnittnormalkraft mit zunehmendem Verschleiss grösser. Ab 5m ist eine Stabilisierung des Belags erreicht, die Kraftverläufe bleiben mit zunehmendem Räumweg unverändert.



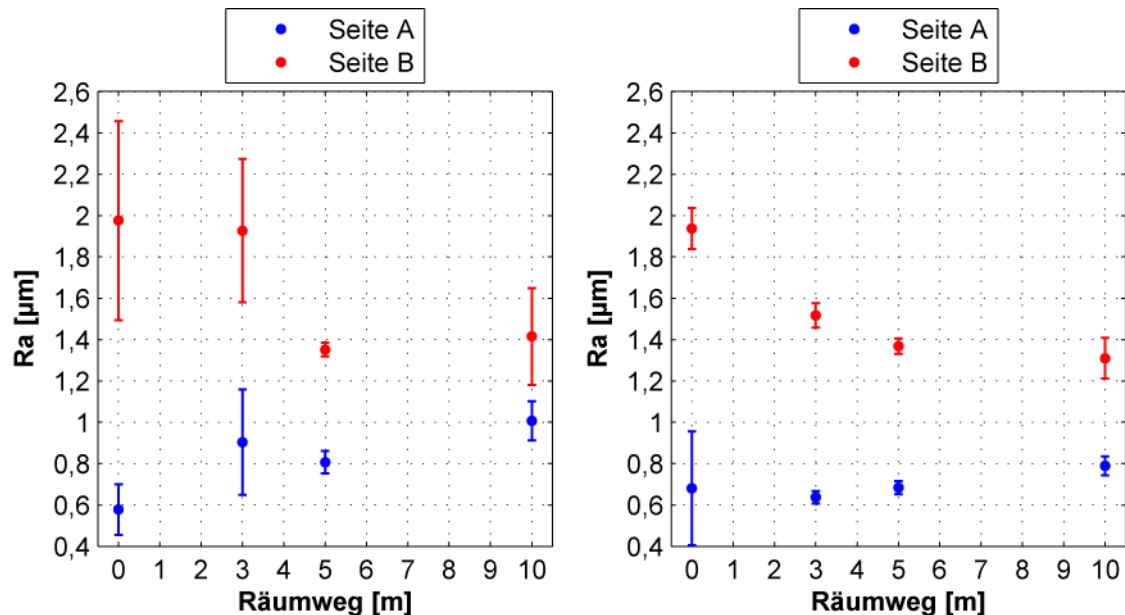
$v_c=180\text{mm/s}$; $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$; $n=5$; D126; Räumweg=variabel; Druck=50bar; Zentrierstück 1

Abbildung 5.51: Einfluss des Räumwegs auf den Kraftabbau – Parameterkombination 1 mit $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$

Ebenso ändert sich die Rauheit R_a mit dem Räumweg, wobei dessen Einfluss von der Probenseite abhängt (Abbildung 5.52). Auf Seite A sind die Rauheitswerte beim neuen Belag sehr gering. Der Verschleiss führt zu einer tendenziellen Erhöhung der Rauheit R_a , sowohl für einen als auch für fünf Schlichthübe. Auf Seite B ist ein entgegengesetzter Trend festzustellen. Die Rauheitswerte bei einem neuen Belag sind sehr gross und werden mit zunehmendem Räumweg kleiner. Letzteres entspricht der Erfahrung bei anderen Bearbeitungsverfahren mit geometrisch undefinierten Schneiden

Die grossen Rauheitswerte R_a für Seite B können durch zu grossen Körner im Belag verursacht sein. Der Verschleiss führt zu einem Ausgleich der Kornüberstände, was eine Reduktion der Rauheit R_a zur Folge hat. Auf Seite A sind die Kornspitzen

des neuen Belags homogener als auf Seite B, sodass sich eine hohe Anzahl Körner aktiv am Prozess beteiligen und dabei zu den niedrigen Rauheitswerten Ra führen. Wie im nächsten Abschnitt gezeigt wird, ist der Verschleiss durch Kornbruch charakterisiert. Möglicherweise wird die Anzahl der aktiven Körner durch den Kornbruch reduziert. Die Kornspitzen werden inhomogener, was letztlich eine Erhöhung der Rauheit Ra zur Folge hat.



$v_c=180\text{mm/s}$; $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$; $n=1(\text{l.})$ und $5(\text{r.})$; D126; Räumweg=variabel; Druck=50bar; Zentrierstück 1

Abbildung 5.52: Einfluss des Räumwegs auf die Rauheit Ra mit 1 Schlichthub (l.) und 5 Schlichthüben (r.) – Parameterkombination 1 mit $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$

Die Anzahl Schlichthübe beeinflusst die Rauheit Ra ebenso unterschiedlich. Auf Seite A führt der Verschleiss allgemein zu einer Reduktion der Streuung und zu einer Abnahme der Rauheitswerte. Auf Seite B wird hauptsächlich eine Reduktion der Streuung durch die Erhöhung der Anzahl Schlichthübe festgestellt.

Die Änderung der Kräfte mit zunehmendem Räumweg für einen Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ ist in Abbildung 5.53 dargestellt. Die Kraftverläufe sind sehr ähnlich wie bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$. Die Kräfte ändern sich stark zwischen einem Räumweg von 0m und 3m, bleiben danach aber praktisch konstant.

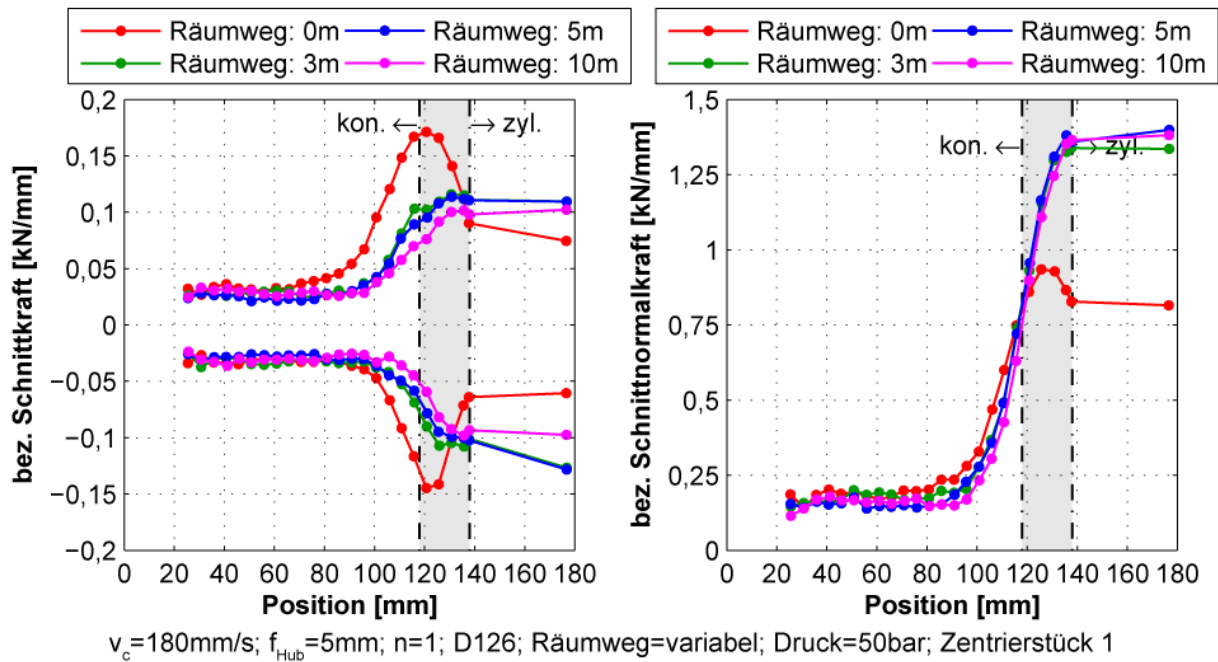


Abbildung 5.53: Einfluss des Räumwegs auf die Kräfte – Parameterkombination 1 mit $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$

Auch die Beträge sowohl der Schnitt- als auch der Schnittnormalkraft sind bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$ praktisch gleich wie bei einem Vorschub pro Hub von $f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}$. Der Kontaktpunkt zwischen Probe und Werkstück geschieht ungefähr bei Position 90mm, sodass der theoretische Materialabtrag $30\mu\text{m}$ beträgt. Bei diesem geringen Materialabtrag wurde auch in Abbildung 5.42 kein Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte festgestellt. Bei dieser Untersuchung wurde der Belag wiederum nach 10m Räumweg zerstört.

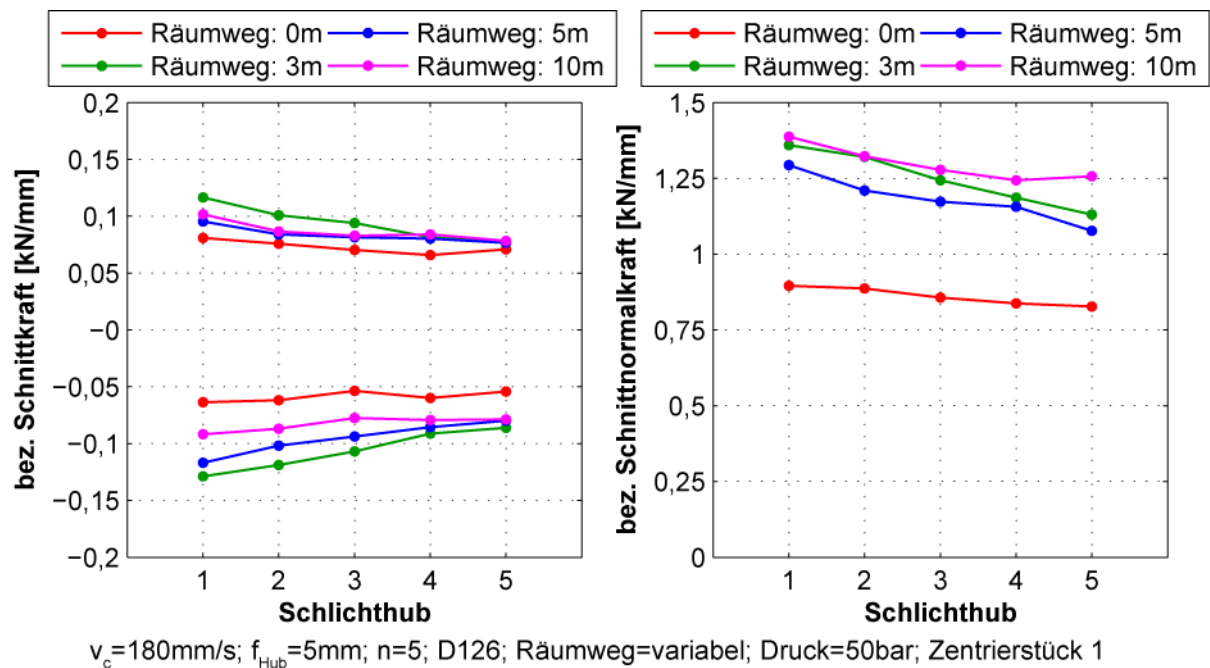


Abbildung 5.54: Einfluss des Räumwegs auf den Kraftabbau – Parameterkombination 1 mit $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$

Unterschiedlich stellt sich allerdings der Einfluss der Anzahl Schlichthübe auf den Kraftabbau dar (Abbildung 5.54). Es gibt nur eine kleine Reduktion der Kräfte mit zunehmender Anzahl Schlichthübe. Bei allen bisherigen Untersuchungen konnte eine Abnahme der Kräfte nach fünf Schlichthüben von mindestens 50% erreicht werden. Diese Abweichung lässt sich nicht in das Standardverhalten einordnen.

Der Einfluss des Räumwegs auf die Rauheit Ra ist in Abbildung 5.55 dargestellt. Die Verläufe der Rauheitswerte Ra für Seite A und B sind ähnlich. Es gibt eine Abnahme der Werte zwischen 0m und 3m, ab dann bleiben die Werte unverändert. Dies stimmt mit den Kraftverläufen überein, es gibt nur Änderungen bis zu einem Räumweg von 3m.

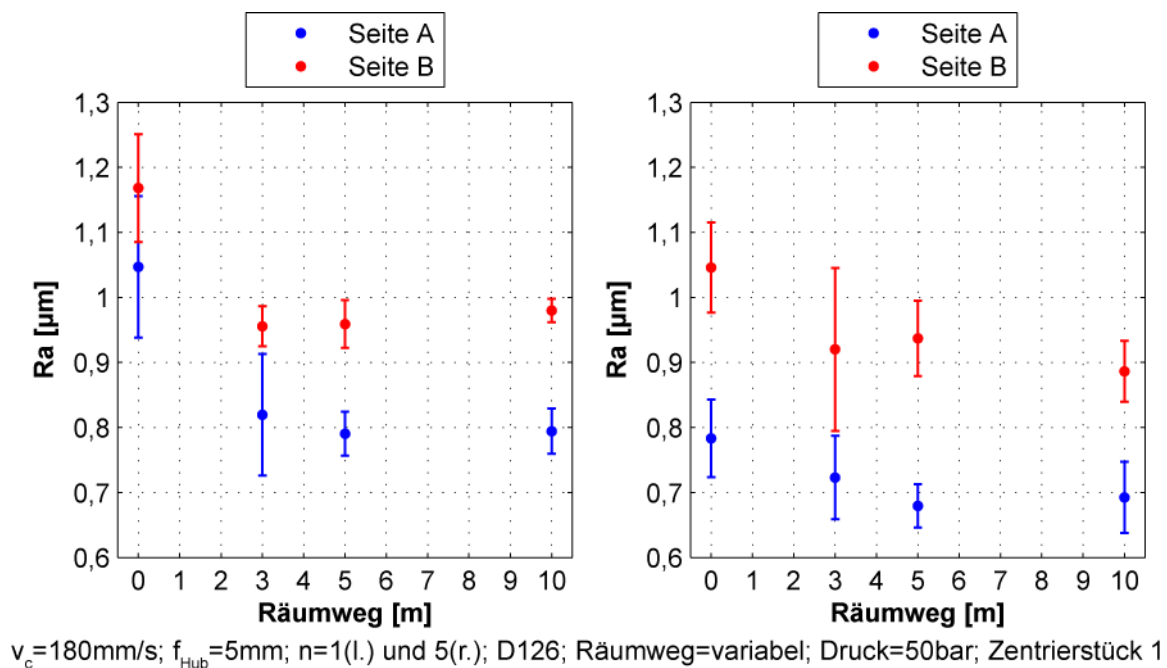
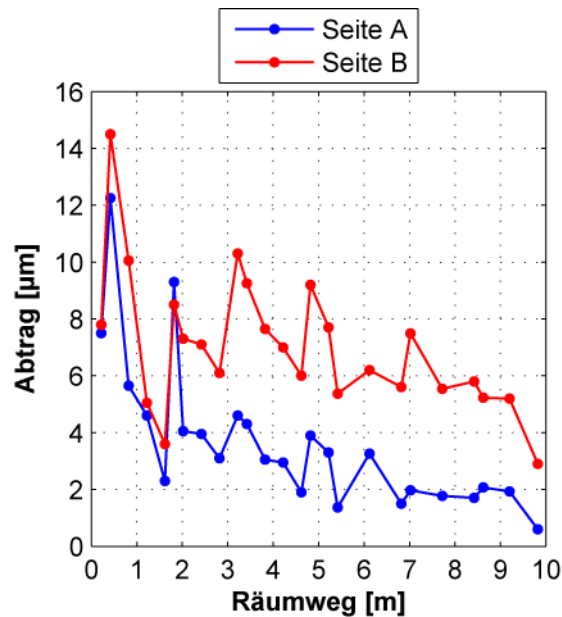


Abbildung 5.55: Einfluss des Räumwegs auf die Rauheit Ra mit 1 Schlichthub (l.) und 5 Schlichthüben (r.) – Parameterkombination 1

Zusätzlich zur Kraft und Rauheit konnte bei dieser Parameterkombination der Materialabtrag an den Proben mit einem Heidenhain-Tastersystem [83] gemessen werden. Bei den in Abbildung 5.56 dargestellten Werten handelt es sich um einzelne Messungen. Ein Mittelwert und die dazugehörige Streuung konnten nicht bestimmt werden. Der theoretische Abtrag beträgt $30\mu\text{m}$. Wie bei der Rauheit Ra sind die Werte für Seite A generell kleiner als die Werte für Seite B. Trotz der Schwankungen sind die Beträge bei einem neuen Belag gross und fallen kontinuierlich bis etwa 5m Räumweg ab. Ab einem Räumweg von 5m bleiben die Werte näherungsweise konstant bei $2\mu\text{m}$ für Seite A und $6\mu\text{m}$ für Seite B.



$v_c=180\text{mm/s}$; $f_{\text{Hub}}=5\text{mm}$; $n=1(\text{l.})$ und $5(\text{r.})$; D126; Räumweg=variabel; Druck=50bar; Zentrierstück 1

Abbildung 5.56: Einfluss des Räumwegs auf den Materialabtrag – Parameterkombination 1

5.6.4 Ergebnisse – Verschleiss

Für die Untersuchung des Verschleisses werden zwei Messreihen durchgeführt: die Erste mit einem neuen Belag und die Zweite nach der Bearbeitung. Zwischen beiden Messungen wird die Differenz der Höhenprofile berechnet und davon ein Tiefenbild erzeugt. Für die Untersuchung des Belags unter dem Mikroskop müssen diese vom Werkzeug abgebaut werden. Beim Abbau und Wiederaufbau des Belags geht die Referenzierung verloren. Es kann nicht gewährleistet werden, dass der Belag beim Wiedereinbau genau auf der gleichen Spur belastet wird. Aus diesem Grund lässt sich der Belag während der Bearbeitung nicht direkt bei unterschiedlichen Räumwegen kontrollieren.

Bei dieser Untersuchung werden die Verschleissmerkmale von unterschiedlichen Kornqualitäten PDA 989E, PDA 878E und PDA 768E untersucht [40]. Die Ziffern beziehen sich auf eine qualitative Klassifizierung der entsprechenden Eigenschaften in einer Skala von 1 bis 9, wobei die erste Ziffer die Kornfestigkeit bei Raumtemperatur, die zweite die Kornfestigkeit bei Hochtemperatur und die dritte die Kornstruktur codiert. Der Buchstabe E bezieht sich auf eine spezielle Behandlung zur Verbesserung der Galvanisierungseigenschaften des Korns, welche das Zurückhalten des Korns im Belag erhöhen. Ein Überblick der Kornqualitäten gemäss Diamanthersteller ist in Abbildung 5.57 dargestellt.

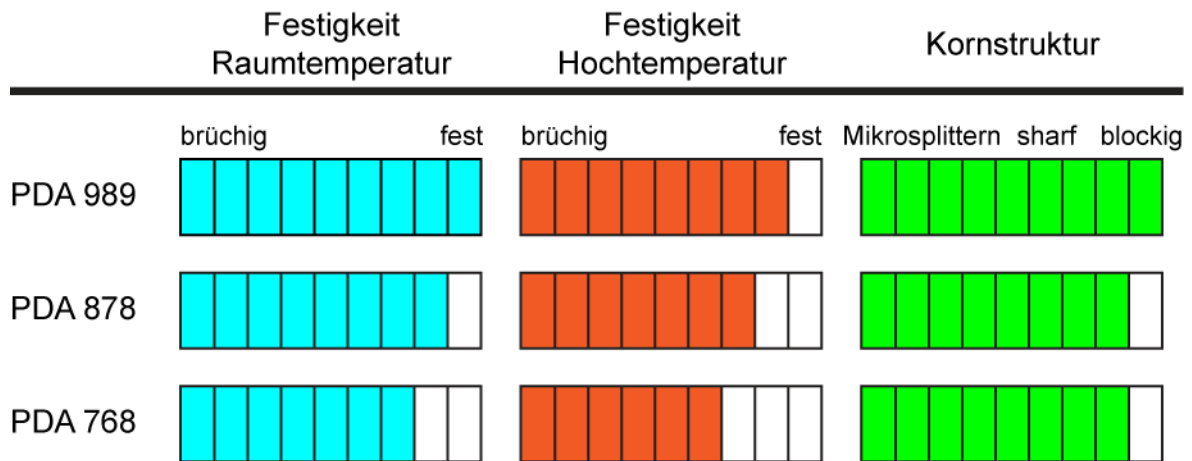


Abbildung 5.57: Qualitätsmerkmale der untersuchten Diamantkörner [40]

Die Körnung PDA 989 eignet sich für den Gebrauch in Hochleistungsschleifapplikationen mit metallischen Bindungen. Das synthetische Korn bringt besonders gute Leistung in Anwendungen, wo eine hohe Festigkeit des Schleifmittels gefordert ist. Es ist ein kristallines Material mit blockiger Morphologie, einer hohen Schlagfestigkeit sowie einer hohen Wärmebeständigkeit.

PDA 878 ist ein synthetisches Hochleistungsschleifmittel für Metallbindungen mit Eigenschaften zwischen denen von PDA 989 und PDA 768. Dieses Korn weist eine blockige Morphologie mit einer guten Schlagfestigkeit sowohl bei Raum- als auch bei Hochtemperaturen auf.

PDA 768 ist ein synthetischer Diamant, ausgelegt als Kombination von scharfen und blockigen Kristallen mit mittelhoher Festigkeit. Die physikalischen Eigenschaften von PDA 768 ermöglichen deren Gebrauch in einem grossen Spektrum von Anwendungen mit metallischen Bindungen.

Der Belag zur Untersuchung des Einflusses des Öldrucks (Kapitel 5.5) wurde mit D126 PDA 989E hergestellt. Das Differenzbild zwischen den Messungen mit neuem und verschlissenen Belag ist in Abbildung 5.58 dargestellt. Positive Werte bedeuten, dass sich das Materialniveau an der jeweiligen Stelle erhöht hat. Dies ist beispielsweise der Fall, wenn Späne im Belag haften bleiben. Negative Werte bedeuten eine Abnahme des Materialniveaus und treten bei Kornanflachung, Kornbruch, Kornausbruch oder Auswaschung des Nickelbelags auf. Die schwarzen Stellen im Differenzbild bedeuten, dass die Werte entweder ausserhalb des gesetzten Farnefeldes sind oder dass keine Differenz auf Grund von Messfehlern erzeugt werden konnte. Messfehler werden typischerweise durch zu helle Bereiche (beispielsweise durch Reflexionen), durch zu dunkle Stellen (beispielweise ungenügende Beleuchtung in Löchern) oder durch fehlende Rückstrahlung des Lichts (das einstrahlende Licht wird in den Kristall hinein geleitet, sodass kein Licht zur Optik zurückkehrt) verursacht.

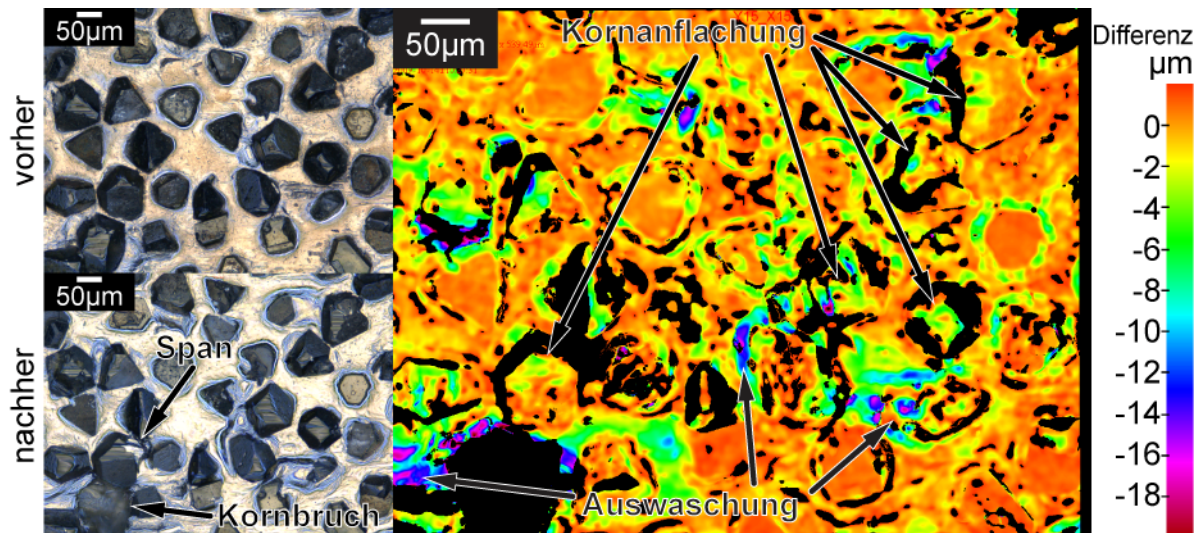


Abbildung 5.58: Verschleiss von PDA 989E – Untersuchung des Einflusses des Öldrucks

Wie in Kapitel 5.5.2 beschrieben, konnten bei diesem Belag nur wenige Kornbrüche und sehr selten haftende Späne festgestellt werden. Es gibt viele Körner, wo eine Anflachung der Kornspitze von bis zu $-8\mu\text{m}$ zu finden ist. Ebenso gibt es viele Stellen, die eine Auswaschung des Nickelbelags von bis zu $-18\mu\text{m}$ aufweisen.

Bei der Untersuchung der Prozessparameter wurden ebenso Beläge mit D126 PDA 989E verwendet. Das Differenzbild von diesem Belag ist in Abbildung 5.59 dargestellt.

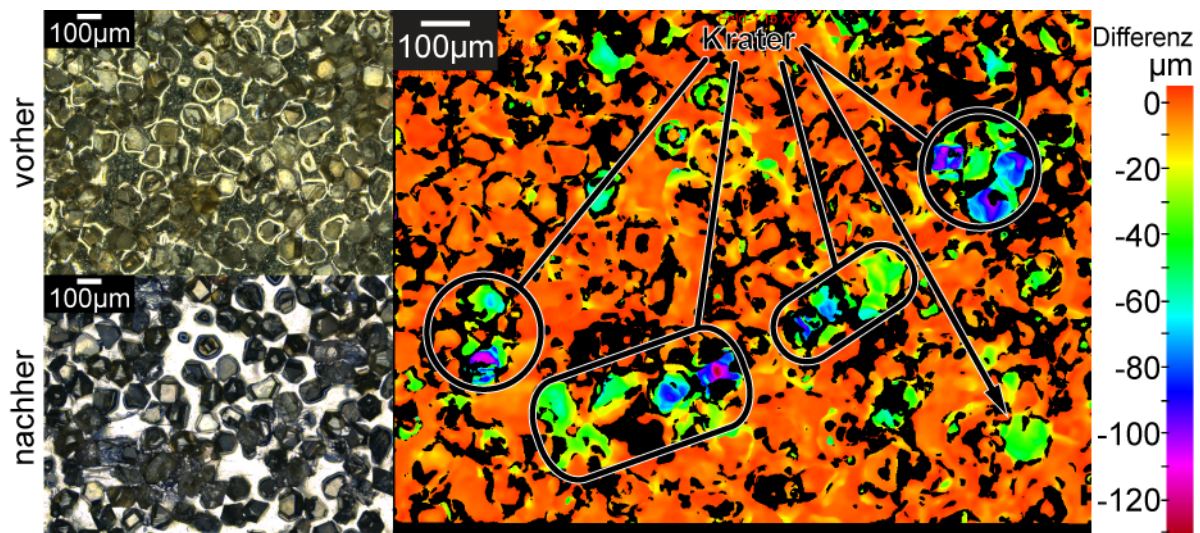


Abbildung 5.59: Verschleiss von PDA 989E – Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Im Differenzbild sind mehrere Stellen zu finden, wo der Belag sehr tiefe Krater aufweist. Die Tiefsten liegen sogar bei $-120\mu\text{m}$, was etwa dem Korndurchmesser entspricht. Dieses Verschleissmuster findet sich in allen untersuchten Bereichen des Belags und ist unabhängig von den Prozessparametern. Mit Hilfe von Rasterelektronenaufnahmen (REM) kann die Art des Kornverschleisses besser charakterisiert werden.

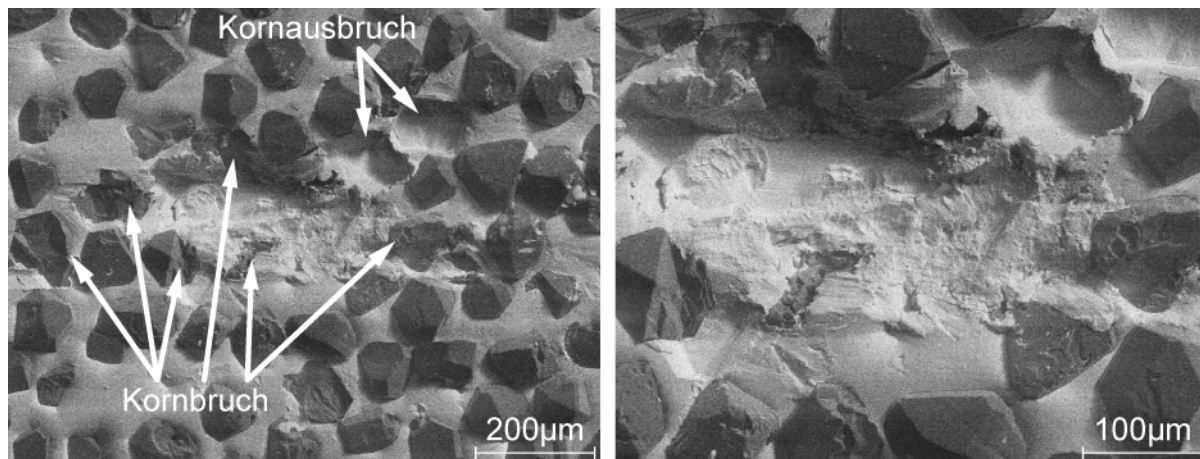


Abbildung 5.60: REM-Aufnahmen vom Belag mit PDA 989E

In Abbildung 5.60 ist ein Feld des Belags (links) und dessen Vergrößerung (rechts) wiedergegeben. Aufgrund von messtechnischen Einschränkungen war es nicht möglich, die gleiche Position im Belag wie bei der optischen Messung aufzunehmen. Trotz der unterschiedlichen Positionen lässt sich feststellen, dass die Krater vom Differenzbild hauptsächlich Brüchen von ganzen Kornteilen entsprechen. An einigen Stellen sind auch Kornausbrüche zu sehen. Wie im Bild markiert, sind ebenso zerstörte Belagsbereiche festzustellen, wo nur noch eine tiefe Furche zu sehen ist.

Bei den Experimenten mit Körnung D126 und Kornqualität PDA 768 wurden die gleichen Auswertungen durchgeführt, sie sind in Abbildung 5.61 dargestellt.

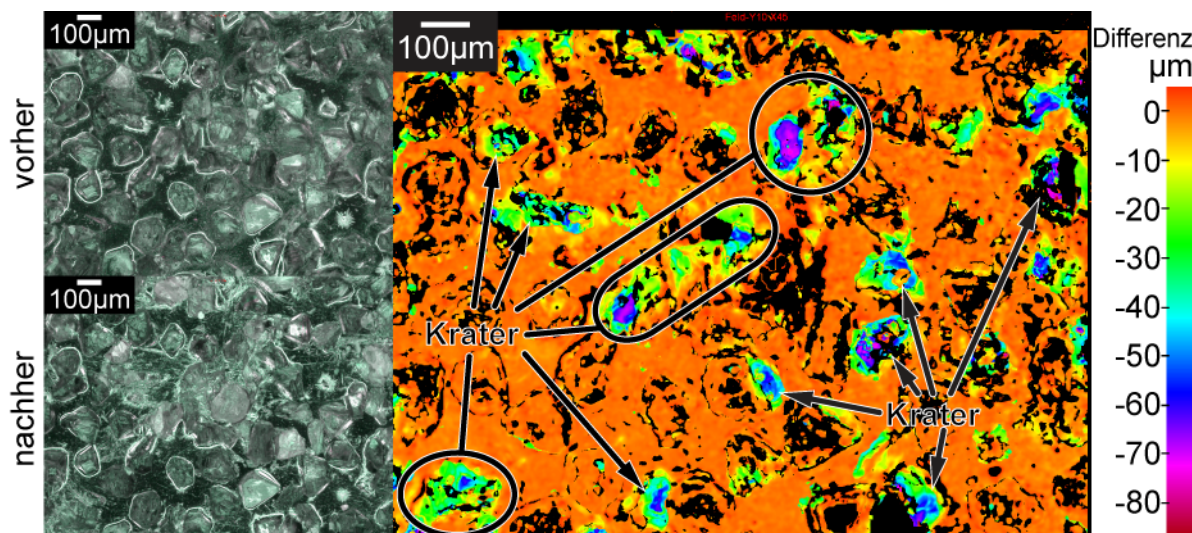


Abbildung 5.61: Verschleiss von PDA 768E – Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Auf dem Differenzbild sind viele Krater im Belag zu erkennen, welche bis etwa -80µm tief sind. Auch bei der Analyse von anderen Bereichen des Belags und mit unterschiedlichen Bearbeitungsparametern wurde dieses Verschleissmuster festgestellt.

Bei den Rasterelektronenaufnahmen vom Belag mit PDA 768E (Abbildung 5.62) kann ein ähnliches Verschleissmuster wie beim Belag in Abbildung 5.60

festgestellt werden. Die tiefen Krater entsprechen hauptsächlich Brüchen von Kornanteilen. Kornausbrüche oder Beschädigung von Belagsbereichen sind ebenso festzustellen.

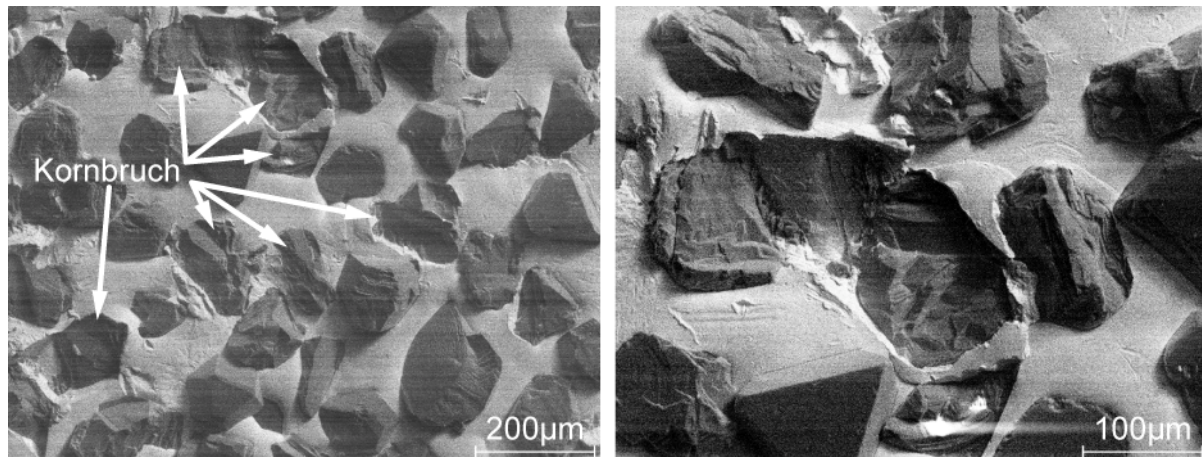


Abbildung 5.62: REM-Aufnahmen von Belag mit PDA 768E

Die Qualität PDA 878E wurde unter Anwendung der Körnung D151 untersucht (Abbildung 5.63). Auch bei diesem Belag sind viele tiefe Krater von bis zu -140µm festzustellen, welche durch Kornbrüche, Kornausbrüche und Beschädigungen von Belagsbereichen entstehen.

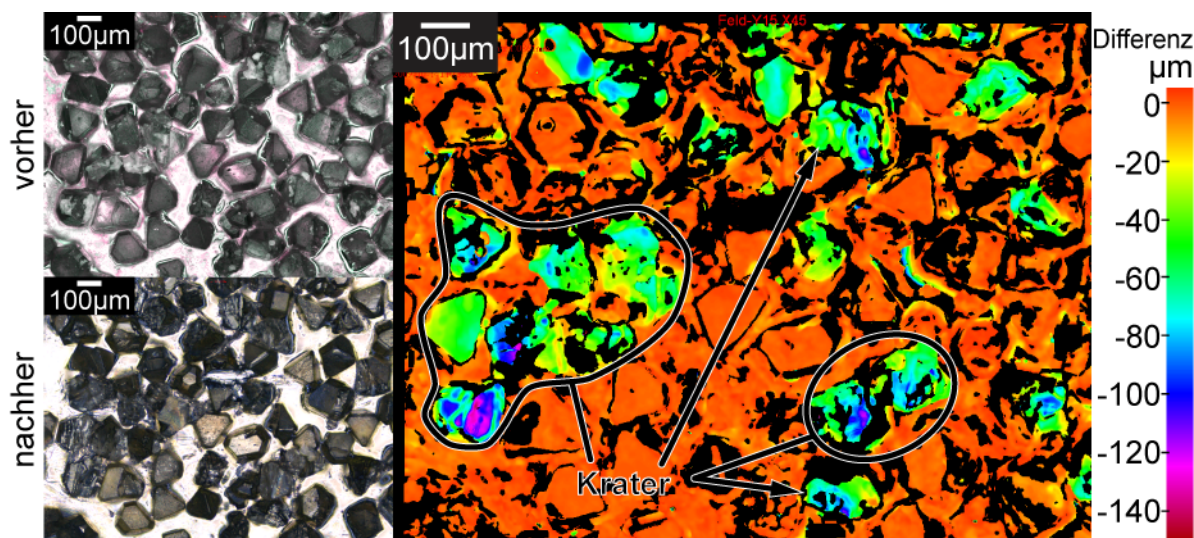


Abbildung 5.63: Verschleiss von PDA 878E – Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter

Während der Untersuchungen des Einflusses der Prozessparameter lässt sich der Kornverschleiss bei allen Belägen hauptsächlich durch Kornbruch charakterisieren. Alle Beläge sind schon nach wenigen Metern Einsatz beschädigt worden. Bei hohem Kühlschmiermittel-Spüldruck hingegen ist der Standweg etwa 100m und der Verschleiss zeigt sich als Kornanflachung und Bindungsauswaschung. Bei der Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter sind die wirkenden Kräfte im Vergleich zu denjenigen bei der Untersuchung des Einflusses des Öldrucks geringer. Somit ist eine reine Überlastung des Korns während der Bearbeitung, als

einzigster Grund für die Kornbrüche, eher unwahrscheinlich. Vielmehr ist der Bruch auf Grund von Fehlern wie Einschlüssen und Verunreinigungen im Kristallgitter zurückzuführen. Die Wechselbelastung des Korns bei der Pendelung führt in diesen Stellen zu einer Ermüdung des Kristalls, wo dann Risse entstehen. Diese breiten sich mit der Beanspruchung aus und schwächen das Korn dermassen, dass es sogar bei niedrigen Prozesskräften zu Kornbruch kommt. Da die Beläge für die Untersuchungen des Öldrucks und der Prozessparameter aus unterschiedlichen Kornlieferungen hergestellt wurden, haben die Körner gleicher Qualitätsstufe unterschiedliche Fehlstellen und somit Festigkeiten, so dass die tatsächliche Kornqualitäten unterschiedlich sind. Für eine schlüssige Antwort wären hier weitere Experimente notwendig.

6 Simulation des Honräumens

Damit der Einfluss der verschiedenen Prozessparameter in Wechselwirkung mit den Werkzeugdaten einfach untersucht werden kann, wurden die theoretischen Grundlagen des Prozesses Honräumen in einer rechnergestützten Computersimulation modelliert. Dieses Modell basiert auf der stochastischen Beschreibung des abrasiven Belags des Werkzeugs, indem die Körnung, die Morphologie, die Lage und die Orientierung der Diamanten zufallsverteilt auf der Oberfläche des Werkzeuggrundkörpers simuliert werden. Die kinematische Bewegung des Werkzeugs entspricht jener der Pendelstrategie beim Honräumen. Das Modell ermöglicht die Abbildung der makroskopischen Effekte des Prozesses, ausgehend von der sorgfältigen und grundlegenden Beschreibung der mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs. Ähnliche Modelle sind in der Literatur für Schleifprozesse beschrieben [53-54, 56, 58]. Abbildung 6.1 stellt die Struktur des Modells dar.

Als Input werden Informationen über das Werkzeug, das Werkstück und den Prozess eingegeben. Diese Daten werden in den entsprechenden Modellen verarbeitet und als Input für das Materialabtragsmodell weitergegeben. Von da an erfolgt die Simulation iterativ.

Im Materialabtragsmodell werden die Eingriffsflächen der einzelnen aktiven Körner berechnet. Dafür muss ein Startwert für die elastische Deformation des Werkstücks geschätzt werden. Die resultierenden Eingriffsflächen dienen als Basis für die Berechnung der Schnitt- und Schnittnormalkraft im Kraftmodell. Mit der Schnittnormalkraft wird im Deformationsmodell die elastische Deformation des Werkstücks berechnet. Die berechnete Deformation wird dann mit dem geschätzten Startwert verglichen. Liegt der Fehler oberhalb eines Grenzwerts, muss ein neuer Startwert geschätzt werden. Dieser iterative Prozess wird so oft wiederholt, bis der Fehler minimiert ist.

Sobald alle Schritte eines Hubs simuliert sind, werden die Spanräume aller aktiven Körner im Spanraummodell berechnet und mit dem Volumen des abgetragenen Spans verglichen. Daraus lässt sich der Anteil an verstopften Spanräumen berechnen.

Am Ende der Simulation von allen Hüben wird die Kraftverteilung entlang der Position, der Materialabtrag und die Rauheit berechnet.

Für die Simulation des Honräumprozesses werden die Modelle in MATLAB programmiert. Ausnahme bildet hier die Berechnung der Verformungskennlinie des Werkstücks, welche durch FEM berechnet wird.

Die einzelnen Modelle werden nun im Detail beschrieben.

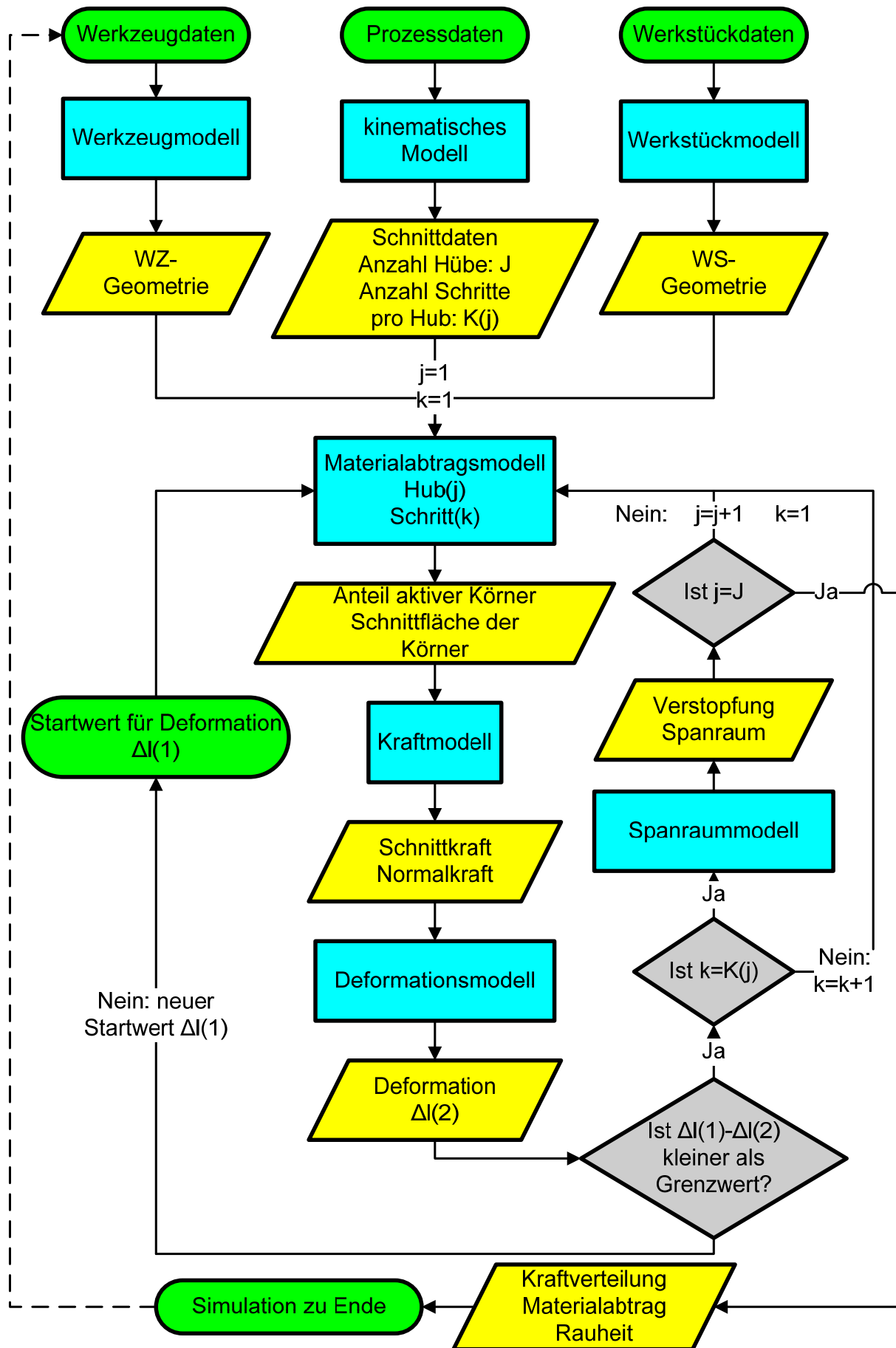


Abbildung 6.1: Modellübersicht

6.1 Werkzeugmodell

Das Werkzeugmodell basiert auf einer Monte-Carlo-Simulation und besteht aus einer detaillierten Beschreibung der Makro- und Mikrogeometrie des Werkzeugs. Die Makrogeometrie wird durch die Länge des konischen sowie des zylindrischen Teils, die Konizität und die Geometrie des Innenprofils beschrieben. Form- und Lageabweichungen werden im Modell nicht berücksichtigt.

Die Mikrogeometrie bezieht sich auf das benutzte Schleifmittel. Beim Honnräumen kommt hauptsächlich Diamant als Schneidstoff zum Einsatz. Zur Charakterisierung des einzelnen Kornes wird von der theoretischen Kristallmorphologie des synthetischen Diamanten ausgegangen (Abbildung 6.2). Diese kann kontinuierlich zwischen Würfel und Oktaeder variieren [28, 84-85]. Um eine genaue Morphologie für die Simulation bestimmen und simulieren zu können, wurde hier eine dimensionslose Variable ξ eingeführt. Diese Variable entspricht dem Verhältnis zwischen dem Abstand von der Oberfläche des Oktaeders zu seiner naheliegenden Würfecke (h in Abbildung 6.2) und der Kantenlänge des Würfels (a in Abbildung 6.2). Somit lassen sich alle theoretischen Kristallmorphologien des Diamanten stufenlos zwischen einem Würfel ($\xi=0$) und einem Oktaeder ($\xi=1/\sqrt{3}$) abbilden. Die Charakterisierung dieser Variable wird experimentell für die beim Honnräumen verwendeten Diamantkörner bestimmt.

Die Körnung wird durch die ISO 6106 charakterisiert [86]. Die Norm beschreibt die Körnung zwischen zwei Grenzen, welche durch die Größe der Prüfsiebe angegeben wird. Sie macht aber keine Angaben zur Charakterisierung der Verteilung sowie zur Streuung zwischen diesen beiden Grenzen. Auch für die Charakterisierung der Körnung werden Diamantkörner experimentell ausgewertet.

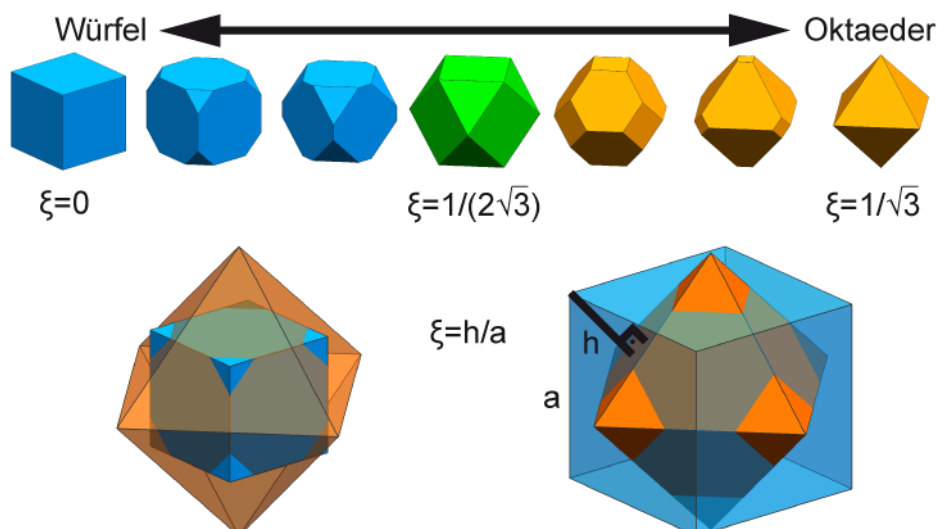


Abbildung 6.2: Theoretische Kristallmorphologie vom synthetischen Diamant[28]

Für die Bestimmung der Verteilung der Variable ξ sowie der Körnung werden mehrere Kornmuster von D126 unter dem Mikroskop dokumentiert und ausgewertet.

Die Morphologie wird für deren Charakterisierung in zwei Gruppen geteilt: Gruppe 1 enthält alle würfelförmigen und Gruppe 2 alle oktaederförmigen Morphologien, wie in Abbildung 6.3 dargestellt.

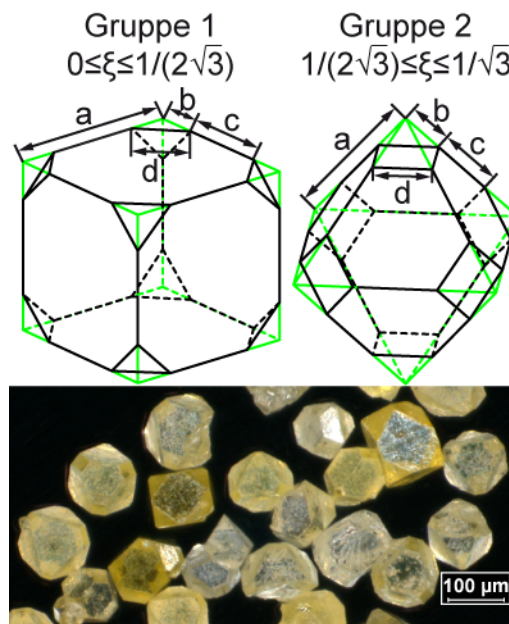


Abbildung 6.3: Auswertung der tatsächlichen Kornmorphologie und Körnung

Für die Auswertung werden die Seitenlänge c und d Gemäss Abbildung 6.3 gemessen, da diese aus den Mikroskopaufnahmen direkt bestimmt werden können. Durch diese beiden Längen lassen sich die Seitenlängen a und b umrechnen, wobei:

$$a = c + 2 \cdot b \quad (6-1)$$

Für Gruppe 1 gilt:

$$b = d/\sqrt{2} \quad (6-2)$$

Für Gruppe 2 ist die Seitenlänge b gleich d .

Die Seitenlänge a wird für die Charakterisierung der Körnung verwendet. Die Variable ξ ergibt sich aus dem Verhältnis der Seitenlängen c zu a durch:

$$\xi = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{3}} \left(1 \mp \frac{c}{a} \right) \quad (6-3)$$

wobei das Subtraktionszeichen für Gruppe 1 und das Additionszeichen für Gruppe 2 steht.

Aus der Auswertung der beim Honrräumen verwendeten Körner D126 lässt sich die Variable ξ durch eine Normalverteilung mit Mittelwert 0,41 und Standardabweichung 0,05 ausreichend genau darstellen. Die Körnung lässt sich ebenso mit einer Normalverteilung mit einem Mittelwert von 123µm und einer Standardabweichung von 18µm annähern.

Für die Generierung des Kornes wird in der Simulation die Körnung stochastisch zwischen dem oberen und unteren Prüfsieb eingegrenzt. Die Seitenlänge sowie die Morphologie werden mit den entsprechenden Normalverteilungen aus der Mikroskopanalyse angenähert. Das ganze Spektrum aller theoretischen Morphologien lässt sich durch 5 Grundformen beschreiben. Für den Fall eines Würfels ($\xi=0$) werden 8 Vektoren für die Beschreibung der Morphologie benötigt. Für den Übergang von Würfel zu Oktaeder ($\xi=1/2\sqrt{3}$) braucht es 12 Vektoren und für den Oktaeder ($\xi=1/\sqrt{3}$) 6 Vektoren. Alle anderen Formen von Gruppe 1 ($0<\xi<1/2\sqrt{3}$) sowie Gruppe 2 ($1/2\sqrt{3}<\xi<1/\sqrt{3}$) können je durch 24 Vektoren in einem kartesischen Koordinatensystem dargestellt werden, wie es in Abbildung 6.4 ersichtlich ist.

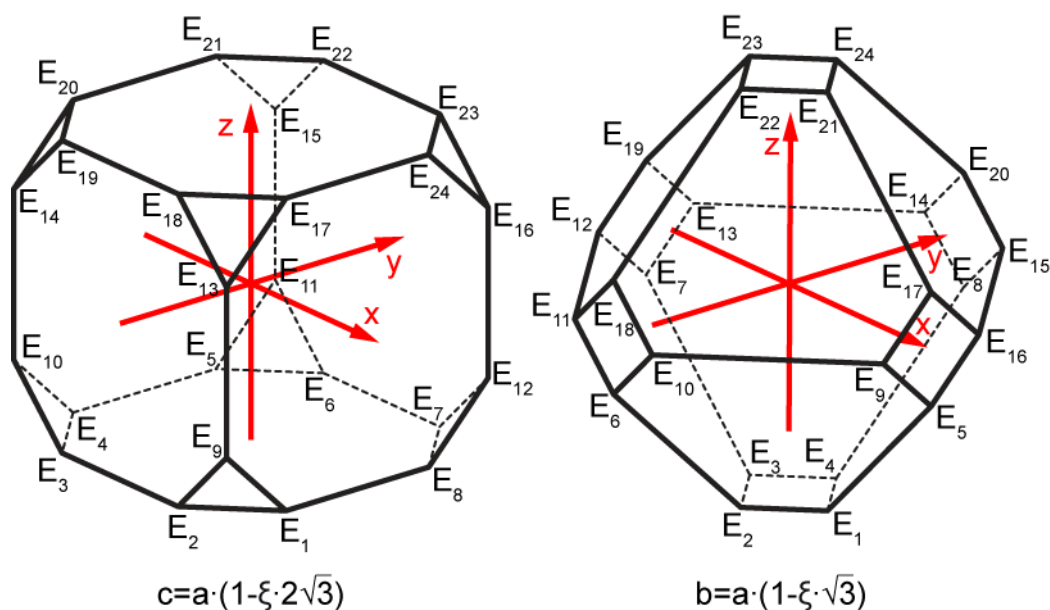


Abbildung 6.4: Vektoren zur Beschreibung der Kornmorphologie von Gruppe 1 (l.) und Gruppe 2 (r.)

Die Morphologien Würfel, Übergang von Würfel zu Oktaeder und Oktaeder werden in dieser Arbeit nicht direkt berücksichtigt. Es wird angenommen, dass diese Formen Spezialfälle von Gruppe 1 bzw. Gruppe 2 sind, indem das Verhältnis c zu a gegen null oder eins tendieren, aber nicht genau null oder eins betragen darf. Beispielsweise bedeutet dies für einen Oktaeder, dass die Seitenlänge b sehr klein ist und er deswegen noch mit 24 Vektoren beschrieben wird. Für die Beschreibung der Morphologien werden die Schwerpunkte des Kornes als Nullpunkt für das Koordinatensystem angenommen. Daraus ergeben sich die X-, Y- und Z-Koordinaten der Vektoren aus den Seitenlängen a , b und c , wie in Tabelle 6.1 dargestellt. Die Seitenlänge a entspricht derjenigen aus der Auswertung der Körnung. Die Seitenlängen b und c ergeben sich aus der Seitenlänge a zusammen mit der Variable ξ (Abbildung 6.4).

Tabelle 6.1: Vektoren zur Beschreibung der Morphologie

Gruppe 1				Gruppe 2			
	X	Y	Z		X	Y	Z
$E_1 =$	a	-c	-a	$E_1 =$	b	0	b-a
$E_2 =$	c	-a	-a	$E_2 =$	0	-b	b-a
$E_3 =$	-c	-a	-a	$E_3 =$	-b	0	b-a
$E_4 =$	-a	-c	-a	$E_4 =$	0	b	b-a
$E_5 =$	-a	c	-a	$E_5 =$	a-b	0	-b
$E_6 =$	-c	a	-a	$E_6 =$	0	b-a	-b
$E_7 =$	c	a	-a	$E_7 =$	b-a	0	-b
$E_8 =$	a	c	-a	$E_8 =$	0	a-b	-b
$E_9 =$	a	-a	-c	$E_9 =$	a-b	-b	0
$E_{10} =$	-a	-a	-c	$E_{10} =$	b	b-a	0
$E_{11} =$	-a	a	-c	$E_{11} =$	-b	b-a	0
$E_{12} =$	$\frac{1}{2}$ a	a	-c	$E_{12} =$	$\frac{\sqrt{2}}{2}$ b-a	-b	0
$E_{13} =$	$\frac{1}{2}$ a	-a	c	$E_{13} =$	$\frac{\sqrt{2}}{2}$ b-a	b	0
$E_{14} =$	-a	-a	c	$E_{14} =$	-b	a-b	0
$E_{15} =$	-a	a	c	$E_{15} =$	b	a-b	0
$E_{16} =$	a	a	c	$E_{16} =$	a-b	b	0
$E_{17} =$	a	-c	a	$E_{17} =$	a-b	0	b
$E_{18} =$	c	-a	a	$E_{18} =$	0	b-a	b
$E_{19} =$	-c	-a	a	$E_{19} =$	b-a	0	b
$E_{20} =$	-a	-c	a	$E_{20} =$	0	a-b	b
$E_{21} =$	-a	c	a	$E_{21} =$	b	0	a-b
$E_{22} =$	-c	a	a	$E_{22} =$	0	-b	a-b
$E_{23} =$	c	a	a	$E_{23} =$	-b	0	a-b
$E_{24} =$	a	c	a	$E_{24} =$	0	b	a-b

Nach der Generierung der Körner werden diese um die drei Orientierungswinkel φ , ν und ψ rotiert. Dabei wird davon ausgegangen, dass jedes Korn beliebige Werte für diese Orientierungswinkel annehmen kann. Die Bestimmung jedes Winkels erfolgt stochastisch durch eine Gleichverteilung, wobei jeder Winkel zwischen 0° und 360° betragen kann. Danach werden sie auf dem Grundkörper des Werkzeugs verteilt. Um eine realitätsnahe Verteilung zu ermöglichen, wurde die Position der Körner von insgesamt 80 Belagsmustern mit einer Fläche von 1mm^2 unter dem Mikroskop ausgewertet. Diese vielen Muster werden stochastisch ausgewählt und die Position der Körner auf der Oberfläche des Belags nach diesem Muster angenommen. Dabei wird die Ecke des Kornes mit tiefstem Z-Werte als Referenzpunkt gewählt (Abbildung 6.5).

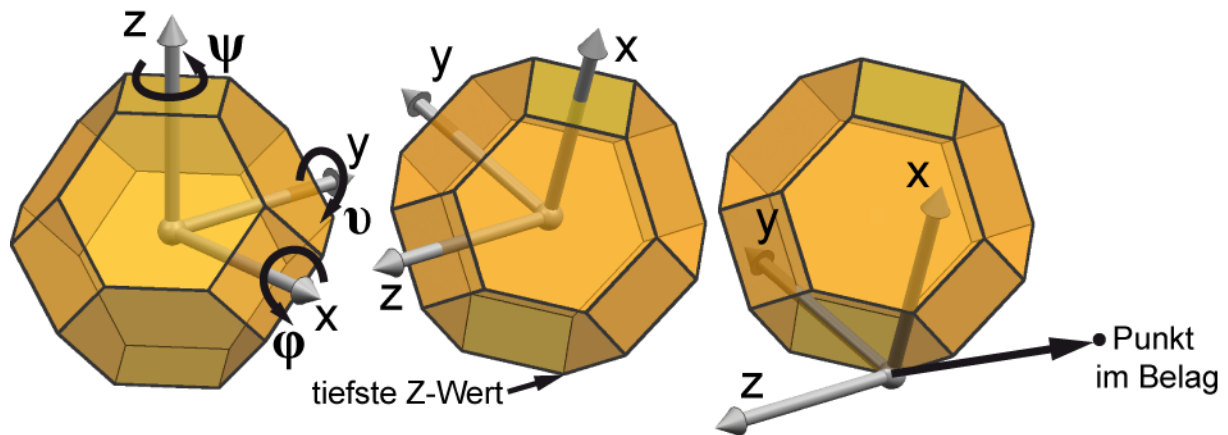


Abbildung 6.5: Orientierung und Positionierung der Körner

Die zufällige Orientierung und die Verschiebung des Koordinatensystems des einzelnen Korns vom Schwerpunkt zum tiefsten Z-Wert, und von diesem bis zum Punkt im Belag, erfolgt durch die Transformationsmatrix T (Gleichung 6-4).

$$T = \begin{bmatrix} \cos \nu \cdot \cos \psi & \sin \varphi \cdot \sin \nu \cdot \cos \psi & \cos \varphi \cdot \sin \nu \cdot \cos \psi & \Delta x \\ \cos \nu \cdot \sin \psi & -\cos \varphi \cdot \sin \psi & +\sin \varphi \cdot \sin \psi & \Delta y \\ -\sin \nu & \sin \varphi \cdot \cos \nu & \cos \varphi \cdot \cos \nu & \Delta z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6-4)$$

Durch die Transformationsmatrix T kann die relative Lage von zwei Koordinatensystemen im kartesischen Koordinaten beschrieben werden. Dabei werden drei Drehkomponenten um die x -, y - und z -Achse (Winkel φ , ν und ψ) und der Verschiebungsvektor mit den Komponenten Δx , Δy und Δz benötigt [53]. Die Lage der 24 Vektoren eines Korns mit den bekannten Ortsvektoren E_i werden durch die Matrizenmultiplikation der Transformationsmatrix mit den Koordinaten des Ortsvektors bestimmt:

$$\vec{E}_{i\text{Neu}} = T \cdot \vec{E}_i \quad (6-5)$$

Da jedes Korn beliebige Werte für die Orientierungswinkel annehmen kann und die Position im Belag unterschiedlich ist, wird für jedes Korn die Transformationsmatrix neu bestimmt.

Aus der stochastischen Generierung der Kornmorphologie, Körnung, Kornorientierung und Position resultiert das virtuelle Abbild des Honrräumwerkzeugs, wie beispielweise in Abbildung 6.6 gezeigt.

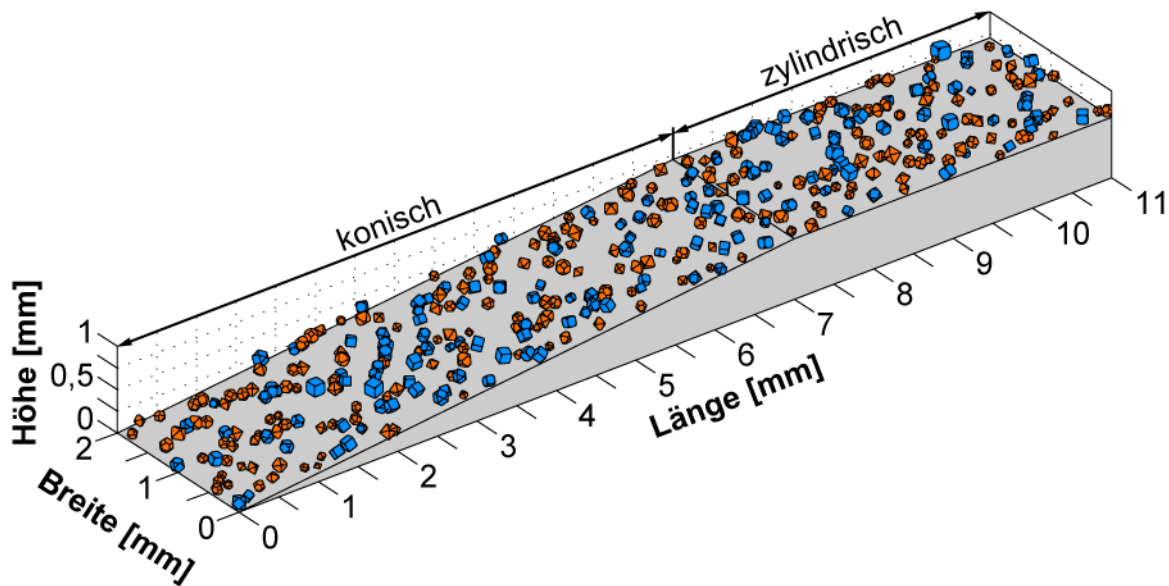


Abbildung 6.6: Simuliertes Honnräumwerkzeug

Wie im Materialabtragsmodell erläutert wird, berücksichtigt die Simulation nur die kinematische Bewegung des Werkzeugs, sodass der Schnittvorgang auf eine geometrische Interaktion zwischen Korn und Werkstück vereinfacht werden kann. Dies bedeutet, dass die 3D-Geometrie nur für die Erzeugung der Kontur eines Kornes benötigt wird. Die gesamte 3D-Information aller Körner ist für die weiteren Modelle nicht notwendig. Aus diesem Grund wird eine Vereinfachung der 3D-Korngeometrie durchgeführt, indem diese auf die Kornprojektion in einer Ebene senkrecht zur Schnittrichtung reduziert wird. Diese Vereinfachung wird in Abbildung 6.7 dargestellt.

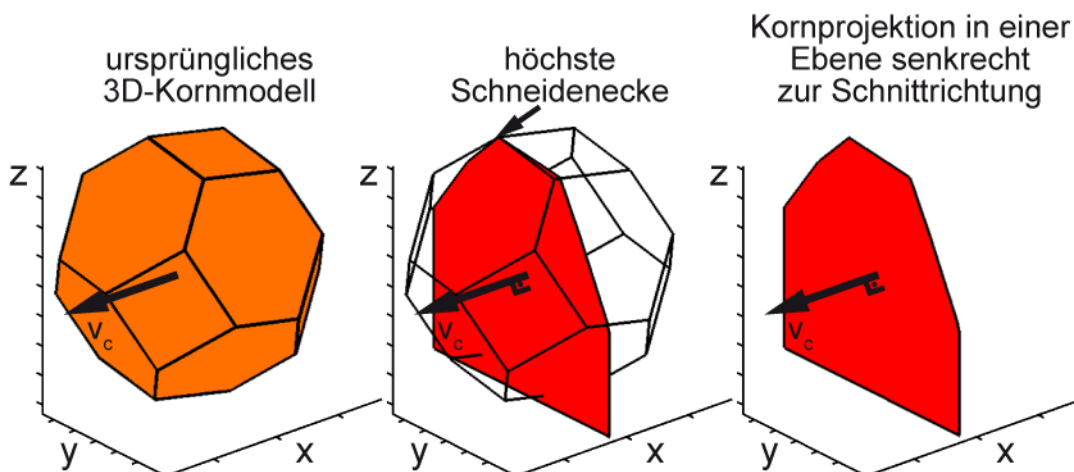


Abbildung 6.7: Vereinfachung der 3D-Geometrie

Die Position der Kornprojektion wird durch die höchste Schneidenecke des Korns bestimmt.

Die Kornprojektion wird mit Hilfe der MATLAB-Funktion „convhull“ berechnet [87]. Aus den Vektoren E1 bis E24 zur Beschreibung der Morphologie eines Korns (Tabelle 6.1) wird ein Vektor mit den Y-Koordinaten und ein anderer mit den Z-Koordinaten gebildet. Dazu werden zwei weitere Punkte in diese Vektoren

eingefügt, welche die Bindung zwischen Korn und Grundkörper repräsentieren. Punkt 1 hat die gleiche Y-Koordinate wie die Ecke mit niedrigstem Y-Wert des Kornes und Punkt 2 mit dessen höchstem Y-Wert. Die Z-Werte beider Punkte entsprechen dem tiefsten Z-Wert des Kornes (Abbildung 6.8), welcher Kontakt mit der Oberfläche des Belags hat (Abbildung 6.5). Die Funktion „convhull“ berechnet die Indizes aus den beiden Vektoren mit den Y- und Z-Koordinaten, welche die konvexe Hülle aller Punkte darstellt.

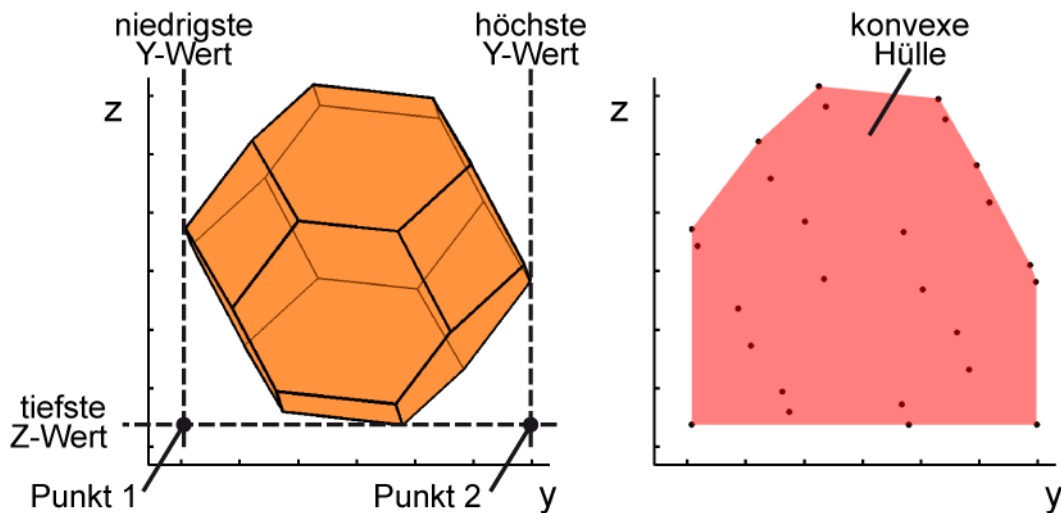


Abbildung 6.8: Berechnung der Kornprojektion mittels „convhull“ (konvexe Hülle)

Wie in Kapitel 5.1.3 beschrieben, werden die Diamantbeläge im zylindrischen Bereich für eine Verbesserung der Oberflächenrauheit einmal abgerichtet. Dieser Vorgang wird im Modell ebenso berücksichtigt. Dabei werden alle Kornprojektionen im zylindrischen Bereich nach deren Generierung analysiert, ob die höchste Schneidenecke eines Kornes die Abrichtdicke überschreitet. Wenn dies der Fall für ein Korn ist, wird die Kornprojektion dieses Kornes in z-Richtung verschoben, sodass am Ende dessen Kornspitze der Abrichtdicke entspricht.

6.2 Werkstückmodell

Ähnlich wie das Werkzeug wird das Werkstück auch durch die Merkmale der Makro- und Mikrogeometrie gekennzeichnet. Die Werkstoffeigenschaften, welche zusammen mit der Geometrie die Elastizität des Werkstücks beeinflussen, werden ebenso berücksichtigt.

Zur Beschreibung der Makrogeometrie werden die Höhe, die Form des Innenprofils, der Innen- und Aussendurchmesser und der erwünschte Abtrag angegeben. In dieser Arbeit wird die Makrogeometrie auf die Geometrie des Versuchswerkzeugs begrenzt, um die Verifizierung des Modells durchzuführen.

Die Mikrogeometrie wird momentan auf die Rauheit des Werkstücks beschränkt. In einer Erweiterung des Modells auf Innenverzahnung können die

charakteristischen Fehler von Innenverzahnungen wie Richtungsfehler, Konizität, Teilungsfehler oder Ovalität berücksichtigt werden.

Zusammen mit der Geometrie des Werkstücks und dessen Werkstoffeigenschaften wird die Verformungskennlinie berechnet. Da die Geometrie des Versuchswerkzeugs für die Verifizierung des Modells verwendet wird, muss die Verformung durch FEM bestimmt werden (Abbildung 6.9).

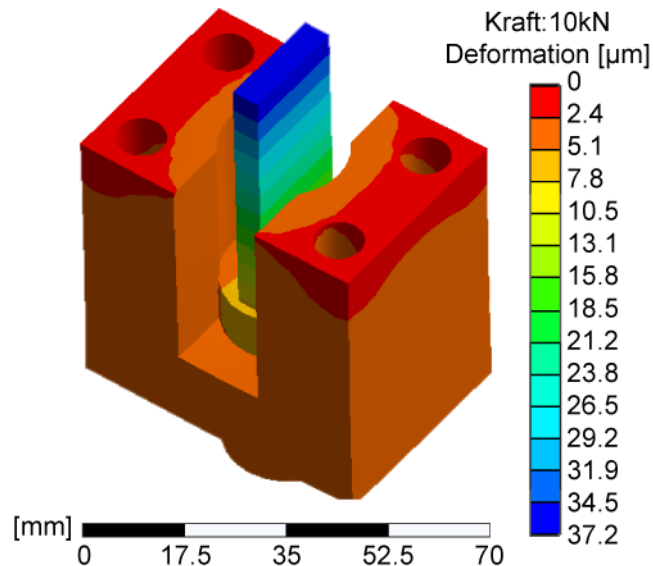


Abbildung 6.9: FEM-Simulation des Versuchsaufbaus

Bei der Modellierung wird von einem linearen Zusammenhang zwischen Kraft und Deformation ausgegangen. Daraus resultiert die Längenänderung Δl [µm] in Funktion der Schnittnormalkraft F_{cN} [N]:

$$\Delta l = 37.2 \cdot 10^{-3} \cdot F_{cN} \quad (6-6)$$

Die Berechnung der Schnittnormalkraft wird in Kapitel 6.5 beschrieben.

6.3 Prozessmodell

Die Strategien der ersten Honräummaschine HS-100 sind auf der Steuerung der Maschine HS-100-A beibehalten worden. Aus diesem Grund basiert das Prozessmodell nur auf der Steuerung der Honräummaschine HS-100-A, in das alle Informationen für die Definition der Pendelstrategie eingegeben werden.

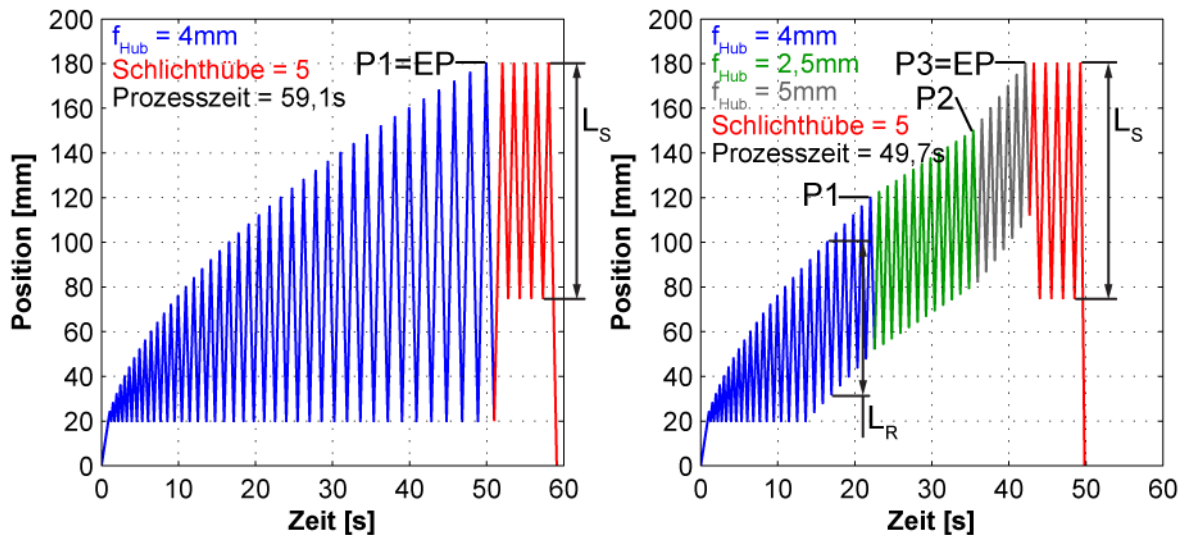


Abbildung 6.10: Prozessparameter für die Definition der Pendelstrategien

Mit Hilfe von Abbildung 6.10 werden die einzelnen Größen erläutert. Eine Zusammenfassung von all diesen Größen ist in Tabelle 6.2 dargestellt.

Tabelle 6.2: Prozessparameter

Parameter	Bezeichnung	Wert in Abbildung 6.10 links	Wert in Abbildung 6.10 rechts
SP	Startposition	SP=20mm	SP=20mm
P1/P2/P3	Honräumstrategie (Position)	P1=180mm	P1=120mm P2=150mm P3=180mm
$f_{Hub1}/f_{Hub2}/f_{Hub3}$	Vorschub pro Hub	f_{Hub1} =4mm (blau)	f_{Hub1} =4mm (blau) f_{Hub2} =2,5mm (grün) f_{Hub3} =5mm (grau)
S1/S2	Rückzugstrategie	S2	S1
L_R	Rückzugslänge	Entfällt bei S2	L_R =68mm
EP	Endposition	EP=180mm	EP=180mm
L_S	Schlichtlänge	L_S =105mm	L_S =105mm
n	Anzahl Schlichthübe	n=5 (rot)	n=5 (rot)
RzA	Zwischenrückzug während der Honräumstrategie	Entfällt bei S2	RzA=0
RzS	Rückzug am Ende einer Honräumstrategie	Entfällt bei S2	RzS=Nein

Die Pendelbewegung der Honräummaschine wird hydraulisch erzeugt. Zwischen der oberen und unteren Endlage der Hydraulikachse stehen 200mm zur Verfügung. Die untere Endlage wird als Position 0mm und die obere Endlage als Position 200mm im Maschinenkoordinatensystem definiert. Alle Prozessparameter, die durch eine Position definiert sind, beziehen sich auf dieses Koordinatensystem der Maschine.

Die Startposition SP ist ein Versatz des Werkzeugs im Maschinenkoordinatensystem, so dass der Beginn des konischen Teils des

abrasiven Belags mit der Mitte der Öldüse übereinstimmt. Ab dieser Position erfolgen alle Hübe der Pendelstrategie.

Unter den Honnräumstrategien P1, P2 und P3 werden alle Hübe bezeichnet, bei welchen die Aufwärtshubposition bei aufeinander folgenden Aufwärtshüben um einen konstanten Betrag (hier Vorschub pro Hub f_{Hub} genannt) erhöht wird. Diese Hübe sind für den Materialabtrag verantwortlich und werden auf Grund dessen ebenso als Schrupp-Bereich oder Schruppstrategie bezeichnet. Es können bis zu drei Bereiche definiert werden, die durch unterschiedliche Vorschübe pro Hub gekennzeichnet sind. Eine Honnräumstrategie P1 bedeutet, dass es nur ein Schrupp-Bereich mit einem konstanten Vorschub pro Hub gibt. Die Aufwärtshübe werden bis zur eingegebenen Position P1 mit dem definierten Vorschub pro Hub $f_{\text{Hub}1}$ gefahren. Eine Honnräumstrategie P2 oder P3 entspricht 2 bzw. 3 Bereichen, welche je Bereich mit einem Vorschub pro Hub $f_{\text{Hub}1}$, $f_{\text{Hub}2}$ bzw. $f_{\text{Hub}3}$ definiert sind. Bis zur Position P1 werden die aufeinander folgenden Aufwärtshübe um $f_{\text{Hub}1}$ erhöht, im Bereich P2 wird ab Position P1 bis zur Position P2 mit $f_{\text{Hub}2}$ und zwischen Position P2 und P3 mit $f_{\text{Hub}3}$ gefahren.

Nach jedem Aufwärtshub erfolgt zur Spülung des Belags ein Rückzug des Werkzeugs bis auf die Öldüse. Wie oben beschrieben, entspricht die Startposition SP der Mitte der Öldüse des abrasiven Belags. Die Rückzugstrategie S1 und S2 beziehen sich nur auf die Hübe im Schrupp-Bereich (Honnräumstrategien P1, P2 und P3). Bei der Rückzugstrategie S2 erfolgt nach jedem Aufwärtshub ein Rückzug des Werkzeugs bis auf die Startposition SP, sodass sich die Rückzugslänge von Hub zu Hub erhöht und gleich lang wie der entsprechende Aufwärtshub ist. Diese Rückzugstrategie bei einer Honnräumstrategie P1, wie in Abbildung 6.10 links dargestellt, entspricht derjenigen Strategie der ersten Honnräummaschine HS-100. In der Rückzugstrategie S1 kann der Rückzug in zwei Bereiche geteilt werden. Zu Beginn des Honnräumprozesses sind die Rückwärtshübe gleich lang wie die Aufwärtshübe, ähnlich der Rückzugstrategie S2. Dies aber nur bis der Beginn des konischen Teils die Oberkante des zu bearbeitenden Profils erreicht hat. Ab diesem Punkt bleiben sowohl die Aufwärts- als auch die Rückwärtshublänge konstant. Das Werkzeug wird dabei nur bis auf die Linie des Belags zurückgezogen, die noch Kontakt mit dem Werkstück hatte. Die Rückzugslänge L_R beträgt ab hier dem Abstand zwischen der Startposition und der Oberkante des Profils, während die Aufwärtshublänge aus der Rückzugslänge plus dem entsprechenden Vorschub pro Hub $f_{\text{Hub}1}$, $f_{\text{Hub}2}$ oder $f_{\text{Hub}3}$ besteht. Die Rückzugstrategie S1 ist in Abbildung 6.10 rechts dargestellt.

Die Schlichthübe umfassen alle Aufwärtshübe, in denen sich die Position bei aufeinander folgenden Hüben nicht ändert. In Abbildung 6.10 sind die Schlichthübe in rot dargestellt. Diese Schlichthübe sind für die Endqualität der Oberfläche verantwortlich und werden als Schlicht-Bereich oder Schlichtstrategie bezeichnet. In den Schlichthüben fährt das Werkzeug bis zur Endposition. Die Endposition wird so definiert, dass der zylindrische Teil des Werkzeugs einen möglichst langen Kontakt mit dem Werkstück aufweist. Im üblichen Fall wird die Endposition so definiert, dass

der hintere zylindrische Teil des Belags noch etwa 3mm Kontakt mit dem Werkstück aufweist. Ähnlich wie in der Honräumstrategie erfolgt ein Rückzug des Werkzeugs bis auf die Öldüse zur Spülung des Belags. Damit der ganze zylindrische Belag komplett gespült wird, benötigt es einen Rückzug um die Schlichtlänge L_S . Diese beträgt der Rückzugslänge L_R plus der Länge des zylindrischen Teils minus den beschriebenen Kontakt von 3mm. Je nach Anforderung an die Oberflächenqualität wird die Anzahl der Schlichthübe (n) angepasst.

Der Zwischenrückzug RzA und der Rückzug am Ende einer Honräumstrategie RzS können nur bei den Schruppstrategien (P1, P2 oder P3) mit Rückzugstrategie S1 zwecks gründlicher Spülung des Belags angewendet werden. Beim Zwischenrückzug RzA wird die Anzahl Aufwärtshübe eingegeben, bei welchen der ganze Honräumwerkzeug bis auf die Startposition zurückgezogen wird. Beim Rückzug RzS erfolgt ebenso ein Rückzug bis auf die Startposition nach Erreichen der Positionen P1 bzw. P2 oder P3.

Sobald die Pendelstrategie durch alle Prozessparameter definiert ist, wird die Position aller Aufwärtshübe für die Fortsetzung der Simulation weitergegeben. Jeder Aufwärtshub wird in kleine Schritte unterteilt, damit die Kräfte in jedem Schritt berechnet werden und somit die Deformation des Werkstücks berücksichtigt werden kann.

6.4 Materialabtragsmodell

Auf Grund des komplexen Mechanismus der Spanentstehung lassen sich alle thermischen, mechanischen und chemischen Zusammenhänge kaum in einem einzigen Modell berücksichtigen. Deswegen werden in der Modellierung des Materialabtrags einige Annahmen sowie Vereinfachungen vorgenommen. Dabei wird angenommen, dass der Materialabtrag auf eine kinematische Analyse des Prozesses reduziert werden kann. Der reale Schnitvorgang wird vereinfacht, indem nur eine ideale kinematische Schnittbedingung berücksichtigt wird. Elastische und plastische Mikrodeformationen, Gratbildung und thermische Einflüsse werden im Modell vernachlässigt. Mit diesen Vereinfachungen wird der Schnitvorgang auf eine geometrische Interaktion zwischen Korn und Werkstück reduziert. Das Resultat ist eine Riefe auf der Werkstückoberfläche als Abbild des negativen Profils des Abrasivkorns (Abbildung 6.11).

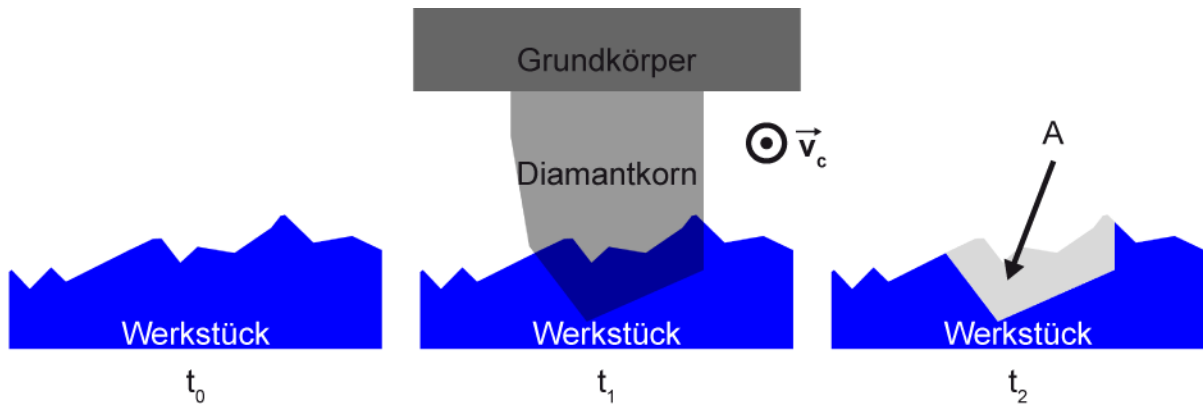


Abbildung 6.11: Modell des Materialabtrags

Die Interaktionsfläche A zwischen Werkstück und Diamantkorn wird als Schnittfläche des einzelnen aktiven Kornes angenommen. Deren Berechnung erfolgt mittels der MATLAB-Funktion „polybool“ [87]. Diese Funktion ermöglicht, Operationen mit Polygonen aus der Mengenlehre durchzuführen. Dabei stehen die logischen Operatoren für die Vereinigungsmenge, Schnittmenge, Differenz und Komplement zur Verfügung. Für die Berechnung der Interaktionsfläche wird ein Teil des Oberflächenprofils ausgeschnitten und ein Polygon daraus gebildet. Durch die Schnittmenge zwischen diesem Polygon und der Kornprojektion (Abbildung 6.11) entsteht die Schnittfläche A des einzelnen Kornes. Eine Schnittfläche gleich null bedeutet, dass dieses Korn nicht aktiv ist. Wenn die Schnittfläche grösser als null ist, schneidet dieses Korn das Werkstück. Dies erfordert eine Korrektur des ganzen Oberflächenprofils für die Berechnung der Schnittfläche der nächsten Körner. Dafür wird nochmals die Funktion „polybool“ verwendet, indem die Differenz aus dem Polygon des Oberflächenprofils und der Kornprojektion berechnet wird. Der ursprüngliche Ausschnitt wird dann durch dieses neue Profil ersetzt.

Für die Berechnung der Schnittkraft im Kraftmodell (Kapitel 6.5) werden die Schnitttiefe und die Schnittbreite der Schnittfläche benötigt. Wie in Abbildung 6.12 dargestellt, ist die Form der Interaktionsfläche nicht uniform. Eine direkte Bestimmung der Breite und Tiefe ist somit nicht möglich. Es wird in dieser Arbeit angenommen, dass die Schnittbreite b dem Abstand zwischen den beiden Extremen der Schnittfläche A entspricht (Abbildung 6.12).

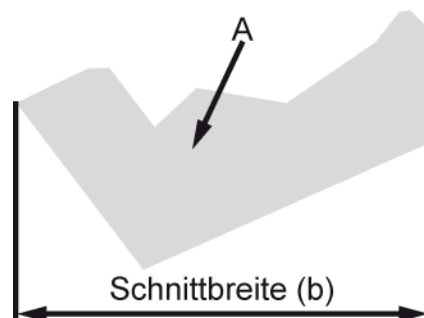


Abbildung 6.12: Definition der Schnittbreite

Aus der Schnittfläche A und der Schnittbreite b wird eine mittlere Schnitttiefe h berechnet, indem:

$$h = \frac{A}{b} \quad (6-7)$$

Die elastische Deformation des Werkstücks soll in der Simulation berücksichtigt werden. Wie in Kapitel 6.6 erläutert wird, muss die elastische Deformation des Werkstücks vor der Berechnung der Eingriffsflächen geschätzt werden. Diese Schätzung geschieht in Form eines Versatzes des Werkstücksprofils, wie in Abbildung 6.13 dargestellt.

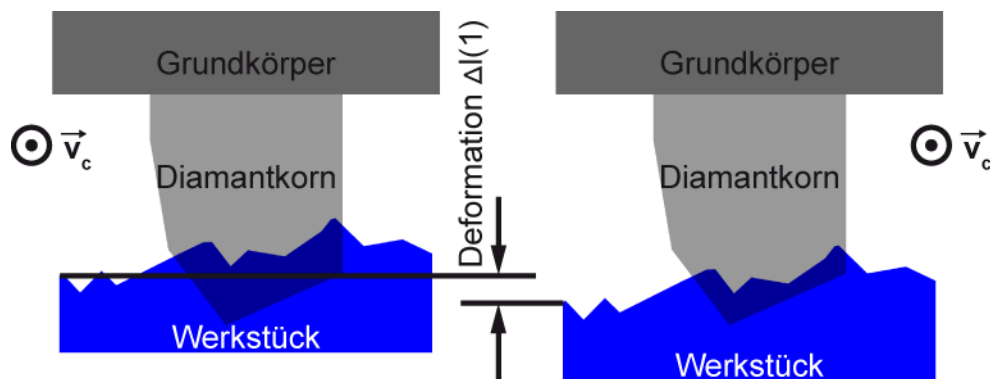


Abbildung 6.13: Materialabtragsmodell ohne (l.) und mit (r.) Berücksichtigung der Deformation

Nach der Schätzung werden die Schnittflächen aller aktiven Körner berechnet. Diese werden danach für die Bestimmung der wirkenden Kräfte und Deformationen verwendet. Im Deformationsmodell wird dann verglichen ob die Schätzung der Realität entspricht. Falls dies nicht der Fall ist, wird der Vorgang mit einer neuen Schätzung wiederholt, bis der Fehler zwischen geschätzter und tatsächlicher Deformation minimiert ist.

Wenn sich die Deformation während des Kontakts eines einzelnen Kornes mit dem Werkstück ändert, ändert sich ebenso die Schnittfläche dieses Kornes. Damit diese Änderung der Eingriffsfläche berücksichtigt werden kann, wird das Werkstück für die Simulation des Materialabtrags in mehrere Ebenen unterteilt (Abbildung 6.14).

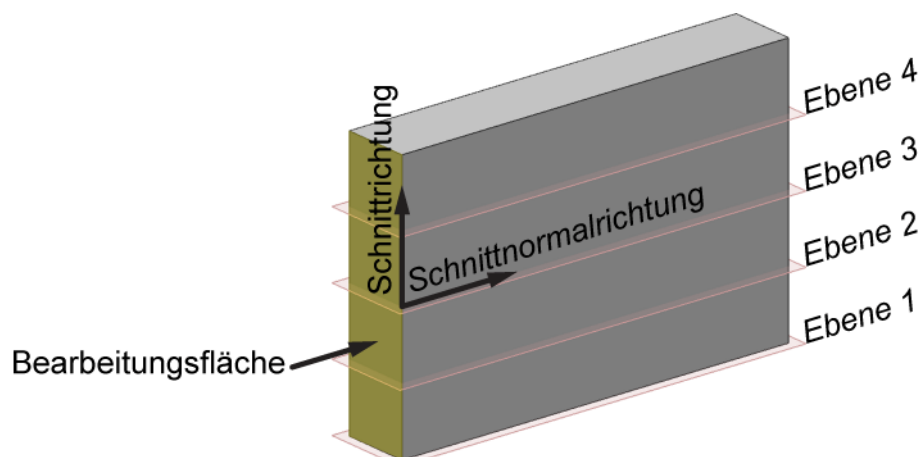


Abbildung 6.14: Modell des Werkstücks

Bei jedem Schritt in einem Aufwärtshub wird die Eingriffsfläche in allen Ebenen bestimmt. Der Abstand zwischen den Ebenen kann beliebig ausgewählt werden, muss aber kleiner als die gewählte Schrittgröße sein.

Die Eingriffsflächen von allen aktiven Körnern in einem Schritt werden für die Berechnung der wirkenden Kräfte an das Kraftmodell weitergegeben.

6.5 Kraftmodell

Mit Hilfe des Kraftmodells werden die wirkenden Schnitt- und Schnittnormalkräfte bei den Aufwärtshüben berechnet. Dabei werden die mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs berücksichtigt, indem die wirkenden Kräfte eines einzelnen Korns berechnet werden. In Analogie zu anderen Fertigungsprozessen, wie beispielsweise Drehen, bildet die Kienzle-Gleichung die Grundlage für die Auswertung der Schnittkraft für ein einzelnes Korn. Wie in Kapitel 4 beschrieben, wird die auftretende Schnittkraft F_c mit Hilfe der Kienzle-Gleichung berechnet (Gleichung 6-8):

$$F_c = k_{c\mu,\mu} \cdot b \cdot h^{1-m_c} \quad (6-8)$$

In Gleichung 6-8 ist $k_{c\mu,\mu}$ die spezifische Schnittkraft, b die Schnittbreite, h die Schnitttiefe und m_c der Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft. Die Werte für $k_{c\mu,\mu}$ und m_c wurden in Kapitel 4 bestimmt.

Der Eingriff jedes aktiven Korns resultiert in einer Kraftkomponente F_{ci} in Schnittrichtung, welche sich aus dem Produkt von der Schnittbreite b_i , Schnitttiefe h_i und spezifischer Schnittkraft $k_{c\mu,\mu}$ ergibt:

$$F_{ci} = k_{c\mu,\mu} \cdot b_i \cdot h_i^{1-m_c} \quad (6-9)$$

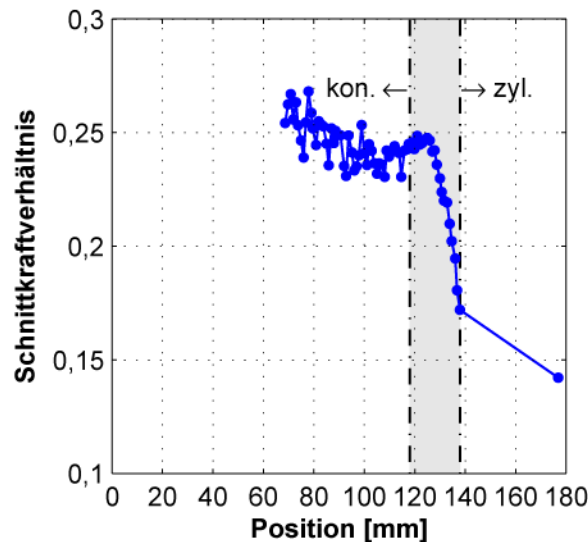
Die wirkende Schnittkraft wird aus der Summe der einzelnen Kraftkomponenten aller aktiven Körner berechnet.

$$F_c = \sum_i F_{ci} \quad (6-10)$$

Die Kraftkomponente normal zur Schnittrichtung F_{cNi} resultiert aus dem Schnittkraftverhältnis μ :

$$F_{cNi} = \frac{F_{ci}}{\mu} \quad (6-11)$$

Das Schnittkraftverhältnis μ wird experimentell ermittelt und ergibt sich aus dem Quotienten zwischen der Schnittkraft und der Schnittnormalkraft (F_c/F_{cN}). In Abbildung 6.15 wird das ausgewertete Schnittkraftverhältnis für einen neuen Belag mit Körnung D126 dargestellt:



$v_c=180\text{mm/s}$; $f_{\text{Hub}}=1\text{mm}$; $n=1$; D126; Räumweg=0m; Druck=50bar; Zentrierstück 2

Abbildung 6.15: Schnittkraftverhältnis beim Honnräumen

Während des Kontakts zwischen dem Werkstück und dem konischen Teil des Belags (zwischen Position 70mm und 118mm) beträgt das Verhältnis im Durchschnitt $\mu=0,25$. Im Übergang vom konischen zum zylindrischen Teil (von Position 118mm bis 138mm) nimmt das Verhältnis ab. Sobald der Kontakt nur mit dem zylindrischen Teil stattfindet, beträgt das Schnittkraftverhältnis im Durchschnitt $\mu=0,15$. Der zylindrische Teil ist für die Qualität verantwortlich. Um eine reduzierte Werkstückrauheit zu erzielen, werden die Körner in diesem Bereich abgerichtet. Durch den Abrichtvorgang werden die Diamantkörner mit dem höchsten Spitzenüberstand gezielt abgestumpft, sodass die Kornspitzen geglättet werden. Diese Abstumpfung ist für die Abnahme des Schnittkraftverhältnisses verantwortlich.

In der Simulation wird die Position der aktiven Körner ausgewertet und das entsprechende Schnittkraftverhältnis in Gleichung 6-11 von 0,25 für die Körner im konischen und 0,15 für diejenigen im zylindrischen Teil angenommen.

Analog zur Schnittkraft ergibt sich die Schnittnormalkraft aus der Summe der einzelnen Kraftkomponenten in Schnittnormalrichtung:

$$F_{\text{cN}} = \sum_i F_{\text{cNi}} \quad (6-12)$$

Mit der Schnittnormalkraft wird die Deformation berechnet.

6.6 Deformationsmodell

Die elastische Deformation des Werkstücks soll in der Simulation berücksichtigt werden. Die Interaktion zwischen Korn und Werkstück verursacht eine Kraft und diese entsprechend eine Deformation im Werkstück. In einer FEM-Simulation erfolgt die Berechnung der Kraft und der Deformation durch Lösen eines linearen Gleichungssystems [45].

Hier wird für die Berücksichtigung der Deformationen eine alternative Methode angewendet. Anstatt ein Gleichungssystem zu lösen, wird die elastische Deformation des Werkstücks vor der Berechnung der Eingriffsflächen geschätzt. Diese geschätzte Deformation wird dann für die Bestimmung der Schnittflächen aller aktiven Körner berücksichtigt, wie in Kapitel 6.4 beschrieben. Danach werden die wirkenden Kräfte im Kraftmodell bestimmt. Damit wird die elastische Deformation aus der Verformungskennlinie des Werkstücks berechnet. Die Verformungskennlinie wird durch eine FEM-Simulation gewonnen und geht von einem linearen Zusammenhang zwischen Kraft und Deformation aus. Am Ende soll die geschätzte elastische Deformation mit dem berechneten Wert übereinstimmen. Ist der Fehler zwischen geschätzter und berechneter Deformation ausserhalb einer festgelegten Toleranz, wird ein neuer Wert für die Deformation geschätzt und der Vorgang vom Materialabtragsmodell über das Kraftmodell bis zum Deformationsmodell wiederholt. Dieser iterative Prozess wird mehrmals durchgeführt, bis der Fehler minimiert ist. Erst dann kann ein neuer Schritt des Aufwärtshubs simuliert werden.

Die Minimierung der Fehler erfolgt mittels der MATLAB-Funktion „fminsearch“, die das Simplex-Verfahren als Algorithmus verwendet [87]. Diese Funktion findet das Minimum einer Skalarfunktion ausgehend von einer Anfangsschätzung. Die Skalarfunktion ist die Differenz zwischen geschätzter und berechneter Deformation und wird aus dem Materialabtragsmodell, Kraftmodell und Deformationsmodell gebildet. Die Anfangsschätzung beträgt beim ersten Schritt jedes neuen Hubs null. Für die weiteren Schritte wird der Deformationswert des vorherigen Schritts als Anfangsschätzung angenommen. Wenn der Fehler oberhalb einer Grenze liegt, sucht die Funktion basierend auf dem Simplex-Verfahren eine neue Schätzung und berechnet die Skalarfunktion (Materialabtragsmodell, Kraftmodell und Deformationsmodell) nochmals. Somit wird der Fehler iterativ minimiert. Es hat sich gezeigt, dass diese durchschnittlich nach 10 Iterationen stattfindet. Als Sicherheit wird allerdings ein Abbruchkriterium beim Nicht-Konvergieren von dreissig Iterationen gesetzt.

Wie in Kapitel 6.4 beschrieben, wird das Werkstück für die Simulation des Materialabtrags in mehrere Ebenen unterteilt (Abbildung 6.14). Für die Berücksichtigung der Deformation in den Ebenen wird dabei angenommen, dass es keine Biegung des Werkstücks gibt und die Steifigkeit zwischen den einzelnen Ebenen in Schnittrichtung unendlich ist. In Schnittnormalrichtung wird angenommen, dass die Ebenen direkt gekoppelt sind und es keinen Versatz zwischen den einzelnen Ebenen gibt. Die Deformation in Schnittnormalrichtung ist somit für alle Ebenen gleich, auch wenn die Kraft auf die Bearbeitungsfläche nicht homogen verteilt ist. Wenn die ersten Körner beispielsweise in Ebene 1 eingreifen, erfolgt die Deformation auch für alle anderen Ebenen parallel zu der Bearbeitungsfläche. Die Steifigkeit des Werkstücks in Schnittnormalrichtung entspricht derjenigen aus der FEM-Simulation des Werkstücks von Abbildung 6.9.

6.7 Spanraummodell

Einer der einflussreichsten Parameter beim Honräumen ist der Vorschub pro Hub. Eine Erhöhung des Vorschubs pro Hub führt zu einer wesentlichen Verkürzung der Bearbeitungszeit, was die Wirtschaftlichkeit des Prozesses positiv beeinflussen kann. Nur sind dessen Grenzen und Auswirkungen auf die Lebensdauer des Werkzeugs nicht bekannt. Mit grösserem Vorschub pro Hub wird ein höheres Volumen an Spänen abgetragen. Der dafür im Belag zur Verfügung stehende Spanraum muss diese Späne aufnehmen und transportieren. Ist der Vorschub zu gering, wird der Spanraum nicht vollständig genutzt. Bei einem zu grossen Vorschubhub kann der Spanraum verstopfen, was den Verschleiss am Werkzeug stark erhöhen und die Lebensdauer des Werkzeugs stark verkürzen kann. Abbildung 6.16 stellt einen Diamantbelag dar, welcher durch fortschreitende Verstopfung der Kornzwischenräume versagt hat. An mehreren Stellen des Belags ist der Spanraum rund um die aktiven Körner komplett voll. Somit erzielen diese Körner keinen Materialabtrag mehr. Vermutlich wurden diese Körner, sobald der Spanraum verstopft war, nur durch eine lokale Erhöhung der Schnittnormalkraft weiter beansprucht, bis ein lokales Versagen des Belags aufgetreten ist. Da diese Verstopfung in vielen Bereichen des Belags stattfindet, haben diese lokalen Beschädigungen letztendlich zu einer kompletten Zerstörung des gesamten Belags geführt.

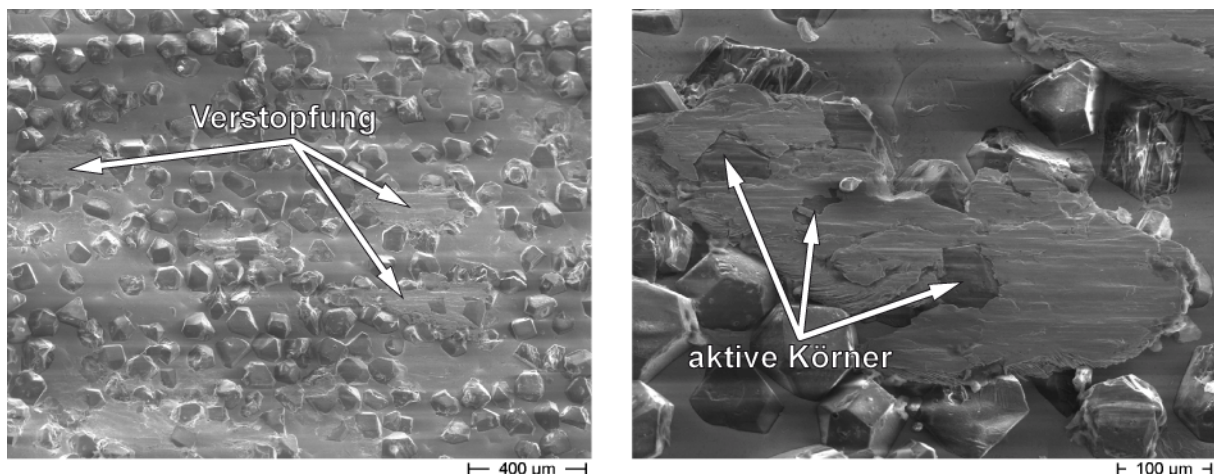


Abbildung 6.16: Verstopfte Diamantbeläge

Es gibt viele wissenschaftliche Berichte, welche sich mit der Frage des Spanraums bei einschichtigen abrasiven Werkzeugen beschäftigen. Einerseits gibt es Entwicklungen von Werkzeugen mit gelöteten Bindungen [88-91], womit eine stärkere Verbindung zwischen Korn und Grundkörper erzielt wird, was einen höheren Kornüberstand durch eine kleinere Einbettung des Korns ermöglicht und folglich den Spanraum vergrössert. Andererseits gibt es Entwicklungen von Werkzeugen mit definiert angeordneten abrasiven Körnern [29, 92-93]. Dabei werden die Körner nach einem vorgegebenen Muster auf dem Grundkörper platziert. Somit wird die

Korndichte reduziert, was ebenfalls zu einer Vergrößerung des Spanraums führt. Alle diese Untersuchungen erzielen eine Erhöhung des Spanraumvolumens, wobei sich keine von Ihnen mit der Frage des notwendigen Spanraums in Abhängigkeit des entstehenden Spans beschäftigt.

Beim Honnräumen lassen sich die obengenannten Technologien zur Erhöhung des Spanraums nicht wirtschaftlich realisieren. Bei der Analyse des verstopften Diamantbelags aus Abbildung 6.16 kann nur vermutet werden, dass es eine optimale Abstimmung von Vorschub pro Hub, Werkstückhöhe und Körnung des abrasiven Belags gibt, bei der keine Verstopfung stattfindet, der Materialabtrag maximal und der Belagsverschleiss gering ist. Abhängig von diesem Optimum und der Werkstückhöhe könnte eventuell die Bearbeitung eines Werkstücks mit nur einem Hub erfolgen. Die Bestimmung dieses Optimums erfordert aber eine sehr komplexe Untersuchung, die Experimentell nur mit sehr grossem Aufwand bedingt erreichbar ist. Aus diesem Grund wird das Verhältnis vom Volumen des abgetragenen Spans zum Spanraum mit Hilfe der Simulation bestimmt.

In der Literatur gibt es keine genaue Beschreibung, wie sich der Spanraum definieren lässt. Nicht selten wird der Spanraum nur zweidimensional betrachtet und dabei angenommen, dass er nur das Volumen unmittelbar vor dem abrasiven Korn in Schnittrichtung beinhaltet. Wie in Abbildung 6.17 links festzustellen ist, lagern sich die Späne nicht nur vor, sondern auch rund um das aktive Korn ab. Abhängig von den Prozessparametern kann das abgetragene Spanvolumen so gross sein, dass das gesamte Volumen rund um das Korn komplett mit Spänen gefüllt wird (Abbildung 6.16 rechts).

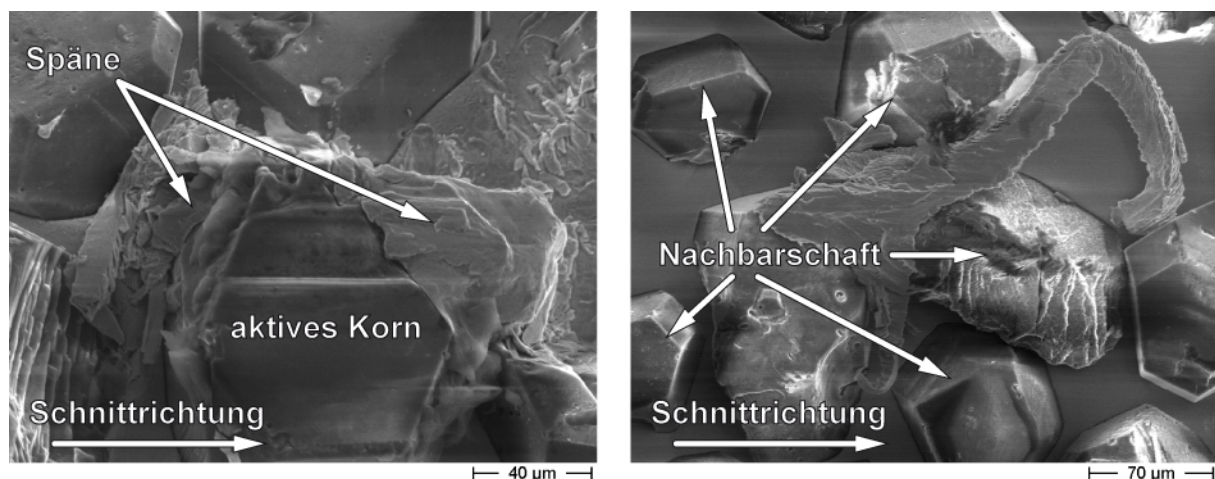


Abbildung 6.17: Ablagerung von Spänen rund um das aktive Korn

Zudem wurde festgestellt, dass sich der Span meistens an dem Platz einlagert, der von der Nachbarschaft eingegrenzt ist. Selten wurde ein Span gefunden, der die Grenzen der Nachbarkörner überschritten hat, wie in Abbildung 6.17 rechts dargestellt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird der Spanraum als das freie Volumen rund um die Schneidenecke des aktiven Kornes definiert, begrenzt durch die direkten Nachbarkörner (Abbildung 6.18).

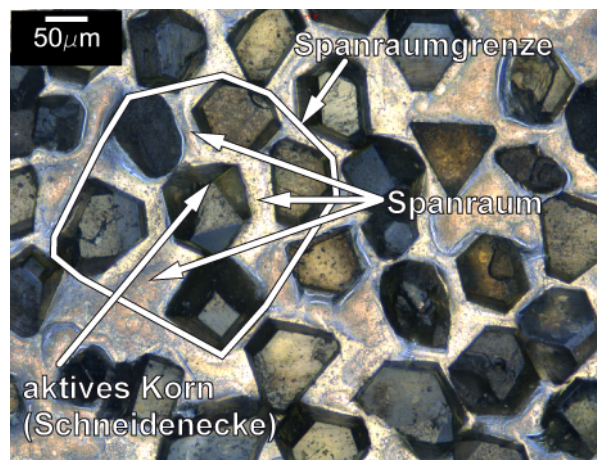


Abbildung 6.18: Definition des Spanraums

Das Spanraummodell wird erst nach jedem Aufwärtshub simuliert, nachdem alle aktiven Körner und deren zugehörige Schnittfläche in einem Hub ausgewertet wurden. Dabei werden die direkten Nachbarn von jedem aktiven Korn identifiziert und das Volumen von jedem dieser Körner berechnet. Berücksichtigt wird nur der Teil des Kornes, welcher oberhalb der Bindung liegt (Abbildung 6.19 oben). Aus der Aussenkontur vom aktiven Korn und dessen Nachbarn wird die Konvexe Hülle berechnet (Abbildung 6.19 rechts). Der Spanraum ergibt sich aus der Differenz dieses Volumens und dem Volumen der berücksichtigten Körner.

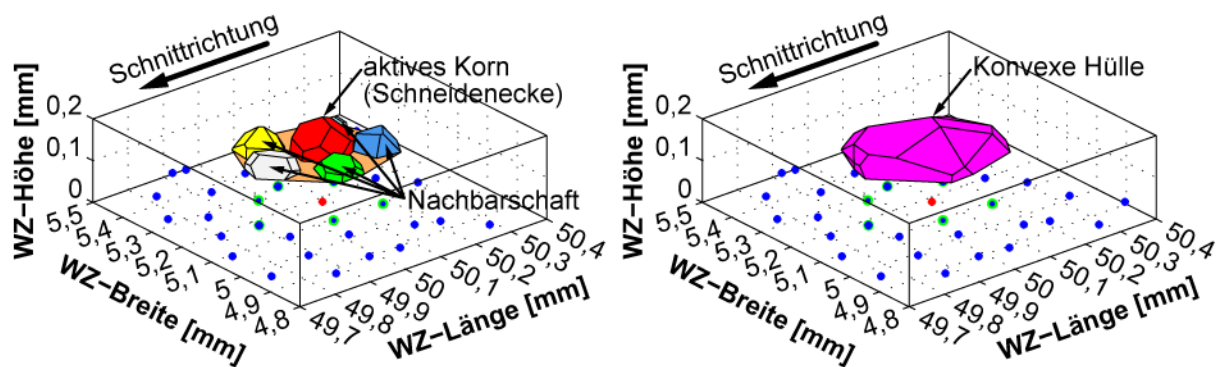


Abbildung 6.19: Identifizierung des aktiven Kornes und der Nachbarschaft (l.) und Berechnung der Konvexen Hülle (r.)

Für die Identifikation der Nachbarschaft eines Kornes wird die MATLAB-Funktion „voronoin“ verwendet [87]. Im Werkzeugmodell (Kapitel 6.1) wird eine Vereinfachung der 3D-Korngeometrie durchgeführt, indem diese Korngeometrie auf eine Ebene senkrecht zur Schnittrichtung projiziert wird. Die Position der projizierten Korngeometrie wird dann durch die höchste Schneidenecke des Kornes bestimmt. Für die Identifikation der Nachbarn wird ebenfalls diese Information der höchsten Schneidenecke verwendet. Dabei wird für jede Schneidenecke eine

Abgrenzung berechnet, welche durch die Mittelsenkrechten zwischen dieser ursprünglichen Schneidenecke und der jeweils nächstgelegenen Schneidenecke definiert wird. Die durch die Abgrenzung eingeschlossene Fläche wird als Voronoi-Region bezeichnet [94]. Werden nun alle Körner im Belag berücksichtigt und für alle deren die Voronoi-Region berechnet, entsteht dadurch das Voronoi-Diagramm (Abbildung 6.20).

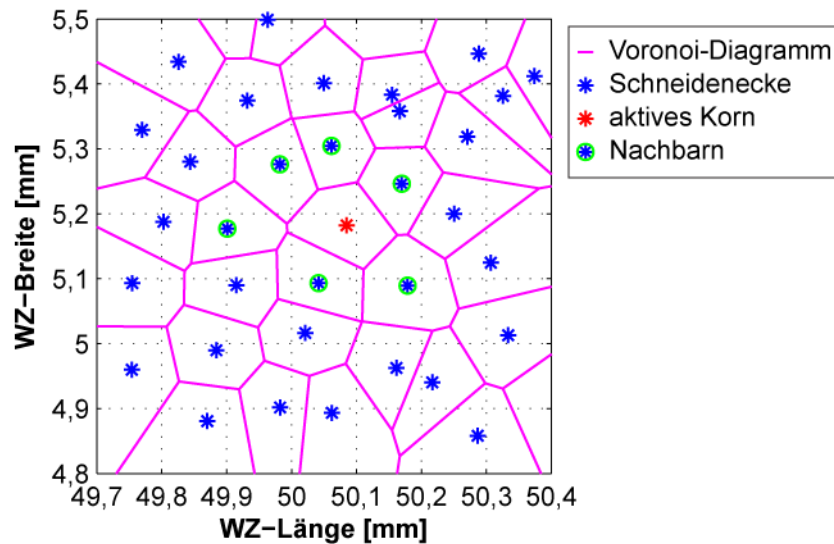


Abbildung 6.20: Voronoi-Diagramm von den höchsten Schneidenecken der Körner

Aus der Funktion „voronoin“ resultieren eine Matrix „V“ mit den XY-Koordinaten allen Knoten des Voronoi-Diagramms sowie eine Zellmatrix „C“. Die Elemente dieser Zellmatrix „C“ sind Vektoren und jeder Vektor enthält die Indizes der Knoten aus der Matrix „V“, die für die Bildung der Voronoi-Region der entsprechenden Schneidenecke notwendig sind [87]. Wenn zwei Schneidenecken Nachbarn sind, müssen ihre Vektoren zwei gleiche Indizes der Knoten aus „V“ besitzen.

Sobald die direkten Nachbarn eines aktiven Korns identifiziert sind, wird das Spanraumvolumen gemäss Gleichung 6-13 berechnet.

$$\text{Spanraum}(K_i) = \text{convhulln}(K_i + N_j) - \text{convhulln}(K_i) - \sum_j \text{convhulln}(N_j) \quad (6-13)$$

Die Berechnung des Spanraumvolumens erfolgt mit Hilfe der MATLAB-Funktion „convhulln“ [87], indem die XYZ-Koordinaten des Korns in die Funktion eingegeben werden. Die Funktion „convhulln“ berechnet daraus die Konvexe Hülle aller Punkte und gibt als Output dessen Volumen. Für die Berechnung des Spanraums wird zuerst das Volumen des aktiven Korns K_i und dessen Nachbarn N_j zusammen berechnet ($\text{convhulln}(K_i + N_j)$ in Gleichung 6-13). Daraus resultiert die in Abbildung 6.19 dargestellten Konvexen Hülle. Danach werden alle Körner einzeln in die Funktion eingegeben. Die Differenz des umschliessenden Volumens und der

einzelnen Volumina aller berücksichtigten Körner ergibt den Spanraum für das entsprechende aktive Korn.

Zur Berücksichtigung der Bindung wurde unter einem Mikroskop die Dicke der Nickelschicht eines Belags ausgewertet. Es wurde eine mittlere Schichtdicke von 94µm festgestellt, was einer Einbettung von etwa 75% der Korngrösse entspricht.

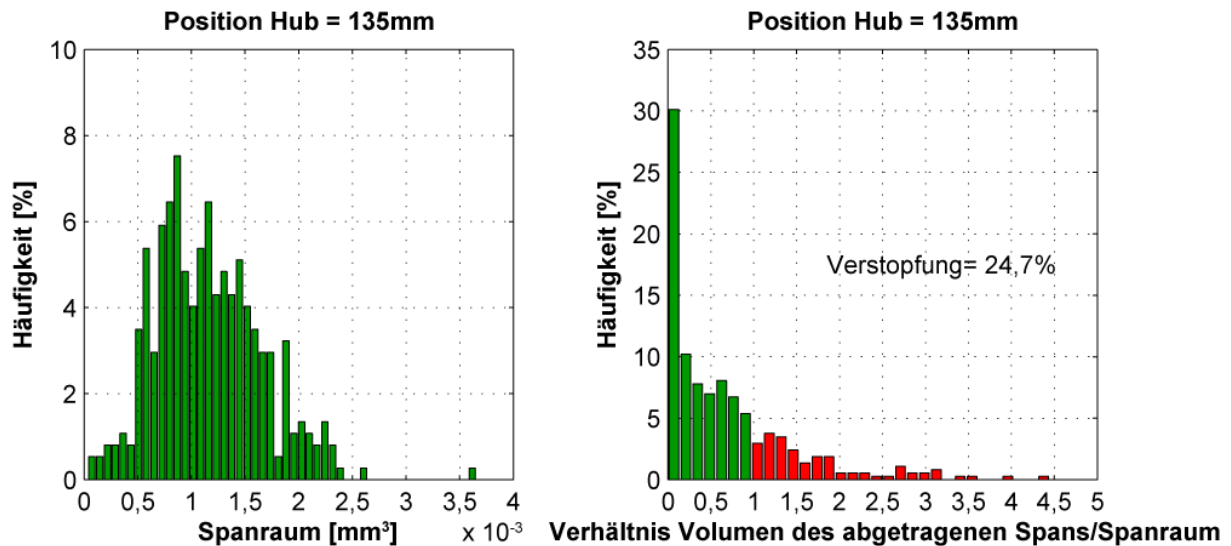


Abbildung 6.21: Verteilung des Spanraumvolumens (l.) und Verhältnis des Volumens des abgetragenen Spans zum entsprechenden Spanraum (r.)

Aus der Berechnung des Spanraums von allen aktiven Körnern resultiert die Verteilung der Spanräume in einem Aufwärtshub, wie in Abbildung 6.21 links dargestellt.

Darüber hinaus kann das Verhältnis des Volumens des abgetragenen Spans zum entsprechenden Spanraum berechnet werden. Es wird davon ausgegangen, dass das Kühlschmiermittel im Spanraum wegfließen kann und somit der Spanraum nur durch Späne gefüllt wird. Daraus lässt sich der Anteil an verstopften Spanräumen im betrachteten Aufwärtshub bestimmen (Abbildung 6.21 rechts).

6.8 Weitere Outputs

Für die Charakterisierung der Oberflächengüte wird die Rauheit Ra nach ISO 4287 [80] verwendet. Sie wird aus den absoluten Werten $Z(x)$ innerhalb der Messstrecke l des resultierenden Oberflächenprofils und quer zur Vorschubrichtung (Abbildung 6.22) nach Gleichung 6-14 berechnet:

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (6-14)$$

Der Materialabtrag pro Seite wird aus der Differenz zwischen Anfangs- und Endmass des Werkstücks berechnet.

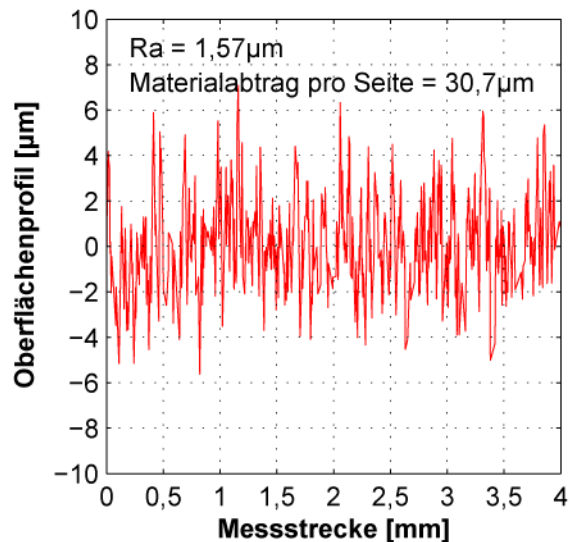


Abbildung 6.22: Resultierende Rauheit und Materialabtrag

Abbildung 6.22 stellt ein Beispiel der resultierenden Rauheit und des Materialabtrags aus der Simulation dar.

Aus der im Kraftmodell berechneten Schnitt- und Schnittnormkraft werden die maximalen Werte in jedem Aufwärtshub herausgenommen. Daraus lässt sich die Verteilung der maximalen Kräfte pro Hub berechnen. Für die Darstellung der Kräfte werden die maximalen Werte durch die simulierte Belagbreite geteilt. Daraus resultiert die Schnitt- bzw. Schnittnormkraft bezogen auf eine Belagbreite von 1mm, wie in Abbildung 6.23 beispielsweise gezeigt.

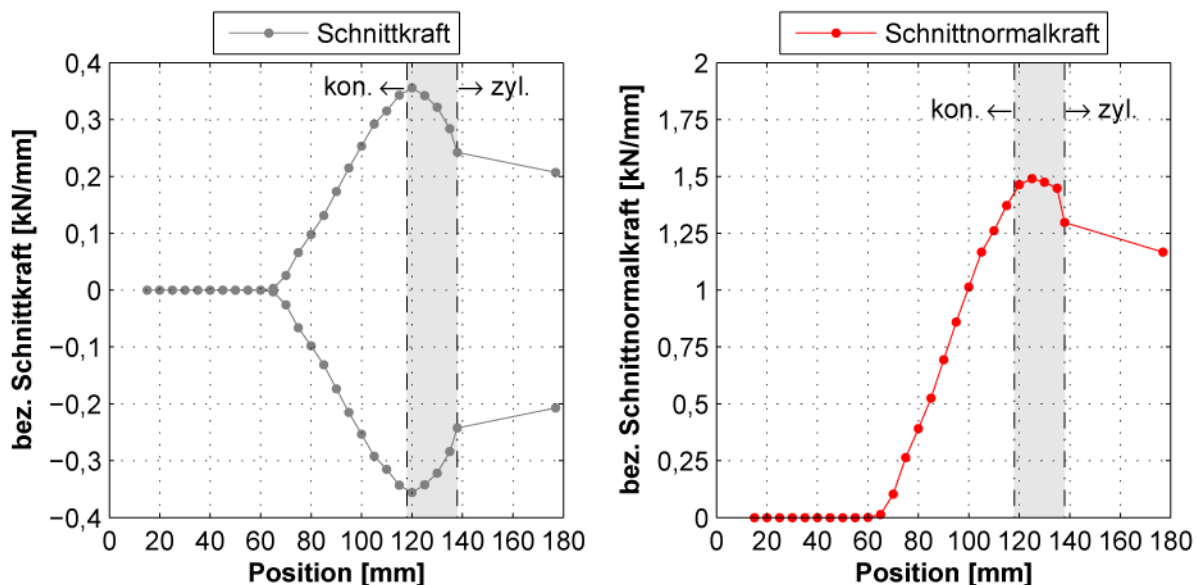


Abbildung 6.23: Bezogene Schnittkraft (l.) und bezogene Schnittnormkraft (r.)

Die positiven Werte der Schnittkraft beziehen sich auf die Aufwärtshübe und die negativen Werte auf den Rückzug. Relevant im Prozess ist hauptsächlich die Schnittkraft bei den Aufwärtshüben. Auf Grund dessen werden nur diese simuliert. Da bei den Experimenten zum Honnräumen festgestellt wurde, dass der Betrag der

Schnittkraft bei den Aufwärtshüben und beim Rückzug sehr ähnlich ist, wird der Betrag der negativen Werte gleich wie der positiven beim Aufwärtshub angenommen. Das entspricht einer Spiegelung der Kraft um die x-Achse.

6.9 Verifikation des Modells

Für die Verifikation des Modells werden Simulationen mit den gleichen Prozessparametern durchgeführt, wie sie bei den Experimenten zum Honräumen gefahren wurden. Tabelle 6.3 gibt eine Zusammenfassung der Parameter.

Wie in Kapitel 6.5 beschrieben, werden für die Berechnung der Schnittkraft die mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs berücksichtigt. Während der Einzelkornversuche wurden $k_{c\mu,\mu}$ und m_c in Abhängigkeit der Lage und Schnittwinkel bestimmt. Auf Grund der sehr hohen Komplexität wird die Orientierung der Körner im Kraftmodell vernachlässigt. Eine Voruntersuchung hat gezeigt, dass die Ergebnisse aus dem Kraftmodell mit dem Wert für $k_{c\mu,\mu}$ und m_c von Lage B in Schnittrichtung 0° ($k_{c\mu,\mu}=0,041\text{N}/\mu\text{m}^2$; $m_c=0,452$) gut mit den gemessenen Werten übereinstimmen, womit ersichtlich ist, dass die mathematisch identifizierten Parameter nicht fernab jeder physikalischen Realität liegen. Für die Berechnung der Schnittnormalkraft wird ein Schnittkraftverhältnis von 0,25 für den konischen und 0,15 für den zylindrischen Teil angenommen. Die Deformationskennlinie entspricht derjenigen von Gleichung 6-6.

Tabelle 6.3: Simulationsparameter

Prozessparameter		Werkzeugparameter	
Schnittgeschwindigkeit	180mm/s	Körnung	D126
Startposition	SP=20mm	Länge konischer Teil	70mm
Honräumstrategie	P1=138mm	Länge zylindrischer Teil	40mm
Vorschub pro Hub	$f_{\text{Hub}}=2,5\text{mm}, 5\text{mm}$ und $7,5\text{mm}$	Konizität	1/1000
Rückzugstrategie	S2	Werkstückparameter	
Endposition	EP=177mm	Werkstückhöhe	20mm
Schichtlänge	$L_s=105\text{mm}$	Werkstückbreite	5mm
Anzahl Schlichthübe	$n=1$	Erwünschter Abtrag	$50\mu\text{m}$
Schrittlänge (Aufwärtshübe)	5mm	Abstand zwischen Werkstückebenen	2,5mm

Der erwünschte Abtrag von $50\mu\text{m}$ wurde so gewählt, dass der erste Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück sowohl in der Simulation als auch im Experiment übereinstimmen. Dies geschieht bei der Position 60mm (Abbildung 6.24 und Abbildung 6.25).

In Abbildung 6.24 und Abbildung 6.25 sind die Vergleiche zwischen Simulation und Experiment für Vorschübe pro Hub von 2,5mm bzw. 5mm dargestellt. Bis zur Position 60mm gibt es keinen Kontakt zwischen Werkstück und Belag. Die Werte aus den Messungen sind trotzdem nicht gleich null. Der Grund hierfür ist die

Vorgehensweise bei der Werkstückaufspannung. Damit die gleiche Position immer wiederholt werden konnte, wurde das Werkstück immer bis zum Kontakt mit dem Zentrierstück des Werkzeugs gefahren. Der Kontakt plus eventuelles Messrauschen führte zu den dargestellten Werten ungleich null bis Position 60mm. Sobald der Kontakt des Werkstücks mit dem Belag entstanden ist, erhöhen sich die im Prozess wirkenden Kräfte und die Messfehler werden unterdrückt.

In beiden Simulationen ist eine gute Übereinstimmung der Kräfte zwischen Experiment und Simulation festzustellen. Praktisch alle simulierten Werte befinden sich im Bereich der Messstreuung mit 95%-Konfidenzintervall.

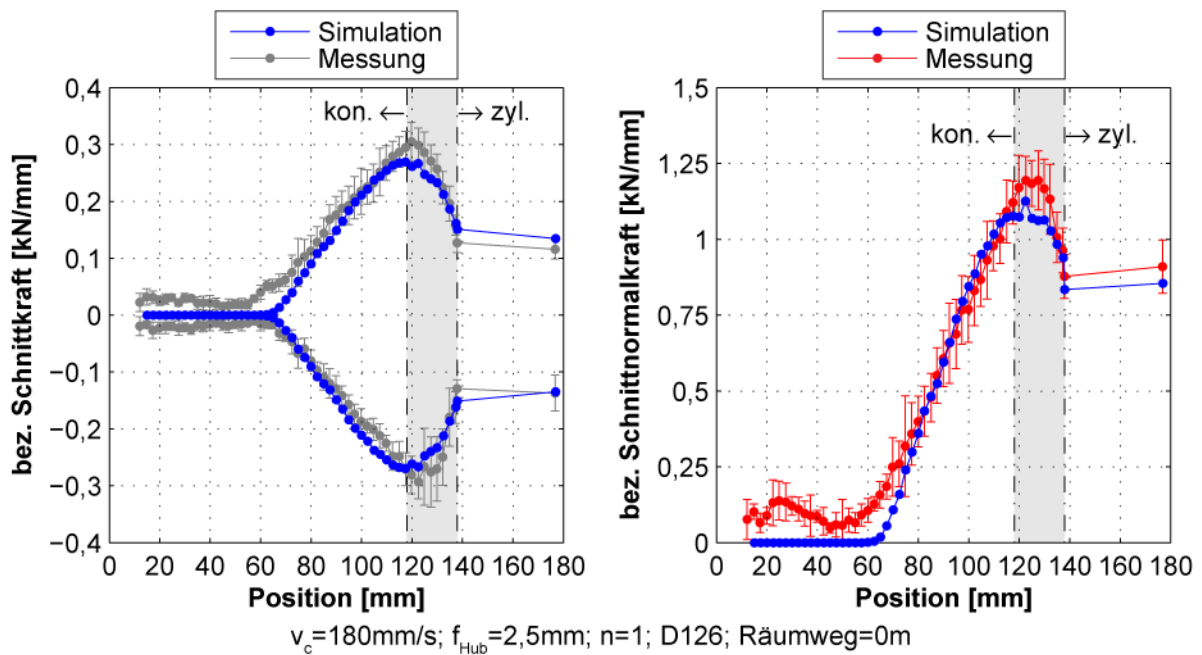


Abbildung 6.24: Vergleich der Kräfte zwischen Simulation und Experiment für $f_{\text{hub}}=2,5\text{mm}$

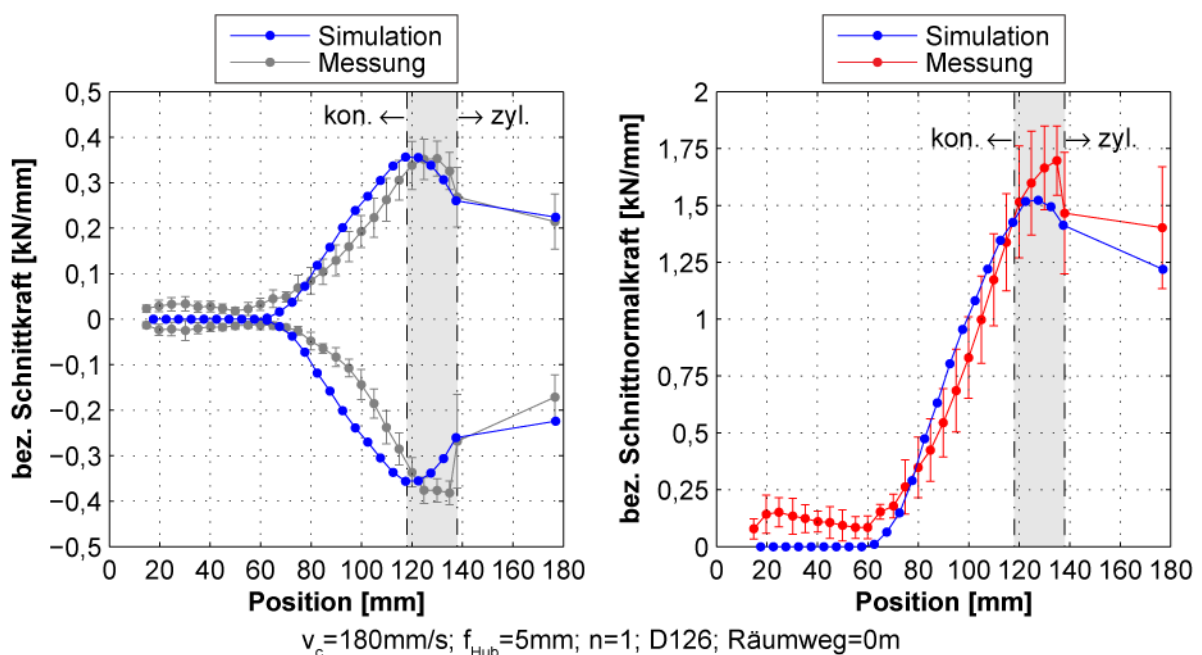


Abbildung 6.25: Vergleich der Kräfte zwischen Simulation und Experiment für $f_{\text{hub}}=5\text{mm}$

Der Materialabtrag ist, wie die Kräfte auch, mit der Deformation vom Werkstück verknüpft. Es gibt bei den Messungen einen Unterschied zwischen beiden gemessenen Seiten (Abbildung 6.26). Im Vergleich zu Seite B liegen die simulierten Werte innerhalb der Messstreuung (95%-Konfidenzintervall).

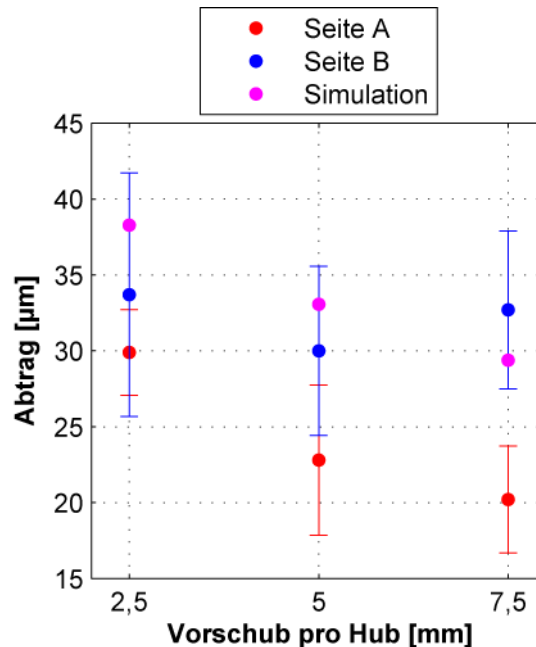


Abbildung 6.26: Vergleich des Materialabtrags zwischen Simulation und Experiment in Abhängigkeit des Vorschubs pro Hub

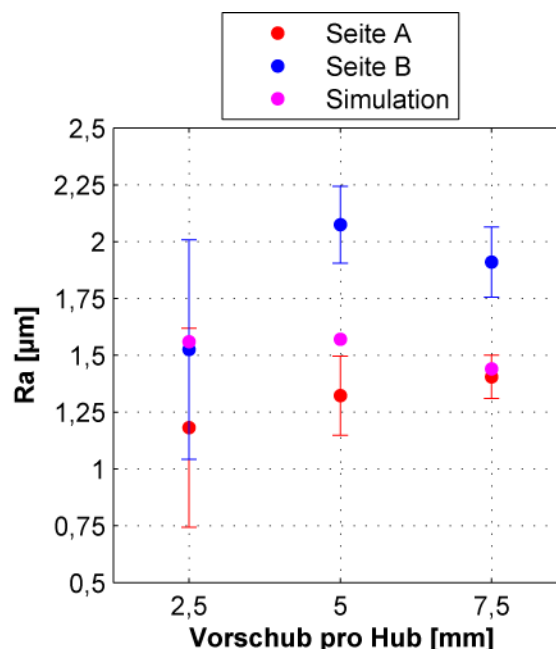


Abbildung 6.27: Vergleich der Rauheit Ra zwischen Simulation und Experiment in Abhängigkeit des Vorschubs pro Hub

Der Unterschied des Materialabtrags lässt sich ebenfalls bei der Rauheitsmessung Ra feststellen (Abbildung 6.27). Hier sind die simulierten Werte für einen Vorschub pro Hub von 2,5mm und 7,5mm innerhalb und der von 5mm leicht

ausserhalb der Messstreuung (95%-Konfidenzintervall) von Seite A. Durch bilden des Mittelwerts der beiden Seiten sind alle Werte innerhalb der Messstreuung.

Die Ergebnisse der Simulation stimmen mit den gemessenen Werten für alle drei voneinander unabhängigen Grössen (Kraft, Materialabtrag und Rauheit) überein. Somit sind die Annahmen für die Simulation zutreffend. Die Abbildung des Honräumprozesses durch die Simulation, ausgehend von der sorgfältigen Beschreibung des abrasiven Belags und der mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs, ist somit gewährleistet.

7 Umsetzung

Bei den Honräumversuchen wurde der Einfluss von unterschiedlichen Parametern auf den Prozess ermittelt. Daraus sind wichtige Informationen entstanden, die dem besseren Verständnis des Prozesses dienen. Darüber hinaus wurde eine Simulation des Prozesses erarbeitet, welche die Untersuchung der Auswirkungen von Prozessparameter und von Werkzeugdaten auf die wirkenden Kräfte, die erreichbare Oberflächengüte und Genauigkeit des Werkstücks ermöglicht. Für die industrielle Umsetzung dieser Erkenntnisse wird hier ein Vorschlag unterbreitet, welcher in zwei Schritte unterteilt ist. Diese gliedern sich in die Werkzeugauslegung und den Werkzeugeinsatz.

7.1 Werkzeugauslegung

Bis heute gab es keine wissenschaftliche Untersuchung und ebenso kein Modell des Prozesses Honräumen. Somit waren die im Prozess wirkenden Kräfte und die damit verbundenen Deformationen nicht bekannt. Damit die Werkstücke nach der Bearbeitung innerhalb der Toleranzgrenze lagen, wurde für die Auslegung des Werkzeugs die obere Toleranzgrenze des Werkstücks übernommen. Dadurch war gesichert, dass alle Werkstücke nach der Bearbeitung zwar innerhalb der Toleranzgrenze lagen, zum Teil aber erheblich unterhalb der oberen Toleranzgrenze sind. Da der ganze Toleranzbereich durch diese Auslegungsstrategie nicht ausgeschöpft werden konnte, hatte dies eine Auswirkung auf die Werkzeuglebensdauer zur Folge. Die rote Kurve in Abbildung 7.1 stellt ein schematischer Verlauf der Werkzeuglebensdauer dar.

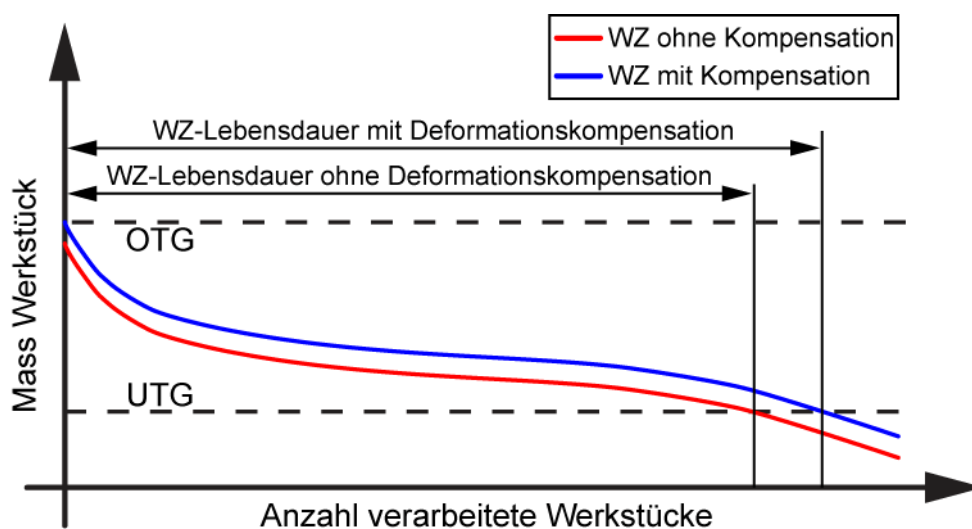


Abbildung 7.1: Werkzeuglebensdauer als Funktion der Werkzeugauslegung

Mit der vorgestellten Simulation des Prozesses können die wirkenden Kräfte und die damit resultierenden Deformationen berechnet werden. Dies ermöglicht eine Kompensation der Deformationen im Werkstück durch eine gezielte Auslegung des Werkzeugs. Das Werkzeug wird dabei so ausgelegt, dass im Neuzustand die Werkstücke nach der Bearbeitung direkt bei der oberen Toleranzgrenze liegen. Somit wird der gesamte Toleranzbereich des Werkstücks ausgeschöpft. Ausgegangen von einer gleichen Verschleissentwicklung des Werkzeugs, führt die Werkzeugkompensation zu einer Erhöhung der Anzahl verarbeiteter Werkstücke. Dieser Vorgang ist mit der blauen Kurve in Abbildung 7.1 dargestellt.

Die Vorgehensweise für die Anwendung des theoretischen Prozessmodells bei der Werkzeugauslegung ist in Abbildung 7.2 präsentiert.

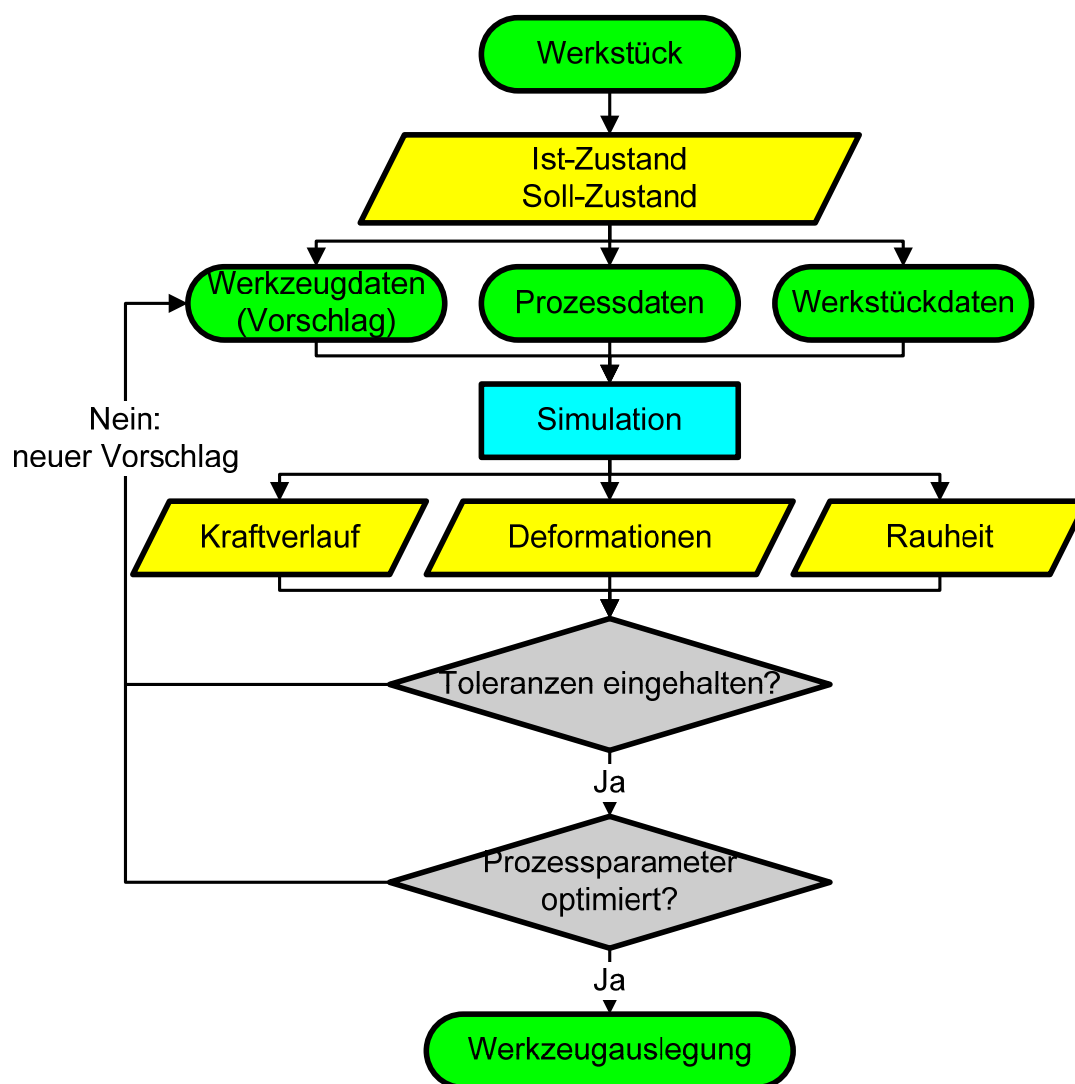


Abbildung 7.2: Werkzeugauslegung

Die Auslegung des Werkzeugs startet mit der Betrachtung des Werkstücks, indem die Angaben des Ist- und Soll-Zustands analysiert werden. Damit der Einfluss einzelner Parameter auf das Prozessergebnis untersucht werden kann, wird die vorgeschlagene Simulation verwendet.

Die Simulation soll besonders bei der Wahl der Länge des konischen und zylindrischen Teils, bei der Tolerierung des Werkzeugs und bei der Bearbeitungsstrategie helfen. Die Angaben der Werkzeug-, Prozess- und Werkstückdaten werden in die Simulation eingegeben. Daraus resultieren der im Prozess wirkende Kraftverlauf, die Deformationen und die Rauheit des Werkstücks. Die Ergebnisse der Simulation werden mit den Angaben des Soll-Zustands des Werkstückes verglichen, ob die Toleranzen eingehalten sind und ob die Werkstückmasse bei der oberen Toleranzgrenze liegen. Falls es Abweichungen gibt, werden die Werkzeugdaten angepasst und die Simulation neu durchgeführt.

Parallel zu der Frage nach der Toleranz stellt sich auch die Frage nach der Optimierung der Prozessparameter. Die Optimierung des Prozesses Honräumen kann durch die Erhöhung der Werkzeuglebensdauer, verbunden mit einer Verkürzung der Bearbeitungszeit, erreicht werden.

Die Werkzeuglebensdauer wird vom Belagsverschleiss bestimmt, wobei dieser grundsätzlich von der Werkzeugbeanspruchung, von der Belagzusetzung sowie vom Verschleiss der Diamantkörner abhängig ist.

Die Beanspruchung des Werkzeugs hängt hauptsächlich von den gewählten Prozessparametern, vom gewünschten Materialabtrag im Werkstück und von den damit verbundenen Kräften ab. Bei sehr grossem Materialabtrag, d.h. bei sehr grosser Diskrepanz zwischen Soll- und Ist-Zustand des Werkstücks, gibt es einen starken Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte, sodass dabei der Belag überlastet werden kann. Dafür kann die Simulation verwendet werden, um die richtigen Parameter in Abhängigkeit von der Paarung Werkzeug/Werkstück bestimmen und dabei die Kräfte unter einem bestimmten Niveau halten zu können.

Die Belagzusetzung ist einer der Hauptgründe für ein frühzeitiges Versagen des Diamantbelags. Die effizientere Spülung und Reinigung mit einem Hochdruckspülsystem kann die Belagzusetzung verhindern. Bei Maschinen, welche nur mit dem herkömmlichen Maschinenspülsystem ausgerüstet sind, kann eine Belagzusetzung durch angepasste Prozessparameter vermieden werden. Dabei wird hauptsächlich der Vorschub pro Hub kontrolliert. Mit einem grossen Vorschub pro Hub findet ein erhöhter Materialabtrag statt, welcher zur Belagzusetzung führen kann. Da die Belagzusetzung ein kontinuierlicher Vorgang ist und der Anteil an verstopften Spanräumen, bei denen ein Versagen des Belag stattfindet, nicht eindeutig zu bestimmen ist, sollte der maximale Abtrag bzw. der maximale Vorschub pro Hub so ausgewählt werden, dass gerade keine Zusetzung auftritt. Dies wird durch die Simulation des Spanraums erzielt, welche den Zusammenhang zwischen Prozessparameter und Belagzusetzung berechnet.

Die Optimierung des Prozesses durch die Verkürzung der Bearbeitungszeit kann durch eine erhöhte Schnittgeschwindigkeit erreicht werden. Bei den Honraumversuchen konnte keinen Einfluss der Schnittgeschwindigkeit sowohl auf die Kräfte als auch auf die Bearbeitungsergebnisse festgestellt werden. Dabei kann der Prozess mit der maximalen Geschwindigkeit von 220mm/s gefahren werden. Für die

Bearbeitung mit geometrisch undefinierten Schneiden ist das immer noch viel zu langsam, weshalb eine Maschinenkonzeptänderung empfohlen wird.

Bei der Einfahrt des Werkzeugs in das Werkstück gibt es viele Hübe, die gefahren werden, ohne dass ein Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück entsteht. Auf Maschinen, welche mit einer Kraftüberwachung ausgerüstet sind, kann der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück durch den Kraftgrenzwert F_L erkannt werden. Erst ab dem Erreichen dieses Kraftgrenzwerts fangen die Bearbeitungshübe an. Für dessen Bestimmung wird der simulierte Kraftverlauf verwendet. Daraus soll die Position des ersten Kontakts ermittelt werden. Danach wird ab dieser Position eine Werkstückhöhe addiert und die Schnittkraft bei dieser neuen Position ermittelt. Die ermittelte Schnittkraft soll als Kraftgrenzwerts F_L während der Bearbeitung angewendet werden (vgl. Abbildung 5.29). Mit dieser Vorgehensweise wurde bei den Honräumversuchen kein Einfluss des Kraftgrenzwerts F_L auf die resultierenden Kräfte sowie auf die Rauheit R_a festgestellt. Damit lassen sich viele unnötige Hübe sparen, was zu einer erheblichen Reduktion der Bearbeitungszeiten führen kann.

7.2 Werkzeugeinsatz

Während des Werkzeugeinsatzes führt der Werkzeugverschleiss bzw. der Verschleiss der Kornspitzen zu einer Erhöhung der Schnittnormalkraft mit gleichzeitiger Zurücksetzung der Aussenkontur des Werkzeugs. Somit wird die Innenkontur des Werkstückes mit steigender Anzahl verarbeiteter Werkstücke immer kleiner, bis sie ausser Toleranz gerät. Bis heute bedeutet die Unterschreitung der unteren Toleranzgrenze das Ende der Werkzeuglebensdauer. Dabei musste das Werkzeug durch ein Neues ersetzt werden.

Aus der Analyse des Zusammenhangs zwischen der Anzahl der Schlichthübe und der Prozesskräfte sowie der Rauheit R_a (Kapitel 5.4.4) lässt sich eine Optimierung der Schlichthübe ableiten, welche zu einer Erhöhung der Werkzeuglebensdauer führen kann. Dies ist schematisch durch die Magentakurve in Abbildung 7.3 dargestellt.

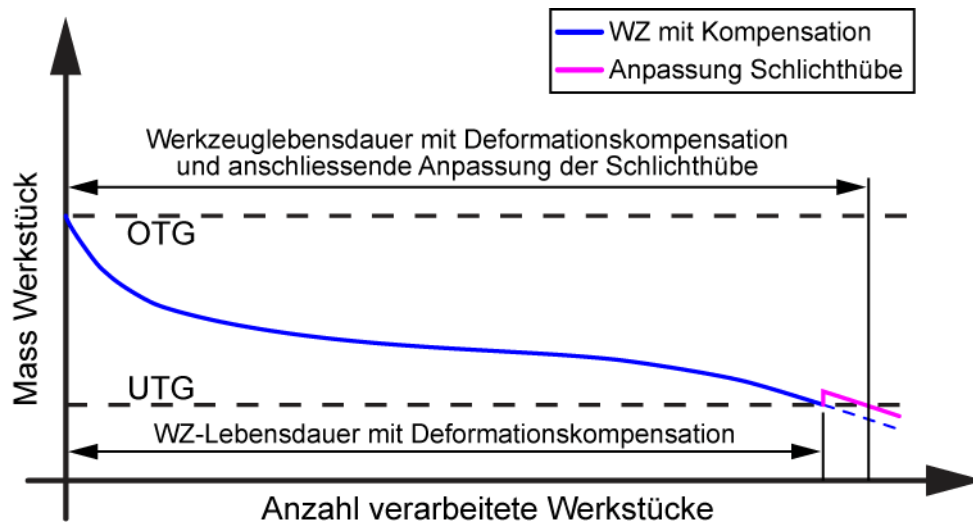


Abbildung 7.3: Werkzeuglebensdauer mit Anpassung der Schlichthübe

Die Anzahl der Schlichthübe soll beim Einsatz eines neuen Werkzeugs auf ein Minimum begrenzt werden. Es soll bei der Bearbeitung des Werkstücks nur für die gewünschte Rauheit der Werkstückoberfläche und die erforderliche Toleranz ausreichen. Wenn durch den Werkzeugverschleiss und durch die Erhöhung der Schnittnormalkräfte die Werkstücke ausser Toleranz geraten, kann in begrenztem Umfang anstatt eines Werkzeugwechsels die Anzahl der Schlichthübe erhöht werden. Die Erhöhung der Anzahl der Schlichthübe bewirkt einen weiteren Materialabtrag, verbunden mit einer Verringerung der Schnittnormalkraft und der Rauheit. Da die Kräfte mit der Elastizität des Werkstücks verknüpft sind, bewirken geringere Kräfte kleinere elastische Deformationen und damit eine Verbesserung der Masstoleranz. Wie viele zusätzliche Schlichthübe möglich sind, wird aus dem simulierten Kraftverlauf herausgenommen. Solange eine Erhöhung der Anzahl Schlichthübe zu einer relevanten Verringerung der Schnittnormalkraft führt, d.h. man befindet sich noch auf dem fallenden Teil des Schnittnormalkraftverlaufes (vgl. Abbildung 5.25), können zusätzliche Schlichthübe einer Verlängerung der Werkzeuglebensdauer dienen.

Bei einem frühzeitigen Versagen des Werkzeugs muss nach dessen Grund gesucht werden, da der Verschleiss der Diamantkörner von der tatsächlichen Diamantqualität abhängig ist und sehr stark zwischen den Diamantlieferungen schwanken kann. Beim Feststellen von Kornbrüchen als Hauptgrund des Versagens kann dies auf eine niedrige Kornqualität zurückgeführt werden. Dabei wurde während dieser Arbeit auch bei niedrigen Belastungen ein Versagen des Belags festgestellt, sodass eine Anpassung der Prozessparameter keine Aussicht auf Erfolg hat. Nur durch die Anwendung von hochwertigen Diamantkörnern mit hoher Festigkeit kann das Problem umgangen werden.

Wie der Einsatz des Werkzeugs erfolgen soll, ist schematisch in Abbildung 7.4 dargestellt.

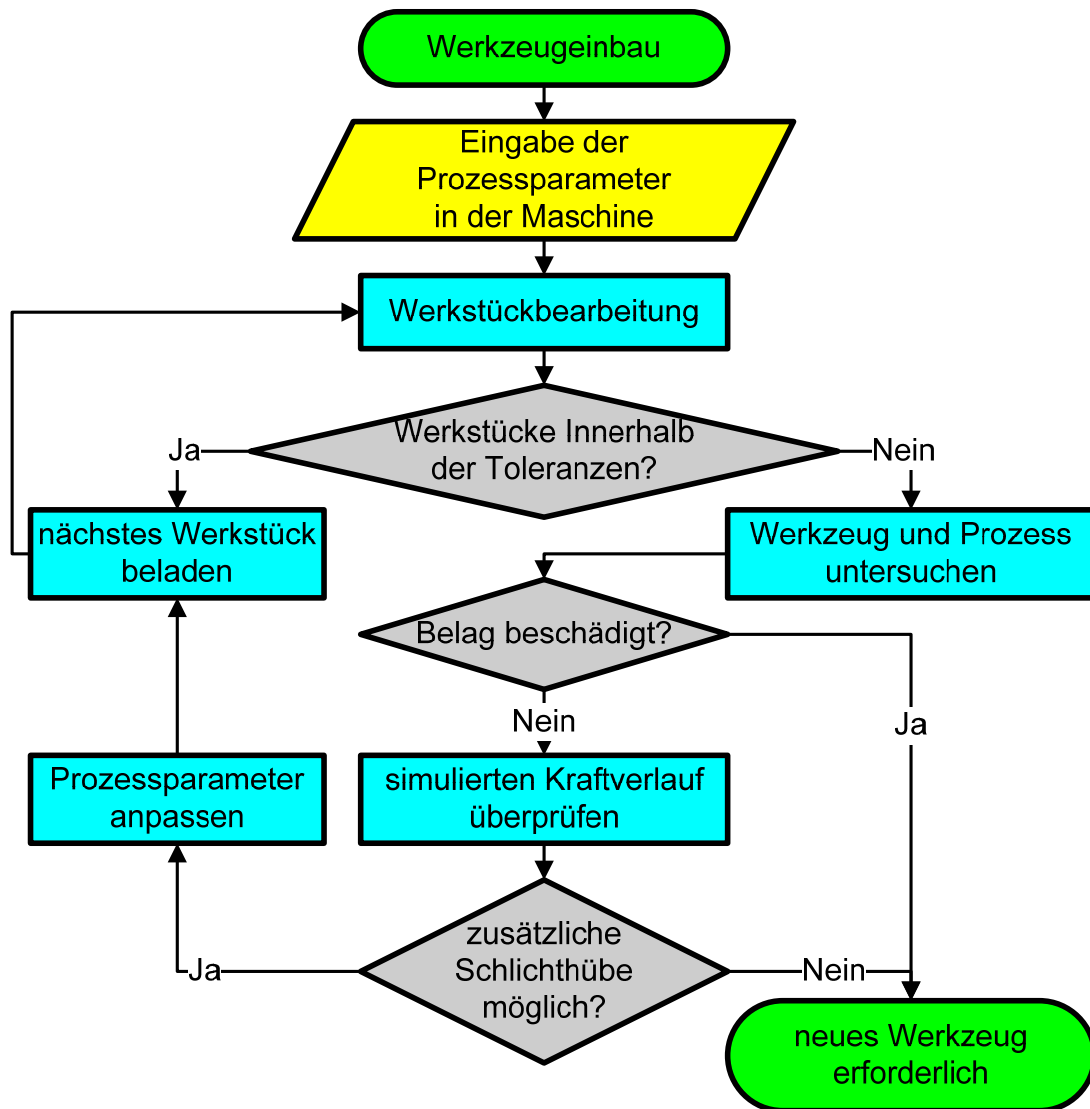


Abbildung 7.4: Werkzeugeinsatz

Das Werkzeug soll auf der Maschine montiert und die mitgelieferten Parameter in die Maschinensteuerung eingegeben werden. Die Werkstücke werden solange mit diesen Einstellungen bearbeitet, bis sie ausser Toleranzen geraten. An diesem Punkt muss überprüft werden, ob der Belag des Werkzeugs beschädigt ist. Eine Beschädigung auf dem Belag erfordert einen Werkzeugwechsel.

Ist der Belag nicht beschädigt, sollte der simulierte Kraftverlauf überprüft werden. Dabei ist festzustellen, ob eine Erhöhung der Anzahl Schlichthübe eine Reduzierung der wirkenden Schnittnormalkraft erlaubt und ob damit die Werkstücke in die Toleranz zurückgebracht werden können. Falls dies nicht möglich ist, ist die Werkzeuglebensdauer beendet und dessen Wechsel fällig.

8 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurden die theoretischen Grundlagen des Prozess Honräumen auf der Basis von Einzelkorn- sowie Honraumversuchen erarbeitet und in Form einer Prozesssimulation untermauert. Die entstandenen Festlegungen und Schlussfolgerungen wurden so erarbeitet, dass die Ergebnisse der Honraumversuche in Kombination mit der vorgestellten Simulation des Prozesses für die Optimierung und die industrielle Anwendung verwendet werden können. Damit ist es zum erstmal möglich, die bisher rein empirische Lösungsfindung durch wissenschaftlich fundierte Kenntnisse zu ersetzen.

Eine zentrale Rolle für die Umsetzung der in dieser Arbeit entstandenen Erkenntnisse spielt die entwickelte Simulation des Honräumens. Sie ermöglicht die Abbildung des Prozesses ausgehend von der sorgfältigen Beschreibung des abrasiven Belags und der mikroskopischen Eigenschaften des einzelnen Korneingriffs. Dabei wird der abrasive Werkzeugbelag durch stochastische Größen wie Körnung, Morphologie, Orientierung und Positionierung der Diamanten auf dem Werkzeuggrundkörper simuliert. Dazu werden Angaben zur Geometrie von Werkzeug sowie Werkstück und zu den Prozessparametern gemacht. Diese Daten werden in der Simulation verarbeitet und daraus resultieren die Eingriffsflächen des einzelnen aktiven Kornes, die wirkende Schnitt- und Schnittnormalkraft, die elastische Deformation des Werkstücks, der Materialabtrag sowie die Werkstückrauheit. Diese Ergebnisse dienen als Basis für die Werkzeugauslegung und für den Werkzeugeinsatz.

Für die Validierung der Simulation wurden die Kräfte, der Materialabtrag und die Rauheit zwischen simulierten und experimentellen Werten miteinander verglichen. Es gab eine sehr gute Übereinstimmung zwischen diesen drei voneinander unabhängigen Größen, sodass die Abbildung des Honraumprozesses durch die Simulation gewährleistet ist.

Bei den Honraumversuchen wurden die im Prozess wirkende Schnitt- und Schnittnormalkraft, die Rauheit R_a und der Materialabtrag am Werkstück in Abhängigkeit von unterschiedlichen Prozessparametern und in Abhängigkeit des Standwegs ermittelt. Aus der Auswertung der Messungen sind wichtige Informationen entstanden, die dem besseren Verständnis des Prozesses dienen.

Bei grossem Materialabtrag gibt es einen starken Einfluss des Vorschubs pro Hub auf die Kräfte. Dabei ist der Materialabtrag bei kleineren Vorschüben pro Hub effizienter, da mehrere Hübe in einem Zyklus gefahren werden. Der Vorschub pro Hub hat hingegen keinen Einfluss auf die Rauheit R_a .

Die Anzahl der Schlichthübe beeinflusst die verbleibende Schnitt- und Schnittnormalkraft sowie die Rauheit R_a . Mit steigender Anzahl Schlichthüben wird das Kraftverhältnis zwischen zwei sukzessiven Schlichthüben immer kleiner, der Kraftverlauf nähert sich bei jedem weiteren Schlichthub asymptotisch einem

Grenzwert an. Ähnlich verhält sich die Rauheit R_a mit der Anzahl Schlichthüben. Diese wird auch mit sukzessiven Schlichthüben immer kleiner und nähert sich ebenso bei jedem weiteren Schlichthub asymptotisch einem Grenzwert.

Die Schnittgeschwindigkeit und der Kraftgrenzwert F_L , der für die Erkennung des Kontakts zwischen Werkzeug und Werkstück verwendet wird, beeinflussen die resultierenden Kräfte sowie die Rauheit R_a nicht. Diese können gezielt für eine Verkürzung der Bearbeitungszeiten genutzt werden, was zu einer erheblichen Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses führen kann.

Im untersuchten Parameterfenster erwies die Körnung nur einen geringen Einfluss auf die Kräfte auf. Hingegen beeinflusst die Körnung sowohl den Kraftabbau bei den Schlichthüben als auch die Rauheit R_a stark.

Der fortlaufende Werkzeugverschleiss bewirkt eine Erhöhung der wirkenden Schnittnormalkraft mit gleichzeitiger Abnahme der Schnittkraft. Der Verschleiss der Diamantkörner erfolgt hauptsächlich durch Kornbruch, was zu einer Abnahme des Materialabtrags und zu einer leichten Abnahme der Rauheit R_a des Werkstücks führt.

Bei den Experimenten konnte nachgewiesen werden, dass ein herkömmliches Maschinenspülsystem, welches Öl mit einem Druck von maximal 2 bar liefert, eine ungenügende Reinigung bzw. Spülung des Werkzeugs bewirkt. Eine effizientere Spülung und Reinigung des abrasiven Belags wurde mit einem Spülsystem mit Hochdruck ab 50 bar erzielt.

Für ein verbessertes Verständnis der Spanbildungsmechanismen beim Honräumen wurde eine Methode entwickelt, um das Verhältnis der Schnittkräfte in Abhängigkeit von Kornlage und Schnittwinkel für ein einzelnes Diamantkorn zu bestimmen. Zwei unterschiedliche Lagen der kubisch-oktaedrischen Kornmorphologie wurden ausgewählt und in unterschiedlichen Schnittrichtungen untersucht. Dabei wurde mit Hilfe der Kienzle-Gleichung die spezifische Schnittkraft $k_{c,\mu}$ und den Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft m_c für die zwei untersuchten Lagen in Abhängigkeit der Schnittwinkel experimentell ermittelt. Auf Grund der sehr hohen Komplexität wurden in der Simulation nur die Werte für eine Lage und einen Schnittwinkel implementiert.

In dieser Arbeit wurde die Geometrie des Werkzeugs in der Simulation auf plane und zylindrische Oberflächen begrenzt. In der Zukunft ist eine Erweiterung des Modells auf Innenverzahnungen sinnvoll, da diese Art von Innenprofilen in der Industrie häufig vorkommt. Darüber hinaus soll die Simulation durch ein Versagensmodell weiterentwickelt werden. Diese soll ein Kornverschleissmodell sowie ein Verstopfungsmodell auf der Basis des Spanraummodells beinhalten. Somit wird die Simulation in der Lage sein, den Belagsverschleiss zu betrachten und Schlüsse über die Werkzeuglebensdauer zu ziehen. Obwohl beim Honräumen hauptsächlich nur D126 zur Anwendung kommt, sollte das Modell ebenso auf andere Körnungen erweitert werden. Mit diesen Erweiterungen kann der Prozess vollständig simuliert werden. Darüber hinaus können neue Anwendungsgebiete für die Simulation entstehen.

9 Literatur

- [1] Gerber, M., *Harträumen von Innenprofilen mit Diamantwerkzeugen*, Feinbearbeitung von Zahnrädern, Aachen-Germany, (2000) 1-10/17.
- [2] Klinger, M., *Räumen gehärteter Innenprofile*. Heft 398, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.v., Frankfurt, 1993.
- [3] Kallabis, M., *Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1991.
- [4] Klocke, F., König, W., *Fertigungsverfahren 1 - Drehen, Fräsen, Bohren*, 8. ed., Springer-Verlag, Berlin, 2008.
- [5] Klocke, F., Brinksmeier, E., Weinert, K., *Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 54(2), (2005) 22-45.
- [6] Schmidt, J., Lang, H., *Harträumen stösst mit CBN in neue Dimensionen vor*, Werkstatt + Betrieb, (9), (2003) 50-52.
- [7] Lang, H., *Harträumen mit CBN – Grundlagenforschung für die Zukunft*, Karlsruher Kolloquium, Karlsruhe, Germany, (2003) 61-73.
- [8] Lang, H., Appich, M., *Neue Antriebsquelle bringt Extra-Dynamik*, Werkstatt + Betrieb, (9), (2006) 86-88.
- [9] Mehr, A., *Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstossen*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2004.
- [10] Mehr, A., *Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen durch Wälzstossen mit geometrisch unbestimmter Schneide*. Heft 648, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.v., Frankfurt, 2002.
- [11] Bausch, T., *Innovative Zahnradfertigung*, 3. ed., Kontakt & Studium Band 175, expert verlag, 2006.
- [12] DIN 8589-5:2003, *Fertigungsverfahren Spanen – Teil 5: Räumen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*.
- [13] DIN 8589-14:2003, *Fertigungsverfahren Spanen – Teil 14: Honen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*.

-
- [14] Marzenell, C., *Verzahnungshonen mit Diamantwerkzeugen*, Dissertation, Universität Hannover, 2000.
- [15] Tonshoff, H. K., Marzenell, C., *The wear of electroplated diamond tools in gear honing*, *Industrial Diamond Review*, 59(4), (1999) 309-315.
- [16] Klocke, F., König, W., *Fertigungsverfahren 2 - Schleifen, Honen, Läppen*, 4. ed., Springer-Verlag, Berlin, 2005.
- [17] Lortz, W., *Schleifscheibentopographie und Spanbildungsmechanismus beim Schleifen*, Dissertation, RWTH-Aachen, 1975.
- [18] Grof, H. E., *Beitrag zur Klärung des Trennvorganges beim Schleifen von Metallen*, Dissertation, Technische Universität München, 1977.
- [19] Tönshoff, H. K., Denkena, B., *Spanen*, 2. ed., VDI, Springer, 2004.
- [20] Zum Gahr, K.-H., *Microstructure and Wear of Materials*, Tribology Series, Vol. 10. Elsevier, Amsterdam, 1987.
- [21] Zum Gahr, K.-H., Mewes, D., *Werkstoffabtrag beim Furchungverschleiss*, *Metall*, 37(12), (1983) 1212-1217.
- [22] Brinksmeier, E., Giwierzew, A., *Chip Formation Mechanisms in Grinding at Low Speeds*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(1), (2003) 253-258.
- [23] Brinksmeier, E., Klocke, F., Giwierzew, A., Vucetic, D., *Spanbildungsmechanismen beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten*, *Industrie Diamanten Rundschau*, 36(4), (2002) 346-356.
- [24] Giwierzew, A., *Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozessverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten*, Dissertation, Universität Bremen, 2003.
- [25] Brinksmeier, E., Giwierzew, A., *Hard gear finishing viewed as a process of abrasive wear*, *Wear*, 258(1-4), (2005) 62-69.
- [26] Williams, J. A., *Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach*, *Wear*, 225-229(Part 1), (1999) 1-17.
- [27] Hokkirigawa, K., Kato, K., *An experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear*, *Tribology International*, 21(1), (1988) 51-57.

- [28] Field, J. E., *The Properties of Natural and Synthetic Diamond*, Academic Press, London, 1992.
- [29] Pinto, F. W., *An experimental and numerical approach to investigate the machining performance of engineered grinding tools*, Dissertation, ETH-Zurich, 2008.
- [30] Webster, J., Tricard, M., *Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 53(2), (2004) 597-617.
- [31] Lauer-Schmaltz, H., König, W., *Phenomenon of Wheel Loading Mechanisms in Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 29(1), (1980) 201-206.
- [32] Yossifon, S., Rubenstein, C., *Wheel wear when grinding workpieces exhibiting high adhesion*, International Journal of Machine Tool Design and Research, 22(3), (1982) 159-176.
- [33] Srivastava, A. K., Ram, K. S., Lal, G. K., *A simple analysis for evaluating grinding wheel loading*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 28(2), (1988) 181-190.
- [34] Nagaraj, A. P., Chattopadhyay, A. K., *On some aspects of wheel loading*, Wear, 135(1), (1989) 41-52.
- [35] Gift, J. F. C., Misiolak, W. Z., Force li, E., *Mechanics of Loading for Electroplated Cubic Boron Nitride (CBN) Wheels During Grinding of a Nickel-Based Superalloy in Water-Based Lubricating Fluids*, Journal of Tribology, 126(4), (2004) 795-801.
- [36] Nailor, S., Gallagher, J., Leahy, W., *Die Eigenschaften natürlicher und synthetischer Diamantschleifkörnungen*, Industrie Diamanten Rundschau, 41(4), (2007) 54-63.
- [37] Kallabis, M., *Verschleissformen diamantbeschichteter Räumwerkzeuge*, Werkstatttechnik, 80(7), (1990) 357-360.
- [38] Bailey, M. W., Garrard, R., Juchem, H. O., *Characteristics of diamond and their effect on grinding behaviour*, Industrial Diamond Review, 59(1), (1999) 10-19.
- [39] Diamond Innovations, *MBG Diamond - for Demanding Grinding Applications*, Dattenblatt, 2004
- [40] Element Six, *PremaDia - Diamond abrasives (3.3.4)*, Dattenblatt, 2008.

- [41] List, E., Frenzel, J., Vollstaedt, H., *Ein neues System zur Ermittlung der Einzelkornfestigkeit von Schleifkörnungen*, Industrie Diamanten Rundschau, 40(2), (2006).
- [42] De Pellegrin, D. V., Corbin, N. D., Baldoni, G., Torrance, A. A., *Diamond particle shape: Its measurement and influence in abrasive wear*, Tribology International, 42(1), (2009) 160-168.
- [43] Schweickert, S., *Beitrag zur Entwicklung des Leistungshonens von Verzahnungen*, Dissertation, ETH-Zurich, 2001.
- [44] ISO 3002/4:1984(E), *Basic quantities in cutting and grinding – Part 4: Forces, energy, power*.
- [45] Brinksmeier, E., Aurich, J. C., Govekar, E., Heinzl, C., Hoffmeister, H. W., Klocke, F., Peters, J., Rentsch, R., Stephenson, D. J., Uhlmann, E., Weinert, K., Wittmann, M., *Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 55(2), (2006) 667-696.
- [46] Saini, D. P., Wager, J. G., Brown, R. H., *Practical Significance of Contact Deflections in Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 31(1), (1982) 215-219.
- [47] Saini, D. P., Wager, J. G., *Local Contact Deflections and Forces in Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 34(1), (1985) 281-285.
- [48] Wager, J. G., Saini, D. P., *Local Contact Deflections in Grinding - Groups of Grains and Single Grains*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 35(1), (1986) 245-248.
- [49] Malkin, S., Lenz, E., *Negative Rake Cutting to Simulate Chip Formation in Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 28(1), (1979) 209-212.
- [50] Matsuo, T., Toyoura, S., Oshima, E., Ohbuchi, Y., *Effect of Grain Shape on Cutting Force in Superabrasive Single-Grit Tests*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 38(1), (1989) 323-326.
- [51] Ohbuchi, Y., Matsuo, T., *Force and Chip Formation in Single-Grit Orthogonal Cutting with Shaped CBN and Diamond Grains*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 40(1), (1991) 327-330.
- [52] Tönshoff, H. K., Peters, J., Inasaki, I., Paul, T., *Modelling and Simulation of Grinding Processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 41(2), (1992) 677-688.
- [53] Zitt, U. R., *Modellierung und Simulation von Hochleistungsschleifprozessen*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1999.

- [54] Warnecke, G., Zitt, U., *Kinematic Simulation for Analyzing and Predicting High-Performance Grinding Processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 47(1), (1998) 265-270.
- [55] Aurich, J. C., Herzenstiel, P., Sudermann, H., Magg, T., *High-performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 57(1), (2008) 357-362.
- [56] Braun, O., Warnecke, G., Aurich, J. C., *Simulation-based development of a superabrasive grinding wheel with defined grain structure*, Transactions of the NAMRI/SME, 33, (2005) 351-358.
- [57] Braun, O., Warnecke, G., Aurich, J. C., *Simulationsgestützte Entwicklung von CBN-Schleifscheiben mit definierter Kornanordnung*, Industrie Diamanten Rundschau, 38(1), (2004).
- [58] Aurich, J. C., Braun, O., Warnecke, G., Cronjäger, L., *Development of a Superabrasive Grinding Wheel With Defined Grain Structure Using Kinematic Simulation*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 52(1), (2003) 275-280.
- [59] Pinto, F. W., Vargas, G. E., Wegener, K., *Simulation for optimizing grain pattern on Engineered Grinding Tools*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 57(1), (2008) 353-356.
- [60] Irani, R. A., Bauer, R. J., Warkentin, A., *A review of cutting fluid application in the grinding process*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 45(15), (2005) 1696-1705.
- [61] Monici, R. D., Bianchi, E. C., Catai, R. E., de Aguiar, P. R., *Analysis of the different forms of application and types of cutting fluid used in plunge cylindrical grinding using conventional and superabrasive CBN grinding wheels*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 46(2), (2006) 122-131.
- [62] Brinksmeier, E., Bohling, A., *Beherrschung des Kühlschmierstoffeinsatzes beim Schleifen*, Industrie Diamanten Rundschau, 42(3), (2008) 26-33.
- [63] Webster, J., Grün, P., *Improving grinding process economics through more effective fluid application*, Int. J. Mechatronics and Manufacturing Systems, 1(4), (2008) 343-364.
- [64] Brinksmeier, E., Minke, E., *High-Performance Surface Grinding - The Influence of Coolant on the Abrasive Process*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 42(1), (1993) 367-370.
- [65] Webster, J., Brinksmeier, E., Heinzl, C., Wittmann, M., Thoens, K., *Assessment of Grinding Fluid Effectiveness in Continuous-Dress Creep Feed Grinding*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 51(1), (2002) 235-240.

- [66] Gviniashvili, V. K., Woolley, N. H., Rowe, W. B., *Useful coolant flowrate in grinding*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44(6), (2004) 629-636.
- [67] Cameron, A., Bauer, R., Warkentin, A., *An investigation of the effects of wheel-cleaning parameters in creep-feed grinding*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 50(1), (2010) 126-130.
- [68] Koshy, P., Iwasald, A., Elbestawl, M. A., *Surface Generation with Engineered Diamond Grinding Wheels: Insights from Simulation*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 52(1), (2003) 271-274.
- [69] ISO 3002/1:1982(E), *Basic quantities in cutting and grinding – Part 1: Geometry of the active part of cutting tools – General terms, reference systems, tool and working angles, chip breakers*.
- [70] EN 10084:2008(D), *Einsatzstähle - Technische Lieferbedingungen*.
- [71] BP Oil International Ltd., *Sevora 921 H – Nichtwassermischbares EP-Schneidöl*, Dattenblatt, 06.2006.
- [72] Zygo Corporation, *NewView 5000 Operating Manual – OMP-0423H*, 09.2002.
- [73] Kistler Instrumente AG, *MiniDyn - Mehrkomponenten-Dynamometer bis 250 N*, Dattenblatt, 08.2008.
- [74] Kistler Instrumente AG, *SlimLine Sensoren (SLS)*, Dattenblatt, 10.2009.
- [75] SN EN ISO 4957:2001(DE), *Werkzeugstähle*.
- [76] maxon motor ag, *Programm 07/08 – des weltweit führenden Anbieters von hochpräzisen Antrieben und Systemen*, Produktkatalog, 04.2007.
- [77] Gysin AG, *Schneckengetriebe GSR 12*, Dattenblatt, 10.2009.
- [78] Alicona Imaging GmbH, *Optische 3D Oberflächenmesstechnik*, Broschüre G4-21-050704.
- [79] Danzl, R., Helmlí, F., Scherer, S., *Focus Variation – A new Technology for High Resolution Optical 3D Surface Metrology*, The 10th International Conference of the Slovenian Society for Non-Destructive Testing, Ljubljana-Slovenia, (2009).
- [80] ISO 4287:1997(E/F), *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Terms, definitions and surface texture parameters*.

- [81] ISO 4288:1996(E), *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Rules and procedures for the assessment of surface texture*.
- [82] ISO 3274:1996(E), *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Nominal characteristics of contact (stylus) instruments*.
- [83] Dr. Johannes Heidenhain GmbH, *Messtaster*, Dattenblatt, 04.2008.
- [84] Bailey, M. W., Hedges, L. K., *Die Kristallmorphologie von Diamant und ABN*, *Industrie Diamanten Rundschau*, 29(3), (1995) 126-129.
- [85] Bailey, M. W., Hedges, L. K., *Crystal Morphology Identification of Diamond and ABN*, *Industrial Diamond Review*, 55(1), (1995) 11-14.
- [86] ISO 6106:2005(E), *Abrasive products - Checking the grit size of superabrasives*.
- [87] The MathWorks, Inc., *MATLAB-Software Version 7.8.0.347 (R2009a)*, 12. Februar 2009
- [88] Chattopadhyay, A. K., Chollet, L., Hintermann, H. E., *On Performance of Chemically Bonded Single-Layer CBN Grinding Wheel*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39(1), (1990) 309-312.
- [89] Chattopadhyay, A. K., Chollet, L., Hintermann, H. E., *On Performance of Brazed Bonded Monolayer Diamond Grinding Wheel*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 40(1), (1991) 347-350.
- [90] Chattopadhyay, A. K., Hintermann, H. E., *On Performance of Brazed Single-Layer CBN Wheel*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 43(1), (1994) 313-317.
- [91] Chattopadhyay, A. K., Hintermann, H. E., *On Improved Bonding of Tic-Coated CBN Grits in Nickel-Based Matrix*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 42(1), (1993) 413-416.
- [92] Burkhard, G., *Beitrag zur Optimierung von einschichtigen Abrasivwerkzeugen*, Dissertation, ETH Zürich, 2001.
- [93] Braun, O., *Konzept zur Gestaltung und Anwendung definiert gesetzter CBN-Schleifscheiben*, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008.
- [94] Klein, R., *Algorithmische Geometrie*, 2. ed., Springer, Berlin, 2005.

Lebenslauf

Angaben zur Person

Name: Guilherme Evangelista Vargas
 Geburtsdatum: 23. Januar 1979
 Geburtsort: São Miguel do Oeste / Santa Catarina – Brasilien
 Staatsangehörigkeit: Brasilianisch und Italienisch

Ausbildung

Feb 1985 – Nov 1992 Grundschole, Florianópolis/SC – Brasilien
 Feb 1993 – Nov 1995 Gymnasium, Florianópolis/SC – Brasilien
 Mär 1996 – Feb 2002 Ingenieur Maschinenbau in Universidade Federal de Santa Catarina / Brasilien. Vertiefung: Schweissverfahren
 Okt 2002 – Sep 2004 Diplom-Ingenieur Maschinenbau in der Technischen Universität Ilmenau / Deutschland. Vertiefung: Schweissverfahren
 Jan 2005 – Aug 2010 Doktorand am IWF-Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung der ETH Zürich. Tätigkeitsfeld: Honträumen gehärteter Innenprofile mit diamantbelegten Werkzeugen.

Berufstätigkeit

Mai 1999 – Mai 2000 Studentische Hilfskraft bei der CIMM- Metallmechanik Informationszentrum / Universidade Federal de Santa Catarina
 Aug 2000 – Feb 2001 Studentische Hilfskraft bei der LABSOLDA- Mechatronik- und Schweissinstitut / Universidade Federal de Santa Catarina
 Mär 2001 – Aug 2001 Praktikum bei der Schweisstechnischen Lehr- und Versuchsanstalt SLV München – Laserschweissen
 Nov 2003 – Apr 2004 Diplomarbeit bei der Fraunhofer USA- Center for Coatings and Laser Applications.
 Thema: Laser-Plasma-Auftragsschweissen
 Jan 2005 – Aug 2010 Wissenschaftlicher Mitarbeiter bei inspire AG und Doktorand am IWF-ETH Zürich auf dem Forschungsgebiet Fertigungsprozesse.
 Seit Sep 2010 Engineering Expert bei Maag Pump Systems AG, Oberglatt