

Analyse und Modellierung der Prozess-Strukturwechselwirkungen beim Werkzeugschleifen

Von der Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg
genehmigte

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
Dr.-Ing.,

vorgelegt

von Dipl.-Ing. Kristin Miriam Baronin de Payrebrune Saint Sève
geboren am 18. Oktober 1981 in Neustadt am Rübenberge

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. M. Kröger, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. B. Heimann, Hannover

Tag der Verleihung: 13. Juni 2013

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin zunächst am Institut für Dynamik und Schwingungen der Leibniz Universität Hannover jedoch vor allem am Institut für Maschinenelemente, Konstruktion und Fertigung der Technischen Universität Bergakademie Freiberg. Wesentliche Ergebnisse meiner Arbeit sind im Rahmen des von der DFG geförderten Schwerpunktprogramms SPP1180 „Prognose und Beeinflussung der Wechselwirkungen von Strukturen und Prozessen“ als Verbundprojekt mit dem Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen der Leibniz Universität Hannover und dem Institut für Mathematik der Humboldt-Universität zu Berlin entstanden.

Meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Kröger, danke ich sehr herzlich für die fachliche Betreuung meiner Arbeit und die entstandene Freundschaft. Ganz besonders bin ich ihm über die vielen Einblicke in verschiedene Themenbereiche und die mir gewährten Freiheiten und Entfaltungsmöglichkeiten am Institut dankbar.

Herzlicher Dank gilt auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Bodo Heimann für die wohlwollende Begleitung während meines Studiums, das große Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Koreferats.

Ich möchte mich bei meinen Projektpartnern Herrn Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena und Herrn Dipl.-Ing Manuel Deichmüller vom Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen der Leibniz Universität Hannover und bei Herrn Prof. Dr. rer. nat. Carsten Carstensen, Herrn Prof. Dr. rer. nat. Andreas Schröder und Dipl.-Math. Sebastian Wiedemann vom Institut für Mathematik der Humboldt-Universität zu Berlin für die gute Zusammenarbeit, die fruchtbaren Diskussionen, die vielen zur Verfügung gestellten Messdaten und die Möglichkeit eines längerfristigen Aufenthaltes in Hannover bedanken.

Weiterhin danke ich allen Kollegen am Institut für Maschinenelemente, Konstruktion und Fertigung für die liebevolle Aufnahme, das herzliche Arbeitsklima und die vielen lösungsorientierten Diskussionen aus ganz unterschiedlichen Sichtweisen. Einige der vorliegenden Ergebnisse sind durch die Mithilfe zahlreicher Studenten entstanden. Vielen Dank für eure Arbeit. Ebenso danke ich den Werkstattmitarbeitern, die oft schnell und unkompliziert ausgefallene Ideen umgesetzt haben. Besonders dankbar bin ich Dipl.-Math. Jens Seidel für die Hilfe bei der mathematischen Beschreibung sowie meinen Kollegen Dipl.-Ing Anne Kreyßig und Dipl.-Ing Christian Berndt für ihre Unterstützung, Aufmunterungen und für das wackere Korrekturlesen meiner Arbeit.

Besonderer Dank geht an meine Familie, die mir in allen Lebenslagen zur Seite steht, meinen Brüdern Felix und Hannes, die mir ein offenes Ohr geschenkt und fruchtbare Diskussionen geführt haben, meiner Mutter, die meinen Werdegang stets unterstützt hat und ganz besonders meinen lieben Mann, Robert, der in jeglicher Hinsicht hinter mir steht, mich motiviert und bestärkt hat.

Freiberg, im Juli 2013

Kristin de Payrebrune

*Meinem lieben Vater gewidmet,
der diesen Lebensabschnitt nicht mehr miterleben durfte.*

Inhaltsverzeichnis

Formelverzeichnis	VII
Kurzfassung	XI
Abstract	XII
1 Einleitung und Ziel der Arbeit	1
2 Stand des Wissens und der Forschung	4
2.1 Modellvorstellung des Schleifprozesses	5
2.2 Schleifprozessmodelle	7
2.2.1 Kinematikmodelle	9
2.2.2 Schleifkraftmodelle	14
2.2.3 Temperaturmodelle	17
2.3 Prozessdynamik	19
2.3.1 Schwingungen	19
2.3.2 Rattererkennung im Zeitbereich	21
2.3.3 Rattererkennung im Frequenzbereich	22
3 Analyse und Modellierung der Systemstruktur	24
3.1 Charakterisierung der Dynamikeigenschaften des Werkstücks	26
3.2 Maschinentisch und Werkstückeinspannung	29
3.3 Modellierung der Werkstückstruktur	34
3.4 Parameterbestimmung für das Strukturmodell und Einflussanalyse	41
4 Analyse und Modellierung der Anregungsmechanismen	51
4.1 Dynamische Einflüsse beim Schleifen	51
4.2 Charakterisierung der Schleifscheibeneinflüsse auf die Werkstückdynamik	53
4.3 Modellierung der Schleifscheibentopographie	56
4.4 Schleifscheibenverschleiß	63
4.5 Implementierung des Schleifscheibenmodells im Gesamtmodell	67
5 Kontaktmodellierung und Prozesseinflussanalyse	69
5.1 Kontaktanalyse und Schleifkraftberechnung	69
5.2 Materialabtragsmodellierung	78
5.3 Prozesseinflussanalyse auf die Schleifkraft	83

5.3.1	Einfluss der Schleifscheibentopographie	84
5.3.2	Einfluss der Prozessparameter	89
5.4	Prozesseinflußanalyse auf die Werkstückgeometrie	93
5.4.1	Parametereinfluss auf die Werkstückgeometrie	93
5.4.2	Parametereinfluss auf die Rauheit der geschliffenen Werkstückoberfläche	95
6	Temperaturmodellierung	99
6.1	Grundmodelle bewegter Wärmequellen	99
6.2	Erweiterungen zur Abbildung von Schleifprozessen	102
7	Gesamtsimulation des Werkzeugschleifens	109
7.1	Einfluss der Simulationsmodule	112
7.2	Variation der Prozessparameter	115
7.3	Variation der Werkstückgeometrie	121
7.4	Variation des Werkstückquerschnitts	124
7.5	Kinematikvariation zur Verbesserung der Formhaltigkeit	129
8	Zusammenfassung	131
A	Unterteilung der Fertigungsverfahren	135
B	Mathematische Grundlagen	136
B.1	Herleitung der Ansatzfunktionen und Systemmatrizen	136
B.2	Partikuläre Lösung für Systeme mit Fremderregung	141
C	Analytische Beschreibung der Kontaktfläche von Werkstücken mit Spiralnut	143
D	Simulationsergebnisse	145
D.1	Simulationsergebnis des Längsnutenschleifens	145
D.2	Einfluss der Simulationsmodule	146
D.3	Variation der Prozessparameter	147
D.4	Variation der Werkstückgeometrie	149
D.5	Variation der auskragenden Werkstücklänge	150
D.6	Variation des Werkstückquerschnitts	151
Literatur		152

Formelverzeichnis

Selten benutzte Formelzeichen sowie abweichende Bedeutungen werden ausschließlich im Text erläutert. Vektoren werden im Allgemeinen durch fette Kleinbuchstaben, Matrizen durch fette Großbuchstaben gekennzeichnet. Die Elemente eines Vektors oder einer Matrix treten im Text auch als skalare Größen auf und werden hier nicht redundant aufgeführt.

Lateinische Notation

a_e	mm	Zustellung
a_ϑ	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
A_{kon}	m^2	Kontaktfläche
b	mm	Breite
c_ϑ	kJ/kgK	spezifische Wärmekapazität
C	-	Konstante
d_{ey}, d_{ez}	Ns/m	translatorischer Dämpfungskoeffizient der Einspannung
$d_{e\beta x}, d_{e\beta z}$	Nsm/Grad	rotatorischer Dämpfungskoeffizient der Einspannung
d_{eq}	mm	äquivalenter Schleifscheibendurchmesser
\hat{e}	mm	Amplitude der Schleifscheibenexzentrizität
E	N/mm^2	E-Modul
f	Hz	Frequenz
F	N	Kraft bzw. Kraftkomponente
G_{ver}	-	Verschleißquotient
h	mm	Höhe
h_{eq}	mm	äquivalente Spannungsdicke
i, j, n	-	Zählvariablen
I	m^4	Flächenträgheitsmoment
I_{ver}	-	Verschleißindikator
k	N/m	Federsteifigkeit
k_{ey}, k_{ez}	N/m	Ersatzfedersteifigkeit der Einspannung
$k_{e\beta x}, k_{e\beta z}$	Nm/Grad	Ersatzdrehfedersteifigkeit der Einspannung
k_{sy}, k_{sz}	N/m	Ersatzfedersteifigkeit der Spindel
l	mm	Länge
l_g	mm	geometrische Kontaktlänge
m	kg	Masse
N	-	Anzahl

N_{el}	-	Anzahl der Elemente
N_N	-	Anzahl der Nebenfreiheitsgrade
N_{ow}	-	Anzahl der höherharmonischen Schwingungen
\dot{q}	W	Wärmemenge pro Zeit
\dot{q}'	W/m	Wärmemenge pro Zeit und Länge
\dot{q}''	W/m ²	Wärmemenge pro Zeit und Fläche
Q	J	Wärmemenge
Q'_w	m ³ /s	Zeitspanvolumen
Q'_{wa}	m ³ /s	äußeres Zeitspanvolumen
Q'_{wi}	m ³ /s	inneres Zeitspanvolumen
R	mm	Radius
R_{nenn}	mm	Nennradius
R_a	µm	arithmetischer Mittenrauwert
s_1	-	Anzahl der Oberflächenwellen der Schleifscheibe
s_{rau}	-	Skalierungsfaktor Rauheit
s_ϑ	-	Skalierungsfaktor der Energiepartitionierung
s_{ver}	-	Verschleißfaktor
t	s	Zeit
Δt	s	Zeitschritt
T	°C	Temperatur
T_0	°C	Umgebungstemperatur
u, v, w	mm	globale Verschiebungen
u_x, u_y, u_z	mm	gemessene Verformungen
v	m/s	Geschwindigkeit
v_c	m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_{ft}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
v_{rel}	m/s	Relativgeschwindigkeit
V	m ³	Volumen
V'	m ³ /s	spezifischer Materialabtrag
\hat{w}	mm	Amplitude der Schleifscheibenwelligkeit
x, y, z	-	karthesische Koordinaten

Griechische Notation

$\alpha, \beta, \gamma, \varphi$	rad	Winkel
α	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
α_R	1/s	Rayleigh Dämpfung, massenproportionaler Anteil
β_R	s	Rayleigh Dämpfung, steifigkeitsproportionaler Anteil
ε	mm	Dehnung
ζ	-	Lehr'sches Dämpfungsmaß
ζ, η, ξ	-	Elementkoordinaten
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit

μ	-	Reibwert
ϱ	kg/m ³	Dichte
σ	N/m ²	Spannung
τ	s	Zeit
χ	rad	Neigungswinkel der Kornflanke
ψ_u, ψ_v, ψ_w	rad	Elementdrehungen
ω	1/s	Kreisfrequenz
Γ	-	Rand des Gebiets
Π_a	J	äußere virtuelle Arbeit
Π_i	J	innere virtuelle Arbeit
Ω	-	Volumen / Gebiet

Vektoren und Matrizen

C	Materialsteifigkeitsmatrix
D	Dämpfungsmatrix
E	Einheitsmatrix
K	Steifigkeitsmatrix
M	Massenmatrix
N	Matrix der Ansatzfunktionen
\mathcal{A}	modale Systemmatrix
\mathcal{D}	modale Dämpfungsmatrix
\mathcal{K}	modale Steifigkeitsmatrix
\mathcal{M}	modale Massenmatrix
\tilde{T}	Koinzidenzmatrix
Φ	modale Transformationsmatrix
$\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z$	Einheitsvektoren
f	Vektor der Einzellasten
f_Γ	Vektor der Streckenlasten
f_Ω	Vektor der Volumenlasten
\vec{n}	Normalenvektor
u	Vektor der verallgemeinerten Knotenverschiebungen
f_{mod}	modaler Kraftvektor
\hat{u}	Eigenvektor
z	Vektor der modalen verallgemeinerten Verschiebungen

Indices und weitere Formelzeichen

\mathfrak{D}	Differentialoperator
erf	Gauß'sche Fehlerfunktion
erfc	konjugierte Gauß'sche Fehlerfunktion
$g(\varphi)$	normalverteiltes Rauschen
K_0	modifizierte Besselfunktion zweiter Art und erster Ordnung
$\dot{()}, \ddot{()}$	erste bzw. zweite Ableitung nach der Zeit
$()^T$	transponierte Matrix
$()^{-1}$	inverse Matrix
$\bar{()}$	Mittelwert
$\hat{()}$	Amplitude
$\overline{()}$	Abstand / Strecke
$\underline{()}$	Vektorkomponenten
$\vec{()}$	Vektor
$()_0$	Anfangsbedingung
$()_{\text{Adiabat}}$	adiabat
$()_{\text{diff}}$	Differenz
$()_{\text{einsp}}$	Einspannung
$()_{\text{el}}$	Element
$()_{\text{ersatz}}$	Ersatzgröße
$()_{\text{geschl}}$	geschliffen
$()_i$	bezogen auf Element i/ lokal
$()_{\text{kon}}$	Kontakt
$()_{\text{konv}}$	Konvektion
$()_{\text{Korn}}$	Schleifkorn
$()_{\text{kss}}$	Kühlschmierstoff
$()_{\text{max}}$	Maximalwert
$()_{\text{mes}}$	Messung
$()_{\text{mod}}$	Moden / modal
$()_n$	bezogen auf die Normalenrichtung
$()_s$	bezogen auf die Schleifscheibe
$()_t$	bezogen auf die Tangentialrichtung
$()_{\text{ver}}$	Verschleiß
$()_w$	Werkstück
$()_{wq}$	Wärmequelle
$()_x, ()_y, ()_z$	bezogen auf die Richtungen x, y, z
$()_\Gamma$	bezogen auf den Rand
$()_\Omega$	bezogen auf das Gebiet

Kurzfassung

Die Schleifbearbeitung ist häufig ein abschließender Bearbeitungsschritt, dessen Misserfolg zu hohen wirtschaftlichen Verlusten führt. Um im Vorfeld stabile Prozessparameter und optimale Schleifbahnen finden und den Bearbeitungsablauf simulativ testen zu können, werden Modelle benötigt, die die Zusammenhänge über physikalische Gesetzmäßigkeiten abbilden.

In dieser Arbeit sind speziell für das Werkzeugschleifen charakteristische Eigenschaften systematisch untersucht und ein Gesamtmodell des Schleifprozesses aufgebaut worden. Die untersuchten Haupteinflüsse sind dabei die aufgrund der starken Geometrieänderung durch den Nutenschleifprozess zeitlich veränderlichen dynamischen Eigenschaften des Werkstücks und die Anregung durch die Rotation und Topographie der Schleifscheibe. Analysiert werden darüber hinaus der Materialabtrag und die Schleifkräfte in Abhängigkeit der Prozessparameter. Die Ergebnisse der Untersuchung dienen als Basis zum Aufbau effizienter, überwiegend auf physikalischen Gesetzmäßigkeiten beruhender Einzelmodelle.

Mit dem gekoppelten Gesamtmodell lassen sich Schleifbearbeitungen an einseitig eingespannten und lang auskragenden Werkstücken hochdynamisch und bis zu einigen Minuten abbilden. Es können die Schleifkräfte sowie die Geometriefehler der geschliffenen Werkstücke aufgrund ihrer Durchsenkung berechnet und eine Abschätzung der Werkstücktemperatur durchgeführt werden. Darüber hinaus lässt sich das Schleifmodell zur Anpassung der Schleifbahn nutzen um die Geometriefehler zu reduzieren und die Effizienz der Bearbeitung zu steigern. Durch die physikalisch begründeten Modelle ist die systematische Untersuchung des Schleifens und der Wechselwirkungen möglich, wodurch das Verständnis des Schleifprozesses erweitert wird.

Schlagwörter: Werkzeugschleifen, Prozess-Strukturwechselwirkung, Schleifmodellierung

Abstract

As final machine processing mostly grinding is used so failure of this production step leads to high economic losses. To avoid instable process condition, to adapt the grinding wheel path, and to simulate grinding setups in advance, efficient and physically based models are need.

In this work especially the tool grinding process is analysed and characteristically effects are investigated to build up an overall grinding model. The main effects are thereby the time variant dynamical properties of the workpiece due to strong geometry changes during the flute grinding process and the excitation due to the rotation and topography of the grinding wheel. Additionally analysis of the contact conditions and grinding forces in dependency of the predefined process parameters are carried out. Based on the results of these investigation efficient models are build up to represent the behaviour mostly by physical laws.

With the coupled model, grinding processes of one-sided clamped and long cantilevering workpieces can be simulated high dynamically over several minutes. It is possible to predict grinding forces and geometry errors of the ground flute due to deformation of the workpiece. Additionally the temperature of the workpiece can be estimated. Furthermore the grinding wheel path can be adapted and tested to reduce geometrical errors and to increase the efficiency of the manufacturing process. With these physically based models systematically investigations of the grinding process and the interaction are possible. With this simulation the understanding of grinding can be enhanced which is important to adapt the manufacturing process.

Key words: tool-grinding, process-machine-interaction, grinding simulation

1 Einleitung und Ziel der Arbeit

Bei der industriellen Fertigung kommen im Wertschöpfungsprozess verschiedene Fertigungsverfahren zum Einsatz, wie z. B. das Trennen, Fügen oder Ur- und Umformen. Die trennenden Fertigungsverfahren werden nach DIN 8589-11 weiter in spanende Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide, wie das Drehen, Fräsen oder Bohren, und in spanende Fertigungsverfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide, wie das Schleifen, Honen oder Läppen, unterteilt, vergleiche **Bild A.1** in Anhang A. Die Schleifbearbeitung ist dabei im Allgemeinen ein abschließender Fertigungsschritt, dessen Misserfolg zu hohen wirtschaftlichen Verlusten für das Unternehmen führt. Aus diesem Grund werden zeitoptimierte, effiziente und verlässliche Bearbeitungsstrategien für die industrielle Schleifbearbeitung immer wichtiger. Neben der Endbearbeitung steht der Schleifprozess für viele in modernen Fertigungsstraßen als Maschinenwerkzeuge eingesetzte superharte Werkstoffe, wie Sintermaterialien, höherfeste Stähle oder Keramiken, als einzige Bearbeitungsmöglichkeit zur Verfügung. Zur Kostenreduzierung und Rentabilitätssteigerung werden die Bearbeitungszentren bis an die Leistungsgrenze ausgenutzt, das detaillierte Kenntnisse des Prozesses und des Einflusses der voreingestellten Bearbeitungsparameter auf das Prozessverhalten voraussetzt. Virtuelle Prozessplanung und Simulationen der Bearbeitung werden deshalb immer öfter zur Auslegung und Optimierung der Fertigung eingesetzt. Insbesondere um flexibel und schnell auf Kundenwünsche reagieren und kostengünstig produzieren zu können, müssen mit minimaler Rüstzeit der Maschine besonders bei geringen Stückzahlen und einer hohen Produktvielfalt die Qualitätsvorgaben mit dem ersten Fertigungsdurchlauf erreicht werden, siehe WIENDAHL (2008). Die teilweise bis heute auf empirischem Wege durchgeführten Maschinenkalibrierungen und Parametrierungen, wie es KLOCKE (2005) beschreibt, sind für die zunehmend automatisierte Produktion nicht mehr konkurrenzfähig. Eine virtuelle Prozessauslegung unter Berücksichtigung der Interaktion von Maschine, Prozess und Produkt birgt zudem ein großes Potenzial zur Produktivitäts- und Qualitätssteigerung. Hierfür sind jedoch physikalisch motivierte Modelle für die Maschineneigenschaften, den Prozess und ihren Wechselwirkungen nötig, die sich je nach Fertigungsverfahren und Produkt stark unterscheiden.

Aus diesem Grund beschränken sich in dieser Arbeit die systematische Untersuchung auf das Werkzeugschleifen von Bohr- und Fräswerkzeugen aus Hartmetall und Schnellarbeitsstahl

(HSS), dessen Wechselwirkungen zwischen Maschinenstruktur und Prozess und dessen grundsätzlichen Zusammenhänge zwischen Schleifprozess und Werkstückqualität. Viele bestehende Modelle beruhen auf experimentellen Datensätzen oder sind von Prozessuntersuchungen mit geometrisch bestimmter Schneide auf das Schleifen übertragen worden, vergleiche TÖNSHOFF ET AL. (1998), ALTINTAS & WECK (2004) und BRINKSMEIER ET AL. (2006). Insbesondere für die Bestimmung der Schleifkraft beziehen sich die meisten Modelle auf den Berechnungsansatz für Dreh- und Fräsprozesse von OTTO KIENZLE, siehe TÖNSHOFF ET AL. (1992), PAUCKSCH (1993) und TÖNSHOFF & DENKENA (2003). Auf sehr komplexe Geometrien und Kontaktflächen mit variablen Eingriffsbedingungen, wie sie beim Werkzeugschleifen auftreten, lassen sich die bestehenden Modelle nur schwer übertragen und es benötigt viele Schleifversuche um die Modelle zu parametrieren. Für die virtuelle Prozessauslegung des Werkzeugschleifens ist dieses Vorgehen deshalb nicht praktikabel. Des Weiteren wird in vielen Untersuchungen der Schleif- bzw. Materialabtragsprozess losgelöst von der Struktur betrachtet. Dadurch können Wechselwirkungen zwischen der Struktur von Maschine und Werkstück und dem Prozess in den Modellen nicht genügend berücksichtigt werden und einige Phänomene lassen sich somit nicht erklären. Beim Werkzeugschleifen ist jedoch genau diese Interaktion von zentraler Bedeutung für das Verständnis der Schleifbearbeitung und ihrer Auslegung.

Während der Bearbeitung treten relativ hohe Prozesskräfte auf, die zu einer starken Verformung des herzustellenden Bohrers oder Fräasers führen, wodurch sich Geometriefehler der Nuten ergeben. Zwischen der Verformung und den Schleifkräften bzw. dem Materialabtrag besteht ein enger Zusammenhang, der für eine optimierte Schleifbearbeitung berücksichtigt werden muss. Ziel dieser Arbeit ist es deshalb, das Verständnis grundsätzlicher Zusammenhänge beim Werkzeugschleifen anhand systematischer Prozessuntersuchungen zu verbessern und geeignete, auf physikalischen Gesetzmäßigkeiten basierende Modelle zu entwickeln.

Hierbei liegt besonderes Augenmerk auf der Untersuchung der Einzelkomponenten der Struktur, der Anregung und des Kontakts und Materialabtrags sowie der Analyse der Prozesseinflussgrößen und der Wechselwirkungen zwischen den Einzelkomponenten. Für die Modellierung der Struktur sind vor allem Untersuchungen des Werkstücks in unterschiedlichen Fertigungsstufen relevant, die in Kapitel 3 vorgestellt werden. Die Anregung der Struktur erfolgt vornehmlich durch die Schleifscheibenrotation, deren Topographie- und Verschleißmodellierung in Kapitel 4 vorgestellt wird. Für die Abbildung der Schleifbearbeitung ergeben sich Einflüsse durch die variablen lokalen Kontaktbedingungen und den Materialabtrag, die auftretenden Schleifkräfte und die Temperaturentwicklung. Die dahingehend durchgeführten Analysen und gewählten Modelle werden in den Kapiteln 5 und 6 beschrieben.

Aufgrund der auftretenden starken Wechselwirkungen werden der Materialabtrag und die Kontaktbedingungen durch die Geometrie der Schleifscheibe und des Werkstücks beeinflusst und umgekehrt. Die Analyse der auftretenden Wechselwirkungen sind deshalb Gegenstand jeder Untersuchung.

Die vorgestellten Ergebnisse fließen in das Gesamtmodell des Werkzeugschleifens ein, das in **Bild 1.1** schematisch dargestellt ist. Da die Validierung der Simulationsergebnisse, wie die Vorhersage der Geometriefehler innerhalb der spiralförmigen Nuten von Bohrwerkzeugen, nicht in einfacher Weise durch Messungen real geschliffener Werkstücke überprüft werden kann, wird die Simulation vereinfachend an Längsnutenschleifprozessen getestet. An diesen Werkstücken ist die Vermessung der geschliffenen Oberfläche und der Vergleich mit den Rechnungen sehr einfach möglich. Gleichzeitig treten alle grundsätzlichen Wechselwirkungen der Schleifenbearbeitung von Werkzeugen mit spiralförmigen Nuten auf.

Mit dem entwickelten Modell sollen Vorhersagen über die Geometrieabweichungen und Werkstückqualität sowie auftretende Schleifkräfte während der Bearbeitung in Abhängigkeit der gewählten Prozessparameter wie Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c vorhergesagt werden. Darüber hinaus lassen sich mit dem Schleifmodell Strategien zur Reduzierung der Geometrieabweichungen entwickeln. Aufgrund des Versuchs allgemeingültige Modelle für die Zusammenhänge und Wechselwirkungen zu erstellen, ist die Übertragung der Schleifsimulation auf ähnliche Schleifbearbeitungen möglich.

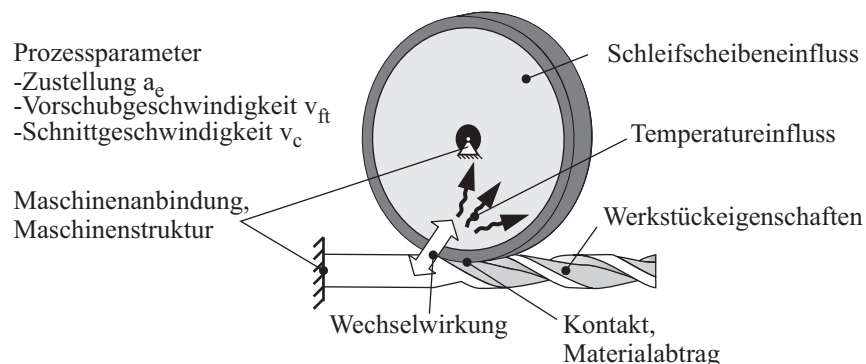


Bild 1.1: Modellskizze des Werkzeugschleifens und der zu untersuchenden, einzelnen Einflussgrößen

2 Stand des Wissens und der Forschung

Für die Erstellung eines ganzheitlichen Schleifmodells sind sowohl die prozessspezifischen Charakteristika von Werkstück und Schleifscheibe als auch die Maschinenstruktur zu berücksichtigen. Das statische und dynamische Verhalten von Werkzeugmaschinen ist bereits umfangreich untersucht worden und standardisierte Berechnungsgrundlagen sind unter anderem bei TÖNSHOFF (1995), ALFARES & ELSHARKAWY (2000), KLOCKE (2005, 2008) und FRITZ & SCHULZE (2010) nachzulesen. Die physikalischen Gesetzmäßigkeiten des Materialabtragsprozesses sind hingegen noch nicht ausreichend verstanden, weshalb sich Industrie und Forschungseinrichtungen bis heute mit ihrer systematischen Analyse beschäftigen. Die Schwierigkeit bei der Modellentwicklung von Schleifprozessen, im Gegensatz zu Dreh- und Fräsprozessen, ist die geometrische Unbestimmtheit der Schleifscheibenoberfläche, deren Modellierung in den neueren Berechnungsansätzen einen wichtigen Bestandteil der Simulationsroutine darstellt. Die anfänglichen Berechnungsmodelle basierten überwiegend auf physikalisch-empirischen und physikalisch-analytischen Ansätzen, wie bei PEKLENIK (1957), WERNER (1971), SALJÉ & DIETRICH (1982) und KLOTZ (1987) erläutert wird. Mit steigender Computerleistung haben sich auch Finite Elemente Modelle, geometrisch-kinematische Modelle und molekulardynamische Modelle etabliert. Einige Ansätze sind bei ALLDIECK (1994), GERENT (2001), WARNECKE ET AL. (2001), SCHÜTTE (2003) und RADEMACHER (2010) beschrieben. Diese Modelle setzen sich aus verschiedenen Teilmodellen für die Kinematik, die Schleifscheibenbeschaffenheit, den Kühlmiteleinfluss, die Temperatureinwirkung und die Prozesskraftbestimmung zusammen.

Mit der Analyse und Beschreibung der Kinematik der Schleifscheibe, bzw. eines einzelnen Korns, haben sich bereits KASSEN & WERNER (1969a, 1969b) und WERNER (1971) beschäftigt und Grundlagen zur geometrischen Beschreibung sind in der einschlägigen Literatur zu finden. Weiterführende Untersuchungen zur Charakterisierung der Schleifscheibenoberfläche und Kornverteilung sind von KALISZER (1960), INASAKI (1996) und ZHOU & XI (2002) anhand von Oberflächenmessungen durchgeführt worden. WARNECKE & ZITT (1998), NGUYEN & BUTLER (2005a, 2005b) und CHANG & WANG (2008) beschreiben die Schleifscheibenoberfläche hingegen mittels einer statistischen Kornverteilung. Diese detaillierte Oberflächenbeschreibung dient zur besseren Bestimmung des Zerspanvolumens, wird aber auch von INASA-

KI (1996) und ZHOU & XI (2002) zur Vorhersage der Rauheit des geschliffenen Werkstücks genutzt. Zusammenhängend mit der Analyse der Schleifscheibentopographie haben GERENT (2001) und WECK & SCHULZ (2001) den Verschleiß der Schleifscheibe untersucht, der direkten Einfluss auf die Kinematik und das Zerspanvolumen hat. Die Untersuchungen der geometrischen Verschneidung von Schleifscheibe und Werkstück dienen dazu, das Zeitspanvolumen möglichst genau vorherzusagen, da die meisten Prozesskraftmodelle diese Information als Eingangsparameter benötigen. Ansätze zur Kraftmodellierung sind unter anderem bei KWAK & HA (2001), GEIGER (2005), HECKER ET AL. (2007) und CHANG & WANG (2008) zu finden. Die Auswirkungen der Kräfte auf das dynamische Verhalten des Prozesses und der Struktur haben ALFARES & ELSHARKAWY (2000) und LI & SHIN (2007) untersucht, um instabiles Prozessverhalten vorherzusagen. In diesem Zusammenhang sind vor allem Ergebnisse zur Ursachenforschung des Ratterns zu nennen, die von PAHLITZSCH & CUNTZE (1966), INASAKI (1975), GRADISEK ET AL. (2003), SCHÜTTE (2003), GONZÁLEZ-BRAMBILA ET AL. (2006) und YAO ET AL. (2010) durchgeführt worden sind. Eine Ursache stellen selbsterregte Schwingungen dar, die gezielt von INASAKI ET AL. (1974), KOUNSOR (1975) und INASAKI (1977) analysiert worden sind. Neben den Prozessinstabilitäten haben auch Temperatureinwirkungen Einfluss auf die Werkstückqualität. Bei zu hoher thermischer Belastung des Werkstücks können an der Oberfläche Brandflecke, Risse oder Gefügeänderungen auftreten, die zu Ausschuss führen. Mit der Vorhersage der Prozesstemperatur und dem Einfluss der Kühlschmierung auf die Werkstückqualität haben sich deshalb WECK ET AL. (1995), MALKIN & GUO (2007), und BREVERN (2008) beschäftigt.

Aus der Vielzahl der hier in Kürze aufgezeigten Forschungsbereiche wird die Komplexität des Schleifprozesses und seiner wechselseitigen Beziehungen mit der Umgebung ersichtlich. Dass die Ergebnisse noch keine allgemeingültigen physikalischen Beschreibungen erbracht haben und weiterer Forschungsbedarf besteht, wird an den vielen, derzeit von der DFG geförderten Projekten deutlich, wie z. B. Schwerpunktsprogramme, SPP1156 „Adaptronik für Werkzeugmaschinen“, SPP1180 „Prognose und Beeinflussung der Wechselwirkungen von Strukturen und Prozessen“, Forschergruppen, FOR1087 „Dämpfungseffekte in Werkzeugmaschinen“, Graduiertenkollegs, GRK1483 „Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen“ und zahlreiche Einzelprojekte zu dieser Thematik, vergleiche DFG (2011).

2.1 Modellvorstellung des Schleifprozesses

Schleifen ist eine spanende Bearbeitung mit einer Vielzahl unregelmäßig geformter Schneiden, die in der Modellvorstellung durch eine Aufeinanderfolge von statistisch unregelmäßigen Schneideneingriffen einen kontinuierlichen Materialabtrag hervorrufen. Der Abtrag ist da-

bei von der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} des Werkstücks, der Schnittgeschwindigkeit v_c der Schleifscheibe und der Zustellung a_e der Schleifscheibe abhängig. Messtechnisch sind die mikroskopischen Einzelkorneingriffe nicht erfassbar, so dass TÖNSHOFF ET AL. (1992) vereinfachend für sein Spanbildungsmodell das Einzelkorn mit geometrisch bestimmten Schneiden, wie Schneidkeile, Fräser oder Wendeschneidplatten, vergleicht. Auf diese Modellvorstellung stützen sich auch viele Ansätze für die Kraftmodellierung, die in 2.2.2 näher beschrieben werden. PAUCKSCH (1993) sieht hingegen keine Parallelen zu geometrisch bestimmten Schneiden, da beim Schleifkorn die Dimensionen um mindestens eine Potenz unterhalb derer von geometrisch bestimmten Schneiden liegen und die Eindringtiefen gering sind. In seinem Modell des Korneingriffes berücksichtigt er daher zusätzlich elastische und plastische Verformungen des Werkstücks, wie in **Bild 2.1** zu sehen, und benennt drei Mechanismen des Werkstoffabtrags beim Schleifprozess: das Mikrospanen, das Mikropflügen und das Mikrofurchen.

Das Mikrospanen ist der effektivste Abtragsmechanismus, der sich für Spanwinkel $\gamma < 80^\circ$ einstellt. Der Spanwinkel ist nach DIN 6581 als der Winkel definiert, der sich zwischen Spanfläche und Werkzeug-Bezugsebene einstellt. Das Material wird vor dem Schleifkorn gestaucht und wölbt sich zwischen dem langsam fließenden Werkstoffkeil 2 und der Scherebene 3 zu Spanschuppen 1 auf.

Beim Mikropflügen wird das Material im Bereich 4 plastisch deformiert und verfestigt. Hinter der Kornspitze, im Bereich 8, tritt eine teilweise elastische Rückverformung des Werkstoffs auf. Die plastische Verformung bleibt als Furche 5 bestehen. Zudem wird Material seitlich von der Schleifkornbahn zu Wülsten 6 aufgeworfen und erst nach mehrmaliger Verformung durch verschiedene Korneingriffe abgetrennt. Aufgrund des meist großen Spanwinkels $\gamma > 80^\circ$ an den Schleifkörnern ist beim Schleifen diese Form des Abtrags die häufigste.

Das Mikrofurchen tritt bei sehr geringen Korneindringtiefen auf. Das Material wird dabei kaum gepflügt sondern aufgrund des Werkstoffflusses über Scherung oberhalb der Scherfestigkeit beansprucht, so dass sich dünne Blättchen ausbilden. Die größte Werkstoffbeanspruchung durch Reibung tritt dabei an der Spitze 7 des Korns auf.

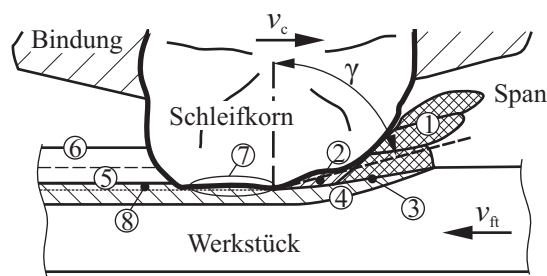


Bild 2.1: Wirkzonen bei der Spanantstehung am Einzelkorn nach PAUCKSCH (1993)

1 Spanschuppen, 2 Werkstoffkeil, 3 Scherebene, 4 Bereich plastischer Verformung und Werkstofffluss, 5 Furche, 6 seitlich aufgeworfene Werkstoffwulst, 7 Reibung an der Freifläche, 8 Bereich elastischer Werkstoffrückverformung

Beim Schleifen können alle drei Mechanismen gleichzeitig auftreten, da die Anordnung der Schneiden und die Eingriffsbedingungen der Schleifkörner verschieden sind. BREVERN (2008) berücksichtigt in seinem Spanabtragsmodell zusätzlich die Rotationsrichtung der Schleifscheibe bezüglich der Vorschubrichtung des Werkstücks. So ergeben sich beim Gleichlaufschleifen, d. h. wenn Schnittgeschwindigkeit und Vorschubgeschwindigkeit im Kontaktbereich gleichgerichtet sind, bessere spanabhebende Eingriffsbedingungen, da das Schleifkorn mit seiner gesamten Höhe in das Material eindringt. Im Gegensatz dazu dringt das Korn beim Gegenlaufschleifen mit einer sehr geringen Anfangsspannungsdicke in das Werkstück ein, wodurch das Material vornehmlich gefurcht und elastisch verformt wird. Erst nach Überschreiten einer kritischen Spannungsdicke kann durch das Korn ein Materialabtrag erfolgen.

Während der Dauer des Schleifvorgangs ändern sich die Eingriffsverhältnisse durch den Schleifscheibenverschleiß, bei dem Körner aus der Schleifscheibe herausbrechen und passive Schneiden ohne Werkstoffkontakt zu aktiven, materialabtragenden Schneiden werden können, wie bereits von PEKLENIK (1957) in seiner Arbeit beschrieben. Die Abbildung des Schleifens unter Berücksichtigung von Einzeleffekten oder Kombinationen wird im Schleifprozessmodell zusammengefasst.

2.2 Schleifprozessmodelle

Im Laufe der letzten Jahrzehnte sind eine Vielzahl von Schleifprozessmodellen auf Grundlage von experimentellen Untersuchungen entwickelt worden. Ziel aller Untersuchungen ist es die komplexe Prozessdynamik zu beschreiben, um Aussagen über den Materialabtrag, die Oberfläche des Werkstücks, den Verschleiß der Schleifscheibe, Temperatureinflüsse in der Kontaktzone, Nachgiebigkeiten der Struktur und Schwingungen des Systems vorhersagen zu können, um so die Schleifprozesse gezielt an die jeweiligen Wünsche anzupassen und zu optimieren. Die Simulationsergebnisse müssen dabei immer unter Berücksichtigung des jeweilig zugrundeliegenden Modells und dessen Modellierungsgrenzen betrachtet und interpretiert werden, da die Modelle stets nur begrenzt viele Einzeleffekte abbilden können.

Die für die Vorhersage des Prozesses verwendeten Modelle können nach TÖNSHOFF ET AL. (1992) und KLOCKE (2003) grundsätzlich in empirische und physikalische Modelle unterteilt werden.

Für den Aufbau eines empirischen Modells werden Messdaten benötigt, die durch eine große Anzahl von Schleifversuchen mit variierenden Parametereinstellungen gewonnen werden. Über Regressionsanalysen werden Zusammenhänge zwischen den eingestellten Parametern und den gemessenen Größen, wie z. B. Schleifkräften, Temperatur oder Verformung, gebildet. Zu den grundlegenden technologischen Untersuchungen gehören die Arbeiten von PAUL (1994) und CZENKUSCH (2000), die Ergebnisse für das Innen- und Außenrundsleifen zeigen. Die gefun-

denen Abhängigkeiten zwischen Prozessparametern und Schnittkräften können jedoch nur für Vorhersagen eines sehr begrenzten Parameterbereichs genutzt werden. Ändern sich die grundsätzlichen Systemstrukturen, wie die Größe des Werkstücks oder die Einspannung, müssen von Neuem Versuche durchgeführt werden, um die gültigen Zusammenhänge zu erfassen. Für das Abbilden hochflexibler Schleifprozesse in der Einzel- und Kleinserienfertigung sind deshalb empirische Modelle nicht geeignet. In der Großserienfertigung werden hingegen diese Modelle wegen ihrer geringen Rechenzeiten für die Prozesssteuerung gern genutzt.

Im Gegensatz zu den auf experimentell gewonnenen Daten basierenden empirischen Modellen stehen die physikalischen Modelle, die Abhängigkeiten durch physikalische Gesetzmäßigkeiten beschreiben. Die abzubildenden Wechselwirkungen von System, Prozess und Struktur werden über geschlossene Wirkungskreisläufe miteinander verknüpft. Bereits in den 1960er Jahren haben SNOEYS & BROWN (1969) einen Wirkungskreislauf als Blockschaltbild aufgestellt, wie in **Bild 2.2** zu sehen, der für viele spätere physikalische Modelle die Grundlage bildet. Charakteristisch für den Wirkungskreis ist der modulare Aufbau durch separate Modelle für die verschiedenen Einzeleffekte. Dadurch lassen sich Anpassungen und Änderungen des Modells einfach realisieren. Durch den modularen Aufbau unterscheiden sich die Prozessmodelle im Gesamtaufbau nur unwesentlich. Die Hauptunterschiede liegen in den Detaillösungen der Modelle für die Einzeleffekte und deren Kopplung im Gesamtmodell. Somit besteht ein wesentlicher Teil der Forschungsarbeiten in der Analyse und Auswahl der charakteristischen Effekte des abzubildenden Schleifprozesses und in der Anpassung und Erweiterung bestehender Modelle an die jeweiligen Randbedingungen. Die Berechnung der Schleifkräfte nimmt dabei in den Wirkungskreisläufen der neueren Modelle eine zentrale Rolle ein. Modelle für die Beschreibung der Kinematik, des Kontakts oder der Schleifscheibenoberfläche dienen in erster Linie dazu, die Eingangsgrößen für die Kraftberechnung zu präzisieren. Die im Wirkungskreis nachfolgenden Module dienen zur Berechnung von Reaktionen des Systems auf die Schleifkräfte, wie die Verformungen von Maschine, Schleifscheibe und Werkstück oder Schwingungen des Systems

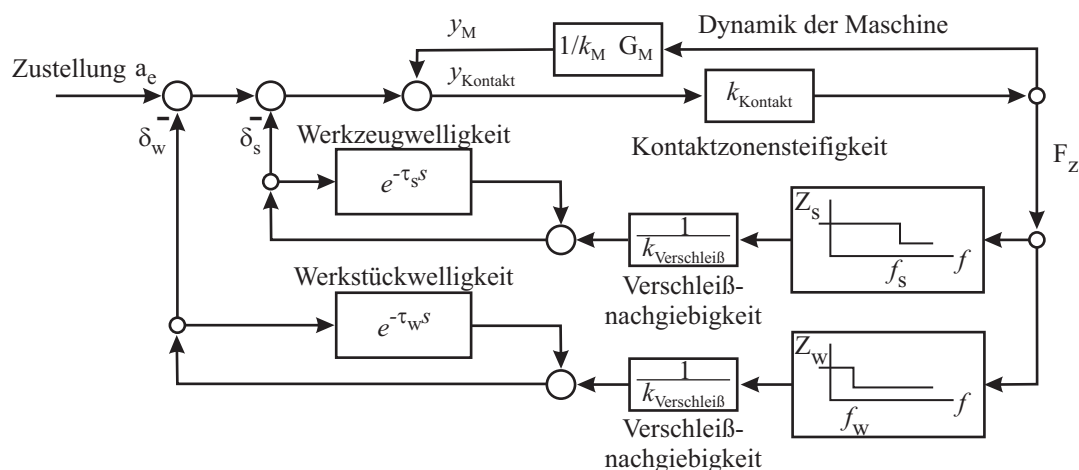


Bild 2.2: Wirkungskreis des Schleifprozesses nach SNOEYS & BROWN (1969)

und Wärmeentwicklung in der Kontaktzone. Größere Unterschiede in der Modellierung ergeben sich aufgrund der Wahl des Modellierungsansatzes, wie z. B. eines molekulardynamischen Ansatzes, eines geometrisch-kinematischen oder finite Elemente Ansatzes. Je nach gewähltem Modellierungsansatz sind unterschiedliche Eingangsparameter aus Experimenten oder Werkstoffdaten und unterschiedliche Rechenkapazitäten nötig. Eine detaillierte Übersicht über bestehende Modellierungsansätze, deren Einsetzbarkeit, sowie deren Rechenintensität und Übertragbarkeit auf andere Schleifprozesse ist bei BRINKSMEIER ET AL. (2006) zu finden. Da die Abhängigkeiten und Wechselwirkungen von Struktur und Prozess derzeit physikalisch nicht exakt und vollständig erklärt und mathematisch beschrieben werden können, greifen die meisten physikalischen Prozessmodelle zusätzlich auf empirische Datenmengen zurück. Modellansätze zur Beschreibung der Schleifkinematik und -dynamik, der Schleifkräfte und der Wärmeentwicklung sollen im Nachfolgenden näher erläutert werden.

2.2.1 Kinematikmodelle

Für die Berechnung der Schleifkräfte sind die Eingriffsbedingungen entscheidend. Je genauer die Durchdringungsberechnung von Schleifscheibe und Werkstück das abgetragene Volumen, die Eingriffsbedingungen und Schnitttiefen der Körner liefert, desto realistischer sind die Ergebnisse der Kraftberechnung. Aus diesem Grund haben sich viele Forschungsthemen ab den 1920er Jahren mit der genauen geometrischen Beschreibung des Weges eines Kornes im Kontakt beschäftigt. Der sich ergebende Kontaktbogen lässt sich mit makroskopischen Größen, wie der vorgegebenen Zustellung der Schleifscheibe a_e , der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und der Schnittgeschwindigkeit v_c , mathematisch beschreiben. In den Anfängen wurde vereinfachend von einer ideal rund geformten Schleifscheibe ausgegangen und die Kinematik für verschiedene Schleifprozesse untersucht. MASSLOW (1952) hat den Kontaktbogen zwischen Schleifscheibe und Werkstück für das Außenrund-, Innenrund- und Planschleifen bei konstanten Parametern verglichen. Dabei stellte er fest, dass beim Innenrundscheifen die geometrische Kontaktlänge am größten, beim Außenrundscheifen am kleinsten ist. Über den Zusammenhang zwischen geometrischer Kontaktlänge ℓ_g und Schleifscheibendurchmesser d_s ,

$$\ell_g = \frac{d_s}{2} \cdot \arccos\left(\frac{d_s - 2a_e}{d_s}\right), \quad (2.1)$$

bestimmt er die Anzahl N_{Korn} der wirkenden Schleifkörner im Kontakt mit

$$N_{\text{Korn}} = \frac{\ell_g}{\ell_{\text{mittel}}}. \quad (2.2)$$

Dabei ist ℓ_{mittel} der mittlere Abstand der Körner. In Abhängigkeit des jeweiligen Schleifprozesses erhält er über diese Beziehungen eine äquivalente Spannungsdicke h_{eq} bzw. Materialabtragstiefe pro Korn. Der Vergleich der Werte lässt ihn folgern, dass sich die äquivalente Spannungsdi-

cke nur aufgrund der geometrischen Kontaktlängen ℓ_g , in der Form

$$h_{\text{eq,innen}} : h_{\text{eq,plan}} : h_{\text{eq,außen}} = \sqrt{\frac{d_w - d_s}{d_w \cdot d_s}} : \sqrt{\frac{1}{d_s}} : \sqrt{\frac{d_w + d_s}{d_w \cdot d_s}} \quad (2.3)$$

unterscheiden, mit dem Werkstückdurchmesser d_w und dem Schleifscheibendurchmesser d_s . MASSLOW bestimmt daraufhin einen zum Planschleifen äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} , der den Einfluss des Schleifprozesses in den Berechnungen kompensiert. In seiner Arbeit setzt MASSLOW die äquivalente Spannungsdicke eines Schleifkorns mit der Qualität der Oberfläche, der erforderlichen Härte der Schleifscheibe und der Leistungsfähigkeit der Schleifmaschine in Verbindung und trifft darüber Aussagen über den Prozess. REICHENBACH ET AL. (1956), BRÜCKNER (1962) und ERNST (1965) haben ebenfalls die Anzahl der Schneiden untersucht und dafür Oberflächenmessungen von Schleifscheiben ausgewertet. ERNST berechnet aus diesen Daten die Spannungsdicke pro Korn und setzt sie in Relation zu Prozessparametern. Der Einfluss der Werkstückgeschwindigkeit auf die äquivalente Spannungsdicke beschreibt er als gering, wohingegen die Schnittgeschwindigkeit einen signifikanten Einfluss auf die Spannungsdicke hat. BRÜCKNER (1962) vergleicht die Schneidenzahl zwischen verschiedenen harten Schleifscheiben der gleichen Körnung und gibt eine größere Schneidenzahl für härtere Schleifscheiben an. Seine Angaben zu statischen Schneidenabständen ℓ_{stat} von 1,8 bis 3 mm liegen dabei in der gleichen Größenordnung wie sie auch PEKLENIK (1957) bei seinen Untersuchungen gemessen hat. In weiteren Arbeiten vertiefen KASSEN & WERNER (1969a,1969b) die geometrischen Zusammenhänge und ermitteln daraus eine dynamische Schneidenzahl. Diese Schneidenzahl beinhaltet nur noch die aktiven, im Eingriff befindlichen Körner, vergleiche **Bild 2.3**. ALLDIECK (1994) hat sich besonders mit dem Kontakt zwischen Schleifscheibe und Werkstück beschäftigt und in seinem Modell die geometrische Kontaktlänge unter Berücksichtigung der lokalen Schleifscheibenverformung implementiert, die er durch nichtlineare Federelemente abbildet. Im Kontakt verformen sich die Federn durch die lokalen Schleifkräfte, wodurch sich die effektive Spannungsdicke gegenüber der Spannungsdicke einer unverformten Schleifscheibe verringert. Die effektive Spannungsdicke ist eine Eingangsgröße für sein Kraftmodell, durch das ALLDIECK wiederum die Verformungen an den Federstützstellen ermitteln kann.

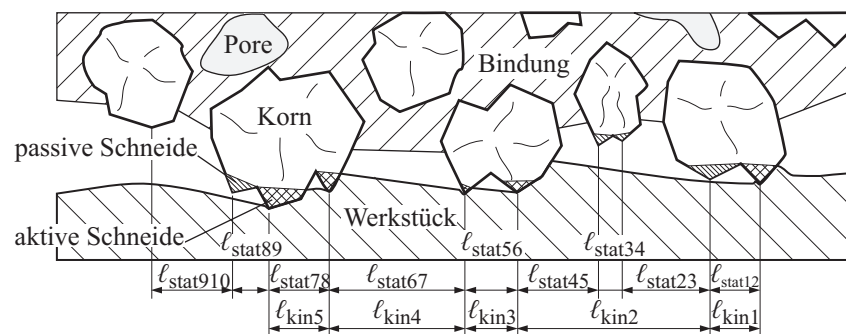


Bild 2.3: Darstellung der aktiven und passiven Schneiden nach KLOCKE (2005)

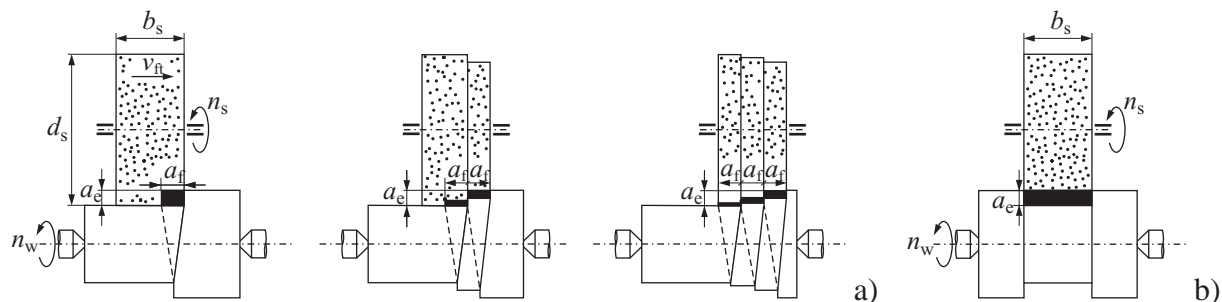


Bild 2.4: Zeitliche Entwicklung der Verschleißstufen für das Längsschleifen nach VERKERK (1976) a) und das Außenrundeinstechschleifen nach HENNES (1998) b)

Neben den lokalen Verformungen der Schleifscheibe hat sich HENNES (1998) zusätzlich mit Verschleißmodellen beschäftigt und stützt sich bei seinen Untersuchungen auf die Arbeiten von WERNER (1971) und VERKERK (1976). VERKERK bezeichnet den ungleichmäßigen Verschleiß über der Schleifscheibenbreite, bei einem Vorschub in Richtung der Rotationsachse der Schleifscheibe, als Verschleißstufen. HENNES Untersuchungen ergeben aufgrund der unterschiedlichen Eingriffsbedingungen für das Längs- und Einstechschleifen, ein prozessspezifisches Verschleißverhalten, wie in **Bild 2.4** zu sehen, welches er durch zwei verschiedene Wirkungskreisläufe abbildet.

Mit verbesserter Rechenleistung ist die Erweiterung der kinematisch-geometrischen 2D Modelle um Untersuchungen des Schleifscheiben-Werkstück-Kontakts im dreidimensionalen Raum möglich geworden. Dazu modellieren CHEN & ROWE (1996a, 1996b, 1996c, 1998), wie auch WARNECKE & ZITT (1998), COOPER & LAVINE (2000), ZHOU & XI (2002) und NGUYEN & BUTLER (2005a, 2005b) einen Teil der Schleifscheibenoberfläche. CHEN & ROWE nehmen für die Schleifkörner Kugeln mit einem konstanten Durchmesser an, die gleichmäßig im Raum angeordnet sind. Für die Erzeugung der Schleifscheibenoberfläche simulieren CHEN & ROWE den Abricht- und Konditioniervorgang, bei dem die Kugeln durch das Abrichtwerkzeug mechanisch bearbeitet werden, so dass unregelmäßig geformte Schleifkörner entstehen, siehe **Bild 2.5** a). Für die Abtragssimulation überlagern CHEN & ROWE der so erzeugten Schleifscheibenoberfläche zusätzlich Starrkörperbewegungen der Schleifscheibe und elastische Verformungen der Körner. WARNECKE & ZITT (1998) verfeinern die Geometrie der Schleifkörner und verwenden

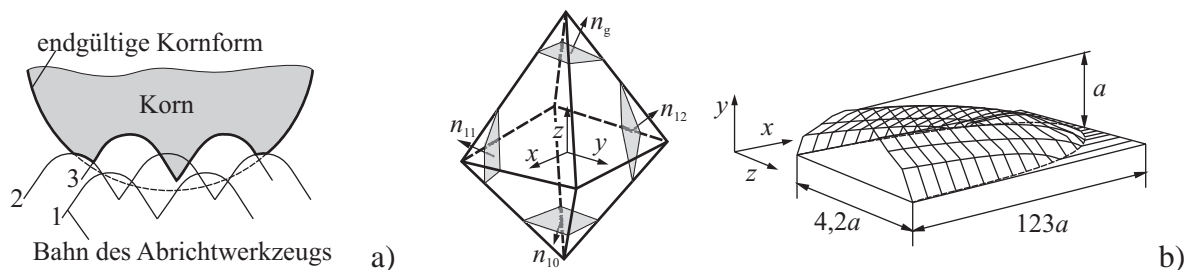


Bild 2.5: Modellierung der Schleifscheibenoberfläche durch Abrichten der Körner nach CHEN & ROWE (1996a) a) und Modellierung des Einzelkorns und Bindungsrückens nach WARNECKE & ZITT (1998) b)

den geometrische Körper wie Quader, Tetraeder oder Oktaeder und variieren diese durch das Abschneiden der Ecken. Das Bindematerial, das hinter dem Schleifkorn einen Rücken aufbaut, modelliert WARNECKE ebenfalls, so dass er eine gemessene Schleifscheibenoberfläche sehr genau nachbilden kann, siehe **Bild 2.5 b**). In der von NGUYEN & BUTLER (2005a) vorgestellten Arbeit wird zur Modellierung der Schleifscheibenoberfläche eine inverse Verteilungsfunktion und eine Transformation, die JOHNSON (1949) entwickelt hat, verwendet. Für die Verschneidung der generierten Schleifscheibenoberfläche mit dem Werkstück wird die Schleifscheibenbahn benötigt, die in gleicher Weise für die 2D, wie auch für die 3D Modelle bestimmt wird. Da die Schleifkinematik sehr komplex ist, vernachlässigen WARNECKE & ZITT (1998) und ZHOU & XI (2002) die Schleifscheibenschwingungen und die plastischen und elastischen Verformungen des Werkstücks und berechnen die geschliffene Oberfläche über Bool'sche Operationen. Da die geschliffene Oberfläche maßgeblich von der relativen momentanen Lage zwischen Schleifscheibe und Werkstück abhängt, sind große Anstrengungen unternommen worden, um den dynamischen Prozess zu verstehen und in die Kinematikmodelle zu implementieren. In diesem Zusammenhang werden die Modelle für die Schleifscheibentopographie und Kinematik meist wieder auf 2D Modelle reduziert, dafür aber die Werkstück-, Schleifscheiben- und Maschinendynamik detaillierter abgebildet.

SCHIEFER (1980) berücksichtigt in seinem Schleifmodell die Schwingungen der Schleifscheibe durch eine dynamische Mittelpunktverlagerung. Um schleifscheibenseitiges, wie auch werkstückseitiges Rattern abbilden zu können, implementiert SCHIEFER ein Verschleißmodell mit einem Makro- und Mikroverschleißanteil. Zusätzlich berücksichtigt er die Schleifscheibenverformung innerhalb der Kontaktzone, die die geometrische Kontaktlänge beeinflusst. Vergleichbar zu SCHIEFER modelliert DIETRICH (1985) die Schleifscheibe als Ein-Massen-Schwinger mit zwei Freiheitsgraden, um den Effekt der Lagekopplung abbilden zu können, siehe **Bild 2.6 a**). Dabei gibt er einen Versatzwinkel α zwischen den Hauptschwingungsrichtungen in x- und y-Richtung und den Hauptsteifigkeitsrichtungen, sowie einen Versatzwinkel β zwischen den Hauptschwingungsrichtungen und den Hauptdämpfungsrichtungen an. Für seine Berechnung nimmt er die Schleifscheibe vereinfachend als ideal starr und kreisförmig an und berücksichtigt Nichtlinearitäten durch sein Kraftmodell. Er erhält mit seinem Modell verschieden wellige Werkstückoberflächen, je nach dem Schwingungsverhalten der Schleifscheibe. CHEN (1990) hingegen modelliert die Schleifscheibe und das Werkstück beim Außenrundeinstechschleifen je als Ein-Massen-Schwinger mit einem Freiheitsgrad. Zusätzlich berücksichtigt er die Schleifscheibenverformung innerhalb der Kontaktzone, indem er die Schleifscheibe lokal durch Feder-Dämpfer-Elemente abbildet, die in Richtung der Verbindungslinie zwischen Schleifscheiben- und Werkstückmittelpunkt liegen. Mit seinem Modell hat CHEN umfangreiche Parameterstudien und Stabilitätsuntersuchungen durchgeführt und seine Ergebnisse durch Experimente belegen können. Ein Vergleich der beiden Modelle ist in **Bild 2.6** zu sehen.

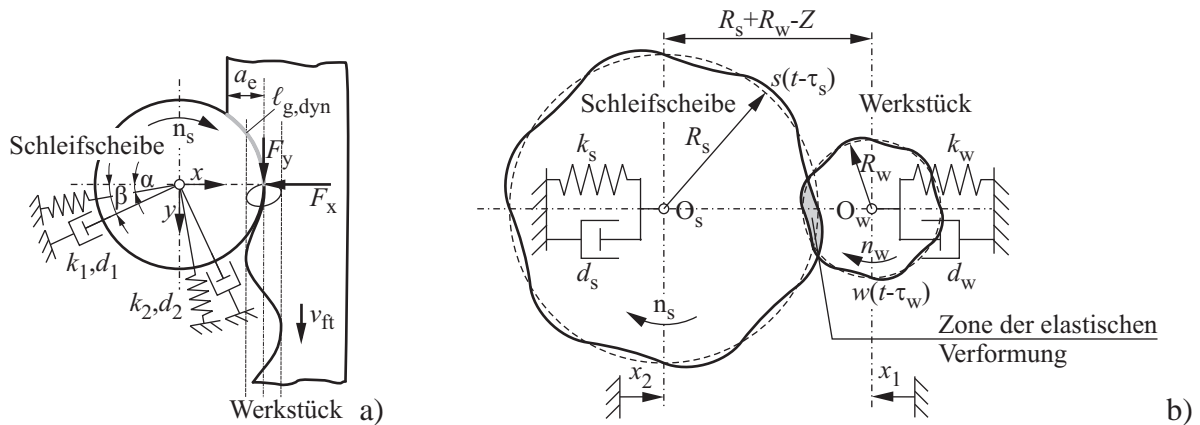


Bild 2.6: Schleifprozessmodelle zur Untersuchung dynamischer Vorgänge nach DIETRICH (1985) a) und CHEN (1990) b)

In Anlehnung an DIETRICH (1985) modelliert SCHÜTTE (2003) den Außenrundeinstechschleifprozess durch gekoppelte Ein-Massen-Schwinger für Werkstück und Schleifscheibe, vergleiche **Bild 2.7** a). Die Schleifscheibe besitzt dabei einen translatorischen und einen rotatorischen Freiheitsgrad, sowie eine Unwucht. Das Werkstück wird mit 2 translatorischen Freiheitsgraden modelliert. Kommt es zu Ratterschwingungen, treten gerichtete Schwingungen auf, die durch eine Reduzierung der Modelle auf je einen translatorischen Freiheitsgrad in Richtung der Verbindungsachse der Mittelpunkte beschreibbar sind, siehe **Bild 2.7** b). Für die Berechnung der Kontaktlänge verwendet SCHÜTTE ebenfalls eine ideal kreisförmige Schleifscheibe. Die Rauheit der Schleifscheibe berücksichtigt er bei seinem Kraftmodell im Reibwert, der sich aus einem statischen und einem dynamisch veränderlichen Anteil zusammensetzt

$$\mu(t) = \mu_{stat} + \mu(t)_{dyn} \cdot \tag{2.4}$$

Der statische Anteil ist von den eingestellten Prozessparametern abhängig, wohingegen der dynamische Anteil die Kornverteilung des betrachteten Schleifscheibensegments repräsentiert und über eine Normalverteilung beschrieben wird. Mit seinem Modell kann SCHÜTTE Aussagen über Spanform, Kontaktlänge und Zeitspanvolumen bei multifrequenter Anregung treffen, sowie die momentane Werkstückgeometrie berechnen.

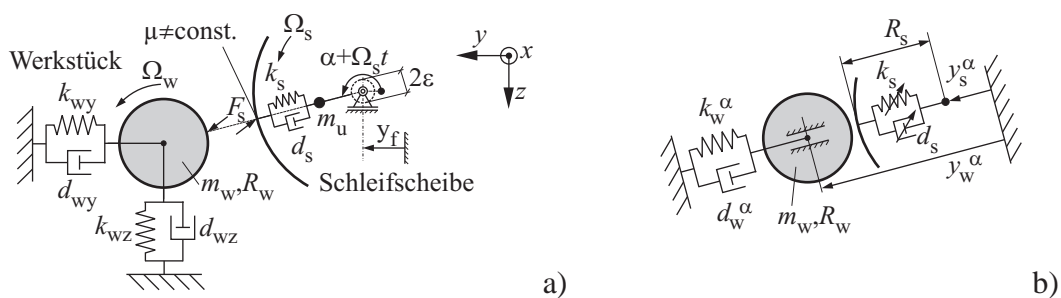


Bild 2.7: Schleifprozessmodell nach SCHÜTTE (2003) für den Außenrundeinstechschleifprozess im stationären Zustand a) und beim Rattern b)

2.2.2 Schleifkraftmodelle

Die Zerspankräfte beim Schleifen entstehen durch Reibung zwischen Werkstück und Schleifkörnern bzw. Bindung sowie durch den Scherwiderstand, der beim Zerspanen der Werkstoffe überwunden werden muss. Da beim Schleifen die Schneiden geometrisch nicht eindeutig definiert sind, ist eine exakte Berechnung der Hauptschnittkraft nicht möglich. Die meisten Modelle bestehen deshalb aus einem physikalisch-motivierten Anteil zur Berechnung einer statistisch gemittelten Prozesskraft und aus einem empirischen Anteil, der durch Schleifversuche für bestimmte Werkstoff-Schleifscheibenpaarungen ermittelt wird. Dabei gehen viele Modelle von Annahmen für Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide aus und übertragen die Zusammenhänge auf den Schleifprozess. In DIN 6584 sind die Kraftkomponenten der resultierende Zerspankraft F_{zsp} als die auf das Werkstück wirkenden Kräfte definiert und können für das Drehen eindeutig am Schneidkeil eingezeichnet werden, vergleiche **Bild 2.8** a). Die Zerspankraft F_{zsp} setzt sich aus der Aktivkraft F_a und Passivkraft F_p zusammen, wobei sich die Aktivkraft wiederum in die Schnittkraft F_c und Vorschubkraft F_{ft} in der Arbeitsebene zerlegen lässt. Beim Schleifen werden die durch den Eingriff der Schneiden entstehenden Einzelkräfte zur Gesamtzerspankraft F_{zsp} zusammengefasst, wobei der genaue Angriffspunkt innerhalb der Kontaktzone nicht eindeutig definiert ist. Die resultierende Zerspankraft F_{zsp} setzt sich ebenfalls aus der Aktivkraft F_a und Passivkraft F_p zusammen. Die in der Arbeitsebene liegende Aktivkraft lässt sich in Kraftkomponenten in Richtung der Schnittrichtung oder Vorschubrichtung zerlegen. In Schnittrichtung, wie es in **Bild 2.8** b) gezeigt ist, setzt sich die Aktivkraft aus der Schnittkraft F_c und Radialkraft F_r zusammen, wobei die Radialkraft durch die ungünstige Schneidengeometrie den größten Kraftanteil besitzt. In Vorschubrichtung lässt sich die Aktivkraft in die Vorschubkraft F_{ft} und in die senkrecht dazu liegende Kraft $F_{ft,N}$ aufteilen. Existiert ein seitlicher Vorschub v_{fa} der Schleifscheibe, ergibt sich eine zusätzliche Axialkraft F_{ax} .

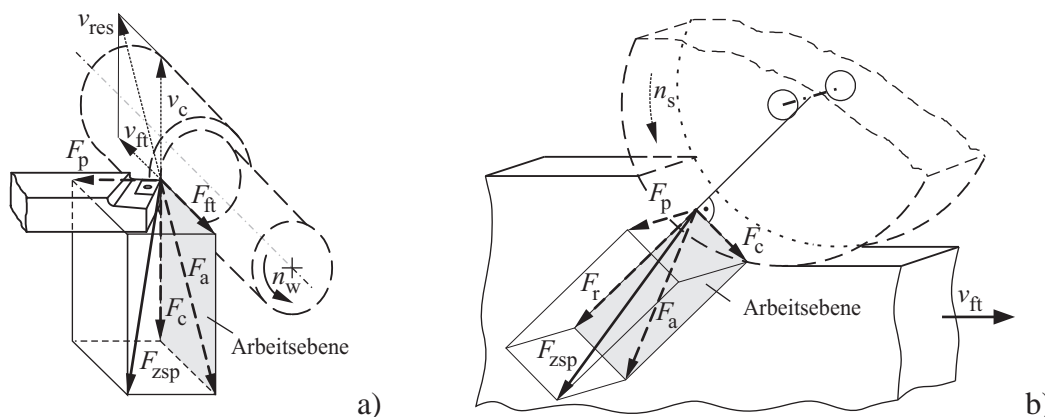


Bild 2.8: Zerspankraftkomponenten an geometrisch bestimmten Schneiden a) und geometrisch unbestimmten Schneiden b) nach DIN 6584, PAUCKSCH (1993) und TÖNSHOFF & DENKENA (2003)

Die ersten Kraftmodelle sind aus rein empirischen Daten entstanden. MASSLOW (1952) bezieht sich in seinem Ansatz für die Schnittkraft auf ZVORYKIN (1893), der bereits in den 1890er Jahren Gesetzmäßigkeiten für das Metallschneiden auf experimentellem Wege aufgestellt hat, sowie auf Modelle, die in den 1930er Jahren aufgestellt wurden. Für die Zerspankraft

$$F_{zsp} = C_1 v_{ft}^{C_2} v_w^{C_3} a_e^{C_4} \quad (2.5)$$

benötigt MASSLOW die werkstoffspezifische Konstante C_1 sowie die zu messenden Exponenten C_2 bis C_4 , um den Kraftverlauf in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} , der Werkstückumfangsgeschwindigkeit v_w und der Zustellung a_e auszudrücken. In gleicher Weise stellt ERNST (1965) sein empirisches Kraftmodell auf. Weiterentwickelte Modelle von SALJÉ (1953) und REICHENBACH ET AL. (1956) berücksichtigen zusätzlich die Schnittgeschwindigkeit v_c und den zum Planschleifen äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} . BRÜCKNER (1962) erarbeitet eine Abhängigkeit der Kraft von Schleifbreite, Schneidenbreite, spezifischer Schneidenkraft und Schneidenabstand und geht damit direkt auf die Schleifscheibentopographie ein. WERNER (1971) übernimmt den Ansatz von BRÜCKNER und berücksichtigt zusätzlich die Schneidenform. Weitere Modelle, wie die von KÖNIG ET AL. (1969), LINDSAY (1971) und SHAW (1971), sind gleichermaßen aufgebaut und geben die Schleifkraft in Abhängigkeit vom Geschwindigkeitsverhältnis v_c/v_{ft} , Zustellung und äquivalentem Durchmesser an. Diese makroskopischen Modelle lassen sich nach TÖNSHOFF ET AL. (1992) auf ein Basismodell

$$F_{zsp} = C_w C_s \left(\frac{v_{ft}}{v_c} \right)^{C_1} a_e^{C_2} d_{eq}^{C_3} \quad (2.6)$$

reduzieren, mit den werkstück- und schleifscheibenspezifischen Konstanten C_w und C_s und den Exponenten C_1 bis C_3 . Allen Modellen ist gemein, dass sie von konstanten Schleifkonditionen der Schleifscheibe ausgehen. Dies bedeutet, dass sich die Schleifscheibe in Form, Schärfe und Rauheit während der Bearbeitungszeit nicht ändert und ideal rund und steif ist. In den 1980er Jahren ist vermehrt auf die sich zeitlich ändernden Schleifkräfte eingegangen worden. BÖTTLER (1979) erweiterte WERNER's Modell um den spezifische Materialabtrag V'_w , der vom Verschleiß der Schleifscheibe abhängt. AVERKAMP (1982), NETTERSCHIED (1984) und KNOP (1989) haben auf empirischem Wege Kraftmodelle entwickelt, die ebenfalls den spezifischen Materialabtrag beinhalten, der jedoch von der Schleifzeit abhängt. Zusätzlich unterscheiden AVERKAMP und NETTERSCHIED, wie auch LINDSAY (1971) zwischen einer reinen elastischen Verformung des Materials, bei der kein Materialabtrag stattfindet, und dem Spanen. Dies berücksichtigen sie durch einen Schwellenwert, der für einen Materialabtrag überschritten sein muss. Als Besonderheit ist bei NETTERSCHIED herauszustellen, dass er außerdem den Einfluss des Kühlmittels erfasst. Er unterscheidet zwischen einer Emulsion und Öl, die zu einer unterschiedlich starken Beeinflussung der Schleifkräfte führen. KNOP (1989) berücksichtigt hingegen erstmals die Schleifscheibenrauheit und kann dadurch zwischen verschiedenen Körnungen und Verschleißzuständen unterscheiden.

Die Modelle für eine zeitveränderliche Schleifkraft lassen sich wiederum in einem Basismodell von TÖNSHOFF ET AL. (1992)

$$F_{zsp}(t) = C_w(t) C_s(t) \left(\frac{v_{ft}}{v_c} \right)^{C_1} a_e^{C_2} v_c^{C_3} V_w'^{C_4} \quad (2.7)$$

zusammenfassen, wobei die werkstück- und schleifscheibenspezifischen, zeitabhängigen Parameter $C_w(t)$ und $C_s(t)$ Körnungsangaben, Verschleißwerte, Rauheiten oder Kühlmittelparameter beinhalten.

TORRANCE (1990) berechnet die Prozesskraft nicht auf Grundlage makroskopischer Parameter, sondern auf Kornebene über einen Energieansatz. Er lässt eine Pyramide durch das Werkstück gleiten und kann anhand der Geometrie der Scherebenen die eingebrachte Energie berechnen. Die Kräfte ergeben sich dann durch Gleichsetzen der inneren und äußeren Arbeit im System. ENOMOTO ET AL. (1996) hat diesen Ansatz durch den Reibkraftanteil zwischen Bindematerial und Werkstück erweitert, so dass die dynamische Zerspankraft am Einzelkorn auf rein geometrischen Größen und Materialparametern basierend berechenbar ist.

Für komplexere Berechnungen der Prozesskraft auf Kornebene ist eine höhere Rechenleistung nötig, so dass erst Ende des 20. Jahrhunderts mikroskopische Zusammenhänge zwischen Korn und Material des Bauteils, bzw. Spans untersucht wurden. Neue Berechnungsverfahren, wie die finite Elemente Methode oder die Molekulardynamik, haben ebenfalls dazu beigetragen die physikalischen Zusammenhänge auf Kornebene abzubilden.

WARNECKE & ZITT (1998), WARNECKE ET AL. (2001), KLOCKE ET AL. (2002), BIERMANN ET AL. (2008) und HERZENSTIEL ET AL. (2008) berechnen die Prozesskraft über ein genaues, dreidimensionales Abbild der Schleifscheibenoberfläche und der Kinematik mit Hilfe der Finiten Elemente Methode. Die Schleifkräfte hängen von den lokalen Spannungskenngrößen, wie Spannungsbreite, -dicke und -querschnitt, ab und ergeben in Summe die messbaren globalen Zerspankräfte. Mit molekulardynamischen Modellen ist eine Prozessbetrachtung auf Kristallebene möglich, wie es in SHIMIZU ET AL. (2002), HAN ET AL. (2004) und HAN (2007) beschrieben wird, mit denen Anisotropien und Schädigungen der Werkstoffe berücksichtigt werden können. Nachteilig sind jedoch die hohe Komplexität und der Detaillierungsgrad der Modelle, die zu langen Rechenzeiten führen. Aus diesem Grund wird meist nur der Materialabtragsprozess eines einzelnen Kornes auf Nanometer-Ebene abgebildet. RENTSCH & INASAKI (1994) haben zudem in ihren Arbeiten herausgestellt, dass sich z. B. die Dimension der molekulardynamischen Modelle auf die Simulationsergebnisse auswirkt. Durch die Vereinfachung der Gitterstruktur bei 2D-Modellen verhalten sich diese steifer und weisen stärkere Versetzungen auf als 3D-Modelle.

Eine gute Übersicht über neuere Modelle mit finite Elemente Ansätzen oder molekulardynamischen Berechnungsmodellen ist in BRINKSMEIER ET AL. (2006) zu finden. Darüber hinaus ist ein geschichtlicher Überblick über die verschiedenen Kraftmodelle und Ansätze von WALSH (2004) zusammengestellt worden.

2.2.3 Temperaturmodelle

Die Energie, die während des Schleifprozesses in die Kontaktzone eingebracht wird, wird fast vollständig in Wärme umgewandelt. Dadurch entstehen innerhalb der Kontaktzone hohe Temperaturen, die zu thermischen Schäden des Werkstücks und der Schleifscheibe führen können. Diese Schäden sind Hauptursache für qualitätsbedingte Prozessbeschränkungen. Folgen von zu hohen Temperaturen können unter anderem Schleifbrand, Gefügeveränderungen, wie ein Ent härten, bzw. nachträgliches Härten der Oberfläche und entstehende Eigenspannungen sein, die sich negativ auf die Lebensdauer der Werkstücke auswirken. Aus diesem Grund ist die Untersuchung der Temperatureinflüsse und deren Zusammenhänge mit den Prozessparametern von Interesse, um die Produktqualität und die Prozesseffizienz zu steigern.

Ein grundlegendes Modell, auf dem viele weitere Temperaturberechnungen beruhen, ist von JAEGER (1942) und CARSLAW & JAEGER (1959) entwickelt worden. Der analytische Ansatz beschreibt die Ausdehnung eines Temperaturfeldes in einem Festkörper für eine sich konstant bewegende Wärmequelle mit definiertem Wärmestrom unter folgenden Voraussetzungen:

- die Wärmemenge \dot{q}'_{wQ} pro Zeit und Längeneinheit, bzw. \dot{q}''_{wQ} pro Zeit und Flächeneinheit innerhalb der Wärmequelle ist über ihrer Ausdehnung gleichverteilt,
- die Wärmequelle bewegt sich mit konstanter Geschwindigkeit v_{wQ} geradlinig über den Körper und hat normal zur Körperoberfläche eine unendliche Ausdehnung,
- der erwärmte Körper wird als Halbraum, bzw. einseitig begrenzt angesehen,
- der Wärmestrom fließt ohne Verluste in den Körper, so dass sich ein adiabatischer Zustand einstellt und
- es werden quasi-stationäre Bedingungen angenommen.

Die Temperatur im Körper T_{Adiabat} zu einem Zeitpunkt t lässt sich unter diesen Randbedingungen durch

$$T_{\text{Adiabat}}(x, z, t) = \frac{2 \dot{q}''_{wQ} a_{\vartheta}}{\pi \lambda v_{wQ}} \int_{X-L}^{X+L} e^{-u} K_0 \sqrt{Z^2 + u^2} du \quad (2.8)$$

mit

$$L = \ell_{wQ} \frac{v_{wQ}}{2 a_{\vartheta}}; \quad X = x \frac{v_{wQ}}{2 a_{\vartheta}}; \quad Z = z \frac{v_{wQ}}{2 a_{\vartheta}}; \quad u = (x - x_0) \frac{v_{wQ}}{2 a_{\vartheta}} \quad (2.9)$$

berechnen. In dieser Gleichung ist die Temperaturleitfähigkeit des Körpers a_{ϑ} , die Geschwindigkeit v_{wQ} der Wärmequelle, die halbe Kontaktlänge ℓ_{wQ} zwischen Wärmequelle und Körper, die Wärmeleitfähigkeit des Körpers λ und die modifizierte Besselfunktion zweiter Art und erster Ordnung K_0 , vergleiche auch **Bild 2.9**. Wärmeverluste sind im Modell von CARSLAW & JAEGER noch nicht enthalten. LOWIN (1980) überträgt dieses Modell auf den Schleifprozess

und berücksichtigt das Temperaturfeld $T_{\text{KSS}}(x, z, t)$ aufgrund des Kühlschmierstoffs durch Superposition beider Temperaturfelder. Damit ergibt sich die Temperatur im Werkstück zu

$$T_{\text{Körper}}(x, z, t) = \frac{2 \dot{q}_{\text{wQ}}'' a_{\vartheta}}{\pi \lambda v_{\text{wQ}}} \left[\int_{X-L}^{X+L} \left(e^{-u} K_0 \sqrt{Z^2 + u^2} \right) du \right. \quad (2.10)$$

$$\left. - H \pi e^{HZ} \int_0^{\infty} \tau e^{H^2 \tau^2} \operatorname{erfc} \left(\frac{Z}{2\tau} + H\tau \right) \operatorname{erf} \left(\frac{X-L}{2\tau} + \tau, \frac{X+L}{2\tau} + \tau \right) d\tau \right] \quad (2.11)$$

mit

$$H = \frac{2 a_{\vartheta} \alpha}{v_{\text{wQ}} \lambda}; \quad \tau = \frac{v_{\text{wQ}} \sqrt{a_{\vartheta} t}}{a_{\vartheta}}. \quad (2.12)$$

Dabei ist α der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Körper und Kühlschmierstoff und erfc die komplementäre bzw. konjugierte Gauß'sche Fehlerfunktion

$$\operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_z^{\infty} e^{-\tau^2} d\tau. \quad (2.13)$$

Für die Fehlerfunktion gilt per Definition außerdem

$$\operatorname{erf} \left(\frac{X-L}{2\tau} + \tau, \frac{X+L}{2\tau} + \tau \right) = \operatorname{erf} \left(\frac{X+L}{2\tau} + \tau \right) - \operatorname{erf} \left(\frac{X-L}{2\tau} + \tau \right). \quad (2.14)$$

Neben LOWIN (1980) haben zahlreiche andere Wissenschaftler Temperaturmodelle für das Schleifen aufgestellt. Die meisten Ansätze davon beruhen jedoch auf dem Modell von CARSLAW & JAEGER und unterscheiden sich nur durch Korrekturbeiwerte und zusätzlich berücksichtigte Wärmeströme, vergleiche **Bild 2.10**. MALKIN (1968) und BRANDIN (1978) geben für den Anteil der Wärmemenge, der bei Trockenschleifprozessen in das Bauteil fließt, etwa 65 bis 80 % an. Die restliche Wärmemenge wird über die Schleifscheibe und Späne abgegeben. Spezielle Untersuchungen für das Tiefschleifen haben FUH & HUANG (1994) durchgeführt und

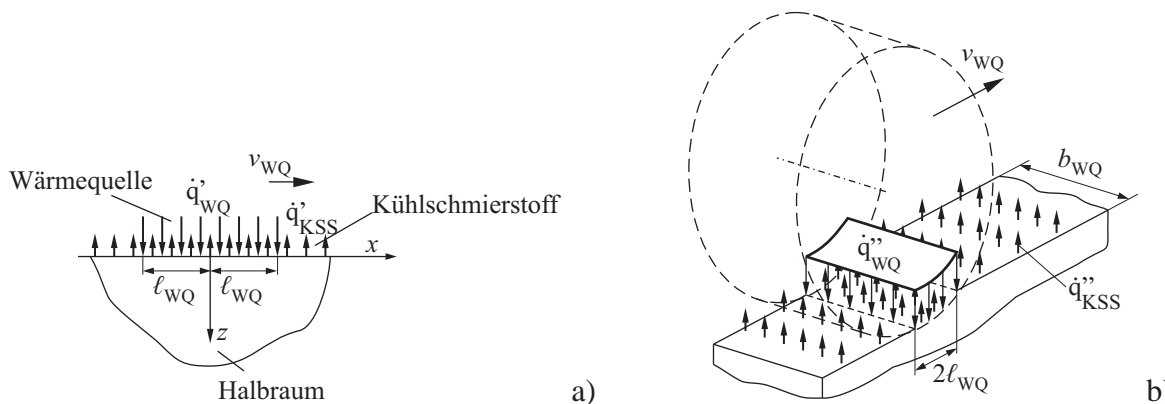


Bild 2.9: Modell zur Berechnung der Temperaturverteilung im Werkstück unter Berücksichtigung des Kühlschmierstoffeinflusses beim Schleifen nach LOWIN (1980) für eine bewegte Linienquelle in der Ebene a) und für eine Bandquelle im Räumlichen b)

können mit ihrem Temperaturmodell die Gefahr von Schleifbrand in Abhängigkeit des Kühlschmierstoffes und der Art der Schleifscheibe beschreiben.

Eine gute Übersicht über weitere analytische sowie auf der finite Elemente Methode basierenden Temperaturmodelle mit Angaben zur Art des Wärmequellenprofils, wie normal- oder gleichverteilte Quellen, gibt SCHNEIDER (1999) in seiner Arbeit an.

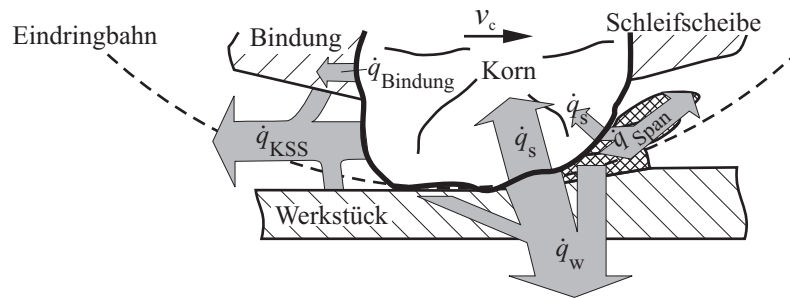


Bild 2.10: Wärmeströme beim Schleifen nach KLOCKE (2005)

2.3 Prozessdynamik

Die Maßhaltigkeit und Qualität der Schleifbearbeitung hängt direkt von der relativen Lage zwischen Schleifscheibe und Werkstück in der Bearbeitungszone ab. Abweichungen von der Sollbahn entstehen durch statische und dynamische Verschiebungen des Werkstücks und der Maschinenkomponenten. Statische Verformungen führen vor allem zu Formfehlern, wohingegen dynamische Relativbewegungen eine zunehmende Welligkeit und Rauheit der Werkstückoberfläche verursachen. Durch die dynamischen Relativbewegungen ergeben sich ein stärkerer Maschinen- und Schleifscheibenverschleiß und eine erhöhte Gefahr der Beschädigung von Werkzeug und Maschine. Um dies zu vermeiden ist es nötig, die dynamischen Eigenschaften der Maschine und die Anregungsmechanismen zu kennen. Unter anderem modellieren IWANOW ET AL. (1996) und WECK & BRECHER (2006) die Werkzeugmaschinen näherungsweise als Mehr-Massen-Schwinger, die durch die gängigen Methoden der Mehrkörperdynamik beschrieben und ihr Verhalten durch Ortskurven bzw. Amplituden- und Phasenverläufe veranschaulicht werden können. Das dynamische Maschinenverhalten lässt sich auch durch experimentelle Modalanalysen und Messungen der Nachgiebigkeits-Frequenzgänge gewinnen. Für die Prozessauslegung ist es sinnvoll, durch gezielte Messungen nur die wichtigsten dynamischen Eigenschaften, wie z. B. Maschinenschwingungen und Prozessanregungen, zu erfassen.

2.3.1 Schwingungen

In der Literatur werden Schwingungen nach ihren Entstehungsmechanismen in fremderregte und selbsterregte Schwingungen unterschieden, wie in den Arbeiten von SCHIEFER (1980),

KLOTZ (1987), CHEN (1990), HENNES (1998), MAGNUS & POPP (2002), SCHÜTTE (2003) und WECK & BRECHER (2006) nachzulesen.

Charakteristisch für selbsterregte Schwingungen ist, dass im System eine Energiequelle vorhanden ist, die ständig Energie für die Aufrechterhaltung oder Anfachung der Schwingungen abgibt. Beim Schleifprozess stellt die drehende Schleifscheibe diese Energiequelle dar. Selbsterregte Schwingungen treten nur dann auf, wenn sich Schleifscheibe und Werkstück im Eingriff befinden. Die Frequenzen, mit denen das System schwingt, sind in der Regel seine Eigenfrequenz und die dazugehörigen Harmonischen, äquivalent zu freien Schwingungen. Nach MAGNUS & POPP (2002) ist außerdem zu beachten, dass für selbsterregte Schwingungen Nichtlinearitäten wesentlich sind. Zu den Ursachen der Selbsterregung beim Schleifprozess zählen unter anderem der Regenerativeneffekt, die Lagekopplung, Inhomogenitäten im Material und sich ändernde Oberflächeneigenschaften der Schleifscheibe durch Schärfeschwankungen oder Zusetzen der Spanräume. Der Regenerativeneffekt kann beim Schleifen sowohl werkstückseitig, als auch schleifscheibenseitig auftreten und beschreibt die Abbildung von Schwingungen auf einem der beiden Körper als Oberflächenwelligkeit. Die Problematik der fallenden Kraft-Geschwindigkeits-Charakteristik sowie der Aufbauschneidenbildung spielt als Selbsterregung für den Schleifprozess nach CHEN (1990) und HENNES (1998) keine Rolle, da diese Mechanismen nur bei definierten Schneiden und bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten auftreten.

Im Gegensatz zu den selbsterregten Schwingungen existiert bei den erzwungenen bzw. fremderregten Schwingungen eine Störung, die die Schwingungsfrequenz des Systems bestimmt. Oft sind diese Frequenzen auch im Leerlauf der Maschine zu messen und die Erregung durch gezieltes Abschalten einzelner Maschinenkomponenten eindeutig zu lokalisieren und relativ einfach zu beheben, wie z. B. Anregungen, die durch das Fundament in die Maschinenstruktur eingeleitet werden, Eingriffsstöße durch unterbrochene Werkstückkonturen bzw. segmentierte Schleifscheiben oder Anregungen aus verschiedenen Maschinenkomponenten, wie Hydraulikmotoren, Zahnstöße von Zahnrädern oder Lagerfehler. Zu den Ursachen einer Fremderregung gehören die Unwucht der Schleifscheibe, bzw. die werkstück- und schleifscheibenseitige Wellenbildung. Eine nicht eindeutig in Selbst- oder Fremderregung einzuordnende Anregung bildet das Grundrauschen der Schnittkräfte. Der durch die Spanbildung erzeugte Anteil des Grundrauschens ist der Fremderregung zuzuordnen. Die hierdurch entstehenden Oberflächenwelligkeiten erzeugen im weiten Verlauf des Schleifens eine Selbsterregung.

In der Literatur sind viele Arbeiten zu finden, die sich mit Anregungsquellen und ihrem Einfluss auf den Prozess beschäftigen, wobei die Erkennung und Vermeidung von Schwingungen einen sehr großen Teil ausmachen. Beispielhaft sind die Arbeiten von PAHLITZSCH & CUNTZE (1966), die eine neue Stabilitätstheorie für Ratterschwingungen beim Schleifen aufgestellt haben, und SCHIEFER (1980) zu nennen. SCHIEFER bestimmt eine Übergangsfrequenz

$$f_{\text{Übergang}} = \frac{v_{\text{rel}}}{2\pi \sqrt{\frac{1}{2}d_{\text{eq}}\hat{x}_s}} , \quad (2.15)$$

unterhalb derer auf dem Werkstück die sinusförmige Schwingung der Schleifscheibe mit der Amplitude \hat{x}_s und der Relativgeschwindigkeit v_{rel} zwischen Werkstück und Schleifscheibe als Regenerativeffekt abgebildet wird. INASAKI (1975) berechnet auf gleiche Weise einen Grenzwert $\hat{x}_{s,\text{kritisch}}$ für die Schwingungsamplitude der Schleifscheibe, ab der für eine Frequenz f ein Unterschnitt, also die nicht mehr vollständige Abbildung der Schwingung der Schleifscheibe auf dem Werkstück, eintritt. Die Schwingungsamplitude ergibt sich hierfür aus

$$\hat{x}_{s,\text{kritisch}} = \left(\frac{v_{\text{rel}}}{2\pi f} \right)^2 \frac{2}{d_{\text{eq}}} , \quad (2.16)$$

vergleiche **Bild 2.11**. SCHIEFER bestimmt zudem eine Abhebefrequenz f_{Abheben} , ab der ein Abheben der Schleifscheibe vom Werkstück erfolgen kann

$$f_{\text{Abheben}} = \frac{v_{\text{rel}}}{\pi \hat{x}_s} \sqrt{\frac{a_e}{d_{\text{eq}}}} . \quad (2.17)$$

SNOEYS & BROWN (1969) geben als erstes eine Abbruchfrequenz

$$f_{\text{Abbruch}} = \frac{v_{\text{rel}}}{4\sqrt{(\hat{x}_s + a_e) \cdot d_{\text{eq}}}} \quad (2.18)$$

an, ab der die Schwingungen des einen Schleifpartners nicht mehr als Welligkeit auf dem anderen abgebildet werden. Zusätzlich zum Regenerativeffekt berücksichtigen SALJÉ ET AL. (1982a) die Lagekopplung und die aus beiden Effekten entstehenden, geschliffenen Oberflächen. Neben der Berechnung der entstehenden, geschliffenen Oberfläche, unter Berücksichtigung verschiedener Anregungsmechanismen, sind die Verfahren zur Detektion von Instabilitäten während des Schleifprozesses ein weiteres Forschungsgebiet. Die Verfahren können dabei in Auswertungen im Zeitbereich und im Frequenzbereich unterschieden werden.

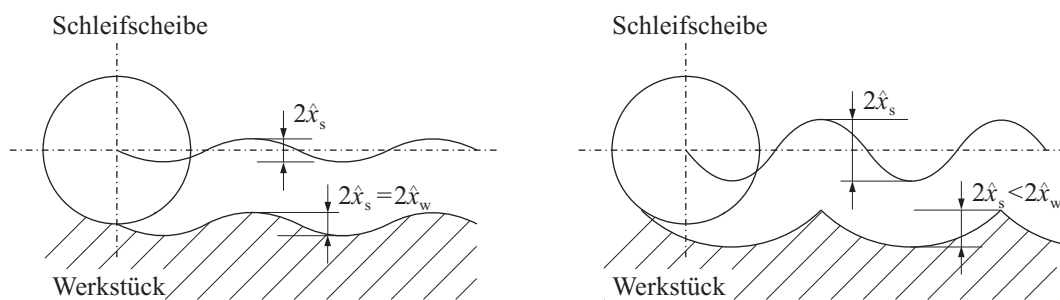


Bild 2.11: Einfluss der Amplitude der Schleifscheibenschwingung auf die Oberfläche des Werkstücks nach INASAKI (1975)

2.3.2 Rattererkennung im Zeitbereich

Eine sehr einfache Methode zur Detektion von Ratterschwingungen ist die Darstellung der Werkstückbewegung in den beiden radialen Werkstückkoordinaten y über z . Für einen stabilen Prozess sind die Werkstückbewegungen zufällig in der Ebene verteilt. Tritt Rattern auf, erhö-

hen sich zum einen die Amplituden, zum anderen gehen die zufälligen Bewegungsanteile in eine gerichtete, eindimensionale Bewegung über. Dieser Verlauf ist in **Bild 2.12** exemplarisch nach SCHÜTTE (2003) dargestellt. Für viele Schleifprozesse ist die Messung der Werkstückbewegungen möglich, so dass diese Methode der Rattererkennung einfach umsetzbar ist. Der Lilliefors-Test legt ebenfalls die Aussage zu Grunde, dass ein stabiler Prozess stochastisch verteilte Schwingungen hervorruft und ein instabiler Prozess gerichtete Ratterschwingungen zeigt. Mit diesem Test, der eine Modifikation des Kolmogorow-Smirnow-Tests ist, siehe BEUCHER (2007), wird die Verteilung eines Signals mit einer Normalverteilung verglichen. Dazu werden der Mittelwert und die Standardabweichung des gemessenen Signals bestimmt und aus diesen Werten eine Normalverteilung gebildet. Liegt die Abweichung der beiden Verteilungen über einem bestimmten Schwellenwert, gilt das Messsignal nicht mehr als normalverteilt und somit der Prozess nicht mehr als stabil. Lilliefors hat die modifizierte Form des Kolmogorow-Smirnow-Tests erstmals 1967 erwähnt und beschreibt ihn in LILLIEFORS (1969). SCHÜTTE (2003) gibt in seiner Arbeit an, dass der Lilliefors-Test für die zeitabhängigen Signale der Werkstückauslenkung keine eindeutigen Ergebnisse geliefert hat. Erst nach der Durchführung einer Wavelet Transformation, die im nachfolgenden Abschnitt erläutert wird, konnte der Lilliefors-Test auf die Detailkoeffizienten erfolgreich angewendet werden.

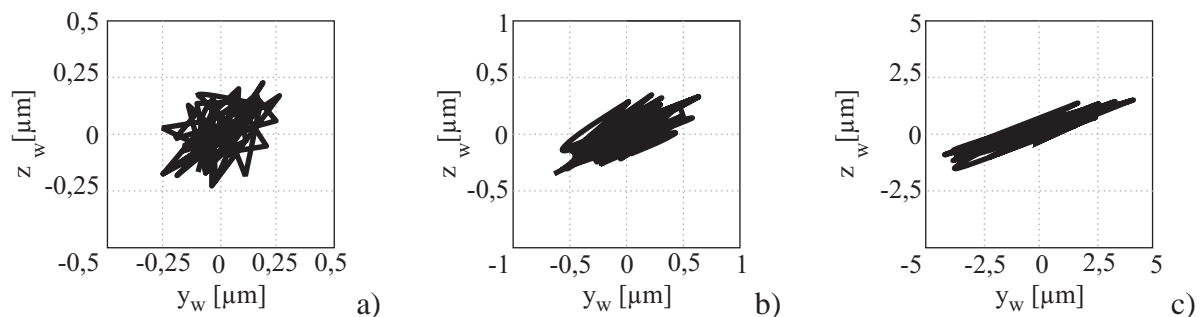


Bild 2.12: Entwicklung der Werkstückschwingung, stabiler Zustand a), Übergang b) und Rattern c) nach SCHÜTTE (2003)

2.3.3 Rattererkennung im Frequenzbereich

Neben der Analyse im Zeitbereich gibt auch eine Betrachtung der Signale im Frequenzbereich Auskünfte über die Stabilität des Prozesses. Durch eine schnelle Fourier Transformation (englisch: *fast Fourier transformation* - FFT) ist es möglich die im Signal enthaltenen Frequenzen und ihre Amplituden zu visualisieren. YAO ET AL. (2010) kann über die Auswertung dieser Frequenzspektren eindeutig stabile von instabilen Schleifprozessen unterscheiden.

Wird von einem Signal die FFT stückweise und mit überlappenden Bereichsgrenzen durchgeführt, ist der Amplitudenverlauf der Frequenzen über der Zeit zu verfolgen. Diese Transformation wird Kurzzeit Fourier Transformation, (englisch: *short-time Fourier transformati-*

on, STFT) genannt und kann, unter Berücksichtigung der Heisenbergschen Unschärferelation, die Frequenzen zeitlich auflösen. Darüber lassen sich Aussagen über die Entstehung von z. B. Ratterschwingungen treffen und die Entwicklung der Amplituden dem zeitlichen Ablauf des Schleifprozesses zuordnen, wie es SALJÉ ET AL. (1982b), KLOCKE ET AL. (2001) und GRADISEK ET AL. (2003) in ihren Arbeiten zeigen.

SCHÜTTE (2003) verwendet für seine Auswertung eine diskrete Wavelet Transformation (DWT). Das Signal wird hierbei mit einem Wavelet, einer den Ratterburst abbildenden Funktion, verglichen und die Übereinstimmung bestimmt. Für niedrigere Frequenzbereiche wird ein zeitlich gestrecktes Wavelet verwendet, dass langwellige Signale besser widerspiegelt, wohingegen für hohe Frequenzen dieses Wavelet für den Vergleich gestaucht wird. Dadurch ergibt sich gleichzeitig eine Verbesserung der zeitlichen Zuordnung hoch aufgelöster Frequenzen. In seiner Arbeit beschreibt SCHÜTTE, dass Rattern vorliegt, wenn nicht mehr alle Frequenzbänder bzw. Skalen D_1 bis D_7 angeregte Frequenzen besitzen, sondern diese sich auf wenige beschränken, wie es beispielhaft für einen stabilen und instabilen Schleifvorgang in **Bild 2.13** gezeigt ist. Die mit A bezeichneten statischen Anteile sind für die Auswertung nicht relevant. Zusätzlich wertet er die skalenabhängigen Wavelet-Koeffizienten D_i aus, die beim Rattern für einzelne Skalen sehr hoch sind. Diese Methode nutzen auch CHOI & SHIN (2003) und GONZÁLEZ-BRAMBILA ET AL. (2006). KWAK & HA (2004) setzen die Wavelet Transformation nicht für die Rattererkennung ein, sondern um den Konditionierungszeitpunkt der Schleifscheibe zu bestimmen. Weitere Einsatzmöglichkeiten der Wavelet Transformation und eine ausführliche Beschreibung sind unter anderem bei BRUNS (2004) und KARRENBURG (2010) zu finden.

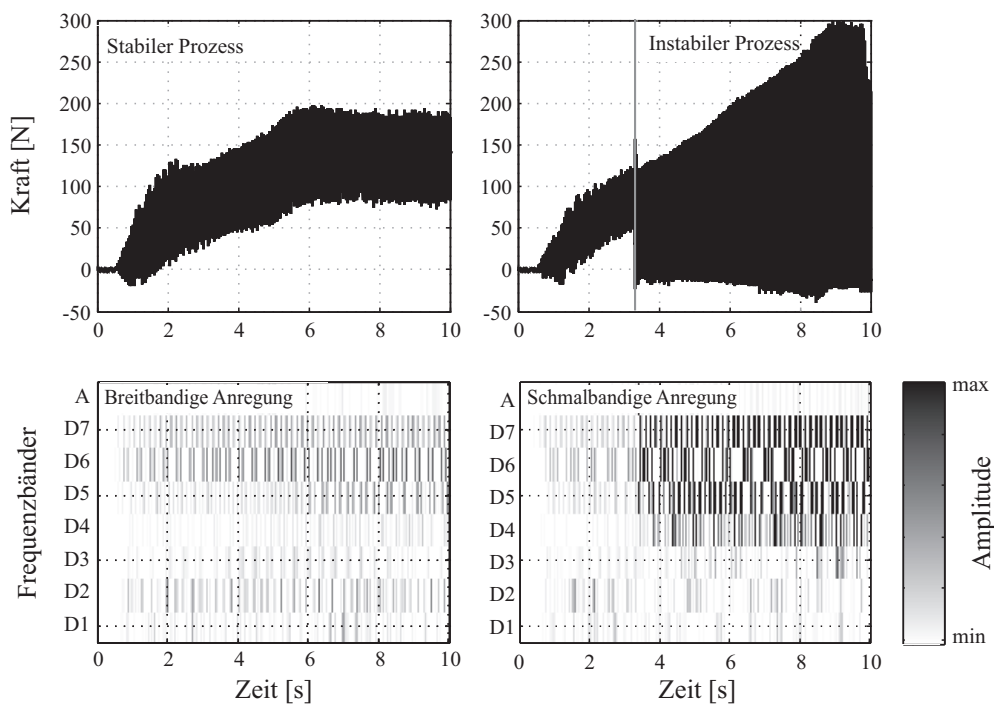


Bild 2.13: Gemessene Schleifkraftverläufe im Zeitbereich und dazugehörige Waveletanalyse

3 Analyse und Modellierung der Systemstruktur

Bei Schleifprozessen treten teilweise spontan kritische Prozesszustände, wie z. B. sich selbst verstärkende Ratterschwingungen oder partielle Überhitzung des Werkstücks auf, die zu Oberflächenveränderungen wie Rattermarken oder Schleifbrand, und somit oft zum Ausschuß des Werkstücks führen. Darüber hinaus können auch die Schleifscheibe und Schleifmaschine durch plötzlich stark ansteigende Schleifkräfte in Mitleidenschaft gezogen werden. Die Ursachen für diese kritischen Zustände liegen in einer Kombination und wechselseitigen Beeinflussung von den gewählten Prozessparametern und Kühlzusätzen, der Maschinenstruktur, den aufgrund des Materialabtrags veränderlichen mechanischen Werkstückeigenschaften, der Anregung durch die Schleifscheibenrotation und weiteren Störeinflüssen. Die physikalischen Zusammenhänge zwischen den Ursachen und deren Wechselwirkung sind jedoch noch nicht zufriedenstellend geklärt, und somit eine verlässliche Vorhersage des Schleifvorgangs bzw. gezielte Veränderung einzelner Einflussgrößen nicht möglich. Da die Wechselwirkungen und die Stärke der Beeinflussung einzelner Einflussgrößen sehr stark vom jeweiligen Schleifverfahren abhängt, liegt in dieser Arbeit der Fokus auf deren Analyse beim Werkzeugschleifen.

Ziel ist es die Einflüsse und Wechselwirkungen der Prozessparameter Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c auf die Schleifkräfte und die sich durch die Werkstückverformung ergebenden Geometriefehler zu analysieren und mittels eines geeigneten Modells abzubilden. Der Einfluss des Kühlmittels wird in dieser Arbeit ausdrücklich nicht berücksichtigt. Nach Aufbau des Schleifmodells soll dieses dazu genutzt werden über eine Parameteranpassung die Geometriefehler des Werkstücks zu vermindern.

Das in dieser Arbeit betrachtete Werkzeugschleifverfahren wird für die Herstellung von Hochleistungsbohr- und fräswerkzeugen aus Schnellarbeitsstahl (HSS) und Hartmetall genutzt. Das Herstellungsverfahren ist ein Tiefschleifprozess, bei dem in einem einzigen Fertigungsschritt die Nuten in den Rohling geschliffen werden. Der Tiefschleifprozess zeichnet sich durch hohe Zustellungen a_e , bis zu einigen Millimetern, und geringe Vorschubgeschwindigkeiten v_{ft} aus. Für die Herstellung von spiralförmigen Nuten ist dem axialen Vorschub des Werkstücks eine Rotation überlagert, wodurch eine komplex gekrümmte und relativ große Kontaktfläche zwischen Werkstück und Schleifscheibe entsteht, die zusätzlich von der Profilierung der Schleifscheibe abhängt. Innerhalb der Kontaktzone ergeben sich unterschiedliche Kornein-

griffsbedingungen und somit lokal unterschiedlich verteilte Spannungen. Durch das große Zeitspanvolumen, dem pro Zeit abgetragenen Materialvolumen, sind die Spannungen relativ groß und beeinflussen die gesamte Maschinenstruktur während des Nutenschleifens. In nachfolgenden Arbeitsschritten werden die Zylindermantelfläche des Werkstücks zurückgesetzt und die Werkstückspitze erzeugt, wofür niedrigere Zustellungen gewählt werden und geringere Beeinflussungen der Maschinenstruktur entstehen.

Charakteristisch für den Herstellungsprozess von Bohr- und Fräswerkzeugen ist die einseitige Einspannung des Werkstückrohlings als Kragbalken, wodurch besonders dieser durch die Prozesskräfte verformt wird. Aufgrund dieser Einspannung und des im Vergleich zur Maschinenstruktur relativ elastischen Werkstücks wirkt sich die Anregung durch die Schleifscheibenrotation besonders auf das dynamische Werkstückverhalten aus. Darüber hinaus führt der hohe Materialabtrag während des Schleifvorgangs zu sich stark ändernden mechanischen Werkstückeigenschaften, die sich zusätzlich im dynamischen Verhalten des Werkstücks widerspiegeln.

Für die Analyse des Werkzeugschleifens sind somit einerseits die Struktur und Eigenschaften des Werkstücks interessant, andererseits müssen die Anregungsmechanismen durch die Schleifscheibe und Maschine berücksichtigt werden. Die Kopplung von Struktur und Anregung im Prozess findet im Kontakt von Schleifscheibe und Werkstück durch die lokalen Eingriffsbedingungen der Schleifkörner und die dadurch entstehenden Schleifkräfte statt. In **Bild 3.1** sind die einzelnen zu untersuchenden Komponenten nochmals dargestellt. Die folgenden Kapitel gliedern sich ebenfalls in die drei Bereiche Analyse und Modellierung der Struktur sowie der Anregungsmechanismen, Analyse der Prozesseinflüsse und Modellierung des Kontakts. Bei der Strukturuntersuchung liegt das Hauptaugenmerk auf dem Werkstück und dessen präziser Abbildung. Auf Grund der sehr viel größeren Steifigkeit der Maschine gegenüber der des Werkstücks und der dadurch geringeren Beeinflussung wird das Verhalten der Schleifscheibenaufhängung sowie der Maschinenstruktur mit einer geringeren Modellierungstiefe abgebildet.

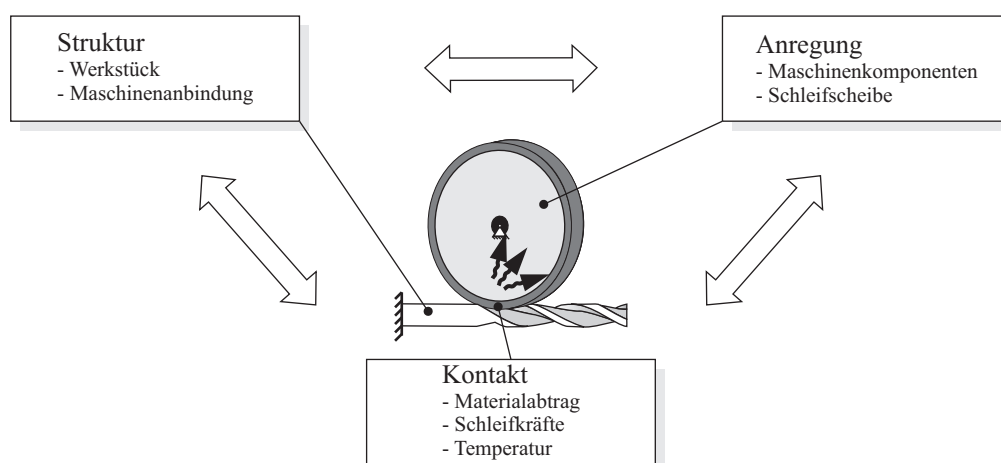


Bild 3.1: Darstellung der Wechselwirkungen und zu untersuchenden Komponenten beim Werkzeugschleifen

Die verwendeten Einzelmodelle werden in den jeweiligen Abschnitten beschrieben und deren Einflussverhalten untersucht. Das aus den Einzelmodellen bestehende Gesamtmodell des Werkzeugschleifens wird anschließend erläutert und die damit erzielten Ergebnisse und Optimierungsmöglichkeiten gezeigt.

3.1 Charakterisierung der Dynamikeigenschaften des Werkstücks

Die in dieser Arbeit betrachteten Werkstücke sind Bohr- und -fräswerkzeuge aus Hartmetall oder Schnellarbeitsstahl (HSS). Der Aufbau für die zur Untersuchung des Werkzeugschleifens notwendigen Versuche ist in **Bild 3.2 a)** gezeigt. Der Herstellungsprozess spanender Werkzeuge mit Längsnuten für Fräswerkzeuge oder Spiralnuten für Bohrwerkzeuge ist grundsätzlich der Gleiche. Der relativ schlanke Rohling wird im Werkzeugfutter auskragend eingespannt und durch einen Tiefschleifprozess bearbeitet. Aufgrund der Kinematik des Werkstücks und des Maschinentisches wandert die Schleifscheibe während der Bearbeitung kontinuierlich entlang der Werkstückachse und führt zu einer sich zeitlich ändernden Anregung. Charakteristisch für den Herstellungsprozess von Werkzeugen mit Nuten ist der große Materialabtrag von bis zu 30 %, wodurch sich das mechanische Verhalten des Werkstücks stark ändert. In **Bild 3.2 b)** sind einige Fertigungsstufen des Herstellungsprozesses eines Spiralbohrers dargestellt. Die Reduktion der Masse und Änderung der Werkstückgeometrie führen zu veränderten Dynamikeigenschaften, die nach der Schleifbearbeitung an einem gesonderten Prüfstand untersucht worden sind. Dazu sind die Werkstücke in einem Vier-Backenfutter eingespannt und mit einem Kraftimpuls ange regt worden, um mit einem Laservibrometer die Eigenfrequenzen zu erfassen. Die Messungen ergeben einen schwankenden Verlauf der Eigenfrequenzen abhängig von der geschliffenen Anzahl und Länge der Spiralnuten, auf den in Abschnitt 3.2 näher eingegangen wird.

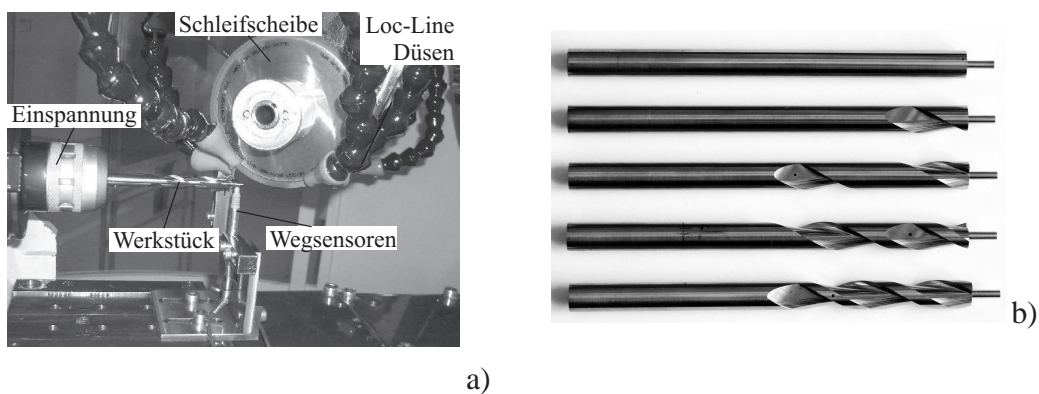


Bild 3.2: Darstellung des Versuchsaufbaus für Schleifexperimente a) und unterschiedlicher Fertigungsstufen von HSS-Spiralbohrern b)

Für eine einfacherer Untersuchung der Geometrieabhängigkeit sind analytische Berechnungen der Eigenfrequenzen von einem fest eingespannten Kragbalken der Länge $\ell_w = 100$ mm mit zwei Längsnuten durchgeführt worden. Für die Untersuchung wird eine ideal runde Schleifscheibe axial verfahren und die Geometrie unter Vernachlässigung der Verformung des Werkstücks berechnet. Für diese Studie wird die Nut über der gesamten Werkstücklänge erzeugt. Für die Geometrieberechnung der zweiten Nut wird das Werkstück um 180° gedreht und die selbe Zustellung beibehalten. Die berechneten Eigenfrequenzen und Eigenmoden sind in **Bild 3.3**, bzw. **Bild 3.4** dargestellt. Die Nutlänge zwischen $\ell_{\text{Nut}} = 1$ und 100 mm repräsentiert dabei die erste Nut, die Werte für die Nutlänge zwischen $\ell_{\text{Nut}} = 101$ und 200 mm die zweite Nut. Bei der Darstellung der Eigenfrequenzen ist die Geometrieabhängigkeit sehr gut sichtbar. Über die Beziehung $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ für einen einfachen Einmassenschwinger ist der Einfluss der Masse m und Steifigkeit k für die erste Eigenfrequenz gut zu erklären. Am Werkstück überwiegt bis zu einer Nutlänge von etwa $\ell_{\text{Nut}} = 75$ mm der Einfluss der Massenabnahme, die Eigenfrequenzen steigen an. Erst für geringe Abstände der Kontaktzone zur Einspannung überwiegt der Einfluss der Steifigkeitsreduktion und die Eigenfrequenzen sinken teilweise bis unter die Eigenfrequenz der Ausgangsgeometrie ab. Diese Einflüsse verstärken sich für die zweite Nut. Für die 2. Eigenfrequenz ergeben sich noch stärkere Abhängigkeiten bezüglich der Zustellung a_e . Ebenso wie die Eigenfrequenzen sind die Eigenmoden sehr stark geometrieabhängig. Mit steigender Modenzahl und Zustellung a_e ergeben sich immer größere Abweichungen zur Referenzberechnung für den Rohling ohne Nut.

Da sich aus der Form der Moden die dynamische Verformung des Werkstücks ergibt und die Eigenfrequenzen das dynamische Verhalten der Werkstückstruktur sowie des gesamten Systems Maschine-Werkstück-Prozess beeinflussen, müssen diese zeitveränderlichen Werkstückeigenschaften vom Modell abgebildet werden. Daneben müssen die Randbedingungen, bzw. die Anbindung des Werkstücks an den Maschinentisch untersucht und die Modellgüte geklärt werden. Hierfür sind weitere Untersuchungen durchgeführt worden.

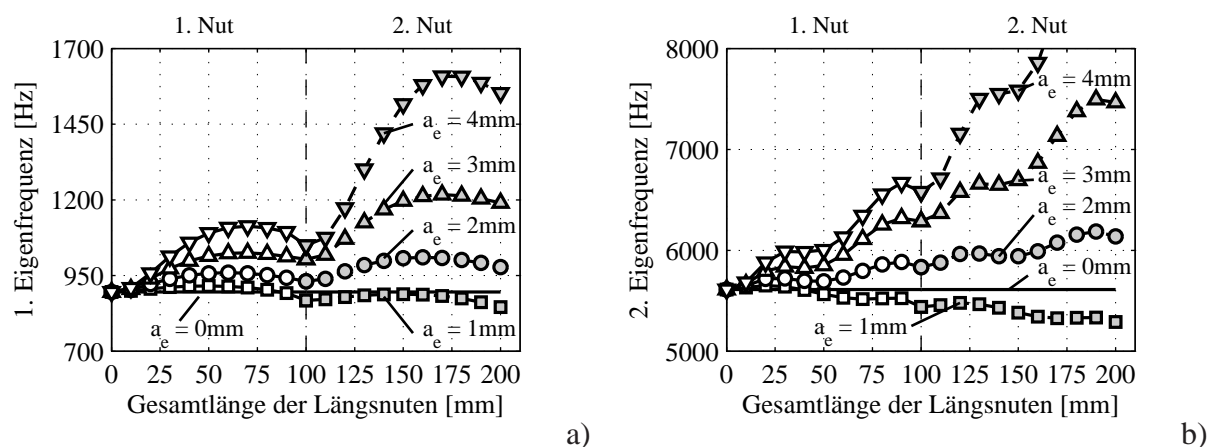
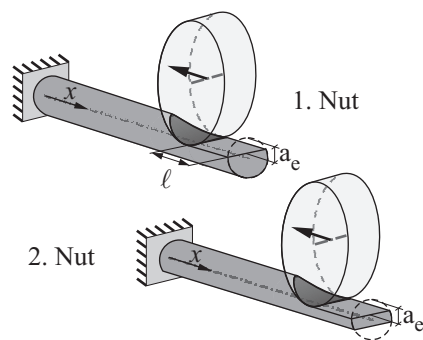
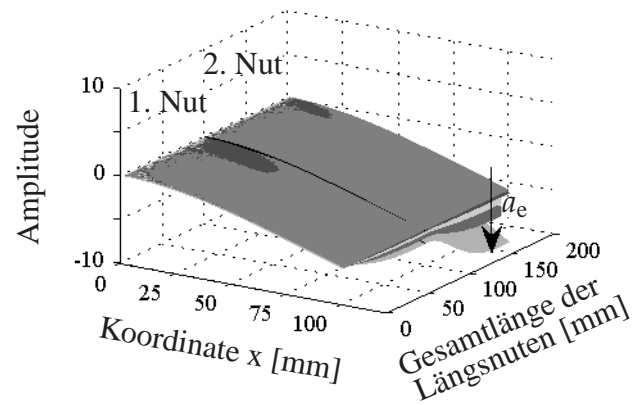


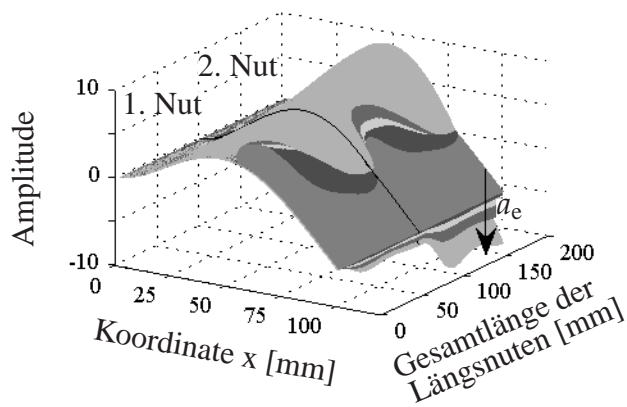
Bild 3.3: Berechnete Verläufe der ersten beiden Eigenfrequenzen in Abhängigkeit der Nutlänge ℓ_{Nut} und Nuttiefe a_e für Längsschliffe in Hartmetall



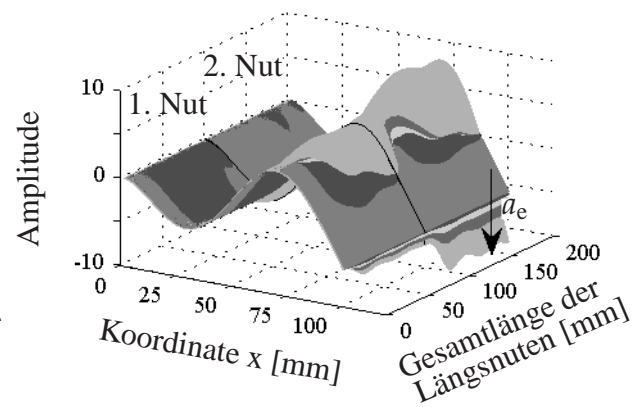
(a) Simulationsschema



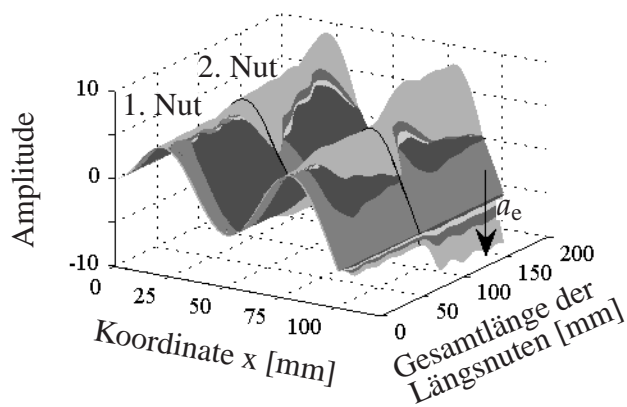
(b) 1. Mode



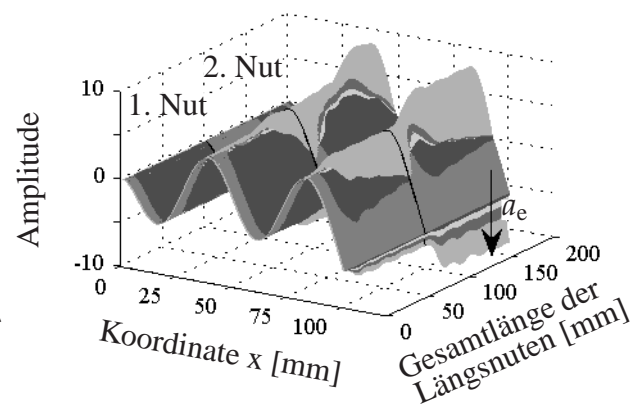
(c) 2. Mode



(d) 3. Mode



(e) 4. Mode



(f) 5. Mode

Bild 3.4: Verlauf der berechneten Moden in Abhängigkeit der Nuttiefe a_e und Nutlänge ℓ_{Nut} für Längsschliffe in Hartmetall

3.2 Maschinentisch und Werkstückeinspannung

Werkzeugmaschinen zeichnen sich durch eine hohe Anzahl an Freiheitsgraden, bzw. Achsen aus, durch die eine große Anwendungsflexibilität entsteht. Die für Experimente im Rahmen dieser Arbeit verwendete CNC Schleifmaschine der Firma Walter Helitronic besitzt 5 Achsen, durch die der Maschinentisch und die Spindel-Schleifscheibeneinheit positioniert werden können, vergleiche HELITRONIC (2011). Auf den Maschinentisch entfallen 3 Freiheitsgrade, zwei Rotationsfreiheitsgrade um die Hochachse C und die Werkzeuglängsachse A und ein Translationsfreiheitsgrad entlang der Z -Achse. Auf die Spindelhalterung entfallen zusätzlich 2 translatorische Freiheitsgrade entlang der X - und Y -Achse, siehe **Bild 3.5**. Durch die im Prozess entstehenden Kräfte bleibt es nicht aus, dass sich die Maschine verformt. Um diesen Einfluss zu analysieren sind die Verformungen des Gestells, der Spindel und des Maschinentisches untersucht und bewertet worden, um sie als Randbedingungen in das Strukturmodell einzubinden. Teile dieser Untersuchungen sind dabei in Kooperation mit dem Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover entstanden, wo sich die Maschine befindet und alle Schleifversuche durchgeführt worden sind.

Während der Schleifbearbeitung ist das Werkstück am Maschinentisch mittels eines Drei-Backenfutters fixiert. Wirken während der Schleifbearbeitung Kräfte auf den Maschinentisch, kann sich dieser verformen, wodurch der Schleifvorgang und die endgültige Werkstückgeometrie beeinflusst werden. Neben der Verformung des Werkstücks hat der Rundlauf großen Einfluss auf das Schleifergebnis. Beim Schleifen von spiralförmigen Nuten rotiert das Werkstück um seine Längsachse, so dass ein exzentrischer Lauf eine Änderung der Schleifscheibenzustellung bewirkt. Über taktile Wegsensoren ist der Rundlauf und die Verformung des Werkstücks während der Schleifbearbeitung gemessen worden. Dazu ist am vorderen Ende des Bohrerrohrlings ein zusätzlicher Messpin angebracht, an dem die taktilen Wegsensoren anliegen, vergleiche **Bild 3.2 a)** auf Seite 26 und **Bild 3.6 a)**. In **Bild 3.6 b)** sind Messungen der Verformung an der Werkzeugspitze in y - und z -Richtung, sowie die Schleifkraft in y -Richtung gezeigt. Während der ersten 35 Sekunden rotiert das Werkstück ohne Schleifscheibeneingriff.

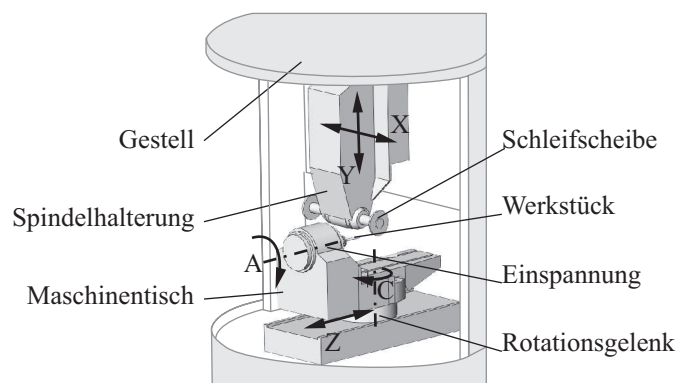


Bild 3.5: Struktur der betrachteten 5-Achsen CNC Werkzeugschleifmaschine

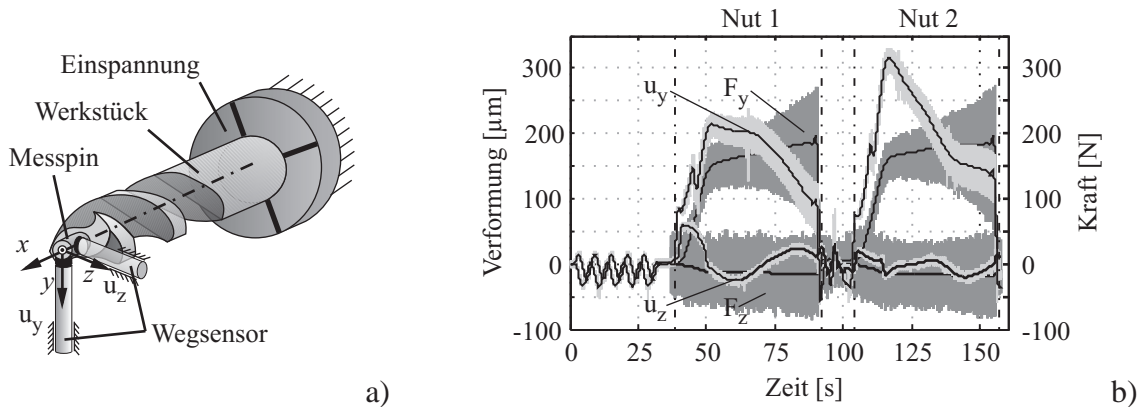


Bild 3.6: Schematische Darstellung des Messaufbaus a) und Messergebnisse der Werkstückrotation (0-35 s), sowie der Verformungen und Kräfte während des Schleifens von Spiralnuten b)

Danach werden zwei Nuten geschliffen, wobei sich das Werkstück für eine Nut um 450° um die Längsachse dreht. Bevor die 2. Nut in gleicher Weise geschliffen wird, fährt das Werkstück in die Ausgangsposition zurück und wird um 180° gedreht. Dies findet während der Schleifbearbeitung zwischen der 90. und 105. Sekunde statt, wodurch die schwankenden Messwerte in diesem Zeitabschnitt zu erklären sind.

Einfluss der Einspanneztrizität: Anhand der Messergebnisse aus **Bild 3.6 b)** ist die Exzentrizität des Werkstücks, bzw. der Einspannung auf $18 \mu\text{m}$ bestimmbar. Bei einer maximalen Verformung des Werkstücks während der Schleifbearbeitung der 2. Nut um $u_{y,\text{max}} = 315 \mu\text{m}$, beträgt die Lageabweichung aufgrund der Exzentrizität 6 % und soll daher im Schleifmodell berücksichtigt werden. Dies ist durch eine exzentrische Positionierung der Werkstücklängsachse zu Beginn der Simulation realisierbar.

Einfluss der Einspannelastizität: Zusätzlich zur Bestimmung der Exzentrizität lassen sich die Werkstückverformungen messen. Da diese an der Spitze des Werkstücks aufgenommen werden, stimmen die Messwerte nur am Anfang des Nutenschleifprozesses mit der Durchsenkung an der Kontaktstelle von Werkstück und Schleifscheibe überein, nämlich genau dann, wenn der Kraftangriffspunkt über dem Kontakt des Messtasters zum Messpin liegt. Für diesen Zeitpunkt lässt sich die Verformung am Werkstückende für die erste Nut mit der dazugehörigen gemessenen Schleifkraft $F_y(50 \text{ s}) = 149 \text{ N}$ über die Balkengleichung für homogene Balken

$$u_y(\ell_w) = \frac{F_y \ell_w^3}{3EI} \quad (3.1)$$

zu $u_y(\ell_w = 100 \text{ mm}) = 172 \mu\text{m}$ bestimmen. Dieser Wert weicht jedoch vom Messergebnis $u_y(50 \text{ s}) = 215 \mu\text{m}$ erheblich ab, so dass angenommen werden kann, dass die Messwerte eine Kombination aus Werkstück- und Maschinentischverformung darstellen. Aufgrund dieser Ergebnisse werden in einer separaten Messung die Eigenschaften der Einspannung untersucht.

Dazu werden die Verformung von Maschinentisch und eines ungeschliffenen Werkstücks mittels taktiler Wegsensoren für eine konstant aufgebrachte Kraft gemessen. Da die Messtaster in ihrer Auflösung beschränkt sind, sind für diese Versuche Bohrerrohlinge aus HSS verwendet worden, die eine geringere Steifigkeit als die Hartmetallrohlinge aufweisen, wodurch größere Verformungen bei gleicher Kraftaufbringung hervorgerufen werden. Die Kraft wird über die Schleifscheibenspindel am Werkstückende stufenweise aufgebracht und mit den Kraftsensoren bis auf 100 N eingestellt. Über die Wegsensoren, die an verschiedenen Positionen entlang der Werkstückachse platziert sind, werden die jeweiligen Relativverlagerungen zwischen Werkstück und Maschinentisch gemessen. Die Messergebnisse der Durchsenkung des Rohlings werden mit Berechnungen der statischen Biegelinie für einen Kragbalken mit ideal starrer Einspannung verglichen, siehe **Bild 3.7 a)**. Aus der Differenz der gemessenen Durchsenkung und der berechneten Verformung des Werkstücks ergibt sich eine lineare, mit der x -Koordinate ansteigende Abweichung, die auf eine Verformung der Einspannung zurückzuführen ist. Diese beträgt für eine aufgebrachte Kraft von $F_y = 100$ N am Werkstückende $u_y(\ell_w = 100 \text{ mm}) = -116 \mu\text{m}$ und hat damit einen erheblichen Einfluss auf die Geometrie der geschliffenen Nut. Im Bereich der Einspannung lässt sich eine Anfangsdurchsenkung von $u_y(\ell_w = 0 \text{ mm}) = -11,7 \mu\text{m}$ und eine Verkipfung um den Winkel $\beta = 0,04^\circ$ abschätzen. Um im Modell diese beiden Einflüsse realisieren zu können, wird die Werkstückeinspannung durch zwei Dreh- und zwei Druckfedern für die y - und z -Richtung abgebildet, wie in **Bild 3.7 b)** für den zweidimensionalen Fall dargestellt. Aus den Messergebnissen für eine aufgebrachte Kraft von $F_y = 100$ N lassen sich die Ersatzsteifigkeiten der Einspannung für die Druckfeder $k_{ey} = k_{ez} = 8,5 \text{ N}/\mu\text{m}$ und für die Drehfeder $k_{e\beta y} = k_{e\beta z} = 244 \text{ Nm}/\text{Grad}$ bestimmen.

Für die dämpfenden Eigenschaften der Einspannung wird diese um je zwei Dämpfer-Elemente erweitert. Die als konstant angenommenen Dämpfungskoeffizienten sind zu $d_{ey} = d_{ez} = 2,1 \times 10^{-4} \text{ Ns}/\text{m}$ und $d_{e\beta y} = d_{e\beta z} = 2,1 \times 10^{-4} \text{ Nms}/\text{Grad}$ gesetzt worden und liegen damit im Bereich der Kontaktdämpfung, vergleiche Abschnitt 3.4.

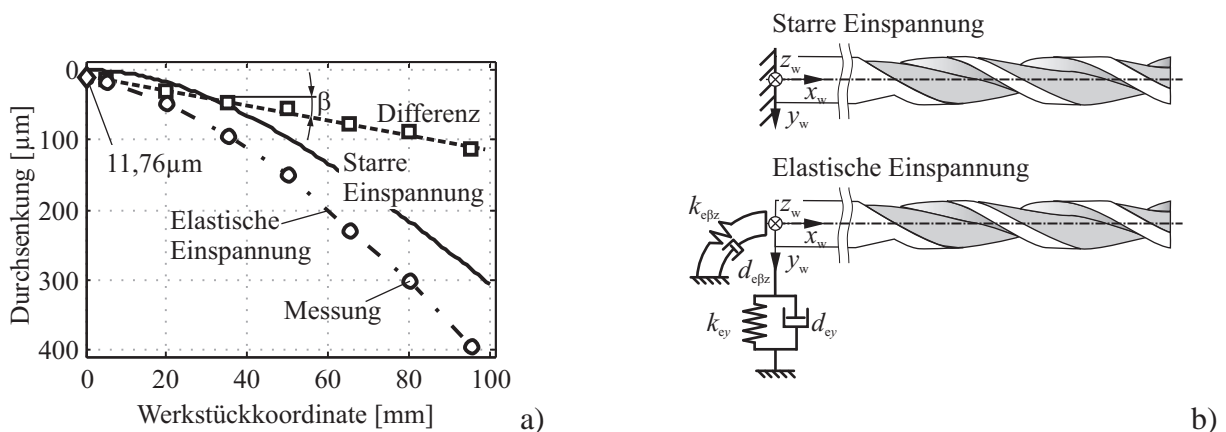


Bild 3.7: Messung der Werkstückdurchsenkung und -verkipfung bei einer konstanten Kraft von $F = 100$ N a) und daraus abgeleitete Modellierung der Werkstückeinspannung b)

Für eine elastische Einspannung mit den Steifigkeiten $k_{ey} = k_{ez} = 8,5 \text{ N}/\mu\text{m}$ und $k_{e\beta y} = k_{e\beta z} = 244 \text{ Nm}/\text{Grad}$ sind in einer finiten Elemente Simulation die ersten beiden Eigenfrequenzen in y - und z -Richtung für verschiedene Fertigungsstufen von Werkstücken aus Schnellarbeitsstahl (HSS) mit Spiralnuten berechnet und mit den Messwerten verglichen worden, siehe **Bild 3.8 a)**. Der Vergleich der Graphen zeigt, dass die Einspannung auf die Dynamik einen großen Einfluss hat. In der Berechnung mit ideal starrer Einspannung wird der charakteristische Verlauf der variierenden Eigenfrequenzen qualitativ gut wiedergegeben, allerdings werden die Absolutwerte gegenüber den Messwerten stark überschätzt. Bei der Eigenfrequenzanalyse mit elastischer Einspannung zeigt sich eine deutlich bessere Übereinstimmung. Auffällig ist jedoch, dass mit steigender Nutlänge die Differenz steigt. Dies ist der Geometrieabweichung der Nuten geschuldet, die in dieser Simulation nicht abgebildet ist. Geometriefehler ergeben sich aus der Verformung des Werkstücks, wodurch sich die Eindringtiefe der Schleifscheibe verändert und weniger Material abgenommen wird als beabsichtigt. Mit größerem Masseanteil verschieben sich die Eigenfrequenzen dann zu niedrigeren Werten, wie exemplarisch in **Bild 3.8 b)** für die beiden ersten berechneten Eigenfrequenzen von Werkstücken mit Längsnuten mit und ohne Geometriefehlern gezeigt ist. Die Werkstücke sind in diesem Fall ebenso HSS-Proben mit einer auskragenden Länge von $\ell_w = 100 \text{ mm}$.

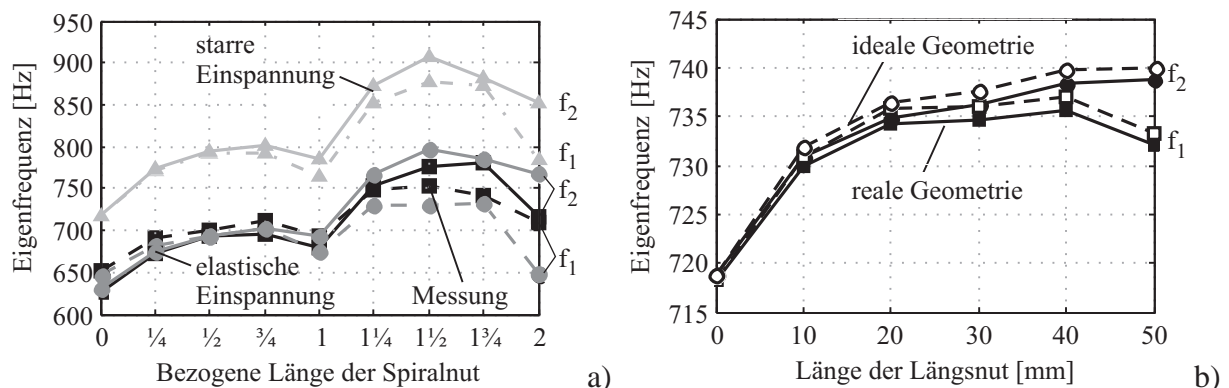


Bild 3.8: Darstellung der Eigenfrequenzverläufe in Abhängigkeit von der Einspannung und der Länge der Spiralnut a) und Einfluss der Geometriefehlern für Werkstücke mit Längsnuten auf die Eigenfrequenzen b)

Einfluss des Einspannmoments: Neben der Elastizität der Einspannung werden die Dynamikeigenschaften des Werkstücks auch vom Anzugsmoment, mit dem das Werkstück im Futter fixiert wird, beeinflusst. Diese Abhängigkeit ist mittels einer Eigenfrequenzanalyse an einem separaten Versuchsstand untersucht worden. Die Werkstücke mit Spiralnuten unterschiedlicher Fertigungsstufen werden für diese Untersuchung in ein Vier-Backenfutter eingespannt und mittels eines Drehmomentenschlüssels mit unterschiedlichen Anzugsmomenten fixiert. Mit einem Impulshammer werden sie anschließend angeregt und die Schwingungen mit einem Laservibrometer erfasst. Die Abhängigkeit der Eigenfrequenzen von den eingestellten Anzugsmomenten

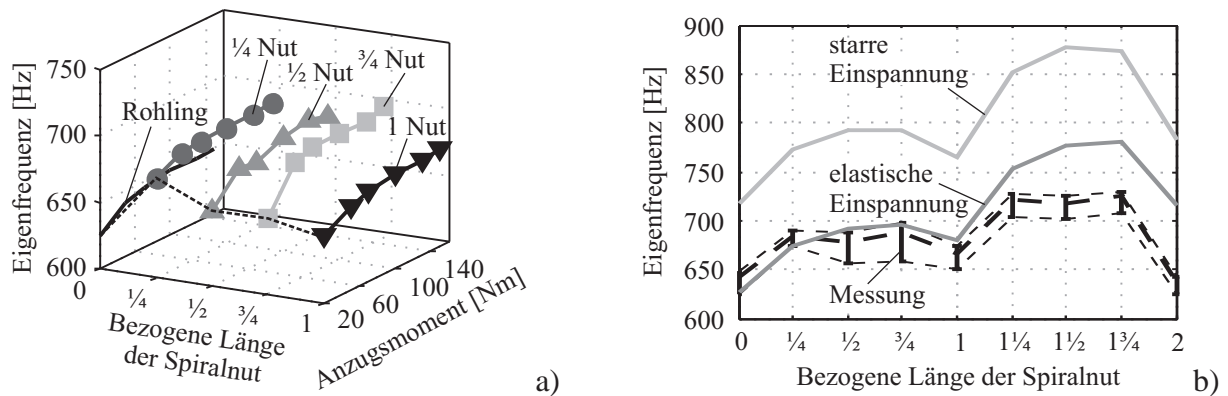


Bild 3.9: Eigenfrequenzen in Abhängigkeit des Einspann-Anzugsmoments a) und der Vergleich der gemessenen Eigenfrequenzen mit Berechnungsergebnissen unter starrer und elastischer Einspannung b)

ist exemplarisch für einige Fertigungsstufen in **Bild 3.9 a)** dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich die Eigenfrequenzen mit steigendem Anzugsmoment erhöhen bis ein Plateau erreichen wird. In **Bild 3.9 b)** sind die gemessenen Eigenfrequenzen mit dazugehörigen Maximal- und Minimalwerten für die jeweilig eingestellten Anzugsmomente, sowie die berechneten Eigenfrequenzen für eine elastische und eine starre Einspannung gezeigt. Beim Vergleich der gemessenen Eigenfrequenzen mit den berechneten wird ersichtlich, dass das gemessene Plateau keine Annäherung an die Eigenfrequenzen einer starren Einspannung darstellt, sondern eine Homogenisierung der Einspannbedingungen für die elastische Einspannung bedeutet.

Die Homogenisierung der Einspannbedingung lässt sich durch Druckmessfolien visualisieren, die die Druckverteilung zwischen eingespanntem Werkstückschaft und Backenfutter über eine Verfärbung angeben, vergleiche **Bild 3.10**. Für die Analyse der Druckverteilung werden um das Werkstück „Fujifilm Prescale“ Druckmessfolien für unterschiedliche Druckbereiche gelegt und fixiert, vergleiche FUJIFILM (2013). Das Werkstück wird dann 40 mm in das Vier-Backenfutter geschoben und über den Drehmomentenschlüssel geklemmt. Die Anlagefläche des Vier-Backenfutters beträgt hierbei nur 25 mm, wie in **Bild 3.10** für die x_{einsp} -Koordinate zu sehen, $x_{einsp} = 0$ stellt hierbei den Beginn der Einspannung dar. Es wird deutlich, dass für niedrige Anzugsmomente das Werkstück nur im hinteren Bereich der Einspannung an den Rändern der Backen anliegt. Im vorderen Bereich ist kein definierter Kontaktbereich ersichtlich. Mit

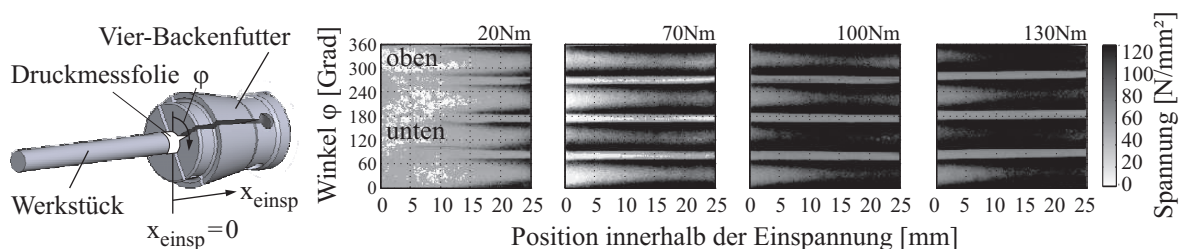


Bild 3.10: Gemessene Druckverteilung an einem Vier-Backenfutter innerhalb der Einspannung für verschiedene Anzugsmomente

steigendem Anzugsmoment ergeben sich immer breitere und klarer erkennbare Kontaktzonen mit homogener Pressungsverteilung, die sich für Anzugsmomente ab ca. 100 N m kaum mehr verändern. Der gemessene Verlauf der Eigenfrequenzen aus **Bild 3.9 a)** lässt sich durch die stark veränderlichen Kontaktbedingungen innerhalb der Einspannung erklären, die für zunehmend konstante Einspannbedingungen in das Plateau übergehen. Da die veränderliche Druckverteilung innerhalb der Einspannung, im Gegensatz zur Einspannelastizität, keine strukturbedingte Abhängigkeit darstellt, sondern durch definierte Anzugsmomente für die Werkstückfixierung konstant gehalten werden kann, soll dieser Einfluss im Strukturmodell nicht weiter berücksichtigt werden.

3.3 Modellierung der Werkstückstruktur

Die vorangegangenen Untersuchungen haben gezeigt, dass das Dynamikverhalten des Werkstücks vor allem durch die zeitliche Änderung seiner Geometrie und durch die Elastizität der Einspannung beeinflusst wird. Diese Abhängigkeiten müssen vom Strukturmodell abgebildet werden. Für die Beschreibung der räumlichen Verformung des Werkstücks, die während des Fertigungsprozesses durch Normal- und Querkräfte sowie Torsions- und Biegemomente verursacht wird, wird das Werkstück mit der Methode der finiten Elemente modelliert. Durch Anpassung der Matrizen für Steifigkeit und Massenbelegung des Werkstücks können die Einflüsse des Materialabtrags, wie nachfolgend erläutert wird, abgebildet werden. Die Beeinflussung aufgrund der Einspannelastizität wird durch Randbedingungen in der Bewegungsgleichung des Werkstücks abgebildet, deren mathematische Beschreibung im Anschluss gezeigt wird.

Finite Elemente Beschreibung des Werkstücks: Für die Beschreibung der räumlichen Verformung des Werkstücks wird dieses als Bernoulli-Balken modelliert, bei dem Schubverformungen vernachlässigt werden. Dies ist zulässig, da die Länge $\ell_w = 100$ mm des Balkens sehr viel größer als sein Durchmesser $d_w = 10$ mm ist. Für die Beschreibung werden 3D-Balkenelemente mit 6 Knotenfreiheitsgraden verwendet, deren Elementeigenschaften innerhalb der Elementgrenzen konstant sind, jedoch zeitveränderlich sein können, siehe **Bild 3.11**. Die Knotenfreiheitsgrade $\mathbf{u}_{el,i}^T = [u, v, w, \psi_u, \psi_v, \psi_w]_{el,i}$ an einem Knoten i sind die Verschiebungen und Neigungen in den drei Elementkoordinatenrichtungen (ζ, η, ξ) , die durch die Knotenkräfte und -momente, Normalkräfte N_i , Querkräfte $Q_{v,i}$ und $Q_{w,i}$ sowie Torsionsmomente T_i und Biegemomente $M_{bv,i}$ und $M_{bw,i}$, hervorgerufen werden. Für jedes Element lassen sich die Elementsteifigkeitsmatrix $\mathbf{K}_{el,i}$ und Elementmassenmatrix $\mathbf{M}_{el,i}$ mit Hilfe von Formfunktionen aufstellen. Das Vorgehen der allgemeinen Beschreibung der Bewegungsgleichung durch den finite Elemente Ansatz wird in Anlehnung an die Autoren LINK (1989), KNOTHE (1999), KLEIN (2007) und STEINKE (2007) aufgestellt und mit dem Prinzip der virtuellen Arbeit erklärt.

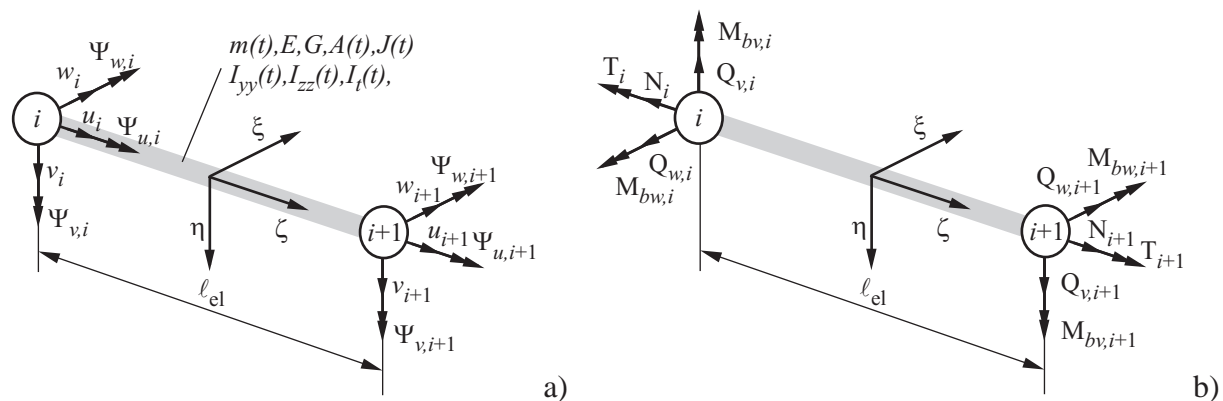


Bild 3.11: Verschiebungen und Neigungen a) und Knotenlasten b) für ein lineares 3D Balkenelement gemäß der Bernoulli Theorie nach KLEIN (2007)

Wird ein Balken im Gleichgewichtszustand betrachtet, dem eine virtuelle Verrückung aufgeprägt ist, dann muss die innere virtuelle Arbeit $\delta\Pi_i$ gleich der äußeren virtuellen Arbeit $\delta\Pi_a$ sein. Diesen Zusammenhang stellt die Gleichgewichtsbedingung

$$\delta\Pi_i = \delta\Pi_a \quad (3.2)$$

$$\int_{\Omega} \delta\varepsilon^T \sigma \, d\Omega = \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f} + \int_{\Gamma} \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f}_{\Gamma} \, d\Gamma + \int_{\Omega} \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f}_{\Omega} \, d\Omega - \int_{\Omega} \rho \delta\mathbf{u}^T \ddot{\mathbf{u}} \, d\Omega - \int_{\Omega} \mu \delta\mathbf{u}^T \dot{\mathbf{u}} \, d\Omega$$

dar. Darin ist der Verzerrungsvektor ε , der Spannungsvektor σ , der Vektor der angreifenden Einzellasten \mathbf{f} , der Vektor der Streckenlasten \mathbf{f}_{Γ} , der Vektor der Volumenkräfte \mathbf{f}_{Ω} und der Vektor der verallgemeinerten Verschiebungen \mathbf{u} in globalen Koordinaten angegeben. Ω beschreibt das Gebiet bzw. ist das Volumen und Γ der Rand des Körpers. Der Term $\rho\ddot{\mathbf{u}}$ erfasst Beschleunigungseffekte des Balkens und der Term $\mu\dot{\mathbf{u}}$ die inneren, geschwindigkeitsproportionalen Dämpfungseffekte in Richtung der Verschiebung. Weiterhin ist $\dot{\mathbf{u}} = \frac{d\mathbf{u}}{dt}$ die erste Ableitung der Verschiebung, bzw. $\ddot{\mathbf{u}} = \frac{d^2\mathbf{u}}{dt^2}$ die zweite Ableitung der Verschiebung nach der Zeit. Für die Spannung wird in Gl. (3.2) das lineare Stoffgesetz

$$\sigma = \mathbf{C} \cdot \varepsilon \quad (3.3)$$

mit der Steifigkeitsmatrix \mathbf{C} für isotropes Materialverhalten von Hartmetall eingesetzt. Die potentielle innere Energie ist demnach nur noch durch die Verschiebung ε und Materialsteifigkeit \mathbf{C} beschrieben. Die Verschiebung ergibt sich aus der Längenänderung in der jeweiligen Koordinatenrichtung und ist über den Differentialoperator \mathfrak{D} mit den verallgemeinerten Verschiebun-

gen $\mathbf{u} = [u, v, w]^T$ verknüpft,

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \mathfrak{D}\mathbf{u}. \quad (3.4)$$

Die Gl. (3.3) und Gl. (3.4) werden in die Gleichgewichtsbedingung Gl. (3.2) eingesetzt, die für die exakten Verschiebungen eindeutig lösbar ist

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} (\mathfrak{D}\delta\mathbf{u})^T \mathbf{C} (\mathfrak{D}\mathbf{u}) \, d\Omega &= \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f} \\ &+ \int_{\Gamma} \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f}_{\Gamma} \, d\Gamma + \int_{\Omega} \delta\mathbf{u}^T \mathbf{f}_{\Omega} \, d\Omega \\ &- \int_{\Omega} \rho \delta\mathbf{u}^T \ddot{\mathbf{u}} \, d\Omega - \int_{\Omega} \mu \delta\mathbf{u}^T \dot{\mathbf{u}} \, d\Omega \end{aligned} \quad (3.5)$$

und als starke Formulierung bezeichnet wird. Die Formulierung gilt sowohl im Globalen, wie auch im Lokalen für diskrete Elemente, die für einen diskretisierten Körper aufsummiert werden müssen. Da die exakte Lösung der Verschiebung \mathbf{u} jedoch meist nicht bestimmbar ist, wird eine Näherung in Gl. (3.5) eingesetzt, die die Gleichgewichtsbedingung wenigstens im Integralmittel über den betrachteten Körper erfüllt. Die Näherung der Verschiebung \mathbf{u}

$$\mathbf{u} = \mathbf{N}\mathbf{u}_{el} \quad (3.6)$$

setzt sich zusammen aus den Knotenverschiebungen \mathbf{u}_{el} der elementbegrenzenden Knoten i , die als Stützstellen dienen und aus den Ansatzfunktionen \mathbf{N} . Die zeitliche Ableitung des Ansatzes $\mathbf{u} = \mathbf{N}\mathbf{u}_{el}$ ist dabei $\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{N} \frac{d\mathbf{u}_{el}}{dt} = \mathbf{N}\dot{\mathbf{u}}_{el}$, bzw. $\ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{N} \frac{d^2\mathbf{u}_{el}}{dt^2} = \mathbf{N}\ddot{\mathbf{u}}_{el}$. Die Knotenverschiebungen hängen von den gewählten Elementen ab und entsprechen im Falle des räumlich beanspruchten Balkens den Verschiebungen und Neigungen in den Elementkoordinatenrichtungen (ζ, η, ξ) , siehe **Bild 3.11**. Die Ansatzfunktionen müssen die wesentlichen Randbedingungen erfüllen und werden meist über Polynomreihen dargestellt. Die ausführliche Herleitung der Ansatzfunktionen für diesen Fall ist im Anhang B.1 beschrieben. Nach Einsetzen der Ansatzfunktionen und

der Elementfreiheitsgrade in Gl. (3.5) ergibt sich für das diskrete Element

$$\begin{aligned}
& \delta \mathbf{u}_{\text{el},i}^T \underbrace{\int_{\Omega_{\text{el},i}} \mathbf{N}^T \mathfrak{D}^T \mathbf{C}_i (\mathfrak{D} \mathbf{N}) \, d\Omega_{\text{el},i}}_{\mathbf{K}_{\text{el},i}} \mathbf{u}_{\text{el},i} = \\
& \delta \mathbf{u}_{\text{el},i}^T \underbrace{\left(\mathbf{N}^T \mathbf{f}_i + \int_{\Gamma_{\text{el},i}} \mathbf{N}^T \mathbf{f}_{\Gamma_{\text{el},i}} \, d\Gamma_{\text{el},i} + \int_{\Omega_{\text{el},i}} \mathbf{N}^T \mathbf{f}_{\Omega_{\text{el},i}} \, d\Omega_{\text{el},i} \right)}_{\mathbf{f}_{\text{el},i}} \\
& - \delta \mathbf{u}_{\text{el},i}^T \underbrace{\int_{\Omega_{\text{el},i}} \rho_i \mathbf{N}^T \mathbf{N} \, d\Omega_{\text{el},i}}_{\mathbf{M}_{\text{el},i}} \ddot{\mathbf{u}}_{\text{el},i} - \delta \mathbf{u}_{\text{el},i}^T \underbrace{\int_{\Omega_{\text{el},i}} \mu_i \mathbf{N}^T \mathbf{N} \, d\Omega_{\text{el},i}}_{\mathbf{D}_{\text{el},i}} \dot{\mathbf{u}}_{\text{el},i} .
\end{aligned} \tag{3.7}$$

Die Elementfreiheitsgrade $\mathbf{u}_{\text{el},i}$ sind dabei konstant und dürfen vor das Integral gezogen werden. Der verbleibende Term auf der linken Seite des Gleichheitszeichens ist gleichbedeutend mit der Steifigkeitsmatrix $\mathbf{K}_{\text{el},i}$ für das Balkenelement i . Der Term mit der 2. Ableitung nach der Zeit ist gleichbedeutend mit der Elementmassenmatrix $\mathbf{M}_{\text{el},i}$ und der Term mit der 1. Ableitung nach der Zeit gleichbedeutend mit der Elementdämpfungsmatrix $\mathbf{D}_{\text{el},i}$ für das Element i . Der Term mit den Vektoren der Einzelkräfte \mathbf{f}_i , den Streckenlasten $\mathbf{f}_{\Gamma_{\text{el},i}}$, und den Volumenkräften $\mathbf{f}_{\Omega_{\text{el},i}}$ lässt sich zu den äußeren Kräften am Balkenelement $\mathbf{f}_{\text{el},i}$ zusammenfassen. Für die Kopplung aller diskreter Elemente i müssen die Koeffizienten der Systemgrößen über die Koinzidenzmatrix $\tilde{\mathbf{T}}$ in die globalen Koeffizienten der Systemgrößen überführt und über die Anzahl der diskreten Elemente N_{el} aufsummiert werden. Daraus ergeben sich dann die globalen Systemmatrizen \mathbf{M} , \mathbf{D} , \mathbf{K} , der Vektor der globalen Verschiebungen \mathbf{u} und der globalen Lasten \mathbf{f} . Für die Systemmatrizen ergeben sich dabei Bandstrukturen, die spärlich besetzt sind, jedoch eine Kopplung zwischen benachbarten Elementen darstellen. Die globale Schwingungsdifferentialgleichung lässt sich nun in der Form

$$\begin{aligned}
& \sum_{i=1}^{N_{\text{el}}} \left(\tilde{\mathbf{T}}^T \mathbf{M}_{\text{el},i} \tilde{\mathbf{T}} \right)_i \left(\tilde{\mathbf{T}} \ddot{\mathbf{u}}_{\text{el},i} \right)_i + \sum_{i=1}^{N_{\text{el}}} \left(\tilde{\mathbf{T}}^T \mathbf{D}_{\text{el},i} \tilde{\mathbf{T}} \right)_i \left(\tilde{\mathbf{T}} \dot{\mathbf{u}}_{\text{el},i} \right)_i \\
& + \sum_{i=1}^{N_{\text{el}}} \left(\tilde{\mathbf{T}}^T \mathbf{K}_{\text{el},i} \tilde{\mathbf{T}} \right)_i \left(\tilde{\mathbf{T}} \mathbf{u}_{\text{el},i} \right)_i = \sum_{i=1}^{N_{\text{el}}} \left(\tilde{\mathbf{T}} \mathbf{f}_{\text{el},i} \right)_i \\
& \mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{D} \dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K} \mathbf{u} = \mathbf{f}
\end{aligned} \tag{3.8}$$

schreiben.

Berücksichtigung der Einspannelastizität als Randbedingung: Die Beschreibung der Bewegungsgleichung des Werkstücks durch Gl. (3.8) enthält bis jetzt noch keine Aussagen über die Randbedingungen des Balkens. Im Allgemeinen beinhalten Randbedingungen Informatio-

nen über spezielle Funktionswerte \mathbf{u} auf dem Rand

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_\Gamma, \quad (3.9)$$

sogenannte DIRICHLET'sche Randbedingungen, bzw. geometrische oder wesentliche Randbedingungen und Informationen über Ableitung des Funktionswertes auf dem Rand bezüglich der Normalenrichtung

$$\frac{\delta \mathbf{u}}{\delta n} = \mathbf{f}, \quad (3.10)$$

sogenannte NEUMANN'sche bzw. natürliche Randbedingungen. Je nach Problemstellungen beinhalten diese Randbedingungen unterschiedliche physikalische Größen. Im Fall des Werkzeugschleifens sind es die äußeren Lasten (Schleifkräfte) auf den Balken, die im Vektor \mathbf{f} zusammengefasst sind. Die DIRICHLET'schen Randbedingungen beinhalten die Auflagerbedingungen, bzw. die Knotenverschiebungen.

Für die Annahme eines ideal steif eingespannten Balkens lauten die DIRICHLET'sche Randbedingungen für die Knotenfreiheitsgrade an der Einspannung $\mathbf{u}_{\text{el},1}^T = [u, v, w, \psi_u, \psi_v, \psi_w]_{\text{el},1} = 0$.

Im Fall einer elastischen Einspannung ist keine explizite Knotenverschiebung vorgegeben, sondern muss über die Bedingung

$$\mathbf{K}_{\text{el},1} \mathbf{u}_{\text{el},1} = \mathbf{f}_{\text{el},1} \quad (3.11)$$

bestimmt werden. Die Elementsteifigkeitsmatrix für die Einspannstelle muss daher um die Einspannelastizitäten $k_{ey}, k_{ez}, k_{e\beta y}$ und $k_{e\beta z}$ erweitert werden, vergleiche dazu unter anderem KLEIN (2007) und FERREIRA (2009).

Gemischte statische und modale Kondensation zur Systemreduktion: Um die Schwingungsformen des Balkens möglichst exakt abzubilden, muss dieser hoch aufgelöst, bzw. fein diskretisiert werden. Dies bedeutet, dass das gegebene Gleichungssystem in Gl. (3.8) eine relativ große Anzahl Balkenelemente und damit Freiheitsgrade beinhaltet, obwohl für die Schleifsimulation nur einige wenige Schwingungsformen und Eigenfrequenzen interessant sind. Um den Lösungsaufwand und damit die Rechenzeit zu minimieren soll das Gleichungssystem stark reduziert werden ohne jedoch die wichtigsten Informationen über das dynamische Verhalten des Systems zu verlieren. Der Aspekt der Recheneffizienz ist für die Schleifsimulation von zentraler Bedeutung, da mit ihr in annehmbaren Rechenzeiten eine Schleifbearbeitung von mehreren Sekunden bis zu wenigen Minuten hochdynamisch abgebildet werden soll.

In der Literatur sind viele Methoden für die Freiheitsgradereduktion zu finden, die je nach System besonders gut geeignet sind, siehe LINK (1989), DRESIG (2006), MOLDENHAUER (2010) und GASCH ET AL. (1989). Im Fall des Werkzeugschleifens ist bei der Wahl des Reduktionsverfahrens darauf zu achten, dass zum einen die Eigenschaften der elastischen Einspannung

erhalten bleiben, zum anderen eine möglichst starke Vereinfachung des Systems erfolgt. Mit der gemischten statischen und modalen Kondensation werden die Vorteile der Beibehaltung der Einspannfreiheitsgrade und Erfüllung der statischen Lösung des Systems im physikalischen Raum mit dem Vorteil der Abbildung der Dynamik durch eine modale Transformation und Reduktion vereint. Hierfür müssen die Knotenfreiheitsgrade \mathbf{u} in Hauptfreiheitsgrade \mathbf{u}_H der Einspannung und Nebenfreiheitsgrade \mathbf{u}_N unterteilt und die Matrizen sowie der Vektor der äußeren Lasten dementsprechend umsortiert werden, so dass sich die umgestellte Bewegungsgleichung

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{NN} & \mathbf{M}_{NH} \\ \mathbf{M}_{HN} & \mathbf{M}_{HH} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_N \\ \ddot{\mathbf{u}}_H \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{NN} & \mathbf{D}_{NH} \\ \mathbf{D}_{HN} & \mathbf{D}_{HH} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_N \\ \dot{\mathbf{u}}_H \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{NN} & \mathbf{K}_{NH} \\ \mathbf{K}_{HN} & \mathbf{K}_{HH} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{u}_N \\ \mathbf{u}_H \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_N \\ \mathbf{f}_H \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

ergibt. Werden die Hauptfreiheitsgrade \mathbf{u}_H in Gl. (3.12) „gestrichen“, verbleibenden einzig die Nebenfreiheitsgrade des Hilfssystem

$$\mathbf{M}_{NN} \mathbf{u}_N + \mathbf{D}_{NN} \dot{\mathbf{u}}_N + \mathbf{K}_{NN} \mathbf{u}_N = \mathbf{f}_N, \quad (3.13)$$

für das eine modale Transformation durchgeführt werden kann. Zur Bestimmung der modalen Transformationsmatrix $\Phi = [\hat{u}_{N,el,1}, \hat{u}_{N,el,2}, \dots, \hat{u}_{N,el,N_N}]$ werden zunächst Dämpfungsmatrix und Lastvektor vernachlässigt und die Eigenvektoren über das konservative Hilfssystem mit

$$\left(\mathbf{K}_{NN} - \omega_i^2 \mathbf{M}_{NN} \right) \hat{u}_{N,el,i} = 0 \quad (i = 1, \dots, N_N) \quad (3.14)$$

bestimmt, wobei N_N die Anzahl der Elemente mit Nebenfreiheitsgraden ist. Durch die alleinige Betrachtung der Nebenfreiheitsgrade des Systems aus Gl. (3.12) ergibt sich für die modale Transformationsmatrix die selbe Lösung wie für einen ideal steif eingespannten Balken, bei dem die Verschiebungen $\mathbf{u}_{el,1} = 0$ sind. Mit der Substitution der Knotenverschiebungen

$$\mathbf{u}_N = \Phi \mathbf{u}_{mod} \quad (3.15)$$

in Gl. (3.13) und der Multiplikation mit der transponierten modalen Transformationsmatrix von der linken Seite ergibt sich die Schwingungsdifferentialgleichung im modalen Raum zu

$$\begin{aligned} \Phi^T \mathbf{M}_{NN} \Phi \ddot{\mathbf{u}}_{mod} + \Phi^T \mathbf{D}_{NN} \Phi \dot{\mathbf{u}}_{mod} + \Phi^T \mathbf{K}_{NN} \Phi \mathbf{u}_{mod} &= \Phi^T \mathbf{f}_N \\ \mathcal{M} \ddot{\mathbf{u}}_{mod} + \mathcal{D} \dot{\mathbf{u}}_{mod} + \mathcal{K} \mathbf{u}_{mod} &= \mathbf{f}_{mod}. \end{aligned} \quad (3.16)$$

Dabei ist Φ so gewählt, dass die modale Massenmatrix \mathcal{M} gleich der Einheitsmatrix \mathbf{E} ist und die modale Steifigkeitsmatrix $\mathcal{K} = \mathit{diag} \left\{ \omega_1^2, \omega_2^2, \dots, \omega_{N_N}^2 \right\}$ eine Diagonalgestalt mit den Eigenwerten als Einträgen hat. Wird für die Dämpfungsmatrix \mathcal{D} statt der hergeleiteten Form aus Gl. (3.8) vereinfachend der Bequemlichkeitsansatz verwendet, bei dem die Dämpfungsmatrix als Linearkombination aus Massenmatrix und Steifigkeitsmatrix gebildet wird,

$$\mathcal{D} = \alpha_R \mathcal{M} + \beta_R \mathcal{K}, \quad (3.17)$$

ist diese ebenfalls von Diagonalgestalt.

Die modale Transformationsmatrix ergibt nur eine Transformation des Hilfssystems mit den Nebenfreiheitsgraden. Um das gesamte Gleichungssystem bzw. das Hauptssystem aus Gl. (3.12) zu transformieren, muss die modale Transformationsmatrix um den Zusammenhang zwischen Haupt- und Nebenfreiheitsgraden ergänzt werden, der sich aus der rein statischen Kondensation

$$\mathbf{u}_N = -\mathbf{K}_{NN}^{-1} \mathbf{K}_{NH} \mathbf{u}_H \quad (3.18)$$

ergibt, siehe GASCH ET AL. (1989). Die globale Transformationsmatrix für das Hauptssystem ergibt sich somit zu

$$\begin{bmatrix} \mathbf{u}_N \\ \mathbf{u}_H \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \Phi & -\mathbf{K}_{NN}^{-1} \mathbf{K}_{NH} \\ \mathbf{0} & E \end{bmatrix}}_{T_{SM}} \underbrace{\begin{bmatrix} \mathbf{u}_{\text{mod}} \\ \mathbf{u}_H \end{bmatrix}}_{\mathbf{u}_{SM}}. \quad (3.19)$$

Diese Transformationsmatrix wird in gleicher Weise wie für die modale Transformation des Hilfssystems, nun für die Transformation des aus Gl. (3.8) nach Gl. (3.12) umsortierte Hauptsystems eingesetzt, womit sich die Bewegungsgleichung

$$\begin{aligned} T_{SM}^T M T_{SM} \ddot{\mathbf{u}}_{SM} + T_{SM}^T D T_{SM} \dot{\mathbf{u}}_{SM} + T_{SM}^T K T_{SM} \mathbf{u}_{SM} &= T_{SM}^T \mathbf{f} \\ M_{SM} \ddot{\mathbf{u}}_{SM} + D_{SM} \dot{\mathbf{u}}_{SM} + K_{SM} \mathbf{u}_{SM} &= \mathbf{f}_{SM} \end{aligned} \quad (3.20)$$

ergibt. Der besondere Vorteil dieser Transformation ist, dass die Komponenten der Hauptfreiheitsgrade der Systemmatrizen im physikalischen Raum erhalten bleiben und somit die Anpassung der Einspannsteifigkeit einfach und direkt erfolgen kann. Bei der rein modalen Beschreibung wären die Effekte durch die Einspannung auf alle berücksichtigten Moden „verschmiert“ worden, so dass kein eindeutiger Zusammenhang mehr zwischen punktueller Steifigkeitsänderung im System und Systemantwort existiert, der für diesen Fall jedoch sehr wichtig ist. Weiterhin ist mit dieser Transformation eine Systemreduktion möglich, indem nur ausgewählte Eigenvektoren in der modalen Transformationsmatrix Φ berücksichtigt werden. Die Wahl der Anzahl an zu berücksichtigenden Moden bzw. Eigenvektoren wird in Abschnitt 3.4 ab Seite 42 beschrieben.

Lösung des reduzierten Systems: Um das Gleichungssystem durch einfache Reihenansätze lösen zu können, wird es in den $2n$ -dimensionalen Zustandsraum überführt. Dazu wird die Substitution $\mathbf{z}_1 = \mathbf{u}_{SM}$ und $\mathbf{z}_2 = \dot{\mathbf{u}}_{SM}$ angesetzt, so dass sich die Differentialgleichung nun in folgender Form schreiben lässt,

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{z}_1 \\ \mathbf{z}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & E \\ -M_{SM}^{-1} K_{SM} & -M_{SM}^{-1} D_{SM} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{z}_1 \\ \mathbf{z}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ M_{SM}^{-1} \mathbf{f}_{SM} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathcal{A} \mathbf{z} + \mathbf{f}.$$

Darin ist die Systemmatrix \mathcal{A} , der Vektor der Elementverschiebungen \mathbf{z} und der Vektor der angreifenden Lasten \mathbf{f} für den $2n$ -dimensionalen Zustandsraum.

Für fremderregte Systeme ergibt sich die Gesamtlösung aus der homogenen und der partikulären Lösung. Durch Variation der Konstanten, die im diskreten Fall nur von der momentanen Anregung durch die Kraft \mathbf{f} und den Anfangsbedingungen \mathbf{z}_0 , bzw. von der Systemantwort des letzten diskreten Berechnungsschrittes $\mathbf{z}(t_i)$ abhängt, ergibt sich die Lösung der Bewegungsgleichung zum Zeitpunkt $\mathbf{z}(t_i + \Delta t)$ zu

$$\mathbf{z}(t_i + \Delta t) = e^{\mathcal{A} \Delta t} \mathbf{z}(t_i) + \int_{t_i}^{t_i + \Delta t} e^{\mathcal{A}(t_i + \Delta t - \tau)} \mathbf{f}(\tau) d\tau. \quad (3.22)$$

Ist die Zeitschrittweite Δt klein, kann die Störgröße $\mathbf{f}(\tau)$ in diesem Zeitschritt näherungsweise als konstant angenommen und durch $\mathbf{f}(t_i)$ ersetzt werden, so dass die Störgröße vor das Integral gezogen werden kann. Die ausführliche Herleitung ist dem Anhang B.2 zu entnehmen. Nach Lösen der Differentialgleichung sind die Verschiebungen mit Gl. (3.19) in den physikalischen Raum zurück zu transformieren.

3.4 Parameterbestimmung für das Strukturmodell und Einflussanalyse

Zur endgültigen Lösung der Bewegungsgleichung und Modellierung des dynamischen Verhaltens des Werkstücks müssen einige Systemvariablen definiert werden. Diese sind zum einen Dämpfungswerte, die durch experimentelle Untersuchungen bestimmt werden können, zum anderen festzulegende Werte für die Anzahl der zu berücksichtigenden Moden und der Anzahl der finiten Balkenelemente, mit der das Werkstück diskretisiert werden soll. Im folgenden wird die Parameterfindung für diese Variablen beschrieben.

Bestimmung der Strukturdämpfung des Werkstücks: Für die Schleifsimulation ist die Bestimmung der Dämpfungsgrade zwingend notwendig. Hierfür muss zwischen der Strukturdämpfung des Werkstücks und der Kontaktdämpfung unterschieden werden. Die Strukturdämpfung wird für die Abbildung freier Schwingungen des Werkstücks benötigt. Die Kontaktdämpfung tritt hingegen nur bei einem Schleifscheibeneingriff auf und ist auf die lokalen Kontaktstellen beschränkt. Da die Kontaktdämpfung eng mit der Kontaktmodellierung verbunden ist und nicht unmittelbar als Variable in der Bewegungsgleichung erscheint, sondern eine Einflussgröße für die Kraftberechnung und Materialabtragsmodellierung ist, wird die Beschreibung der Kontaktdämpfung in Abschnitt 5.1 näher erläutert. Zur Beschreibung der Strukturdämpfung ist

bereits in Abschnitt 3.3 erwähnt worden, dass der vereinfachte Ansatz der Rayleigh-Dämpfung

$$D = \alpha_R M + \beta_R K \quad (3.17)$$

gewählt wurde, wobei zusätzlich der massenproportionale Anteil α_R vernachlässigt wird. Zur Bestimmung des steifigkeitsproportionalen Anteils $\beta_{R,\text{frei}}$ dienen Ausschwingversuche. Hierfür wird ein Hartmetallrohling eingespannt, mit einem Impulshammer angeregt und die Geschwindigkeit der freien Schwingungen über ein Laservibrometer aufgenommen. Aus dem Verlauf des Ausschwingversuchs kann der Dämpfungsgrad für die erste Eigenform $\zeta_{1,\text{frei}} = 0,012$ bestimmt werden. Über die Beziehung

$$\zeta_{i,\text{frei}} = \frac{\beta_{Ri,\text{frei}} \omega_i}{2}, \quad (3.23)$$

mit der Eigenkreisfrequenz ω_i und dem Dämpfungsgrad $\zeta_{i,\text{frei}}$ für die i -te Mode, ergibt sich für die 1. Mode der steifigkeitsproportionale Anteil $\beta_{R1,\text{frei}} = 5 \times 10^{-6}$ s, vergleiche MAGNUS & POPP (2002) und NASDALA (2010). Zur Überprüfung sind die Ausschwingversuche mit der finiten Elemente Beschreibung des Werkstücks nachgerechnet und verglichen worden, siehe **Bild 3.12**. Die Übereinstimmung ist zufriedenstellend, obwohl im mittleren Bereich der Messung ein etwas steilerer Abfall der Amplituden gemessen worden ist. Dies ist jedoch durch ungleichmäßige Pressungsverteilungen innerhalb der Einspannung zu erklären, wie in Abschnitt 3.2 bereits erläutert wurde, wodurch komplexe Wechselwirkungen zwischen Werkstück und Einspannung auftreten, die in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Der Vergleich der Ergebnisse aus Messung und Simulation für die ersten Schwingperioden zeigt jedoch eine sehr gute Übereinstimmung.

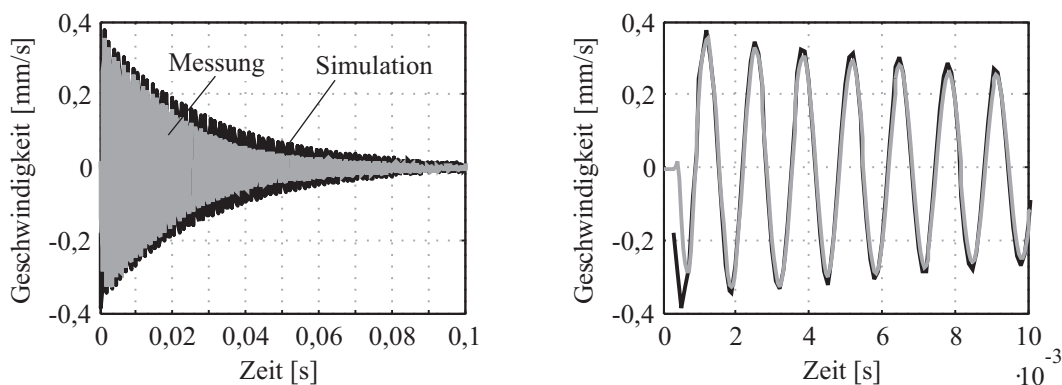


Bild 3.12: Gemessener und berechneter Verlauf der Schwinggeschwindigkeit des Werkstückrohrlings mit berücksichtigter Strukturdämpfung

Bestimmung der zu berücksichtigenden Modenanzahl und Festlegung der Zeitschrittweite: Die Anzahl der berücksichtigten Moden für die statische und modale Kondensation legt die Güte der abzubildenden Werkstückschwingungen fest. Einerseits ist zur Rechenzeitoptimierung eine geringe Anzahl an Moden anzustreben, andererseits soll das dynamische Systemverhalten hinreichend genau abgebildet werden. Hierbei gilt einschränkend, dass die minimal nötige

Zeitschrittweite der Simulation mindestens eine Zehnerpotenz unterhalb des Kehrwerts der abzubildenden Frequenz des Systems sein sollte, um diese Mode hinreichend genau abbilden zu können. Da für komplexe Systeme keine allgemeingültige Aussage über die benötigte Anzahl an Moden zur Abbildung des Schwingungsverhaltens getroffen werden kann, muss die zur Abbildung des Schleifens notwendige Modenzahl über weitere Untersuchungen gefunden werden. Beim Schleifen befinden sich Schleifscheibe und Werkstück in Kontakt. Das Werkstück wird durch die Schleifscheibe ausgelenkt und folgt der Schleifscheibenbewegung. Für sehr exzentrisch aufgespannte Schleifscheiben kommt es vor, dass diese vom Werkstück abhebt und das Werkstück freie Schwingungen ausführt. Dieses Verhalten soll vom Strukturmodell abgebildet werden. Neben der relativ niederfrequenten Anregung durch die Drehzahl n der Schleifscheibenumdrehung kommt es auch zu höherfrequenten Anregungen durch Welligkeiten auf der Schleifscheibenoberfläche, vergleiche Abschnitt 4.3 ab Seite 56. Für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 18 \text{ m/s}$, das einer Drehzahl von $n = 2700 \text{ U/min}$ bedeutet und einer Oberflächenwelligkeit von $s_1 = 11$ ergibt sich die Erregerfrequenz zu 495 Hz und liegt damit deutlich unterhalb der ersten Eigenfrequenz. Das Werkstück wird also der Bewegung der Schleifscheibe folgen und Schwingungen vollführen, die mit der ersten Mode gut abzubilden sind. Für den Fall, dass die Schleifscheibe vom Werkstück abhebt, wird es mit seiner ersten Eigenfrequenz ausschlagen.

Um die tatsächlich nötige Anzahl an Moden für die beiden Fälle, dass das Werkstück unterhalb seiner ersten Eigenfrequenz der welligen Schleifscheibe folgt und dass es nach abheben der Schleifscheibe freie Schwingungen vollführt, sicher vorhersagen zu können, ist ein Versuch nachgerechnet worden, bei dem durch eine Schneckenförmige Scheibe das Abheben der Scheibe vom Werkstück provoziert wird, siehe **Bild 3.13**. Für die dazugehörigen Versuche ist die Stahlscheibe an einem Motor befestigt worden und rotiert mit $n = 400 \text{ U/min}$. Ein zylindrisches Werkstück ist in das Vier-Backenfutter gespannt worden so das das Werkstück für den größten Radius der Scheibe in Kontakt kommt und ausgelenkt wird. Die Geschwindigkeiten des Werkstücks werden mit einem Laservibrometer erfasst und durch Integration in den Schwingweg überführt. Für die Simulation wird ebenfalls eine schneckenförmige Scheibe generiert und

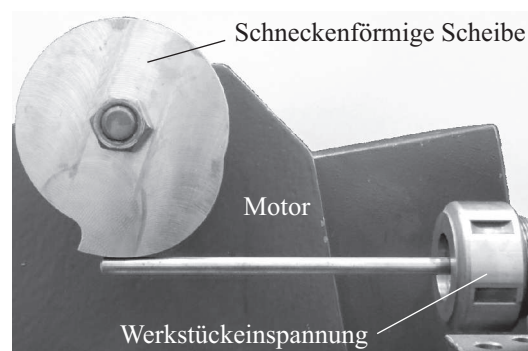


Bild 3.13: Foto des Versuchsaufbaus mit schneckenförmiger Scheibe zur Untersuchung der Werkstückschwingungen nach Abheben der Schleifscheibe

das Werkstück periodisch ausgelenkt. Nach dem Abheben der Scheibe führt das Werkstück freie Schwingungen aus, die sowohl für die gemessenen als auch berechneten Verläufe in **Bild 3.14** dargestellt sind. Da im Versuch nur die Werkstückgeschwindigkeit und nicht die absolute Werkstückauslenkung im Kontakt mit der Schleifscheibe gemessen worden ist, sind die Wegamplituden der Werkstückspitze auf die maximal auftretende Amplitude normiert dargestellt. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung sowohl für die Dauer der freien Schwingungen als auch für die Dämpfung zu erkennen, siehe **Bild 3.14 a)**. Die Betrachtung der ersten Schwingamplituden in **Bild 3.14 b)** zeigt ebenfalls sehr gute Übereinstimmungen. Da die Werkstückschwingungen während einer Scheibenumdrehung nicht vollständig abklingen beeinflussen diese die Anfangsauslenkung und damit den Amplitudenverlauf während der nächsten Scheibenumdrehung, was auch durch die Simulation abgebildet wird.

Um die nötige Anzahl an Moden zu ermitteln sind für diesen Versuch Simulationen mit Modenzahlen zwischen $N_{\text{mod}} = 1 \dots 15$ durchgeführt und verglichen worden. In **Bild 3.15 a)** ist für jede Rechnung eine Ausschwingphase zeitlich nacheinander gezeigt. Für die Anzahl an berücksichtigten Moden sind keine deutlichen Unterschiede im berechneten Schwingverlauf zu erkennen, wie im direkten Vergleich der ersten freien Schwingzyklen in **Bild 3.15 b)** ersichtlich. Es ist lediglich festzustellen, dass die Amplitude für die Modenzahl $N_{\text{mod}} = 1$ geringfügig unterhalb der übrigen berechneten liegt. Generell ist jedoch mit jeder der gewählten Modenzahlen ein sehr ähnlicher Verlauf des Ausschwingvorgangs und eine gute Übereinstimmung mit dem gemessenen Verlauf erzielt worden. Um dennoch mögliche Einflüsse aus der Gesamtsimulation, die durch eine wellige und raue Schleifscheibenoberfläche hervorgerufen werden können und die im gewählten Ausschwingversuch nicht zum Vorschein kommen, zu überprüfen, sind nach erfolgreicher Implementierung aller Einzelmodelle zusätzliche Schleifsimulationen mit unterschiedlich vielen berücksichtigten Moden durchgeführt und verglichen worden. Für diese Berechnungen ist eine Schleifscheibe mit überlagerter Exzentrizität, Welligkeit und Rauheit implementiert worden, so dass ein breites Frequenzspektrum angeregt wird. Ebenso wie bei

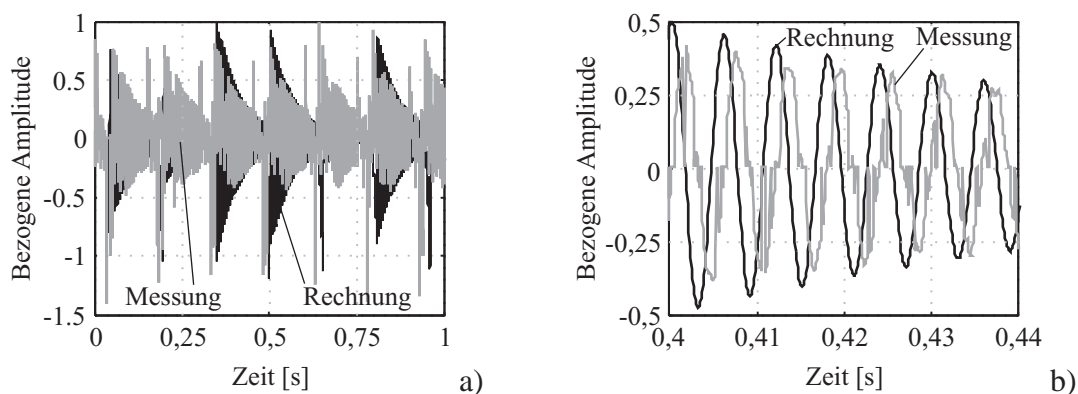


Bild 3.14: Vergleich der berechneten und gemessenen Schwingbewegung an der Werkzeugspitze für mehrere Umdrehungen der schneckenförmigen Scheibe a) und für die ersten Schwingzyklen b)

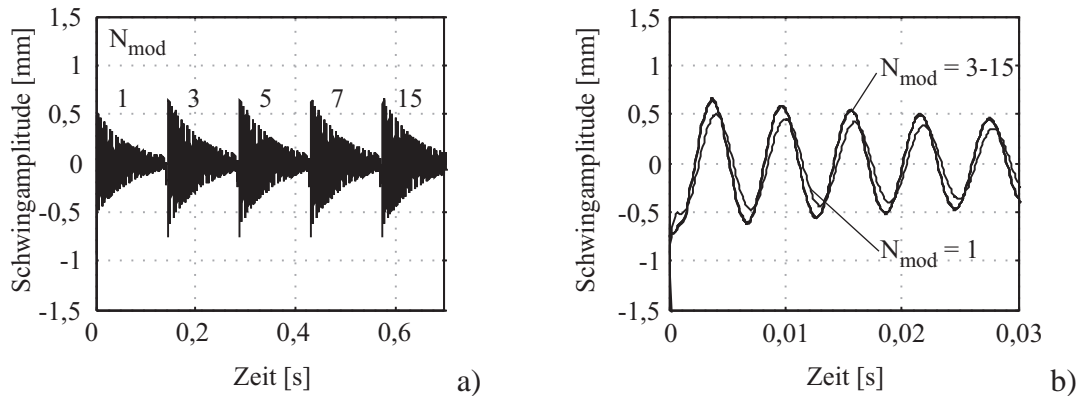


Bild 3.15: Vergleich der Ausschwingvorgänge mit unterschiedlicher Anzahl an berücksichtigten Moden a) und direkter Vergleich des Einflusses der Modenzahl während der ersten Schwingzyklen b)

den vorher erläuterten Berechnungen sind auch für diese Simulationen keine deutlichen Unterschiede bei den Ergebnissen zu erkennen, die in **Bild 3.16** gezeigt sind, so dass die Anzahl der Moden in diesem Fall eine untergeordnete Rolle spielt.

Aus diesem Grund wird die Wahl der zu berücksichtigenden Moden nach dem Gesichtspunkt der Effizienz und Rechenzeitoptimierung und somit in Anlehnung an eine sinnvolle Zeitschrittweite ausgewählt. Letztendlich soll mit der Schleifsimulation der gesamte Herstellungsprozess eines Bohrers oder Fräsers abgebildet werden, der bis zu mehreren Minuten in Anspruch nehmen kann. Die während der Herstellung berechneten Kräfte sollen mit Messungen verglichen werden, die grundsätzlich mit einer Frequenz von 20 kHz abgetastet und mittels FFT bis 10 kHz ausgewertet werden können. Die erste Eigenfrequenz des Werkstücks liegt je nach Fertigungsstufe um 800 Hz für Hartmetallwerkstücke und um 600 Hz für HSS-Werkstücke. Die 2. Eigenfrequenz liegt etwa bei 2500 Hz. Die abzubildenden Anregungsfrequenzen durch die Schleifscheibe liegen mit 495 Hz unterhalb der ersten Werkstückeigenfrequenz.

Das Ziel der Schleifsimulation ist die korrekte Wiedergabe der niederfrequenten Schwingungen des Werkstücks sowie der niederfrequenten Erregung durch die Schleifscheibenoberfläche.

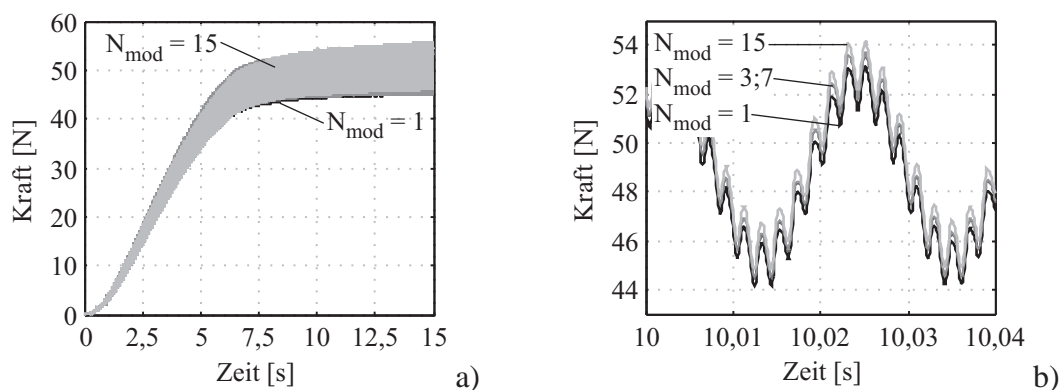


Bild 3.16: Ergebnisse des Kraftverlaufs von Schleifsimulationen mit dem Gesamtmodell mit Variation der Modenzahl a) und Ausschnitt des Kraftverlaufs b)

Die dafür nötige Modenzahl kann unter Berücksichtigung aller durchgeführten und analysierten Simulationsstudien auf eine Mode begrenzt werden. Für eine korrekte Wiedergabe der ersten Mode sollte die Abtastfrequenz etwa 10 Mal größer sein als die dazugehörige Eigenfrequenz, weshalb die Zeitschrittweite der Simulation auf 1×10^{-4} s festgelegt wird. Für die erste Eigenfrequenz des Werkstücks von 800 Hz liegt die Abtastfrequenz demnach 12,5 Mal höher, womit eine korrekte Abbildung der Schwingungsform möglich ist.

Bestimmung einer sinnvollen Werkstückdiskretisierung: Die Anzahl der diskreten Balkenelemente hat zum einen auf die Kontaktberechnung, zum anderen auf die Berechnung der Systemdynamik Einfluss. Für die **Kontaktberechnung** ist eine möglichst große Anzahl an Balkenelementen günstig, um die lokal sehr unterschiedlichen Eingriffsbedingungen und Zusammenhänge zwischen lokalem Materialabtrag und lokaler Schleifkraft abbilden zu können, vergleiche auch Abschnitt 5.1. Gleichzeitig soll die Berechnung möglichst recheneffizient sein und die Diskretisierungsgüte nicht unnötig fein ausgeführt werden. Im Kontakt- und Abtragsmodell werden Schleifscheibe und Werkstück miteinander verglichen und die lokalen Eindringungen der Schleifscheibe in das Werkstück berechnet. Die Diskretisierung der Schleifscheibe wird über ihre Beschaffenheit, wie Korngröße und Anzahl der Schleifkörner auf der Oberfläche abgeschätzt, vergleiche Abschnitt 4.3 ab Seite 59 und Gl. (4.7). Die Größe der diskreten Abschnitte soll für das Werkstück in der selben Größenordnung liegen wie für die Schleifscheibe, womit sich für die Abschätzung der Anzahl an diskreten Balkenelementen

$$N_{w,kon} = \frac{\ell_w \cdot N_s}{2\pi R_s} \approx 660, \quad (3.24)$$

mit $N_{w,kon}$ der Anzahl an diskreten Elementen für das Werkstück und N_s für die Schleifscheibe, ergibt. Für die in der Gesamtsimulation implementierten Diskretisierung wird die Elementanzahl auf $N_{w,kon} = 1000$ erhöht, wodurch das Werkstück in Balkenelemente von $100 \mu\text{m}$ Länge unterteilt ist. Um sicher zu sein, dass für die Kontakt- und Kraftberechnung diese Diskretisierung ausreichend ist, ist ein zweiter Ansatz verfolgt worden, bei dem die Diskretisierung in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} so gewählt wird, dass in einem Simulationsschritt Δt der Schleifscheibenmittelpunkt um ein diskretes Balkenelement wandert. Für eine Vorschubgeschwindigkeit von $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ und einer Schrittweite $\Delta t = 1 \times 10^{-4}$ s ergibt sich die Anzahl der Balkenelemente für ein Werkstück von $\ell_w = 100 \text{ mm}$ dadurch zu

$$N_{w,kon} = \frac{\ell_w}{v_{ft} \cdot \Delta t} = \frac{100 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot 60 \text{ s}}{100 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot 1 \times 10^{-4} \text{ s}} = 600\,000, \quad (3.25)$$

womit sich die Länge eines Balkenelements auf ca. $1,6 \text{ nm}$ verkleinert. Mit beiden Diskretisierungen sind nach Implementierung der Gesamtsimulation Berechnungen des Schleifvorgangs durchgeführt und die Schleifkräfte über mehrere Schleifscheibenumdrehungen verglichen worden, siehe **Bild 3.17**. Im Kraftverlauf sind keine starken Unterschiede zu erkennen. Einzig der Mittelwert der Schleifkräfte erhöht sich für die feinere Diskretisierung um $0,8 \text{ N}$ gegenüber der

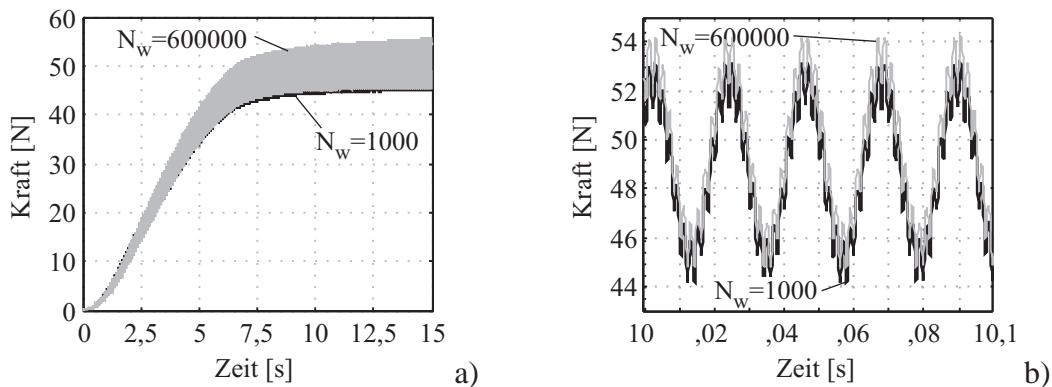


Bild 3.17: Ergebnisse des Kraftverlaufs von Schleifsimulationen mit dem Gesamtmodell mit Variation der Werkstückdiskretisierung a) und Ausschnitt des Kraftverlaufs b)

gröberen Diskretisierung, was jedoch hinnehmbar ist. Der Vergleich der benötigten Rechenzeiten differiert hingegen erheblich. Für die Simulation eines 15 Sekunden langen Schleifvorgangs sind mit der gröberen Diskretisierung etwa 20 Minuten benötigt worden, wohingegen die Rechenzeit mit der feineren Diskretisierung auf über 47 Minuten ansteigt. Um den gesamten Herstellungsprozess eines Bohrers in einer annehmbaren Rechenzeit durchführen zu können wird aufgrund des Vergleichs der beiden Simulationsergebnisse für die Kontaktberechnung die Diskretisierung mit $N_{w,kon} = 1000$ Elementen gewählt.

Für die **dynamische Verformungsberechnung** ist im Gegensatz zur Kontaktberechnung eine sehr viel gröbere Diskretisierung ausreichend um die Schwingungsformen des Werkstücks hinreichend genau abzubilden. Da die Lösung des Gleichungssystems Gl. (3.21) auf Seite 40 überdies sehr viel Rechenkapazität benötigt, wird hierfür eine möglichst geringe Diskretisierungsaufösung des Werkstücks angestrebt. Um sowohl bei der dynamischen Berechnung effizient, als auch bei der Kontaktberechnung die nötige Genauigkeit zu erzielen, wird für die dynamische Verformungsberechnung eine zweite Werkstückdiskretisierung genutzt. Die Anzahl der Balkenelemente zur Abbildung der Schwingungsformen ist für ein zylinderförmiges Werkstück mit fester Einspannung und $\ell_w = 100$ mm Auskraglänge beispielhaft untersucht worden. Die Anzahl der Balkenelemente ist von $N_{w,dyn} = 10$ bis $N_{w,dyn} = 1000$ variiert und die Schwingungsformen berechnet worden, siehe **Bild 3.18 a)**. Die Moden mit einer Elementanzahl von $N_{w,dyn} = 10$ zeigen deutliche Unterschiede zu Berechnungen mit höherer Elementanzahl. Ab $N_{w,dyn} = 100$ Elementen ist jedoch kaum mehr ein Unterschied zu feineren Diskretisierungen wahrnehmbar.

In einer zusätzlichen Analyse ist der Einfluss der Diskretisierung auf die Berechnung der Eigenfrequenzen untersucht worden. Dazu sind, analog zu den beschriebenen Berechnungen in Abschnitt 3.1, die Eigenfrequenzen von Werkstücken mit einer Diskretisierung $N_{w,dyn} = 10, 50$ und 100 für eine Nut mit Zustellung $a_e = 2$ mm und variabler Nutlänge verglichen worden, siehe **Bild 3.18 b)**. Ebenso wie für die Schwingungsmoden zeigt eine Diskretisierung mit nur 10 Elementen für die berechneten Eigenfrequenzen deutliche Abweichungen. Zwischen den

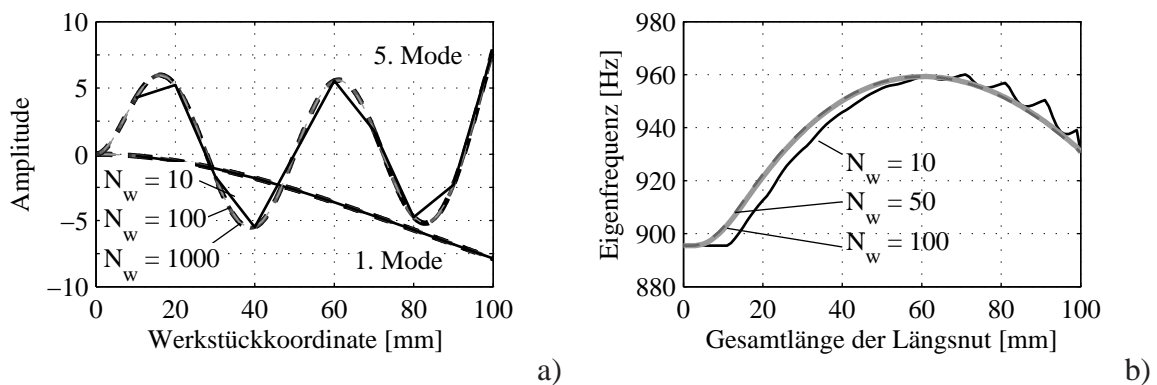


Bild 3.18: Einfluss der Diskretisierung auf die Schwingungsmoden a) und auf die erste Eigenfrequenz b) für ein Werkstück mit Länge $\ell_w = 100$ mm und Nuttiefe $a_e = 2$ mm

Ergebnissen für die Elementanzahlen $N_{w,dyn} = 50$ und $N_{w,dyn} = 100$ sind keine Unterschiede festzustellen. Aufgrund dieser Untersuchungen und unter Berücksichtigung der Ergebnisse für die Form der Schwingungsmoden wird für die dynamische Berechnung in der Gesamtsimulation die Elementanzahl des Werkstücks auf $N_{w,dyn} = 100$ reduziert.

Zur Berechnung der dynamischen Systemantwort müssen die ermittelten Schleifkräfte, die mit einer Werkstückdiskretisierung von $N_{w,kon} = 1000$ berechnet worden sind, auf die nun mit nur $N_{w,dyn} = 100$ Elementen diskretisierte Werkstückachse transformiert werden. Die über der Kontaktfläche verteilten Schleifkräfte werden hierfür zuerst in z -Richtung auf die Mittellinie des Werkstückrohlings verschoben, wodurch zusätzliche Momente entstehen können. Durch den Materialabtrag für die Nuten, der in **Bild 3.19** vergrößert dargestellt ist, ergibt sich während des Nutenschleifens eine Abweichung zwischen der Werkstückachse des Rohlings und der Schwereachse des bearbeiteten Werkstücks. Da der Einfluss dieser Abweichung auf die resultierenden Kräfte sehr gering ist, wird die dynamische Verformungsberechnung vereinfachend auf die gleich bleibende Werkstückachse des Rohlings bezogen. Für Längsnuten kann mit guter Näherung die Kraftverteilung über der Breite der Kontaktfläche in z -Richtung als konstant angenommen werden, so dass bei der Verschiebung der Kräfte auf die Werkstückachse keine zusätzlichen Momente auftreten. Darüber hinaus müssen die entlang der Werkstückachse in x -Richtung verteilten Schleifkräfte und Momente über Bildung von Kräfte- und Momenten-

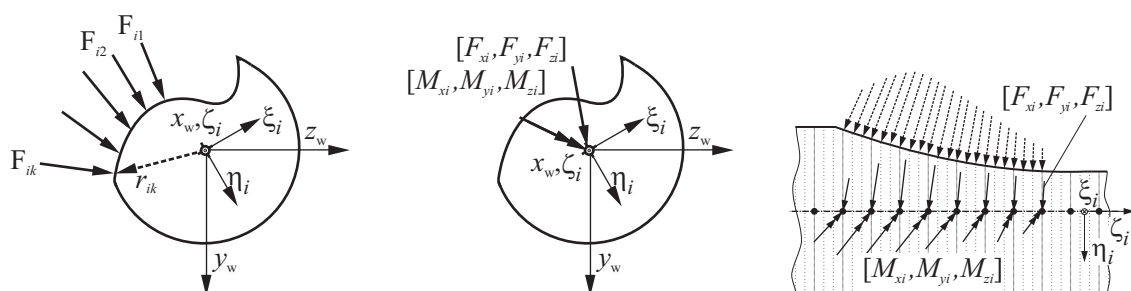


Bild 3.19: Transformation lokaler Schleifkräfte von der feinen Diskretisierung für die Kontaktanalyse auf die grobe Diskretisierung für die dynamische Verformungsberechnung

summen auf die Knoten des grob diskretisierten Werkstücks verteilt werden, siehe **Bild 3.19**. Die aus der Schwingungsberechnung erhaltene Verformung des Werkstücks kann über lineare Interpolation wiederum auf die feine Diskretisierung für die Kontaktanalyse überführt werden.

Einfluss der Einspannsteifigkeit auf die Werkstückdurchsenkung: Neben der Parameterbestimmung der Dämpfung sowie der Festlegung von Diskretisierungsgüte und Modenzahl ist besonderer Wert auf die Modellierung der Einspannsteifigkeit des Werkstücks gelegt worden. Um zu überprüfen, ob die Simulation die in Abschnitt 3.2 gemessenen Einflüsse der Einspannung wiedergibt, ist die Werkstückverformung für konstant aufgebrachte Kräfte untersucht und die Eigenfrequenzen bei Ausschwingvorgängen berechnet und analysiert worden. Als Referenz dienen für diese Untersuchungen die Verformungsmessungen und Eigenfrequenzanalysen von HSS Rohlingen, die in Abschnitt 3.2 bereits näher erläutert worden sind.

Zur Überprüfung des Einflusses der Einspannung auf die Werkstückverformung sind mit einer reinen modalen Kondensation und einer gemischten statischen und modalen Kondensation die Verformungen unter konstant aufgebrachten Kräften berechnet worden. Für die konstanten Einspannsteifigkeiten sind die Werte aus Abschnitt 3.2 mit $k_{ey} = 8,5 \text{ N}/\mu\text{m}$ und $k_{e\beta y} = 244 \text{ Nm}/\text{Grad}$ eingesetzt worden. Als Vergleich dienen Messwerte, die an sieben Positionen entlang der Werkstückachse für verschiedene, konstant aufgebrachte Lasten gemessen worden sind. Die Ergebnisse für $F_y = 25 \text{ N}$ und $F_y = 100 \text{ N}$ sind exemplarisch in **Bild 3.20** gezeigt. Bei beiden konstant aufgebrachten Lasten ist zu erkennen, dass es bereits durch die modale Kondensation eine deutliche Verbesserung zur ideal starren Einspannung gibt. Nahe der Einspannung wie auch am Werkstückende sind jedoch Abweichungen zur Messung zu erkennen, die durch einen größeren Verdrehwinkel und eine tendenziell zu niedrige Federsteifigkeit der Druckfeder an der Einspannung entstehen. Die mit der rein modalen Kondensation berechnete Biegelinie des Werkstücks zeigt im Vergleich zur berechneten Biegelinie mit gemischter statischer und modaler Kondensation (SM-Kondensation) deutliche Abweichungen, die durch

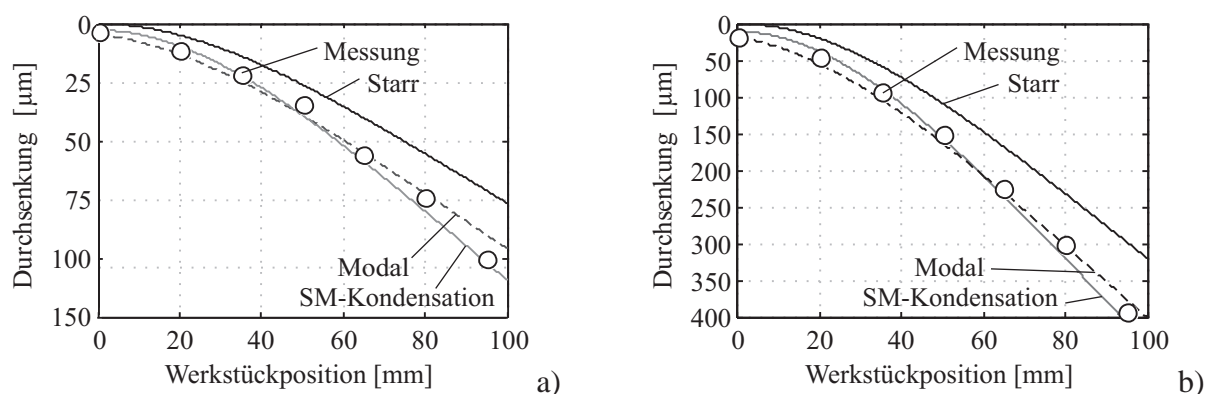


Bild 3.20: Vergleich der gemessenen und berechneten Verformungen eines zylinderförmigen Werkstücks über eine modale und eine gemischte statisch und modale Kondensation unter Berücksichtigung der Einspannsteifigkeit, für eine konstante Last $F_y = 25 \text{ N}$ a) und $F_y = 100 \text{ N}$ b)

die Überführung der Einspannung in den modalen Raum entstehen. Der im modalen Raum „verschmierte“ Einfluss der Einspannsteifigkeit wird durch die limitierte Berücksichtigung von Moden verfälscht. Im Gegensatz dazu bleibt der Einfluss der Einspannung bei der gemischt statisch und modalen Kondensation unverfälscht erhalten, wodurch der Verlauf der Biegelinie die Messwerte erheblich besser wiedergibt. Da die genaue Wiedergabe der Werkstückverformung Grundlage für die Kontaktberechnung und Abbildung der Geometriefehler ist, ist der Mehraufwand durch die Implementierung der gemischt statisch und modalen Kondensation im Strukturmodell gerechtfertigt.

Einfluss der Einspannsteifigkeit auf die Eigenfrequenzen: Neben der Werkstückverformung wirkt sich die Einspannsteifigkeit auch auf die Schwingfrequenzen aus. Um diesen Effekt zu untersuchen sind Ausschwingversuche mit starrer und elastischer Einspannung berechnet und mit Messdaten verglichen worden. Zur Validierung des dynamischen Verhaltens dienen die Untersuchungen aus Abschnitt 3.2 und **Bild 3.8** für Rohlinge aus Schnellarbeitsstahl (HSS). In **Bild 3.21** sind die Ergebnisse der FFT für die starre und elastische Einspannung gezeigt. Deutlich ist die Reduzierung der ersten Eigenfrequenz durch die elastische Einspannung zu sehen und damit die bessere Annäherung an die gemessene Eigenfrequenz, deren Wert durch die gestrichelte Linie angezeigt wird. Die leichte Abweichung zwischen der Rechnung $f_{1\text{rech}} = 605 \text{ Hz}$ und Messung $f_{1\text{mess}} = 625 \text{ Hz}$ liegt daran, dass die Messungen an einem gesonderten Versuchsstand durchgeführt worden sind, für den nicht exakt die gleichen Einspannsteifigkeiten gelten, wie die, die für die 5-Achsen CNC-Schleifmaschine ermittelt worden sind. Die Abweichung ist in Relation dennoch gering. Der Effekt durch die Implementierung einer elastischen Einspannung ist sehr deutlich und bestätigt die Notwendigkeit dieser Modellerweiterung.

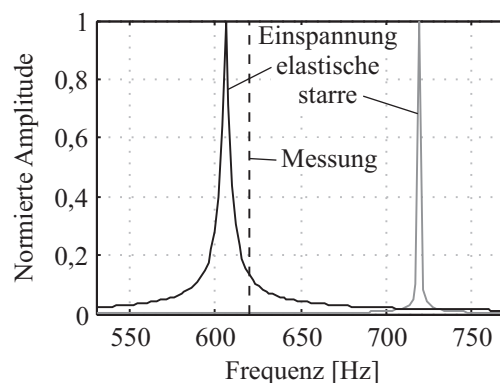


Bild 3.21: Berechnete Eigenfrequenz für eine starre Einspannung und eine elastische Einspannung mit der gemischten statisch und modalen Kondensation

4 Analyse und Modellierung der Anregungsmechanismen

Während der Schleifbearbeitung befinden sich Werkstück und rotierende Schleifscheibe im Kontakt. Durch die Rotation der Schleifscheibe wird das Werkstück zu fremderregten Schwingungen angeregt, die sich auf die dynamischen Eigenschaften des gesamten Systems auswirken. Neben der Schleifscheibenrotation wirken jedoch noch weitere Anregungsmechanismen auf das System, wie z. B. das mit hohem Druck auf das Werkstück auftreffende Kühlmittel oder Schwingungen aufgrund von Achsbewegungen und -beschleunigungen der Schleifmaschine. Welche Anregungsarten sich auf die Schleifbearbeitung besonderen auswirken und durch das Gesamtmodell abgebildet werden müssen, soll im nachstehenden Kapitel geklärt werden. Den Zusammenhang zwischen den einzelnen Komponenten Strukturodynamik, Anregung und Kopplung beim Schleifen zeigt wiederum **Bild 3.1** auf Seite 25.

4.1 Dynamische Einflüsse beim Schleifen

Zunächst werden die Einflüsse von Achsbewegungen, Kühlmittelversorgung und Schleifscheibeneingriff auf das Schwingungsverhalten der Struktur überprüft. Dazu werden für fünf verschiedene Betriebszustände der 5-Achsen CNC Schleifmaschine die am Werkstück angreifenden Kräfte hochfrequent aufgenommen und im Frequenzbereich ausgewertet. Je nach Höhe der Amplitude lassen sich Aussagen über die Stärke der Anregung auf das Werkstück treffen.

Der erste Betriebszustand ist der Grundzustand der Maschine, d. h. die Steuerung der Maschine, die Zentrifuge zur Kühlmittelversorgung und die Achsmotoren sind eingeschaltet aber stehen nominell still. Im zweiten Betriebszustand rotiert die Schleifscheibe im Leerlauf mit einer „Schnittgeschwindigkeit“ von $v_c = 18 \text{ m/s}$ bzw. mit ca. 45 Hz. Zusätzlich wird im dritten Betriebszustand die Kühlmittelzufuhr eingeschaltet und das Kühlmittel strömt mit 6 bar aus zwei „Loc-Line“ Düsen auf das Werkstück. Im vierten Betriebszustand wird mit einem Offset von 10 mm und einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ eine Spiralnutenschleifbahn nachgefahren, die im fünften Betriebszustand mit eingreifender Schleifscheibe wiederholt wird. Die Zustellung beträgt dabei $a_e = 3 \text{ mm}$. Während der Versuche werden die auftretenden Kräfte mit 20 kHz aufgenommen und im Frequenzbereich ausgewertet. Die erhaltenen Anregungs-Frequenzverläufe werden für einen besseren Vergleich auf die maximale

Amplitude während des Schleifens im fünften Betriebszustand normiert. In **Bild 4.1** sind der prozentuale Vergleich der Anregungen zwischen Schleifbearbeitung und Maschinenbetriebszuständen sowie die wichtigsten auftretenden Frequenzen zu sehen. Da bei Frequenzen über 1000 Hz keine nennenswerten Anregungen detektiert worden sind, beschränkt sich die Auswertung hier auf den unteren Frequenzbereich. Zusätzlich zu den Messungen an der Maschine sind FEM-Analysen der Maschinenstruktur durchgeführt worden, deren Ergebnisse in die Auswertung mit einfließen.

Im Grundzustand treten zwei Frequenzen bei 50 Hz und 1000 Hz auf, die in jedem weiteren Betriebszustand wiederzufinden sind. Die Frequenzen um 50 Hz und ihre Harmonischen können Störungen der Messkette aus der Netzspannung zugeordnet werden, da sie auch bei komplett ausgeschalteter Maschine in der FFT auftreten. Die Frequenz bei 1000 Hz stammt von der Zentrifugenbewegung, die zur Reinigung des Kühlmittels gebraucht wird.

Im 2. Betriebszustand mit zusätzlich rotierender Schleifscheibe fällt auf, dass nicht die Frequenz der Schleifscheibenrotation mit 45 Hz, sondern eine über 6-fach höher liegende Frequenz bei 275 Hz am stärksten angeregt wird. Diese rührt von der ersten Spindeleigenfrequenz her, die mit Hilfe von FEM-Analysen berechnet wurde, siehe **Bild 4.2**. Die Frequenzen aus dem Grundzustand sind weiterhin zu erkennen. Bei zusätzlich zur Schleifscheibenrotation eingeschalteter Kühlung ist die Frequenz der Spindel bei 275 Hz auf Grund von Dämpfungseffekten der Kühlung nicht wiederzufinden. Stattdessen wird für diesen Betriebszustand die Frequenz bei 63 Hz am stärksten angeregt, die jedoch in den folgenden Versuchskonfigurationen nicht wieder auftreten.

Beim „Schleifen“ mit Offset tritt zum ersten Mal die Rotationsfrequenz der Schleifscheibe mit 45 Hz auf. Die drei am stärksten angeregten Frequenzen liegen jedoch bei 420 Hz, 483 Hz und 579 Hz, was möglicherweise auf Achsbewegungen und auf ihre Anregung der Maschinenstruktur zurückzuführen ist. In zusätzlich durchgeführten Messungen ist aufgefallen, dass die

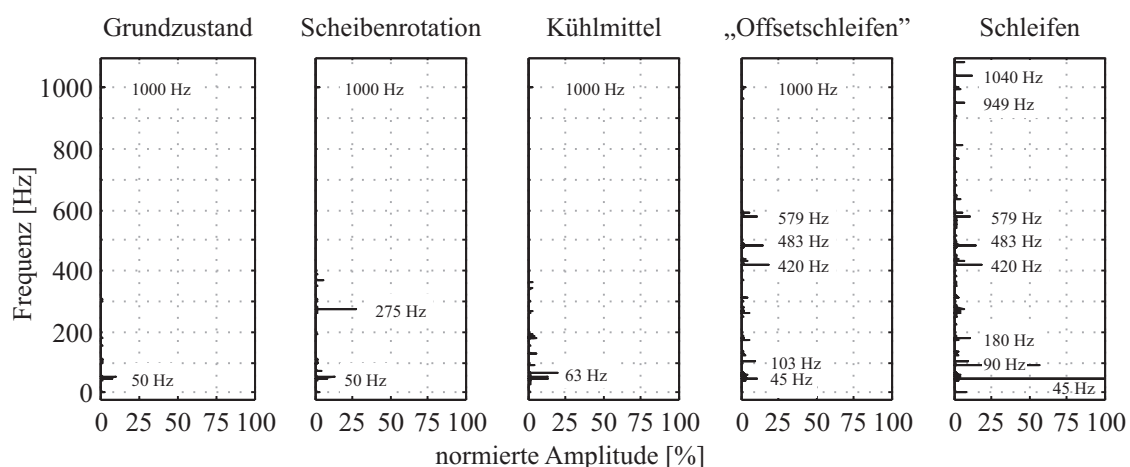


Bild 4.1: Darstellung und Vergleich der Frequenzen und Amplituden für verschiedene Betriebszustände der Werkzeugschleifmaschine

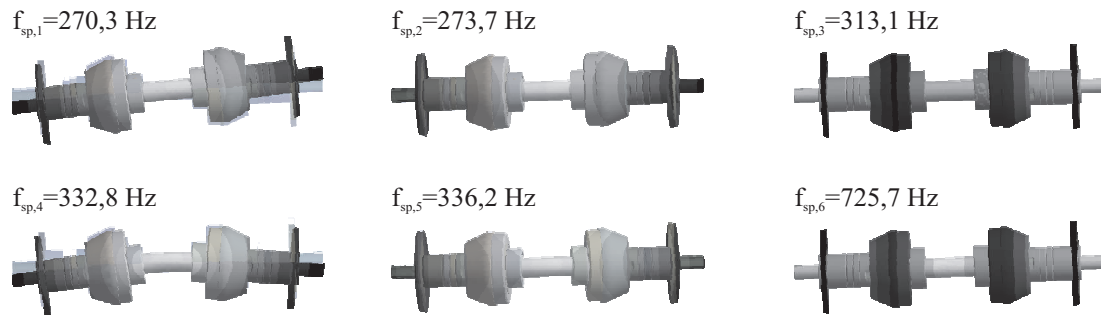


Bild 4.2: FEM-Modalanalyse der Spindel mit Schleifscheibe

genannten Frequenzen nur bei kombinierten Achsbewegungen auftreten, nicht jedoch für einzelne Achsbewegungen. Eine weitere Frequenz, die während der letzten beiden betrachteten Betriebszustände angeregt wird, liegt bei 103 Hz. Durch die FEM-Analyse ist dieser Frequenz eine Maschinenstrukturbewegung zuzuordnen, die erst durch die überlagerten Bewegungen der Einzelkomponenten angeregt wird.

Beim Schleifen mit eingreifender Schleifscheibe werden, neben den eben beobachteten Frequenzen, die Frequenzen der Schleifscheibendrehzahl und ihrer Harmonischen mit 45 Hz, 90 Hz und 180 Hz besonders stark angeregt. Darüber hinaus treten die Harmonischen im Bereich um 1000 Hz wieder deutlicher hervor, so dass die Anregung durch die Schleifscheibenrotation im Kontakt als stärkster Anregungsmechanismus der Struktur gewertet werden kann.

Aus den Untersuchungen der dynamischen Einflüsse beim Schleifen lassen sich einige Frequenzen auf Strukturschwingungen der Maschine zurückführen, die besonders durch Achsbewegungen angeregt werden. Die Anregung des Werkstücks erfolgt hingegen ausschließlich im Schleifkontakt durch die Rotation der Schleifscheibe. Die Frequenzen, mit denen das Werkstück schwingt, sind dabei einzig von der Rotationsfrequenz der Spindel bzw. von der Bedienerseite eingestellten Schnittgeschwindigkeit der Schleifscheibe und den Höherharmonischen abhängig. Dieser enge Zusammenhang zwischen Werkstückanregung und Schleifscheibenrotation soll deshalb im Schleifmodell detailliert abgebildet werden.

4.2 Charakterisierung der Schleifscheibe und ihre Einflüsse auf die Werkstückdynamik

Für das Schleifen von Hartmetall bzw. Schnellarbeitsstählen (HSS) werden Schleifscheiben mit hochharten Schneidstoffen, wie Diamant- oder CBN- Körnern, verwendet. Die Schleifkörner werden in Kunstharzbindungen, metallischen Bindungen oder keramischen Bindungen gehalten, in die Zusatzstoffe zur Bildung größerer Spanräume oder zur besseren Temperaturleitfähigkeit gemischt werden. Die abrasive Schicht wird auf einem Grundkörper aufgebracht, der z. B. aus Aluminium, Kupfer oder anderen Metallen besteht, vergleiche PAUCKSCH (1993) und TÖNSHOFF & DENKENA (2003).

Zur Charakterisierung von Schleifscheiben unterteilt TAWAKOLI (2008) die Schleifscheibentopographie in die Mikro- und Makrotopographie. Zur Makrotopographie zählen Geometriedaten, wie Durchmesser und Breite der Schleifscheibe. Die Mikrotopographie beschreibt den Zustand der Körner und Bindung, d. h. die Größe des Kornüberstands zur Bindung, die Zusammensetzung der Spanräume und die Abnutzung der Bindung. Die Mikro- und Makrotopographie der Schleifscheibe ist einer steten Veränderung unterworfen. Das Abrichten und Konditionieren der Schleifscheibe vor Beginn des Schleifens verändert die Geometrie und Schärfe der Schleifscheibe. Während der Bearbeitung treten Kornausbrüche, Abstumpfungen und Schädigungen durch thermische und mechanische Beanspruchungen der Schleifscheibe auf. Welligkeiten und Exzentrizität stellen zudem eine Fremderregung des Systems dar, die neben einem erhöhten Verschleiß der Scheibe auch zu schleifscheibenseitigem Rattern führen können, wie ALLDIECK (1994) in seinen Untersuchungen festhält.

Die Verteilung und Intensität der Kräfte innerhalb der Kontaktzone zwischen Werkstück und Schleifscheibe hängen zum einen von der Kontaktgeometrie, zum anderen von der Schleifscheibentopographie ab. Je günstiger der Spanwinkel und je scharfkantiger die Körner sind, desto geringer ist die benötigte Energie zum Abtrennen des Materials. Flache, stumpfe Körner reiben hingegen eher an der Werkstückoberfläche und verursachen dadurch eine starke Erwärmung. Durch die Kräfte innerhalb der Kontaktzone treten zusätzlich an der Schleifscheibenoberfläche lokale Verformungen des Bindematerials auf, in dem die Schleifkörner fest eingebunden sind. Die Verformung des Bindematerials, insbesondere unter hohen Temperaturen, führt zu Verschleißerscheinungen, wie das Herausbrechen oder Abstumpfen der Körner. Neben der Geometrie der Schleifscheibe hat auch deren Dynamik einen Einfluss auf das Schleifergebnis. Schwingungen der Schleifscheibe bilden sich als Oberflächenwelligkeiten auf dem geschliffenen Werkstück ab und können die Qualität des Produktes beeinflussen, vergleiche z. B. INASAKI (1975) und BADGER ET AL. (2011).

Der stärkste Einfluss der Schleifscheibe auf die Dynamik des Werkstücks erfolgt durch die beim Zerspanprozess entstehenden Schleifkräfte. Diese sind wiederum von der Mikro- und Makrogeometrie bzw. von den lokalen Eingriffsbedingungen der Schleifscheibe abhängig. Um den Zusammenhang zwischen Eingriffsbedingungen der Schleifscheibe und resultierenden Schleifkräften ohne Einfluss der Werkstückdynamik zu analysieren, sind an einem gesonderten Versuchsstand Schleifexperimente durchgeführt worden, bei denen das Werkstück auf dem Maschinentisch steif fixiert ist, siehe **Bild 4.3**. Die Werkstücke sind quadratische Stahlproben mit $10\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ Kantenlänge und einer Länge von 200 mm. Während der Schleifversuche ist die Schleifscheibe jeweils um $100\text{ }\mu\text{m}$ zugestellt und die Schleifkräfte unterhalb der Werkstückhalterung über einen 3-Komponenten-Kraftsensor mit 20 kHz abgetastet worden. Als Schleifmittel sind Siliziumkarbid-Schleifscheiben unterschiedlicher Körnung eingesetzt worden. Zusätzlich zu der Kraftmessung kann die Rotation und die Oberfläche der Schleifscheibe mit einem Laser im Mikrometerbereich aufgenommen werden. Dies wird jeweils vor und nach ei-

ner Versuchsreihe durchgeführt. Durch die Oberflächenmessung ist der exzentrische Lauf der Schleifscheibe messbar.

Durch den Vergleich der gemessenen Schleifkräfte mit der abgetasteten Oberfläche lassen sich Abhängigkeiten zur Schleifscheibentopographie veranschaulichen. Dazu sind in **Bild 4.4 a)** die Schleifkräfte über fünf Umdrehungen und die Schleifscheibenoberfläche als gefilterte Kurven dargestellt. Die starke Oberflächenfilterung als sinusförmiger Verlauf erleichtert das Erkennen einzelner Schleifscheibenumdrehungen. Ebenso ist damit die Exzentrizität von etwa $50\ \mu\text{m}$ bestimmbar. Zwischen der Schleifkraft und einer Umdrehung der Schleifscheibe ist eine deutliche Abhängigkeit zu erkennen. Sobald die Schleifscheibe in das Werkstückmaterial eindringt steigen die Schleifkräfte stark an. Fällt die sinusförmige Kurve der Schleifscheibenoberfläche bis in den negativen Wertebereich ab, bedeutet dies für diesen Versuchsaufbau ein Abheben der Schleifscheibe vom Werkstück und eine deutliche Änderung der gemessenen Schleifkräfte, der im vergrößerten Ausschnitt in **Bild 4.4 b)** bei etwa einer halben Umdrehung beginnt. Es sind freie, gedämpfte Schwingungen und ein Abfall der Schleifkräfte auf Null zu sehen, ähnlich wie bei den Untersuchungen mit schneckenförmiger Schleifscheibe aus Abschnitt 3.4 ab Seite 42.

Der weitere Vergleich der etwas schwächer gefilterten Schleifscheibenoberfläche mit den Schleifkräften während der ersten halben Umdrehung in der Kontakt besteht, lässt eine zusätzlich Abhängigkeit zur höherfrequenten Oberflächentopographie der Schleifscheibe erkennen. Bei starken Oberflächenunebenheiten ergeben sich im Kraftverlauf einzelne Kraftspitzen. Eine wellige Schleifscheibe regt somit das Werkstück nicht nur mit der Grundfrequenz durch die Rotation sondern auch mit der Höherharmonischen der Wellenanzahl an. In den zuvor gezeigten Frequenzverläufen in **Bild 4.1** auf Seite 52 sind durch diesen Zusammenhang wiederum die Anregung spezieller Höherharmonischer der Schleifscheibenrotation zu erklären.

Als Resultat dieser Versuche ist in letzter Konsequenz die Anregung des Werkstücks als eine Wegerregung anzusehen, dessen resultierender zeitlicher Kraftverlauf sehr stark von den momentanen Eingriffsbedingungen der Schleifscheibe abhängt und sich periodisch mit der Schleifscheibenrotation wiederholt. Für die in der Bewegungsgleichung Gl. (3.21) auf Seite 40 im

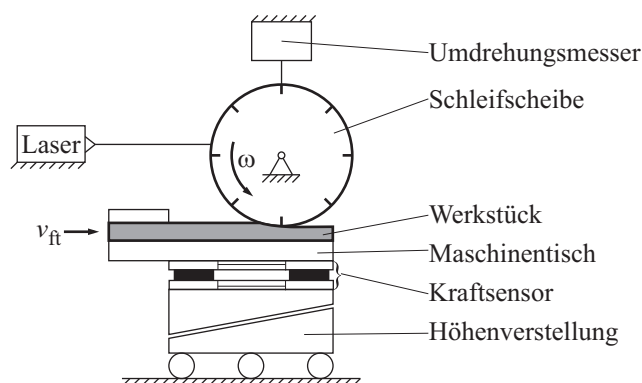


Bild 4.3: Skizze des Versuchsaufbaus zur Messung der Schleifscheibenrotation und ihrem Einfluss auf die Schleifkräfte

Vektor f zusammengefassten äußeren Kräfte ist somit ein Kraftmodell in Abhängigkeit der lokalen Kontaktbedingungen, beeinflusst durch die Schleifscheibentopographie, aufzustellen. Ein Modell für die Abbildung der Topographie und ihrer verschleißbedingten Veränderung wird im Folgenden erläutert. Die Verknüpfung des Schleifscheibenmodells mit der Kraftberechnung erfolgt dann in Kapitel 5.

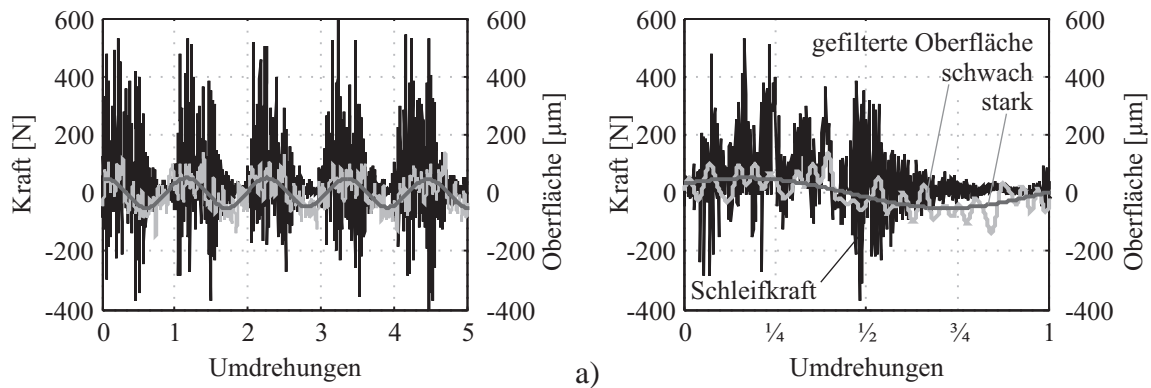


Bild 4.4: Einfluss der Schleifscheibentopographie auf die Schleifkräfte mit Darstellung der gefilterten Schleifscheibentopographie für mehrere Umdrehungen a) und für eine Umdrehung b)

4.3 Modellierung der Schleifscheibentopographie

Zur Bestimmung einer realistischen Schleifscheibentopographie sind Oberflächen von verschiedenen zylinderförmigen Schleifscheiben mit einem Triangulationslaser vermessen worden. In **Bild 4.5 a)** sind die Messdaten, sowie die gefilterten Grund- und Oberschwingungen für eine Diamantschleifscheibe der Körnung D91 (SP1A1-125-15-10 20*D91 Q-Flute2 C der Firma Saint Gobain) exemplarisch dargestellt, die für Schleifvorgänge von Hartmetallwerkstücken verwendet wird. Die Grundwelligkeit wird durch die Exzentrizität hervorgerufen, die die Schleifscheibe durch ihre spielbehaftete Einspannung erfährt. Dem überlagert ist eine Welligkeit der Schleifscheibe, die sowohl beim Abrichten als auch während des Schleifprozesses durch einen ungleichmäßigen Verschleiß entstehen kann. Der Vergleich mit der Fourier Transformation zeigt deutlich die Grundschwingung, deren Frequenz von der Drehzahl abhängt. Darüber hinaus ist die Welligkeit als Harmonische der Grundfrequenz zu erkennen, mit in diesem Fall einem Vielfachen von 11, siehe **Bild 4.5 b)**. Daraus ist die Anzahl der Wellenberge $s_1 = 11$ auf der Schleifscheibenoberfläche ermittelbar. Die in **Bild 4.5 a)** zu sehende Rauheit rührt von den einzelnen Schleifkörnern her, die aus der Bindung hervorstehen und die durch den Laser messtechnisch erfasst werden. Aufgrund der überlagerten Exzentrizität, Welligkeit und Rauheit ergeben sich sehr unterschiedliche Eingriffsbedingungen der Körner und variierende Schleifkräfte, die das System anregen. Um den Effekt der Schleifscheibenanregung im Gesamtmodell

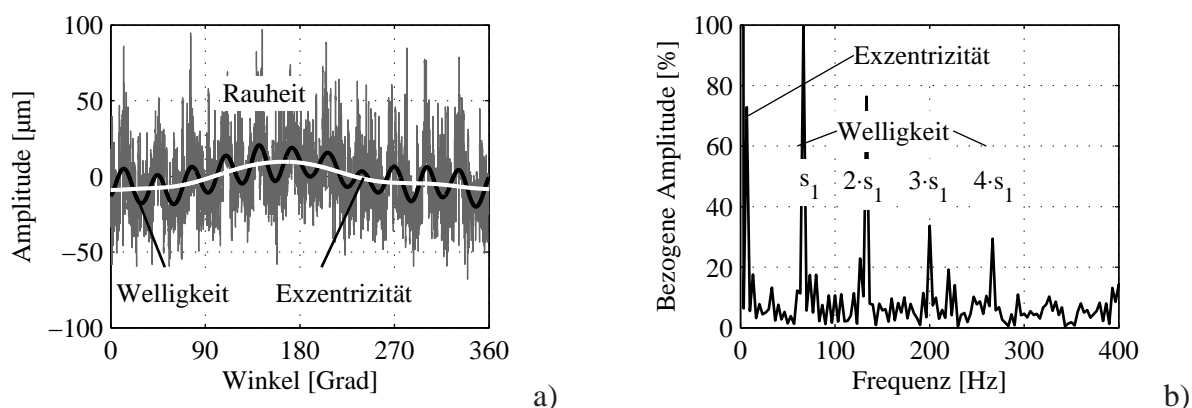


Bild 4.5: Gemessene a) und durch eine FFT analysierte Oberfläche b) einer zylinderförmigen Diamantschleifscheibe mit Körnung D91

abbilden zu können, wird die ebenfalls aus einer Überlagerung dieser drei Komponenten erzeugt. Für die Exzentrizität und Welligkeit dienen Sinusschwingungen, die zum Nennradius $R_{s,\text{nenn}}$ der Schleifscheibe addiert werden,

$$R_s(\varphi) = R_{s,\text{nenn}} + \underbrace{\hat{e} \cdot \sin(\varphi)}_{\text{Exzentrizität}} + \underbrace{\sum_{i=1}^{N_{\text{ow}}} \hat{w}_i \cdot \sin(i \cdot s_1 \cdot \varphi)}_{\text{Welligkeit}} + \underbrace{s_{\text{rau}} g(\varphi)}_{\text{Rauheit}}. \quad (4.1)$$

Darin ist die Amplitude der Exzentrizität \hat{e} und die der Welligkeit \hat{w} , die Anzahl der Wellen auf der Schleifscheibenoberfläche s_1 und die Anzahl der berücksichtigten Höherharmonischen N_{ow} der Welligkeit. Die Verteilung der Schleifscheibenrauheit auf Grund der Schleifkörner ist in hinreichender Näherung normalverteilt, wie es auch WARNECKE & ZITT (1998) und CHANG & WANG (2008) angeben. Die zur untersuchten Schleifscheibe gehörende Häufigkeitsverteilung des Rauheitsschriebs ist in **Bild 4.6 a)** gezeigt. Die Grenzen des gemessenen Rauheitsschriebs liegen dabei etwas unterhalb des Betrags des Korndurchmessers, der für eine Körnung von D91 bei $d_{\text{Korn}} = 91 \mu\text{m}$ liegt. Dies ist damit zu erklären, dass die Schleifkörner nicht komplett aus

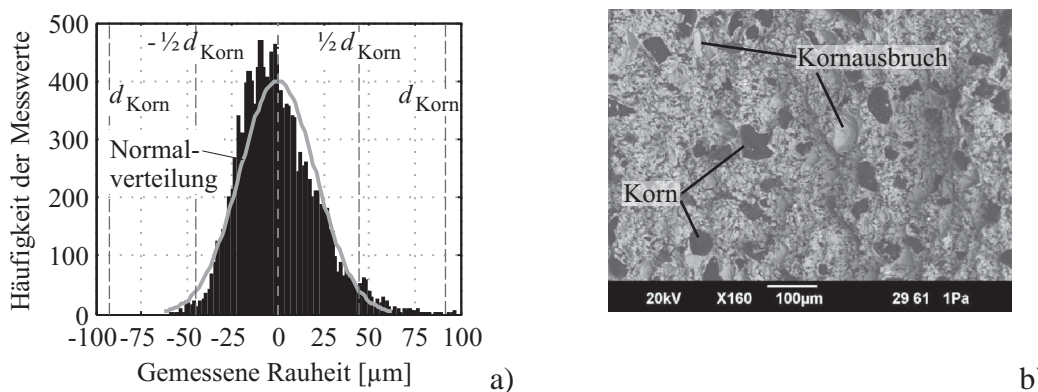


Bild 4.6: Verteilung der Rauheitswerte einer Diamantschleifscheibe mit Körnung D91 a) und Mikroskopaufnahme einer Schleifscheibenbruchfläche mit Körnern und Ausbrüchen

der Bindung hervorstehen können, da sie sonst keinen Halt mehr in der Bindung haben und herausbrechen würden. Die negativen Werte des Rauheitsschriebs stehen für ausgebrochene Körner oder Poren in der Schleifscheibenoberfläche. Da nur Körner ausbrechen, die bereits aus der Bindung herausstehen, sind für die Poren keine Werte kleiner als ein Korndurchmesser zu erwarten.

Für die Abbildung der Rauheit wird ein normalverteiltes Rauschen $g(\varphi)$ in den Grenzen $[-1 \dots 1]$ angenommen, das durch den Faktor s_{rau} skaliert wird. Dieser Wert hängt wiederum von der gewählten Körnung der Schleifscheibe bzw. vom Durchmesser der Schleifkörner d_{Korn} ab. Die sehr stark aus der Bindung stehenden Körner sollen für die Schleifscheibengenerierung unberücksichtigt bleiben, da diese beim Abrichten und während des Schleifens schnell herausfallen. Somit wird der Skalierungsfaktor auf $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}/2$ festgelegt, und beträgt für die Schleifscheibe mit Körnung D91 $s_{\text{rau}} \approx 45 \mu\text{m}$.

Die Amplituden für die Exzentrizität und Welligkeit können aus Messungen übernommen werden und liegen hier für die Welligkeit bei $\hat{w} \approx 13 \mu\text{m}$ und für die Exzentrizität bei $\hat{e} \approx 9 \mu\text{m}$. Da die Oberflächenmessung an einem gesonderten Versuchsstand stattgefunden hat, an dem die Schleifscheibe aufgespannt, aber nicht abgerichtet wurde, ist anzunehmen, dass sowohl die Exzentrizität als auch die Welligkeit nach dem Abrichten weitaus niedriger sind. Bei FRITZ & SCHULZE (2010) werden Rundlaufabweichungen von $2 \mu\text{m} < \hat{e} < 18 \mu\text{m}$ angegeben. KLOCKE (2005) gibt sogar für galvanisch gebundene Diamant- und CBN-Schleifscheiben Rundlaufabweichungen von $\hat{e} < 1 \mu\text{m}$ an. Messungen diverser anderer Schleifscheibenoberflächen haben sehr unterschiedliche Ergebnisse bezüglich Welligkeit und Exzentrizität ergeben. Für die Schleifscheibe mit Körnung D54, die bei Schleifversuche an Hartmetallproben eingesetzt wird, ergeben sich eine Exzentrizität $\hat{e} = 33 \mu\text{m}$ und eine Welligkeit $\hat{w} = 27 \mu\text{m}$. Eine Gültigkeitsüberprüfung der Werte erfolgt mittels Abgleich von Simulationsergebnissen und Messungen.

Um die Recheneffizienz der Gesamtsimulation des Schleifvorgangs zu erhöhen wird die Schleifscheibentopographie nicht als dreidimensionale Fläche, sondern als zweidimensionaler Oberflächenschrieb modelliert. Die Kontaktfläche wird über analytische Zusammenhänge beschrieben, vergleiche Abschnitt 5.2 ab Seite 81. Für eine repräsentative Oberflächenrauheit der gesamten Schleifscheibe wird im ersten Schritt eine dreidimensionale Topographie nach Gl. (4.1) erzeugt, die dann entlang der Schleifscheibenbreite gemittelt wird. Dadurch entstehen geringere Rauheiten als durch den Skalierungsfaktor s_{rau} angenommen. Dies berücksichtigt die Tatsache, dass entlang einer gedachten Linie über der Schleifscheibenbreite viele Schleifkörner verteilt sind von denen sich immer einige im Eingriff befinden und eine Schleifkraft erzeugen. Da durch das Kraftmodell nur statistisch gemittelte Schleifkräfte berechnet werden, ist es sinnvoll durch die Schleifscheibenoberfläche ebenfalls gemittelte Korneingriffe zu repräsentieren, wodurch die vereinfachte Darstellung der Topographie gerechtfertigt ist. Mit der detaillierten Modellierung der Topographie entlang des Schleifscheibenumfangs können nun die Anregungsmechanismen in der Gesamtsimulation abgebildet werden, siehe Kapitel 5.

Rauheitsabhängige Schleifscheibendiskretisierung: Einen wichtiger Aspekt bei der Modellierung der Schleifscheibenrauheit bildet die Wahl ihrer Diskretisierung. Diese hängt aufgrund des Modellierungsansatzes mittels eines normalverteilten Rauschens $g(\varphi)$ für die aus der Bindung hervorstehenden Schleifkörner direkt vom Durchmesser der Körner d_{Korn} und ihrer Konzentration innerhalb des Schleifbelags ab. Die hierdurch bestimmbare Anzahl der auf dem Schleifscheibenumfang verteilten Körner soll als Maß für die Diskretisierung der Schleifscheibe dienen. Das Vorgehen zur Berechnung der Kornanzahl wird dabei von TÖNSHOFF & DENKENA (2003) übernommen. Die Anzahl der Körner innerhalb eines Volumenelements hängt demnach von der Kornkonzentration C_{Korn} in Karat/cm³, dem Volumen eines Kornes V_{Korn} und deren Dichte ρ_{Korn} in g/cm³ ab. Die Geometrie der Körner wird vereinfachend als kugelförmig angenommen, wodurch sich das Volumen

$$V_{\text{Korn}} = \frac{1}{6} \pi d_{\text{Korn}}^3 \quad (4.2)$$

und die Anzahl der Körner je Volumenelement

$$N_{\text{Korn,V}} = \frac{C_{\text{Korn}}}{\rho_{\text{Korn}} \cdot V_{\text{Korn}}} \quad (4.3)$$

ergeben. Als Annahme ist hier anzumerken, dass von einer gleichmäßigen Kornverteilung innerhalb des Schleifbelags ausgegangen wird. Diese ist durch Untersuchungen von KAISER (1975) grundsätzlich bestätigt worden. Die einzige Ausnahme bildet der Rand des Schleifbelags bis zu der Tiefe eines Schleifkorndurchmessers d_{Korn} , innerhalb der die Kornanzahl linear ansteigt, vergleiche TÖNSHOFF & DENKENA (2003) und **Bild 4.7**.

Für die Ermittlung der Kornanzahl für die Schleifscheibenmodellierung wird diese in einer Tiefe $d_{\text{Korn}}/2$ von der Schleifscheibenoberfläche berechnet, so dass teilweise Körner aus der Bindung hervorstehen und teilweise Ausbrüche vorhanden sind. Die flächenbezogene Anzahl der Körner ergibt sich mit dieser Festlegung zu

$$N_{\text{Korn,A}} = N_{\text{Korn,V}} \left(\frac{d_{\text{Korn}}}{2} \right) = \frac{d_{\text{Korn}} \cdot N_{\text{Korn,V}}}{2}. \quad (4.4)$$

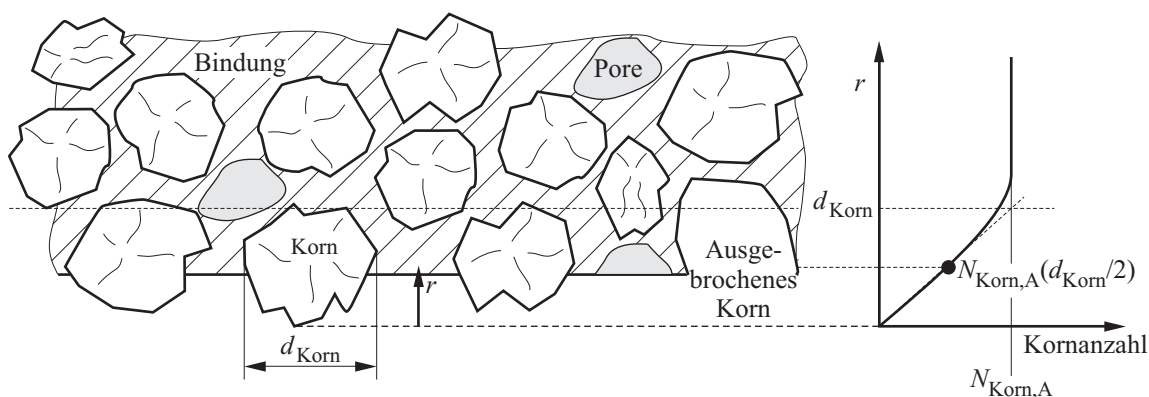


Bild 4.7: Kornverteilung innerhalb des Schleifbelags und Kornanzahl in Abhängigkeit der Schichttiefe r nach TÖNSHOFF & DENKENA (2003)

Um von der flächenbezogenen Kornanzahl auf eine sinnvolle Schleifscheibendiskretisierung für die Simulation schließen zu können müssen weitere Annahmen getroffen werden. Für die Simulation werden das Werkstück und die Schleifscheibe nicht als dreidimensionaler Körper abgebildet, sondern nur deren Konturen diskretisiert. Die Kontaktbedingungen über der Werkstück- und Schleifscheibenbreite werden über analytische Zusammenhänge ermittelt. Um nun die Anzahl der Schleifkörner auf der Schleifscheibenkontur bestimmen zu können, wird angenommen, dass diese mit der Anzahl der Körner für eine Schleifscheibe der Breite $b_s = d_{\text{Korn}}$ übereinstimmt. Des weiteren müssen für die Schleifscheibendiskretisierung die Anzahl der aktiven Schneiden pro Korn festgelegt werden um jede der Schneiden abzubilden. Wie in Abschnitt 2.2.1 ab Seite 9 erläutert, können Schleifkörner mehrere aktive Schneiden besitzen, die zum Zerspanprozess beitragen. Die Anzahl der aktiven Schneiden $N_{\text{Schneiden}}$ wird deshalb in die Bestimmung der Diskretisierung aufgenommen und kann je nach Kornform variieren. Für die Mantelfläche der Schleifscheibe mit Breite $b_s = d_{\text{Korn}}$ ergibt sich damit die Anzahl der Körner auf dem Schleifscheibenumfang zu

$$N_{\text{Korn},\ell} = N_{\text{Korn,A}} \cdot 2\pi R_s \cdot b_s \quad (4.5)$$

und die Anzahl der diskreten Schleifscheibenelemente

$$N_{\text{el},s} = N_{\text{Korn},\ell} \cdot N_{\text{Schneiden}} \quad (4.6)$$

Für die Modellierung der in den weiteren Versuchen verwendeten Schleifscheibe C75D54 ist aus der Bezeichnung die Kornkonzentration $C_{\text{Korn}} = 3,3 \text{ Karat}/\text{cm}^3$ und der mittlere Korndurchmesser $d_{\text{Korn}} = 54 \mu\text{m}$ zu entnehmen, vergleiche PFERD-WERKZEUGE (2009). Weiterhin lässt sich $1 \text{ Karat} = 0,2 \text{ g}$ umrechnen. Mit der Dichte $\rho_{\text{Korn}} = 3,52 \text{ g}/\text{cm}^3$ von Diamant ergibt sich nach Einsetzen der Gleichungen Gl. (4.2) bis Gl. (4.5) in Gl. (4.6) die Anzahl der diskreten Elemente der Schleifscheibe zu

$$\begin{aligned} N_{\text{Korn},\ell} &= \frac{6 \cdot N_{\text{Schneiden}} \cdot C_{\text{Korn}} \cdot R_s}{\rho_{\text{Korn}} \cdot d_{\text{Korn}}} \\ &= \frac{6 \cdot 2 \cdot 3,3 \frac{\text{Karat}}{\text{cm}^3} \cdot 0,2 \frac{\text{g}}{\text{Karat}} \cdot 62,5 \text{ mm}}{3,52 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \cdot 54 \times 10^{-3} \text{ mm}} = 2604 . \end{aligned} \quad (4.7)$$

Mit den bereits genannten Werten für die Exzentrizität \hat{e} , die Welligkeit \hat{w} und dem Skalierungsfaktor s_{rau} und mit der eben vorgestellten Methode zur Berechnung der notwendigen Anzahl an Schleifscheibenelementen lässt sich die Schleifscheibentopographie aus **Bild 4.5** nachbilden.

Um den Einfluss des Skalierungsfaktors und die damit verbundene Abweichung zwischen Messung und generierter Schleifscheibentopographie darzustellen, sind in **Bild 4.8** Oberflächen mit $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}/2$ und $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}$ dargestellt und die gemessene Oberfläche zum Vergleich abgebildet. Mit der vorgestellten Methode zur Generierung der Schleifscheibenoberfläche über Gl. (4.1) auf Seite 57 lässt sich die gemessene Oberflächenlinie der Schleifscheibe sehr gut

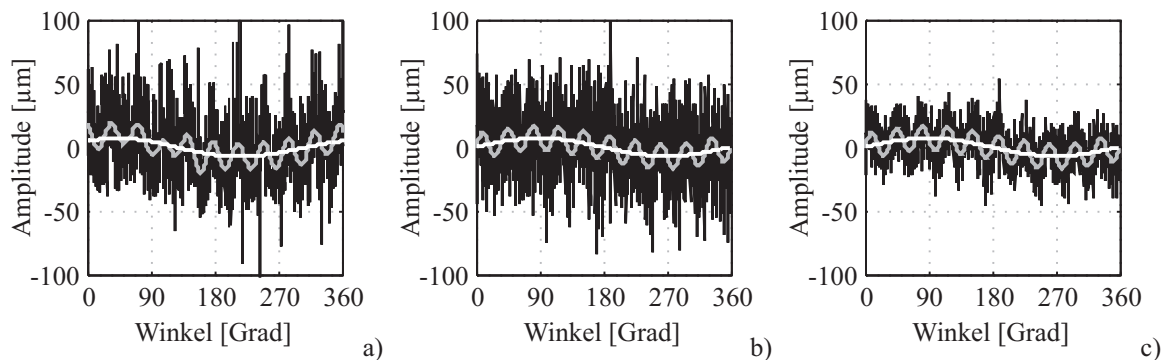


Bild 4.8: Gemessene Schleifscheibentopographie a), über Gl. (4.1) erzeugte Schleifscheibenkonturen mit $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}$ b) und $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}/2$ c)

wiedergeben, wie im Vergleich von **Bild 4.8** a) und b) zu sehen. Um jedoch aus der gemessenen Oberflächenlinie eine repräsentative Rauheit der gesamten Schleifscheibenbreite zu erzeugen, müssen die entlang der Breite im Eingriff befindlichen Körner berücksichtigt werden. Dadurch reduziert sich der Einfluss der weit aus der Bindung hervorstehenden Schleifkörner. Um diesen Effekt abzubilden, wird die Schleifscheibentopographie mit dem Skalierungsfaktor $s_{\text{rau}} = d_{\text{Korn}}/2$ generiert, wodurch eine etwas glattere Oberfläche entsteht, wie in **Bild 4.8** c) gezeigt.

Berücksichtigung der Schleifscheibenrotation: Durch die Rotation der Schleifscheibe wird kontinuierlich Material vom Werkstück abgetragen. Dabei sind die am weitesten aus der Bindung stehenden Schleifkörner, bzw. für eine wellige Schleifscheibe der Bereich des Wellenberges auf dem Schleifscheibenumfang geometrieebend, siehe **Bild 4.9** a). Innerhalb der Simulationsumgebung wird die Überschneidung von Schleifscheibe und Werkstück nur zu diskreten Zeitpunkten überprüft, wie in **Bild 4.9** b) dargestellt, wodurch das abgetragene Material und die endgültige Geometrie des Werkstücks falsch wiedergegeben wird. Um den kontinuierlichen Abtrag trotz der Zeitdiskretisierung in der Simulation realisieren zu können, wird aus der mit Gl. (4.1) erzeugten Schleifscheibentopographie eine auf die Rotation bezogene Schleifscheibengeometrie erzeugt, wie **Bild 4.9** c) zeigt. Dazu wird die Anzahl der diskreten Schleifscheibensegmente $N_{s,\text{rot}}$ berechnet, um die sich die Schleifscheibe innerhalb eines Simulationsschrit-

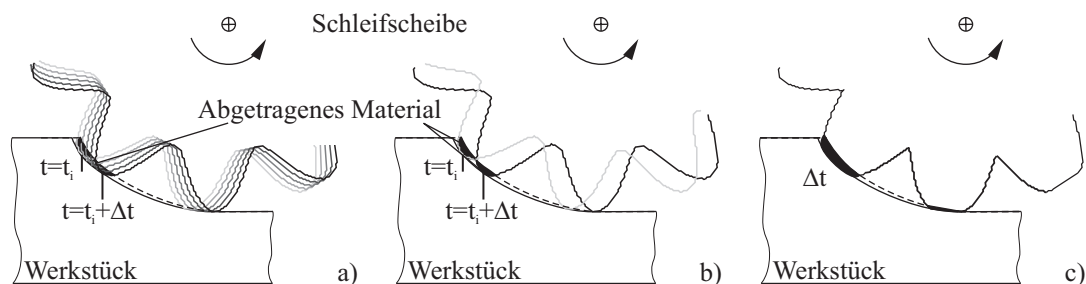


Bild 4.9: Kontinuierlicher a) und diskreter b) Materialabtrag des Werkstücks innerhalb der Simulationsschrittweite Δt und auf die Schnittgeschwindigkeit v_c angepasste Schleifscheibenoberfläche c)

tes Δt dreht. Jedem diskreten Schleifscheibensegment wird nun jeweils der maximale Wert der Schleifscheibentopographie zugeordnet, der innerhalb eines Simulationsschrittes überstrichen wird. Die auf die Rotation bezogene Schleifscheibengeometrie ist von der Schnittgeschwindigkeit v_c und der diskreten Simulationszeitschrittweite Δt abhängig, da ebenfalls die Anzahl der pro Simulationsschritt überstrichenen Schleifscheibensegmente

$$N_{s,rot} = \frac{\Delta t v_c N_{s,el}}{2\pi R_s} \quad (4.8)$$

hiervon abhängt. Der Einfluss dieser beiden Parameter, sowie der Einfluss der Wellenzahl auf die bezogene Schleifscheibengeometrie ist in **Bild 4.10** a) bis c) gezeigt. Die Standardwerte für die nicht veränderten Parameter sind dabei auf $\Delta t = 1 \times 10^{-3}$ s, $v_c = 18$ m/s und $s_1 = 5$ festgelegt worden. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c und größerer Schrittweite Δt überstreicht ein größeres Bogensegment der Schleifscheibe einen betrachteten Punkt auf dem Werkstück. Dadurch ergibt sich ein längerer Einflussbereich eines geometriegebenden Schleifkorns bzw. einer Oberflächenwelligkeit. In der auf die Rotation bezogenen Schleifscheibengeometrie ist der Einfluss durch die verschobene Kontur der Welligkeit in **Bild 4.10** a) und b) ersichtlich.

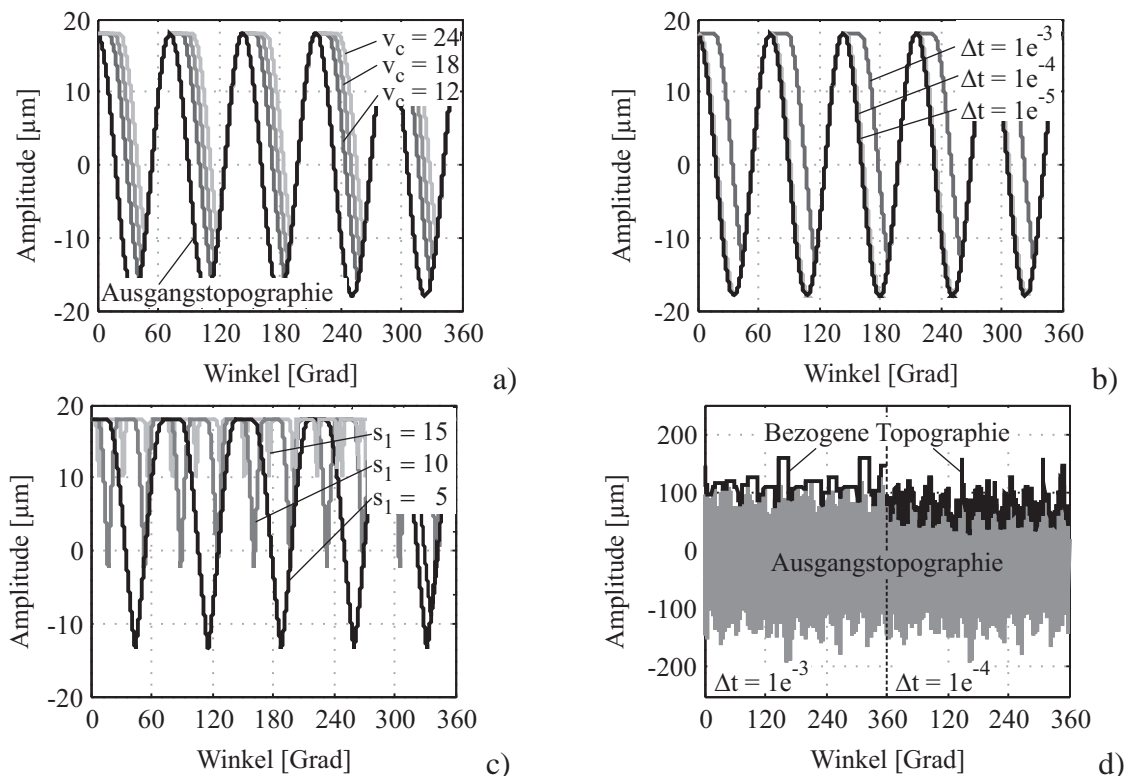


Bild 4.10: Einzeleinflüsse verschiedener Parameter auf die rotationsbezogene Schleifscheibentopographie durch die Schnittgeschwindigkeit v_c a), die Simulationsschrittweite Δt b) und die Wellenzahl s_1 c) mit den Standardparametern $\Delta t = 1 \times 10^{-3}$ s, $v_c = 18$ m/s und $s_1 = 5$, sowie Vergleich der Ausgangs- und rotationsbezogenen Topographie unter Berücksichtigung der Exzentrizität $\hat{u} = 3$ μm , Welligkeit $\hat{w} = 18$ μm und Rauheit $s_{\text{rau}} = 45$ μm d) für verschiedene Zeitschrittweiten Δt

Die Anzahl der Wellen über dem Schleifscheibenumfang hat insofern ebenfalls einen Einfluss, als dass sich ab einer gewissen Wellenanzahl die geometriegebenden Bereiche überlappen und sich die bezogene Schleifscheibentopographie einer ideal runden Schleifscheibe annähert, siehe **Bild 4.10 c**).

Für die mit Gl. (4.1) erzeugten Schleifscheibentopographie mit berücksichtigter Exzentrizität $\hat{u} = 3 \mu\text{m}$, Welligkeit $\hat{w} = 5118 \mu\text{m}$ und Rauheit $s_{\text{rau}} = 45 \mu\text{m}$ ist in **Bild 4.10 d**) die auf die Rotation bezogene Schleifscheibentopographie für unterschiedliche Zeitschrittweiten gezeigt. Deutlich ist für die Zeitschrittweite $\Delta t = 1 \times 10^{-3} \text{ s}$ der Einfluss der größten Rauheiten als stufenförmige Kontur zu erkennen. Mit der in der Schleifsimulationen verwendeten Zeitschrittweite $\Delta t = 1 \times 10^{-4} \text{ s}$ ist der Einfluss der rotationsabhängigen Topographieänderung gering wodurch die Schleifscheibenoberfläche weiterhin detailreich abgebildet wird.

4.4 Schleifscheibenverschleiß

Neben der bekannten Schleifscheibentopographie am Beginn einer Schleifbearbeitung ist die Kenntnis über den Verschleiß der Schleifscheibe während ihres Einsatzes von hohem Interesse. Die Verschleißformen werden grundsätzlich in makroskopischen und mikroskopischen Verschleiß unterteilt.

Der makroskopische Verschleiß beinhaltet den Radialverschleiß und die Welligkeitsbildung und beeinflusst damit die Anregung des Systems. Untersuchungen von ALLDIECK (1994), FÖLLINGER (1985) und BADGER ET AL. (2011) haben ergeben, dass der makroskopische Verschleiß von der Beanspruchung und der Schleifscheibenspezifikation abhängt. Je stärker und länger die Belastungen auf die Schleifscheibe wirken, desto stärker ist der Verschleiß und die Änderung der erzeugten Topographie in radialer Richtung. Das Standvermögen einer Schleifscheibe wird über das Verhältnis aus zerspantem Werkstückvolumen V_w zu verschlissenen Schleifscheibenvolumen V_s

$$G_{\text{ver}}(t) = \frac{V_w(t)}{V_s(t)}, \quad (4.9)$$

dem Verschleißquotient G_{ver} , ausgedrückt. Für Edelkorund- und Siliziumcarbidschleifscheiben liegt der Verschleißquotient zwischen 20 und 60 und für CBN- und Diamant Schleifscheiben bei bis zu 500, vergleiche FRITZ & SCHULZE (2010).

Unter dem mikroskopischen Verschleiß werden der Korn- und Bindungsverschleiß gezählt. Durch Ermüdung oder Überlastung treten Kornabrieb, Mikrorisse, Kornsplittern und Kornbaustrübe auf, ebenso wie Bindungsabrieb und Bindungsbrüche, siehe **Bild 4.6 b**) und vergleiche PAUCKSCH (1993) und TÖNSHOFF & DENKENA (2003). Neben der Dauer und Stärke der Belastung haben auch Wärmeentwicklung und chemische Umwandlungen Einfluss auf das Verschleißverhalten. Besonders bei der Bearbeitung von Stählen mit diamantbesetzten Schleif-

scheiben treten unter hohen Temperaturen Diffusionseffekte durch die Kohlenstoffaffinität des Stahls auf, wodurch Kohlenstoffatome aus dem Diamanten in den Stahl übergehen und der Diamant so zersetzt wird. Dadurch nimmt der Verschleißprozess stark zu, wie bei GERENT (2001) beschrieben.

Der Verschleiß der Schleifscheibe kann sich negativ auf den Prozess auswirken. Durch das Abflachen der Körner vergrößert sich die Reibung und die Prozesstemperaturen steigen an, wodurch Schleifbrand auftreten kann. Ebenso steigen durch abgestumpfte Körner die Schnittkräfte und die Oberflächenrauheit kann sich verschlechtern, wie es bei DEGNER ET AL. (2009) beschrieben wird. Bei geeigneten Prozessparametern brechen oder splintern die Körner im selben Maße wie sie verschleifen, so dass durch die Bildung von neuen, scharfen Schneiden ein sogenannter Selbstschärfeprozess eintritt und die Spannungseigenschaften der Schleifscheibe konstant bleiben.

Experimentelle Verschleißuntersuchung: Zur Untersuchung des qualitativen Einflusses der Schleifkraft auf den Schleifscheibenverschleiß sind experimentelle Untersuchungen an Edelmetallkorundschleifscheiben gegen Stahlproben durchgeführt worden, wie in Abschnitt 4.2 bereits beschrieben. Durch die, im Vergleich zu Diamantschleifscheiben, relativ „verschleißfreudige“ Edelmetallkorundschleifscheibe ist ein hoher Verschleißgrad und damit eine einfachere messtechnische Erfassung der Topographieänderung möglich. Als Probenmaterial ist wieder ein Vierkanthalbzeug mit einer Kantenlänge von 10 mm x 10 mm und einer Länge von 200 mm eingesetzt worden. Für die Verschleißuntersuchungen sind als Prozessparameter eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18 \text{ m/s}$, eine Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 40 \text{ mm/s}$ und eine Zustellung $a_e = 100 \mu\text{m}$ gewählt worden. Die Versuche fanden im Gegenlauf und ohne Kühlung statt. Die eingesetzte Edelmetallkorundschleifscheibe (30A 36/01 K6 V25 der Firma Werkzeughandel Maschinenhandel Meyer) ist neu und unabgerichtet mit einer Anfangsexzentrizität von ca. $280 \mu\text{m}$ aufgespannt worden, die die gewählte Zustellung a_e übersteigt und somit ein teilweises Abheben der Schleifscheibe verursacht. Vor und nach je 20 Schleifversuchen mit einer Nutlänge von ca. 80 mm und einer Schleifzeit von je 2 s ist die beanspruchte Oberfläche der Schleifscheibe mit einem Triangulationslaser vermessen worden. Die Änderung der Welligkeit in Bezug auf den Nenndurchmesser der Schleifscheibe und der Verlauf der Kräfte über fünf Schleifscheibenumdrehungen sind in **Bild 4.11** gezeigt. Nach 40 s Schleifbearbeitung ist eine deutliche Reduzierung der Welligkeit der Schleifscheibe im Bereich der größten Wellenamplitude zu erkennen, siehe **Bild 4.11 a**). In den weiteren 40 s ist die Radianänderung schwächer ausgeprägt, wie auch bei HENNES (1998) beschrieben. Durch Schwingungen im System hat sich während der Schleifbearbeitung ein weiterer Wellenberg über dem Umfang der Scheibe ausgebildet. Die aufgenommenen Prozesskräfte zeigen zum Verschleißbild korrespondierende Verläufe. Für die ersten Versuche ist ein deutlicher Kraftanstieg im Bereich des Wellenberges der Schleifscheibe zu sehen, der dann abfällt und bis zum nächsten Scheibeneingriff um Null schwingt. Mit länge-

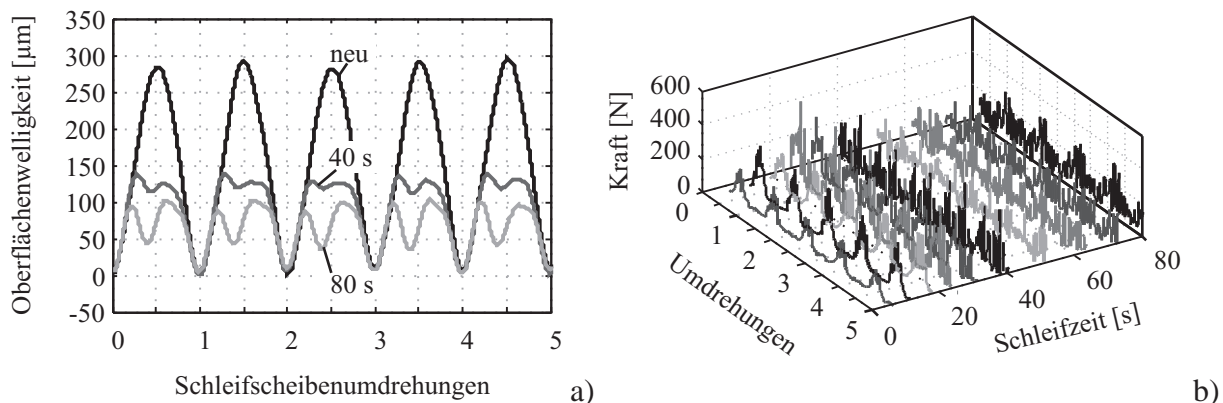


Bild 4.11: Gemessene Oberflächenwelligkeiten einer Edelkorundschleifscheibe a) und Kraftänderungen aufgrund Verschleißerscheinungen über der Zeit b)

rer Schleifzeit und zunehmendem Scheibenverschleiß reduziert sich der Bereich der Kraftabsenkung. Ab einer Schleifzeit von 40 s ist eine durchgehende Schleifkraft zu messen, deren Verlauf zunehmend homogener wird. Der Schleifscheibenverschleiß beeinflusst damit unmittelbar die Schleifkraftverläufe.

Modellierung des Verschleißes: Wegen des Einflusses des Verschleißes auf die Ist-Zustellung und die Schleifscheibenoberfläche und damit auf die Kraftverläufe und Endgeometrie des Werkstücks, wird ein Verschleißmodell für die makroskopische Schleifscheibenänderung in die Schleifsimulation implementiert. Hierfür wird jedem diskretisierten Schleifscheibenpunkt ein Verschleißindikator I_{ver} zugeordnet, der den momentanen Verschleißzustand mit einem Wert zwischen 0 und 1 angibt, siehe **Bild 4.12**. Nicht verschlissene Oberflächen erhalten dabei den Indikator $I_{ver} = 0$, wohingegen bei einem Eintrag von $I_{ver} = 1$ ein Kornausbruch stattfindet und der Radius um den Wert $\Delta R_s = d_{Korn}$ verringert wird. Dieser Wert richtet sich nach der Schleifscheibenkörnung bzw. nach dem Korndurchmessers d_{Korn} . Nach dem Ausbruch des Kornes wird der Verschleißindikator automatisch auf $I_{ver} = 0$ zurückgesetzt.

Der Verschleißindikator hängt von der lokalen Belastung der Körner ab und wird für eine erste

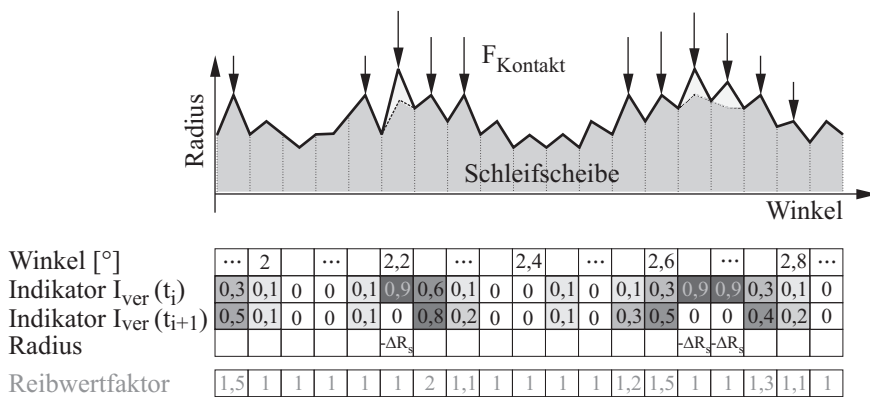


Bild 4.12: Schematische Beschreibung der Bestimmung des Verschleißindikators I_{ver}

Näherung als lineare Funktion der Normalkräfte F_N mit einem Verschleißfaktor s_{ver}

$$I_{\text{ver}}(t_i) = \begin{cases} I_{\text{ver}}(t_{i-1}) + s_{\text{ver}} \cdot F_N(t_i) \Delta t, & \text{wenn } I_{\text{ver}}(t_{i-1}) + s_{\text{ver}} \cdot F_N(t_i) \Delta t < 1 \\ 0, & \text{wenn } I_{\text{ver}}(t_{i-1}) + s_{\text{ver}} \cdot F_N(t_i) \Delta t \geq 1 \end{cases} \quad (4.10)$$

gebildet. Mit diesem Modell lassen sich auch nichtlineare Zusammenhänge zwischen lokalen Kräften und der Verschleißrate beschreiben. Da jedoch während dieser Arbeit keine aussagekräftigen Verschleißmessungen der Schleifscheibe in Relation zu den Schleifkräften durchgeführt werden konnten, wird der Verschleißeinfluss mit dem einfachen, linearen Zusammenhang ausgewertet. Zusätzlich lässt sich auch ein linearer, wie auch nichtlinearer Zusammenhang zwischen Verschleißzustand und Reibwerterhöhung realisieren, indem der Verschleißindikator als Reibwertskalierung in das Kraftmodell integriert wird, um Effekte der Kornabstumpfung zu berücksichtigen, siehe **Bild 4.12**.

Mit einem zunächst linearen Zusammenhang zwischen lokalen Kräften und Verschleißindikator sind Schleifsimulationen durchgeführt worden, um den qualitativen Einfluss des Verschleißmodells auf die Änderung der Schleifoberfläche und berechneten Kräfte zu überprüfen. Die Schleifscheibe ist hierfür mit einer Anfangsexzentrizität von $\hat{e} = 250 \mu\text{m}$ modelliert, so dass ein teilweises Abheben vom Werkstück während einer Umdrehung auftritt. Der Verschleißfaktor s_{ver} ist sehr hoch gewählt worden, damit sich die Schleifscheibengeometrie während einer Simulation merklich ändert. Das Werkstück ist für diese Untersuchung ideal steif modelliert, und als Prozessparameter sind die Zustellung $a_e = 2 \text{ mm}$, die Vorschubgeschwindigkeit $v_{\text{ft}} = 100 \text{ mm/min}$ und Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18 \text{ m/s}$ gewählt worden. Die Gesamtdauer der Schleifbearbeitung beträgt 12 s. Die Verläufe der Prozesskraft in y - Richtung und die Änderung des Schleifscheibenradius sind in **Bild 4.13** gezeigt. Beim Kraftverlauf ist während der Eintauchphase der Schleifscheibe in das Werkstück ein Kraftanstieg zu beobachten, bis die maximale Kraft bei etwa 2 s und 200 N erreicht ist. Während der Eintauchphase ist an der Schleifscheibe noch kein deutlicher Verschleiß zu erkennen. Erst mit Erreichen des hohen

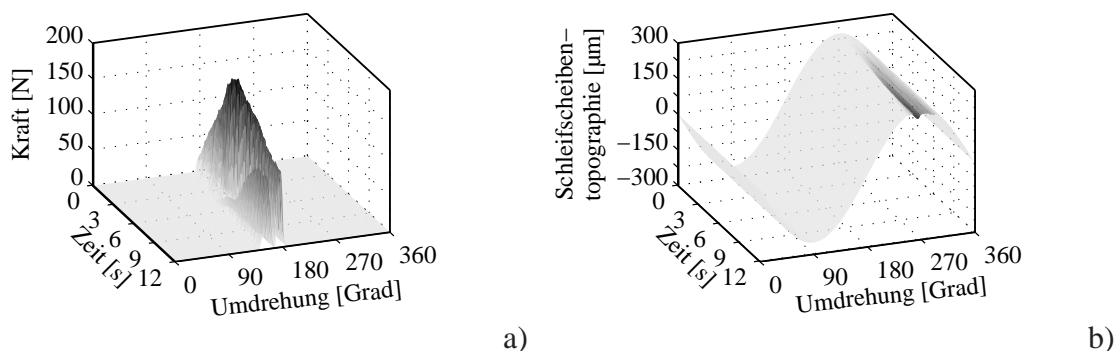


Bild 4.13: Berechnung des zeitlichen und umdrehungsabhängigen Kraftverlaufs a) und der Schleifscheibentopographie b) für Längsnutenschliffe unter Berücksichtigung des Schleifscheibenverschleißes

Kraftniveaus tritt Verschleiß und damit eine Abflachung des Wellenbergs ein, der sich mit der Zeit stärker ausprägt. Gleichzeitig nehmen die Maximalwerte der Prozesskräfte ab. Nach etwa 6 s hat sich auf der Schleifscheibenoberfläche eine Vertiefung in ähnlicher Form ergeben, wie bei den Messungen aus **Bild 4.11 a)**, die im Kraftverlauf zu einer zweiten Kraftspitze führt und deren Maximum sich über der Zeit dem ersten Maximum annähert.

Es ist gezeigt, dass mit diesem Verschleißmodell ein prinzipielles Verschleißverhalten der Schleifscheibe repräsentiert werden kann. Darüber hinaus lassen sich zeitabhängige Änderungen der Kraftverläufe und der Anregungsfrequenz aufgrund der verschleißbedingten Oberflächenänderung der Schleifscheibe abbilden. Auf eine genauere Untersuchung des Zusammenhangs zwischen lokaler Kraft und Scheibenverschleißrate ist in dieser Arbeit jedoch verzichtet worden, da der tatsächliche Verschleißvorgang für die in den Versuchen verwendeten Diamantschleifscheibe sehr viel langsamer abläuft als die Dauer des Herstellungsprozesses eines Bohrers. Prinzipiell sind jedoch Langzeituntersuchungen der Schleifscheibenoberfläche möglich.

4.5 Implementierung des Schleifscheibenmodells im Gesamtmodell

Im Gesamtmodell dient das Schleifscheibenmodell als Eingangsparameter für die Kontakt- und Kraftberechnung. Für die Kontaktberechnung ist die Kenntnis der genauen Lage des Schleifscheibenmittelpunktes und des exakten, im Kontakt befindlichen Abschnitts der Schleifscheibenoberfläche notwendig. Für die Beschreibung der Mittelpunktslage wird die Schleifscheibe als Starrkörper modelliert, der über Feder-Dämpfer-Elemente an die Umgebung angebunden ist, siehe **Bild 4.14**. Die elastische Aufhängung repräsentiert dabei insbesondere die Maschinensteifigkeit der Spindellagerung. Die statische Verformung der Spindel zur Parametrierung der Steifigkeiten ist vom Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover auf ähnliche Weise wie die Verformung der Einspannung des Werkstücks aus Abschnitt 3.2 untersucht worden. Anhand der gemessenen Verfor-

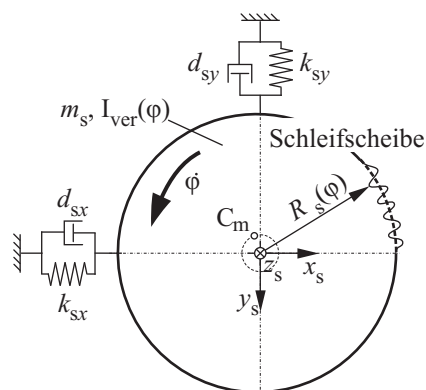


Bild 4.14: Mechanisches Ersatzmodell für die Schleifscheibenaufhängung

mung für eine aufgebrauchte Kraft von $F = 100 \text{ N}$ am Spindelende ergibt sich für die Steifigkeit $k_{sy} = k_{sz} = 11,8 \text{ N}/\mu\text{m}$ und ist damit etwas steifer als die Einspannung des Werkstücks, vergleiche Abschnitt 3.2 ab Seite 29. Die Steifigkeit der Spindel ist in y - und z -Richtung identisch und wird als konstant angenommen. Für die Bestimmung der Dämpfungsgrade sind keine eigenständigen Untersuchungen durchgeführt und keine eindeutigen Werte in der Literatur gefunden worden, so dass der Dämpfungskoeffizient auf $d_{sy} = d_{sz} = 0,9 \text{ Ns}/\text{m}$ festgelegt worden ist. Damit ergibt sich der Dämpfungsgrad D_s nach

$$D_s = \frac{d_s}{2\sqrt{k_s m_s}} \quad (4.11)$$

zu $D_s = 5,8 \times 10^{-3}$.

Für die Betrachtung der Schleifscheibenbewegung wird angenommen, dass die zusammengefassten Schleifkräfte f_x und f_y die Rotationsgeschwindigkeit der Schleifscheibe nicht beeinflussen. Des Weiteren werden gyroskopische Effekte durch die Exzentrizität vernachlässigt. Über die somit resultierende Bewegungsgleichung der Schleifscheibe

$$M_s \ddot{\mathbf{u}}_s + D_s \dot{\mathbf{u}}_s + K_s \mathbf{u}_s = \mathbf{f}_s \quad (4.12)$$

mit den verallgemeinerten Koordinaten $\mathbf{u}_s = [u_{sy}, u_{sz}]^T$ des Schleifscheibenmittelpunktes in y - und z -Richtung, der Massenmatrix $M_s = \mathbf{diag}\{m_s, m_s\}$ mit $m_s = 0,5 \text{ kg}$, der Dämpfungsmatrix $D_s = \mathbf{diag}\{d_{sy}, d_{sz}\}$, der Steifigkeitsmatrix $K_s = \mathbf{diag}\{k_{sy}, k_{sz}\}$ der Schleifscheibe und die zu Punktlasten aufsummierten äußeren Kräfte $\mathbf{f}_s = [-f_y, -f_z]^T$, lässt sich der zeitliche Verlauf der Mittelpunktslage analog zu Gl. (3.22) auf Seite 41 berechnen.

Neben der Mittelpunktslage wird auch die Position der Schleifscheibenoberfläche in jedem Simulationsschritt angepasst. Dazu wird die zu einer Oberflächenlinie zusammengefasste, rotationsbezogene Schleifscheibentopographie als Radiusvektor $R_s(\varphi)$ zusammen mit dem dazugehörigen Winkel in Polarkoordinaten und dem Verschleißindikator I_{ver} abgespeichert. Nach jedem Simulationsschritt wird die Schleifscheibenkontur um das entsprechende Winkeldekrement

$$\Delta\varphi = \frac{\Delta t v_c}{R_{s,\text{nenn}}} \quad (4.13)$$

rotiert. Anschließend, um die Oberfläche der Schleifscheibe mit der des Werkstücks zu verschneiden, wird der nun gedrehte Vektor der Schleifscheibenoberfläche in kartesische Koordinaten überführt und dem Kontaktmodell übergeben.

5 Kontaktmodellierung und Prozesseinflussanalyse

Um die durch den Zerspanprozess entstehenden Schleifkräfte zu bestimmen ist es zunächst notwendig die Eingriffsbedingungen und den Materialabtrag zu berechnen, aus dem dann die resultierenden Kraftkomponenten ermittelt werden können. Im Allgemeinen unterscheiden BLUM ET AL. (2007) die Kontaktmodelle in makrogeometrische und mikrogeometrische Kontaktmodelle. Der makrogeometrische Ansatz betrachtet den Schleifkörper nur als ideale geometrische Form. Im Gegensatz dazu werden beim mikrogeometrischen Ansatz auch die Schleifkörner auf der Schleifscheibenoberfläche für die Kontaktanalyse berücksichtigt. Durch den Aufbau des in Abschnitt 4.3 auf Seite 56 vorgestellten Schleifscheibenmodells ist es in der Gesamtsimulation möglich zwischen einem mikrogeometrischen und makrogeometrischen Modell zu wechseln, indem die Rauheit, Welligkeit und Exzentrizität in Gl. (4.1) berücksichtigt oder vernachlässigt werden.

In diesem Kapitel wird zunächst die Modellierung des Korneingriffes und der daraus resultierenden Schleifkräfte erläutert. Abhängig vom Korneingriff wird im Anschluss die Materialabtragsberechnung und Erzeugung der neuen Werkstückgeometrie vorgestellt. Über Analysen der auftretenden Kräfte während des Schleifens werden Abhängigkeiten zu den voreingestellten Prozessparametern untersucht und die Kraftberechnung validiert. Abschließend werden über Analysen geschliffener Werkstückoberflächen weitere Abhängigkeiten zu den Prozessparametern überprüft.

5.1 Kontaktanalyse und Schleifkraftberechnung

Durch die Kontaktanalyse wird der lokale Materialabtrag innerhalb des Kontaktbereichs berechnet, der als Eingangsparameter für das Schleifkraftmodell dient. Eine experimentelle Untersuchung der lokalen Kontaktbedingungen innerhalb der Kontaktzone wird jedoch dadurch erschwert, dass die Vorgänge mit heutigen Messsystemen weder berührungslos noch berührend unmittelbar messtechnisch erfasst werden können. Gleichzeitig entstehen die Schleifkräfte durch komplexe Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern und Eingriffsbedingungen und sind zudem abhängig von der Materialpaarung Schleifscheibe - Werkstück sowie von der momentanen Schleifscheibenoberflächenbeschaffenheit. Aufgrund der Komplexität ist daher

ein auf rein physikalischen Gesetzmäßigkeiten basierender Zusammenhang zwischen Eingriffsbedingungen und Schleifkraft noch nicht verfügbar. Die meisten entwickelten Modelle, wie z. B. die von SALJÉ (1953), WERNER (1971), ALFARES & ELSHARKAWY (2000) und CHANG & WANG (2008), stützen sich auf empirisch ermittelte Zusammenhänge zwischen Schleifkraft und Prozessparametern, die durch Regressionsanalysen aufbereitet werden, siehe auch Abschnitt 2.2.2.

Die hier gefundenen Zusammenhänge zwischen Eingriffsbedingungen und Schleifkraft für das Werkzeugschleifen von Hartmetall basieren auf dem am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover durchgeführten Schleifversuche und deren Auswertung, vergleiche DEICHMUELLER ET AL. (2010, 2013). Um eine parameterabhängige Relation zwischen Schleifkräften und Eingriffsbedingungen zu erhalten, sind am IFW Längsnutenschleifversuche an quaderförmigen Hartmetallwerkstücken durchgeführt worden, bei denen die Zustellung stufenförmig um $\Delta a_e = 0,2 \text{ mm}$ erhöht und die Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit variiert worden sind. Die Werkstücke sind vollflächig auf dem Maschinentisch aufgespannt, so dass keine wesentlichen Verformungen der Blöcke während des Schleifens auftreten. In **Bild 5.1 a)** ist der Versuchsaufbau schematisch gezeigt und exemplarisch der gemessene zeitliche Kraftverlauf eines Versuches in **Bild 5.1 b)** dargestellt.

Um Messungen verschiedener Zustellungen oder ermittelte Ergebnisse für verschiedene Schleifverfahren miteinander vergleichen zu können, ist es in der Fertigungstechnik üblich, die gemessenen Größen auf prozessunabhängige Werte zu überführen. Eine wichtige Größe für Zerspanprozesse ist hierbei das Zeitspanvolumen Q'_w , das als abgetragenes Gesamtvolumen pro Zeit definiert ist. TÖNSHOFF ET AL. (1992) unterscheiden das äußere Zeitspanvolumen Q'_{wa} und das innere Zeitspanvolumen Q'_{wi} . Das äußere Zeitspanvolumen Q'_{wa} kann aus der maschinenseitig vorgegebenen Zustellung a_e , der Schleifscheibenkontaktbreite $b_{s,kon}$ und der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} des Werkstücks mit

$$Q'_{wa} = a_e \cdot v_{ft} \cdot b_{s,kon} \text{ in } \left[\frac{\text{mm}^3}{\text{s}} \right] \quad (5.1)$$

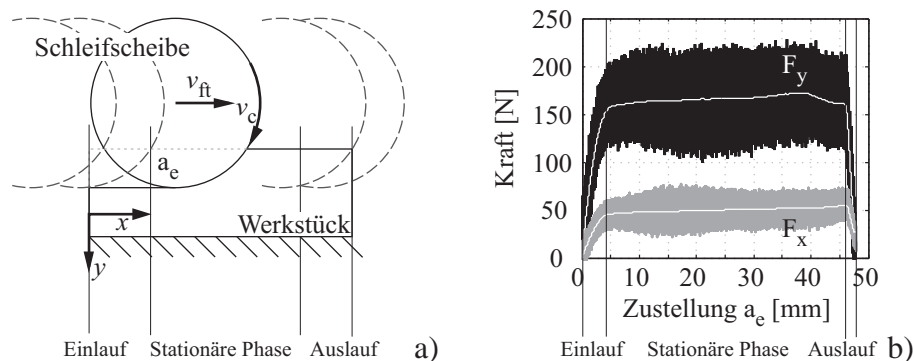


Bild 5.1: Schematische Darstellung des Längsnutenschleifens von quaderförmigen Werkstücken (a) und dazugehöriger zeitlicher Verlauf der gemessenen Schleifkräfte (b)

berechnet werden. Bei der Modellvorstellung von Schleifprozessen wird von einem kontinuierlichen Materialabtrag ausgegangen. Veranschaulichend wird angenommen, dass alle im Eingriff befindlichen Körner ein Band der äquivalenten Spanungsdicke h_{eq} mit der Schnittgeschwindigkeit v_c abtrennen, siehe **Bild 5.2**. Der Zusammenhang aus mittlerer, unverformter Spanungsdicke h_{eq} , Schleifscheibenkontaktbreite $b_{\text{s,kon}}$ und Schnittgeschwindigkeit v_c ergibt das innere Zeitspanvolumen

$$Q'_{\text{wi}} = h_{\text{eq}} \cdot v_c \cdot b_{\text{s,kon}} \quad \text{in} \quad \left[\frac{\text{mm}^3}{\text{s}} \right]. \quad (5.2)$$

Unter Berücksichtigung der Kontinuitätsgleichung ist es durch Gleichsetzen von Gl. (5.1) und Gl. (5.2) möglich, von global eingestellten Parametern auf kontinuierliche Schnittbedingungen überzugehen und die äquivalente Spanungsdicke über

$$h_{\text{eq}} = \frac{a_e \cdot v_{\text{ft}}}{v_c} \quad \text{in} \quad [\text{mm}] \quad (5.3)$$

zu berechnen, die als Eingangsparameter vieler Kraftmodelle für die Berechnung der Gesamtkraft dient, vergleiche TÖNSHOFF ET AL. (1992). Der in **Bild 5.2** verdeutlichte globale Zusammenhang von Q'_{wa} und Q'_{wi} gilt jedoch nur für Schleifprozesse mit konstanten Eingriffsbedingungen über der Schleifscheibenbreite, wie z. B. beim Längsnutenschleifen von quaderförmigen Werkstücken. Beim Werkzeugschleifen entsteht durch die zueinander winklige Lage von Schleifscheibe und Werkstück eine komplex gekrümmte Kontaktfläche, innerhalb der lokal sehr unterschiedliche Eingriffsverhältnisse und somit auch unterschiedliche Belastungen der Kontaktpartner herrschen, siehe auch **Bild 5.14** auf Seite 83. Um diese ungleichmäßige Belastungsverteilung abbilden zu können müssen statt globaler Zusammenhänge zwischen eingestellten Parametern und gemessenen Kräften, lokale Eingriffsbedingungen berücksichtigt werden. Zwangsläufig müssen sich dann aus den aufsummierten lokalen Belastungen die globalen, messbaren Kräfte ergeben. Eine Skalierbarkeit der gefundenen Abhängigkeiten ist dafür Voraussetzung. Die in der Literatur zu findenden Schleifkraftmodelle geben nur Ansätze für die Berechnung der globalen Schleifkraft wieder, siehe PAUCKSCH (1993), TÖNSHOFF & DENKE-

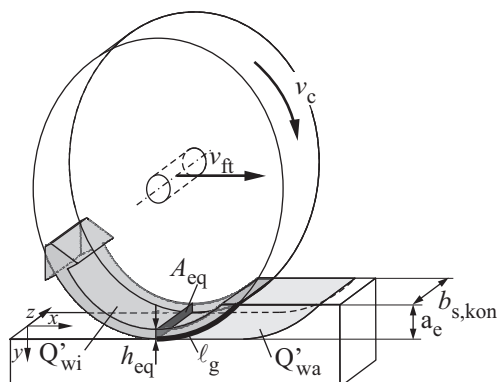


Bild 5.2: Zusammenhang zwischen Prozessparametern und zerspantem Volumen bzw. innerem und äußerem Zeitspanvolumen

NA (2003) und Abschnitt 2.2.2. Zudem sind viele der Modelle von den Prozessparametern bzw. der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} nicht linear abhängig und die Kräfte somit nicht in Abhängigkeit der Diskretisierungsgüte skalierbar. Für die Bestimmung lokaler Belastungen innerhalb der Kontaktzone soll deshalb auf Grundlage der durchgeführten Längsnutenschleifversuche ein linearer Zusammenhang zwischen Prozessparametern, Geometrie und Schleifkräften aufgestellt werden, der für die Simulation des Werkzeugschleifens geeignet ist.

Dazu sind die durchgeführten Blockschleifversuche auf zwei verschiedene Arten ausgewertet worden. Bei der ersten Variante sind geometrische Kontaktgrößen und gemessene Kräfte im quasistationären Bereich, wenn sich die Schleifscheibe nach der Einlaufphase komplett im Eingriff befindet, für unterschiedliche global eingestellte Zustellungen a_e miteinander verglichen worden, wie **Bild 5.3 a)** verdeutlicht. Bei der zweiten Variante sind innerhalb eines Versuches die gemessenen Schleifkräfte während der Einlaufphase für bestimmte Zustellungen Δa_e abgelesen und wieder mit geometrischen Größen verglichen worden, vergleiche **Bild 5.3 b)**. Für beide Untersuchungen ist die globale Zustellung bzw. die Eintauchtiefe der Schleifscheibe in waagerechte äquidistante Bereiche der Höhe Δa_e unterteilt und für jedes Segment die geometrische Kontaktlänge ℓ_g berechnet, die als Bogenlänge der im Kontakt befindlichen Schleifscheibe definiert ist. Über den globalen Zusammenhang aus

$$\ell_g = \arccos\left(\frac{R_s - a_e}{R_s}\right) \cdot R_s \quad (5.4)$$

lassen sich durch geschicktes subtrahieren von Kontaktlängen niedrigerer Zustellungen, die inkrementellen Kontaktlängen $\Delta \ell_{gi}$ bestimmen. Für die inkrementellen Kontaktlängen beim Schleifen mit variabler Zustellung fällt auf, dass die Kontaktlänge der geringsten Zustellung von Δa_e durch vertikales Verschieben bei größeren Zustellungen wiederzufinden ist. Des Weiteren ist festzustellen, dass die Längenänderung der zusätzlich in Kontakt tretenden Schleifscheibensegmente mit zunehmender Zustellung abnehmen. Dies liegt am immer größer werdenden Eingriffswinkel zwischen der Horizontalen und der Tangente am Schleifscheibensegment. Für jeden waagerechten geometrischen Abschnitt ergibt Gl. (5.3) jedoch das selbe lokale Verhältnis

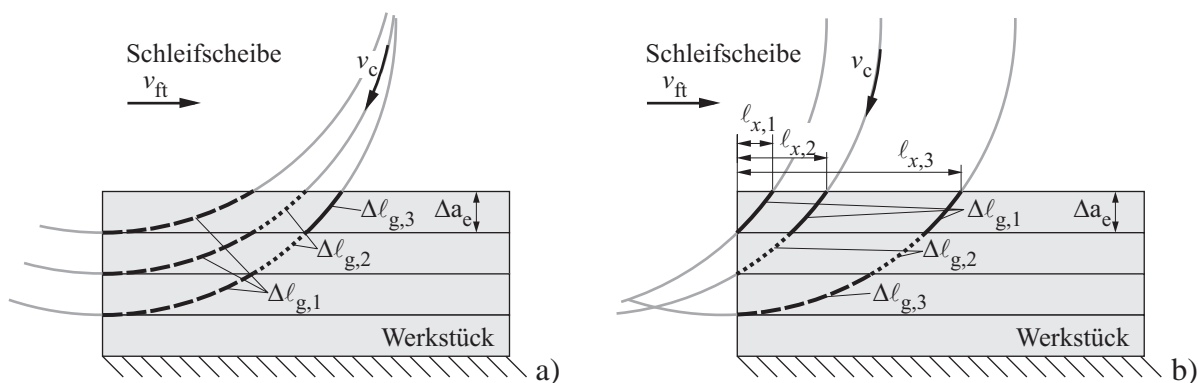


Bild 5.3: Lokale geometrische Kontaktbedingungen beim Blockschleifen für variable Zustellungen a) und für konstante Zustellungen während der Einlaufphase b)

h_{eq} aus Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} , Schnittgeschwindigkeit v_c und lokaler Zustellung Δa_e , wodurch ersichtlich wird, dass kein eindeutiger Zusammenhang zwischen diesen Prozessgrößen und den Schleifkräften besteht.

Die geometrische Betrachtung der Kontaktlänge ℓ_g während der Einlaufphase aus **Bild 5.3 b)** zeigt, dass mit stetig steigender Zustellung Δa_e die neu in Kontakt tretenden Schleifscheibensegmente immer länger werden. Das als erstes in Kontakt getretene Segment verschiebt sich dabei nur in Vorschubrichtung. Aus den Verfahrwegen $\ell_{x,i}$ ist ersichtlich, dass diese ebenfalls mit zunehmender Zustellung überproportional ansteigen und über den Zusammenhang

$$\ell_{x,i} = \sqrt{R_s^2 - (R_s - i \Delta a_e)^2} \quad (5.5)$$

zu berechnen sind. Um die zu den jeweiligen Zustellungen bzw. Verfahrwegen gehörenden Kräfte aus den Messungen ablesen zu können, müssen die Verfahrwege in Verfahrzeiten $t_{s,i} = \ell_{x,i}/v_{ft}$ der Schleifscheibe überführt werden.

Für die Auswertung der Schleifkräfte wird angenommen, dass auf den ersten Bereich der Kontaktlänge ein konstanter Kraftanteil entfällt und der Kraftanstieg durch die zusätzlich in Kontakt tretenden Kontaktlängen im weiteren Verlauf des Schleifprozesses verursacht wird. Die Kontaktbedingungen können hierbei durch bereits abgespanntes Material beeinflusst werden, das in der Kontaktzone verbleibt, eine Zwischenschicht zwischen Schleifscheibe und Werkstück ausbildet und damit den weiteren Zerspanungsprozess stört. Diese Beeinflussung wird nur in Abhängigkeit der Kontaktposition nicht aber über der Bearbeitungszeit veränderlich angenommen. Für die Analyse sind für ausgewählte Verfahrwege $\ell_{x,i}$ entlang der Werkstückachse bzw. für konstante Änderungen der Zustellungen $i \cdot \Delta a_e$ die entsprechend zugehörigen gefilterten Schleifkräfte F_x und F_y abgelesen worden. Jedem der Segmente wird der Kraftanteil zugeordnet, der sich aus der Differenz der gemessenen Kräfte für die Zustellung a_e und der nächst niedrigeren Zustellung $a_e - \Delta a_e$ ergeben. Die im Werkstückkoordinatensystem gemessenen Kräfte F_x und F_y werden anschließend in das Schleifscheibenkoordinatensystem transformiert und in den Massenschwerpunkt $P_{sp}(a_e)$ des jeweiligen abgetragenen Kommaspans als Normalkraft F_n und Tangentialkraft F_t angetragen. Dazu wird der Winkel φ zwischen dem Schwerpunkt P_{sp} und dem Lotpunkt P_L auf der Schleifscheibenachse ermittelt, siehe **Bild 5.4**. Zu jedem dieser unterschiedlich großen Kraftkomponenten lässt sich nach Gl. (5.3) eine lokale äquivalente Spannungsdicke $h_{eq,i} = h_{eq}$ zuordnen, die jedoch aufgrund der selben globalen Prozessparameter Δa_e , v_c und v_{ft} konstant ist. Eine eindeutige Relation zwischen den unterschiedlichen gemessenen Kraftkomponenten und den berechneten konstanten äquivalenten Spannungsdicken $h_{eq,i}$ ist deshalb nicht möglich. Eine Schlussfolgerung ist deshalb, dass nicht nur die Zustellung, sondern auch die Position des Kontaktflächensegments bezüglich der Schleifscheibe Einfluss auf die Schleifkraft haben muss. Werden die lokalen äquivalenten Spannungsdicken auf die dazugehörigen lokalen geometrischen Kontaktlängen $\ell_{g,i}$ bezogen, die eindeutig der relativen Lage zur Schleifscheibe zugewiesen werden können, ergibt sich ein eindeutiger Zusammenhang zwi-

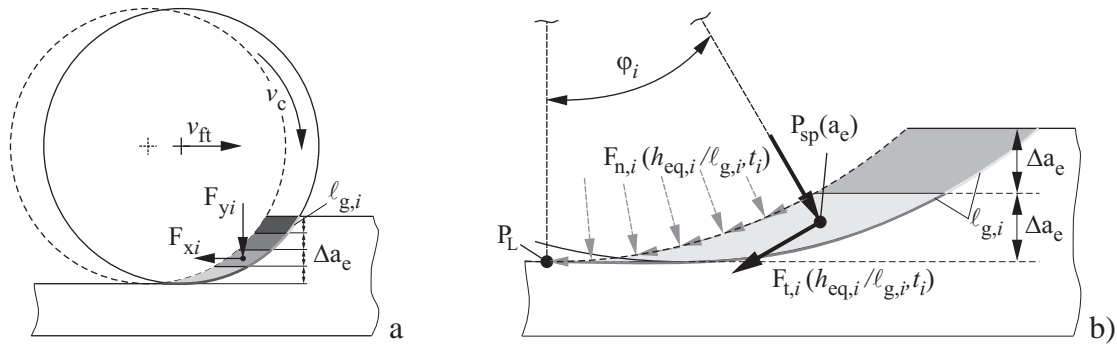


Bild 5.4: Überführung der gemessenen Schleifkräfte vom Werkstückkoordinatensystem in das Schleifscheibenkoordinatensystem a) und Darstellung der geometrischen Kontaktlängen in Abhängigkeit der voreingestellten Schleifscheibenzustellung b)

schen den gemessenen Schleifkräften und dem Verhältnis $h_{eq}/\ell_{g,i}$, siehe **Bild 5.5 a**).

Zur Bestimmung der Kontaktspannungen σ_n und σ_t werden die Kraftkomponenten F_n und F_t auf die jeweilige Fläche des Kommaspans bezogen. Diese Fläche wird wiederum von der lokalen geometrischen Kontaktlänge $\ell_{g,i}$ und der Breite $b_{s,kon}$ des Kontakts von Schleifscheibe und Werkstück gebildet. Damit ergeben sich für die Kontaktspannungen σ_n und σ_t die Näherungen

$$\begin{aligned} \sigma_n &= 1,2 \times 10^7 \cdot \frac{h_{eq}}{\ell_{g,i}} \text{ in } \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right], \\ \sigma_t &= 0,5 \times 10^7 \cdot \frac{h_{eq}}{\ell_{g,i}} \text{ in } \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right], \end{aligned} \quad (5.6)$$

die eine lineare Abhängigkeit zu geometrischen Größen und Prozessgrößen zeigen und somit skalierbar und unabhängig von der gewählten Diskretisierung des Gesamtmodells sind. Das Verhältnis der beiden Gleichungen bildet den globalen, näherungsweise konstanten Reibwert $\mu = 0,4$, der etwas höher als die gemessenen Werte liegt, vergleiche **Bild 5.5 a**).

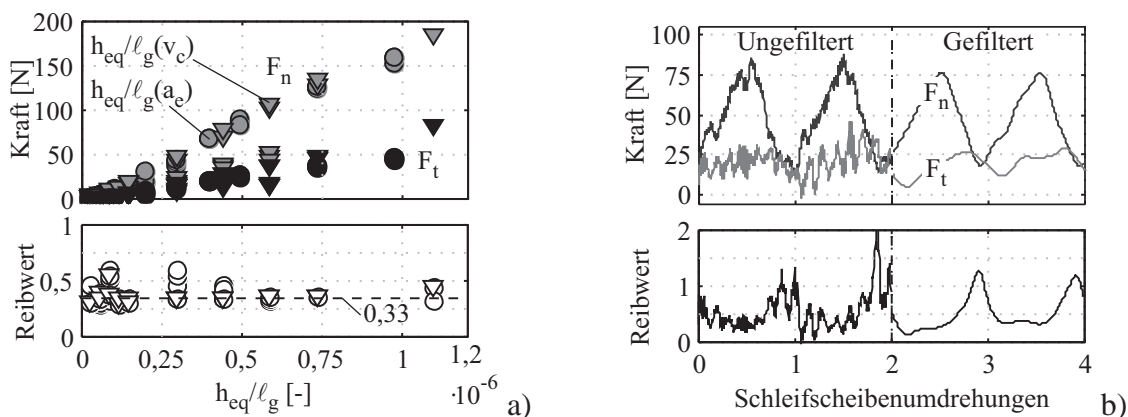


Bild 5.5: Gemessene Kräfte und der daraus resultierende globale Reibwert μ für Blockschleifversuche mit variablen Prozessparametern in Abhängigkeit des Verhältnisses h_{eq}/ℓ_g a) und Verläufe der Schleifkräfte und des Reibwerts über vier Schleifscheibenumdrehungen b) für $a_e = 1 \text{ mm}$, $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ und $v_c = 18 \text{ m/s}$

Analyse des globalen Reibwerts: Aufgrund der teilweise sehr stark schwankenden Schleifkräfte, die je nach voreingestellten Prozessparametern durch Abheben auch kurzzeitig den Wert Null annehmen können, ist der globale Reibwert nicht für jeden Schleifversuch ohne weiteres sinnvoll auswertbar.

Werden die Zeitverläufe der gemessenen Kräfte und der daraus resultierende zeitveränderliche Reibwert betrachtet, sind deutliche periodische Schwankungen über einer Schleifscheibenumdrehung zu beobachten, deren Amplitude von den Prozessparametern Zustellung a_e , Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} abhängen. Erwähnenswert ist die gemessene Phasenverschiebung zwischen der Normal- und der Tangentialkraft, siehe **Bild 5.5 b**), die in den Messungen unterschiedlich stark ausgeprägt und bei Vergleichsmessungen mit anderen Werkstoffen und Einspannungen (vollflächig unterstützt, elastisch auskragend), sowie bei Einkornritzversuchen wiederzufinden ist.

Eine Erklärung für das Nacheilen der Tangentialkraft ist, dass die Körner mit einem sprunghaften Anstieg der Normalkraft tiefer in das Werkstückmaterial eindringen wollen, wofür sie einen gewissen Schleifweg zurücklegen müssen. Erst während dieser Zeit steigt der Reibwert bis zu einem neuen quasistationären Wert an. In gleicher Weise verbleibt das Schleifkorn bei einer sprunghaften Reduktion der Normalkraft zuerst im Kontakt und bewegt sich nur langsam heraus, wodurch die Tangentialkraft wiederum der Normalkraft nacheilt.

Für den Reibwert ergeben sich hieraus um einen konstanten Mittelwert periodisch schwankende Werte, siehe **Bild 5.5 b**). Die periodische Änderung des Reibwerts ist über mehrere Schleifscheibenumdrehungen annähernd konstant. Die Amplitude des Reibwerts ist jedoch sehr stark von den Prozessparametern abhängig, was in **Bild 5.6 a**) verdeutlicht wird. Es sind die gefilterten Zeitverläufe des Reibwerts über vier Schleifscheibenumdrehungen für Zustellungen zwischen $a_e = 1 \text{ mm}$ und 2 mm dargestellt. Der Vergleich zeigt eine Amplitudenerhöhung des Reibwerts mit sinkender Zustellung a_e . Für noch kleinere Zustellungen zwischen $a_e = 0,2 \text{ mm}$ und $a_e = 0,6 \text{ mm}$ lassen sich in den gemessenen Kraftsignalen sehr starke Schwankungen feststel-

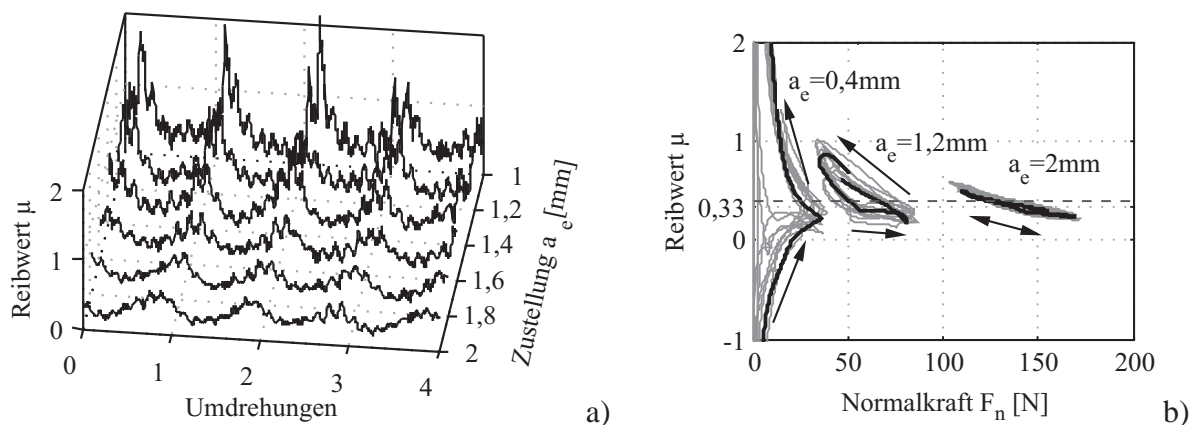


Bild 5.6: Verläufe des Reibwertes über vier Schleifscheibenumdrehungen in Abhängigkeit der Zustellungen a_e a) und der Normalkraft F_n b)

len, die zu großen Amplituden des Reibwerts führen. Anhand der Darstellung des Reibwerts μ über der Normalkraft F_n lässt sich dieser Zusammenhang verdeutlichen, siehe **Bild 5.6 b**). Für niedrige Werte der Normalkraft ergeben sich sehr große Schwankungen des Reibwerts um den Mittelwert. Weiterhin ist ab einer Zustellung von $a_e = 0,6$ mm festzustellen, dass der zeitabhängige Reibwert während einer Schleifscheibenumdrehung eine Schleife durchläuft. Die Pfeile in **Bild 5.6 b**) geben dabei an, in welcher Weise sich die Normalkraft ändert, so dass die Äste der Schleife einer steigenden oder fallenden Normalkraft zuzuordnen sind. Der Anstieg des Reibwerts mit fallender Normalkraft ist mit dem elementaren Reibgesetz

$$\mu(t) = \frac{F_t(t)}{F_n(t)} \quad (5.7)$$

von Coulomb und der Erläuterung für die Phasenverschiebung zwischen Normal- und Tangentialkraft zu erklären. Durch die Phasenverschiebung sinkt die Normalkraft schneller als die Tangentialkraft, womit sich steigende Werte für den Reibwert ergeben. Bei einer Erhöhung der Normalkraft und einem prozessbedingten Nacheilen der Tangentialkraft ergeben sich sinkende Werte für den Reibwert.

Die Form der Schleife ist maßgeblich von der Normalkraft abhängig. Je höher die Werte der Normalkraft sind, desto niedriger ist die Steigung des oberen Astes des Reibwerts für fallende Normalkräfte. Darüber hinaus nähern sich die Äste für fallende und steigende Normalkräfte immer weiter einander an, wie beim Verlauf für $a_e = 2$ mm zu sehen. Im mittleren Normalkraftbereich zwischen $F_n = 40$ N und 150 N steigt der Reibwert mit fallender Normalkraft langsamer an, als er für steigende Normalkräfte abfällt. Hat der Reibwert einen quasistationären Wert erreicht, bleibt er bei etwa $\mu = 0,33$ konstant. Je niedriger die Absolutwerte der Normalkraft werden, desto höher werden die Werte des Reibwerts. Im Bereich $F_n \approx 0$ N wechselt der Reibwert vom Positiven ins Negative und steigt mit wachsender Normalkraft an. Das Umklappen des Reibwerts von stark positiven zu stark negativen Werten ist für die voreingestellten Zustellungen von $a_e = 0,2$ mm bis 0,4 mm und für die Versuchsreihe mit variabler Schnittgeschwindigkeit v_c , bei denen niedrige Schleifkräfte aufgetreten sind, besonders deutlich ausgeprägt.

Im Zusammenhang mit der oben angeführten Erklärung für die Phasenverschiebung zwischen Normal- und Tangentialkraft bedeutet der Verlauf des Reibwerts, dass der benötigte Schleifweg für das Eindringen des Korns und für den Wiederaustritt aus dem Kontakt, je nach Normalkraft, unterschiedlich lang ist. In den Arbeiten von STELTER (1990) und KRÖGER ET AL. (2003), die für Gummi Hystereseffekte des Reibwerts bei Sprüngen der Gleitgeschwindigkeit detektiert haben, ergeben sich ähnliche Zusammenhänge. KRÖGER ET AL. (2003) geben eine Wegkonstante an, nach der sich bei einem Geschwindigkeitssprung der neue Reibwert einstellt. Diese Wegkonstante lässt sich für Schleifprozesse mit dem Schleifweg vergleichen, der zurückgelegt werden muss, bis das Korn nach einem Normalkraftsprung in das Material eindringt, bzw. sich wieder aus dem Kontakt löst.

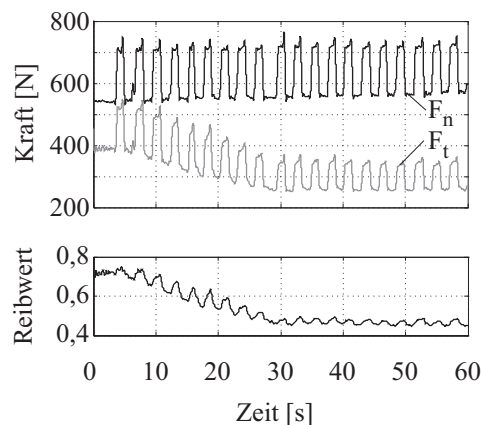


Bild 5.7: Gemessene Verläufe der Normal- und Tangentialkraft, sowie des Reibwerts für aufgebraachte Normalkraftsprünge

Die Gültigkeit dieser Aussagen ist an einem gesonderten Tribometer-Prüfstand für das Schleifen überprüft worden. Dazu sind Reibversuche mit einer Stahlprobe aus S355 (St52) mit einer Topfschleifscheibe aus Siliziumcarbid durchgeführt worden. Es ist sowohl für Kraftsprünge, als auch für Geschwindigkeitssprünge der lokale Reibwert analysiert worden. Bei der Versuchsdurchführung ist aufgefallen, dass sich erst nach einer gewissen Schleifzeit ein quasistationärer Zustand ergibt. Bis dahin ist eine stetig fallende Reibkraft bei konstant aufgebrachten Kraft- oder Geschwindigkeitssprüngen zu beobachten. In **Bild 5.7** ist dieser Vorgang beispielhaft für eine wechselnde Normalkraftbeanspruchung gezeigt. Dieses Verhalten lässt darauf schließen, dass nicht nur die lokalen Eingriffsbedingungen, sondern auch die Temperatur einen wesentlichen Einfluss auf die Reibkraft besitzen.

Nachdem sich eine stationäre Temperatur eingestellt hat, sind die Messungen für die Versuche mit aufgebrachten Kraftsprüngen ausgewertet worden, siehe **Bild 5.8**. In Diagramm a) sind die Zeitverläufe der Tangentialkraft F_t und Normalkraft F_n abgebildet, die für die 10 untersuchten Normalkraftsprünge annähernd konstant verlaufen. Die sich aus den Messschrieben ergebenden Reibwerte zeigen ebenfalls sich wiederholende Verläufe, die qualitativ sehr gut mit denen über-

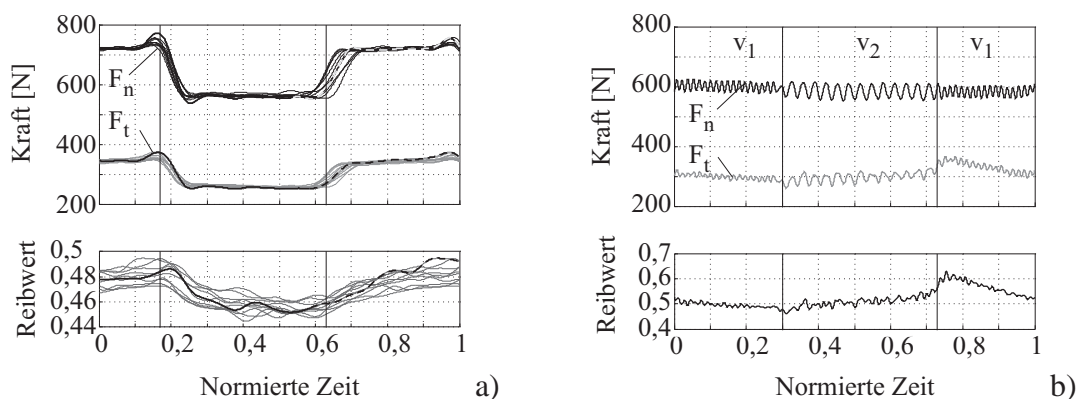


Bild 5.8: Gemessene Zeitverläufe der Normal- und Tangentialkräfte sowie der sich ergebenden Reibwerte für Normalkraftsprünge a) und Geschwindigkeitssprünge b)

einstimmen, die bei KRÖGER ET AL. (2003) veröffentlicht sind. Tritt ein Normalkraftsprung auf, nähert sich der Reibwert asymptotisch dem neuen quasistationären Wert an. Bei einem Geschwindigkeitssprung von $v_1 \approx 1 \text{ m/s}$ auf $v_2 \approx 0,5 \text{ m/s}$ ist keine Änderung des Reibwerts im Zeitbereich zu erkennen, siehe **Bild 5.8 b**). Erst bei der Geschwindigkeitsänderung von v_2 auf v_1 ist ein Sprung in der Tangentialkraft und damit eine Erhöhung des Reibwerts messbar. Nach diesem Sprung fällt der Reibwert wiederum asymptotisch auf den Ursprungswert ab.

Die Abhängigkeit der Tangentialspannung von ihrer Historie, wie für Normalkraft- und Geschwindigkeitssprünge gezeigt, ist mit Gl. (5.6) nicht abbildbar. Für das verfolgte Ziel, die Vorhersage des qualitativen Kraftverlaufs und der Verformungen des Werkstücks, ist der detaillierte Verlauf des Reibwerts nicht zwingend nötig. Die Erkenntnis über das Verhalten von Normal- und Tangentialspannung helfen jedoch die physikalischen Zusammenhänge zwischen Schleifkraft, Materialabtrag und Wechselwirkungen der Prozessgrößen zu verstehen.

5.2 Materialabtragsmodellierung

Für die Berechnung der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} bzw. des mikroskopischen Korneingriffs werden die Schleifscheibentopographie und die Werkstückkontur miteinander verschnitten. Da beide Körper in verschiedenen Koordinatensystemen diskretisiert sind, wird die Schleifscheibenoberfläche über eine lineare Interpolation approximiert und im Werkstückkoordinatensystem abgebildet, siehe **Bild 5.9 a**). Die Differenz der Werkstückkontur $R_w(x)$ und der Schleifscheibenoberfläche $R_s(x)$ im Werkstückkoordinatensystem ergibt die lokale Zustellung

$$a_{\text{e,lokal}}(x) = \begin{cases} R_w(x) - R_s(x) & \text{wenn } (R_w(x) - R_s(x)) > 0 \\ 0 & \text{wenn } (R_w(x) - R_s(x)) \leq 0. \end{cases} \quad (5.8)$$

Für die Berechnung der lokalen äquivalenten Spannungsdicken $h_{\text{eq},i}(x)$ eines Elementes i werden in Gl. (5.3) auf Seite 71 für die überstrichene Fläche pro Zeit statt des globalen Zusammenhangs

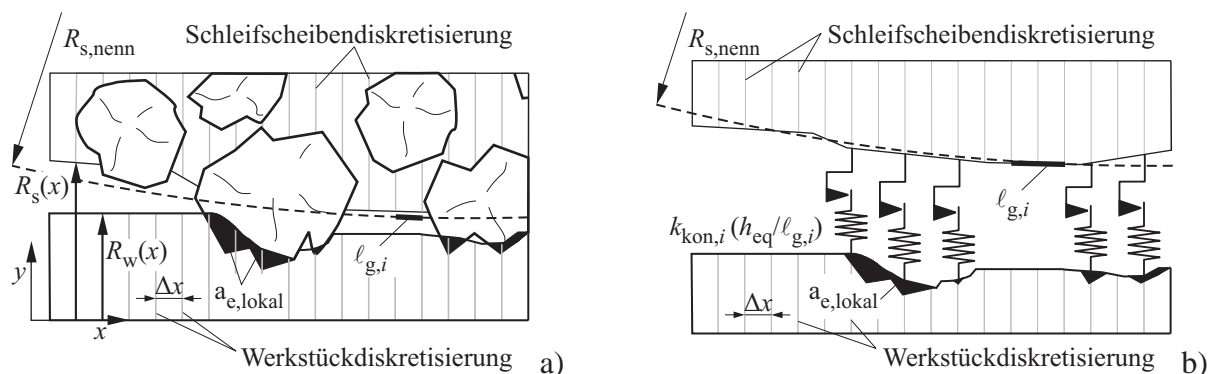


Bild 5.9: Lokale Abtragsberechnung und Kontaktgeometriebestimmung a) und dazugehöriges mechanisches Ersatzmodell b)

$a_e \cdot v_{ft}$ nun die lokalen Größen $a_{e, \text{lokal}} \cdot \Delta x / \Delta t$ eingesetzt, so dass

$$h_{\text{eq},i}(x) = \begin{cases} \frac{a_{e, \text{lokal}}(x) \cdot \Delta x}{\Delta t \cdot v_c} & \text{wenn } (R_w(x) - R_s(x)) > 0 \\ 0 & \text{wenn } (R_w(x) - R_s(x)) \leq 0 \end{cases} \quad (5.9)$$

mit der Elementbreite Δx des Werkstücks gilt. Somit ist gewährleistet, dass die lokalen äquivalenten Spannungsdicken von den lokalen Eingriffsbedingungen abhängen. Für die Berechnung der lokalen Spannungen innerhalb der Kontaktzone müssen weiterhin die lokalen geometrischen Kontaktlängen $\ell_{g,i}(x)$ berechnet werden. Die im Kontaktbereich von der relativen Lage zwischen Schleifscheibe und Werkstück abhängige lokale geometrische Kontaktlänge wird über die makroskopische kreisförmige Schleifscheibengeometrie mit dem Nennradius $R_{s, \text{nenn}}$ als jeweilige Bogenlänge bestimmt. Dazu wird der pro Segment überstrichene Winkel φ bzw. die Kontaktlänge $\ell_{g,i}(x)$, anders als in Gl. (5.4) auf Seite 72, über

$$\begin{aligned} \varphi(x) &= \arcsin\left(\frac{M_{s,x} - x}{R_{s, \text{nenn}}}\right) \\ \ell_{g,i}(x) &= \varphi(x) \cdot R_{s, \text{nenn}} \end{aligned} \quad (5.10)$$

berechnet und ist damit eine Funktion von der Position des Schleifscheibenmittelpunkts $M_{s,x}$ und der Position auf dem Werkstück in x -Richtung. Die Summe der lokalen geometrischen Kontaktlängen ergibt wiederum die Gesamtlänge des Kontaktbereichs. Das Verhältnis aus $h_{\text{eq},i}$ und $\ell_{g,i}$ fließt in die Berechnung der lokalen Schleifkräfte nach Gl. (5.6) auf Seite 74 ein. Im mechanischen Ersatzmodell des Kontakts werden die Zusammenhänge zwischen lokaler Zustellung und erzeugter Schleifkraft durch Federelemente abgebildet, wie in **Bild 5.9 b**) zu sehen. Während des Spanens treten durch die Schneideneingriffe im Kontakt eine Kombination aus Mikrospanen, Mikropflügen und Mikrofurchen auf, siehe Abschnitt 2.1 auf Seite 5. Nach PAUCKSCH (1993), TÖNSHOFF & DENKENA (2003) und HOU & KOMANDURI (2003), stellt der Materialabtrag jedoch den geringsten Anteil dar, ohne einen konkreten Wert zu nennen. Um im Modell sowohl die Schleifkräfte, die durch die Kombination aus den drei Anteilen Spanen, Pflügen und Furchen hervorgerufen werden, als auch die elastische und plastische Materialverformung abbilden zu können, wird das Kontaktmodell um ein zur Feder in Reihe geschaltetes Coulomb-Element erweitert. Mit diesem Reibelement wird der durch plastische Verformung tatsächlich auftretende Materialabtrag abgebildet, wohingegen die Federelemente den elastischen Verformungsanteil wiedergeben. Durch den geringen Anteil des tatsächlichen Materialabtrags ergibt sich ein ständiger Schleifscheibeneingriff ins Werkstück, wodurch sich eine dämpfende Wirkung durch die furchenden und pflügenden Schleifkörner ergibt. Der durch plastische Verformung erzeugte Materialabtrag wird aus dem Produkt der lokalen Überdeckung $a_{e, \text{lokal}}$ von Schleifscheibe und Werkstück und einem Skalierungsfaktor s_{Abtrag} , der anhand von Schleifversuchen ermittelt wird, berechnet. Die neue Werkstückkontur ergibt sich somit zu

$$R_w(x, t_i) = R_w(x, t_{i-1}) - s_{\text{Abtrag}} \cdot a_{e, \text{lokal}}(x, t_i). \quad (5.11)$$

Zur Bestimmung des Skalierungsfaktors s_{Abtrag} ist für eine rotierenden Schleifscheibe ohne Vorschubbewegung der zeitliche Verlauf des Abtrags durch Messung der Schleifkräfte analysiert worden. Die für diese Untersuchung nötigen Messwerte sind beim Längsnutenschleifen eines auskragenden Hartmetallrohrlings aufgenommen worden, siehe **Bild 5.10**. Nach einer Schleifzeit von 20 s ist die Vorschubgeschwindigkeit manuell auf Null reduziert und nach 30 s wieder eingeschaltet worden. An der Stelle, an der die Schleifscheibe still stand, ist auf der geschliffenen Oberfläche eine Delle zu erkennen, die durch den zusätzlichen Materialabtrag entstanden ist, wie im unteren Diagramm in **Bild 5.10** zu sehen. Der Verlauf der dazugehörigen Kräfte zeigt innerhalb der Verweilzeit eine stark degressive Kraftabnahme. Der Kraftverlauf kann dadurch erklärt werden, dass nach dem Vorschub-Stopp die Schleifscheibe im Eingriff bleibt. Aufgrund der nun sehr viel geringeren Eingriffstiefen reduzieren sich die Schleifkräfte, wodurch gleichzeitig die Verformung des Werkstücks abnimmt und sich ein Gleichgewicht zwischen Eingrifftiefe, elastisch-plastischer Materialverformung, resultierenden Schleifkräften und Werkstückverformung einstellt. Der plastische Anteil des Materialabtrags kann deshalb für diesen Versuch nicht vollständig entkoppelt von der Werkstückverformung analysiert werden.

Die Betrachtung der Schleifkräfte zeigt eine messbare Reduzierung bis etwa zur 7. Sekunde nach dem Vorschub-Stopp. Es wird angenommen, dass innerhalb der ersten sieben Sekunden der Verweilzeit das gesamte von der Schleifscheibe überdeckte Material mit einem prozentualen Anteil konstant abgetragen wird. Der absolute Anteil des Materialabtrags ist demnach für höhere Eindringtiefen größer als für niedrigere und gibt den gemessenen degressiven Verlauf wieder. Über die Gleichung der Zinseszinsrechnung

$$a_{e,\text{end}} = a_{e,\text{anf}} \cdot (1 - s_{\text{Abtrag}})^n \quad (5.12)$$

lässt sich der Anteil s_{Abtrag} des abgetragenen Materials und die daraus neue Eindringtiefe bzw. Zustellung a_e bestimmen. Hierzu werden als Anfangswert des abzutragenden Materials

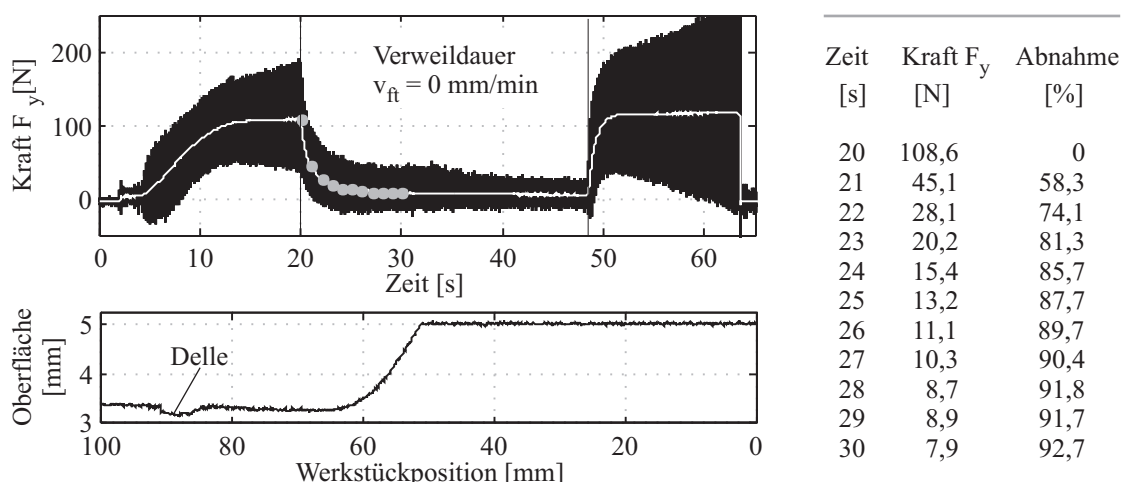


Bild 5.10: Längsnutenschleifen mit Vorschub-Stopp der Schleifscheibe zwischen der 20. und 50. Sekunde und ausgewählte Messwerte

$a_{e,\text{anf}} = 100\%$ und als Grenzwert, ab dem keine Zerspanung mehr stattfindet, $a_{e,\text{end}} = 0,1\%$ gesetzt. Die für eine sieben Sekunden dauernde Schleifsimulation benötigte Anzahl an Zeitschritten ergibt sich über $n = 7\text{ s}/\Delta t = 70\,000$. Nach Lösen von Gl. (5.12) ergibt sich unter diesen Annahmen für den Skalierungsfaktor der Wert $s_{\text{Abtrag}} \approx 1/10000$, der für die Berechnung der neuen Werkstückgeometrie in Gl. (5.11) eingesetzt wird. Mit dem so bestimmten Skalierungsfaktor des Abtrags und mit Gl. (5.6) auf Seite 74 für die Berechnung der Schleifkräfte ist der analysierte Längsschleifversuch mit kurzzeitigem Vorschub-Stopp nachgerechnet und über die Kraftreduktion während der Verweilzeit der Skalierungsfaktor s_{Abtrag} überprüft worden. Der Vergleich zwischen Messung und Rechnung ist dem Anhang D.1 auf Seite 145 zu entnehmen und zeigt sehr gute Übereinstimmungen von Kräften und erzeugter Werkstückkontur. Die Simulation zeigt, dass sowohl die Beschreibung der Schleifkraft als auch der des Materialabtrags gültig sind und in Kombination den gemessenen Kraftverlauf gut wiedergeben.

Analytische Berechnung der Kontaktzone: Neben der Berechnung des lokalen Materialabtrags ist die Bestimmung der Kontaktfläche für die Schleifkraftberechnung notwendig. Für geometrisch idealisierte Kontaktkörper lässt sich die Kontaktfläche, bzw. die Schnittfläche von einer ideal runden Schleifscheibe und eines ideal zylindrischen Werkstücks analytisch berechnen. Für das Längsnutenschleifen vereinfacht sich die Kraftberechnung dadurch erheblich. In Abhängigkeit der lokalen Position x_{kon} im Kontaktbereich ergeben sich für die Kontur der Kontaktfläche mit dem gewähltem Koordinatensystem

$$\begin{aligned} y_{\text{kon}} &= (R_w - a_e) + R_s - \sqrt{R_s^2 - x_{\text{kon}}^2} \quad \text{und} \\ z_{\text{kon}} &= \pm \sqrt{R_w^2 - y_{\text{kon}}^2} \quad \text{mit } 0 < x_{\text{kon}} < \sqrt{R_s^2 - (R_s - a_e)^2}, \end{aligned} \quad (5.13)$$

vergleiche **Bild 5.11**. Die Koordinate x_{kon} beginnt dabei stets am tiefsten Schnittpunkt $y_{\text{kon}}(x_{\text{kon}} = 0) = R_w - a_e$ der beiden Körper. Zur Visualisierung der Kontaktzone im Werkstückkoordinatensystem muss $x_{\text{kon}} = x_0 - x$ angepasst werden, siehe **Bild 5.12**. Ebenfalls

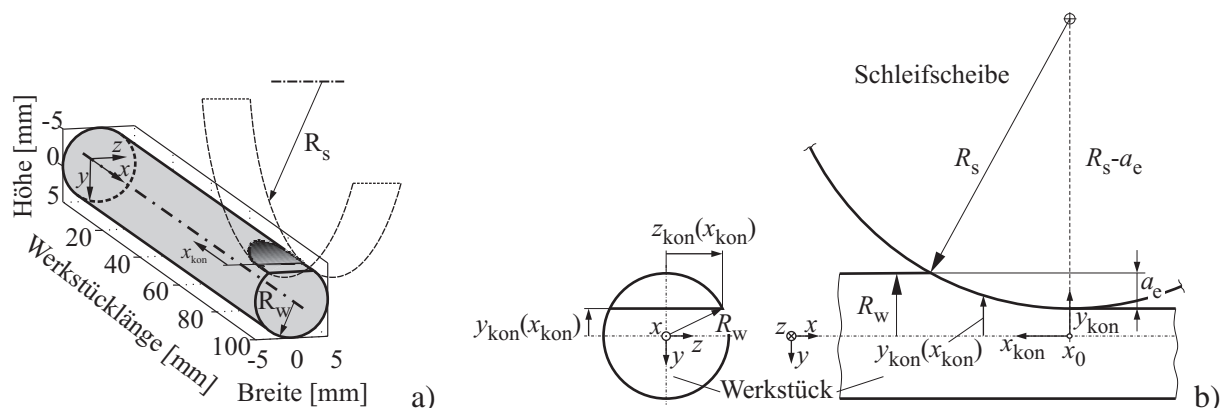


Bild 5.11: Darstellung der Kontaktfläche zwischen Schleifscheibe und Werkstück a) und geometrische Zusammenhänge der Kontur der Kontaktfläche y_{kon} und z_{kon} in Abhängigkeit der Position x_{kon} im Kontaktbereich b)

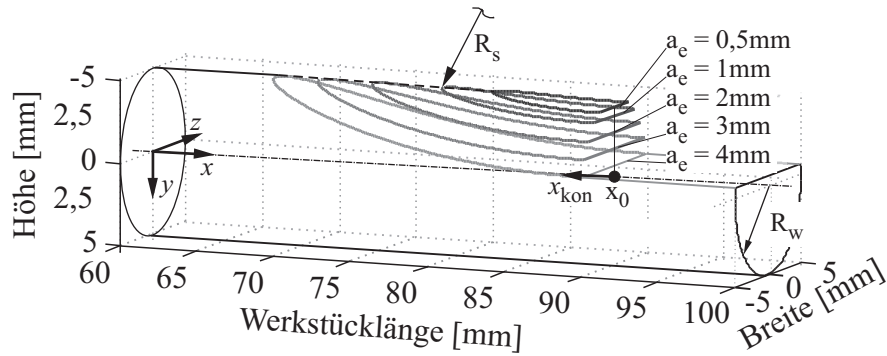


Bild 5.12: Berechnete Kontaktzonen zweier sich schneidender Zylinder für verschiedene Zustellungen a_e

lassen sich die globale und lokalen geometrischen Kontaktlängen ℓ_g bzw. $\ell_{g,i}(x_{\text{kon},i})$ über die ermittelten Koordinaten der Kontaktzone mit

$$\ell_g = \arccos\left(\frac{R_s - a_e}{R_s}\right) \cdot R_s \quad \text{bzw.} \quad (5.14)$$

$$\ell_{g,i}(x_{\text{kon},i}) = \left(\arccos\left[\frac{R_s - y_{\text{kon}}(x_{\text{kon},i})}{R_s}\right] - \arccos\left[\frac{R_s - y_{\text{kon}}(x_{\text{kon},i-1})}{R_s}\right] \right) \cdot R_s$$

berechnen. Unter der Annahme, dass die, für eine bestimmte Position x auf der Werkstückachse berechnete lokale Zustellung bzw. Werkstückkontur $y_{\text{kon},i}$ über der gesamten Kontaktbreite in z_{kon} -Richtung konstant ist, lässt sich die lokale Kraftverteilung innerhalb der Kontaktzone in einfacher Weise über die Spannungen aus Gl. (5.6) von Seite 74 und der lokalen Kontaktfläche

$$\Delta A_{\text{kon},i}(x_{\text{kon},i}) = \ell_{g,i}(x_{\text{kon},i}) \cdot 2 |z_{\text{kon}}(x_{\text{kon},i})| \quad (5.15)$$

bestimmen. Für Werkstücke mit spiralförmigen Nuten und im Raum komplex gekrümmter Kontaktfläche, siehe **Bild 5.13**, lässt sich die Kontur der Kontaktfläche ebenfalls analytisch bestimmen, wie es im Anhang C ausgeführt wird. Da sich die lokalen Zustellungen $a_{e,\text{lokal}}$ und die

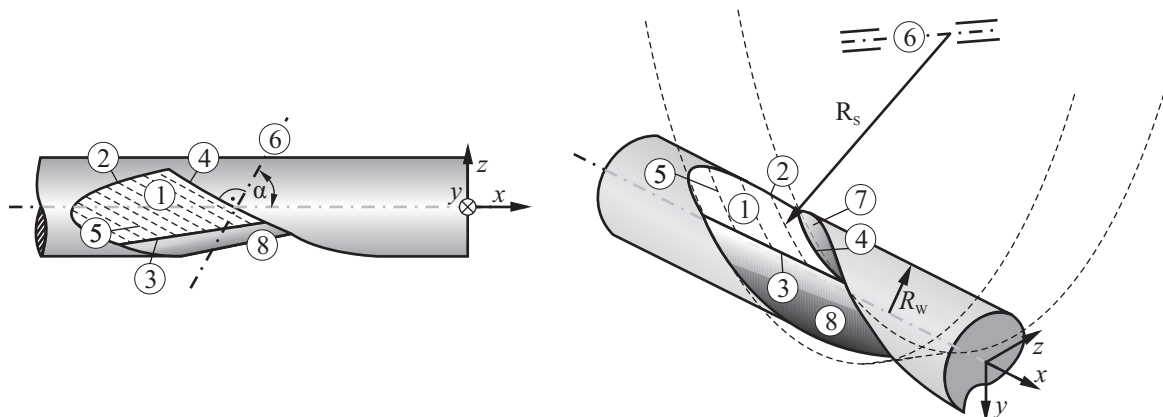


Bild 5.13: Kontaktzone zwischen Werkstück und Schleifscheibe mit Kontaktbereich 1, obere Schnittlinie 2, untere Schnittlinie 3, seitliche Schnittlinie 4, Umfangslinien 5 der Schleifscheibe, projizierter Drehachse 6 der Schleifscheibe, Seitenfläche 7 der Nut, und bereits geschliffener Nut 8

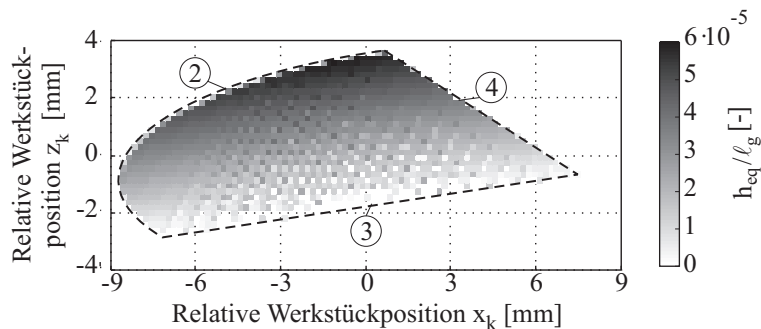


Bild 5.14: Verteilung von äquivalenter Spannungsdicke zu geometrischer Kontaktlänge h_{eq}/ℓ_g innerhalb der Kontaktzone einer Spiralnut

äquivalenten Spannungsdicken $h_{eq,i}$ wie in **Bild 5.14** zu sehen, stark über der Kontaktbreite $b_{s,kon}$ bzw. mit z_{kon} ändern, ist für deren Bestimmung eine dreidimensionale Diskretisierung des Werkstücks und der Schleifscheibe notwendig. Über diese Beschreibung lässt sich gleichzeitig die lokale Kontaktfläche bestimmen, so dass eine analytische Berechnung der Kontaktbreite hier keine Rechenzeiterparnis bringt. In DENKENA ET AL. (2008) und DEICHMUELLER ET AL. (2010) ist die Diskretisierung des Werkstücks mit spiralförmigen Nuten mittels Dixel beschrieben. Als Dixel werden Längenelemente bezeichnet, mit denen die Geometrie des Werkstücks definiert wird, vergleiche HOOK (1986). Die Dixel besitzen dabei eine definierte Länge, die während der Simulation aufgrund der Verschneidung von Werkstück und Schleifscheibe gekürzt werden können. Darüber hinaus haben sie eine konstante Ausdehnung in die verbleibenden Raumrichtungen. Die Längenänderung des Dixels ist gleichbedeutend mit der lokalen Zustellung $a_{e,lokal}$. Über die Kontaktfläche des Dixels mit der Schleifscheibe und der lokalen Zustellung lässt sich analog zu Gl. (5.9) die äquivalente Spannungsdicke $h_{eq,i}(x, z)$ innerhalb der Kontaktfläche bestimmen. Die lokalen Kontaktkräfte ergeben sich dann aus den mit Gl. (5.6) berechneten Spannungen und den geometrischen Kontaktlängen und -breiten der Dixel.

5.3 Prozesseinflussanalyse auf die Schleifkraft

Zur Vorhersage des dynamischen Verhaltens des Systems beim Werkzeugschleifen ist eine detaillierte Beschreibung der Schleifkräfte notwendig. Da diese durch komplexe Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern und Eingriffsbedingungen entstehen und von der Materialpaarung Schleifscheibe - Werkstück, sowie von der momentanen Schleifscheibenoberflächenbeschaffenheit abhängen sind die Beeinflussung untereinander nicht eindeutig vorhersagbar. Um die Einflüsse der nichtlinearen Wechselwirkungen zwischen Schleifprozess und Maschinenstruktur zu untersuchen, werden im Weiteren Schleifversuche und Simulationsstudien mit Parametervariation analysiert. Für die durchgeführten Messungen und für die weiteren Berechnungen sind dafür, falls nicht anders angegeben, die in **Tabelle 5.1** aufgelisteten Parameter gewählt. Soweit möglich werden die Simulationsergebnisse mit Messungen verglichen, um zu überprü-

fen, ob die Wechselwirkungen durch das Modell zufriedenstellend abgebildet werden. Insbesondere sollen die Abhängigkeiten der Schleifkräfte vom Anregungsmechanismus durch die Schleifscheibenoberfläche und von den Prozessparametern Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c analysiert sowie Einflüsse der Strukturmodellierung auf das Systemverhalten untersucht werden.

Tabelle 5.1: Gewählte Parameter für die durchgeführten Messungen und Simulationsstudien

Werkstückradius	$R_w = 5 \text{ mm}$
Werkstücklänge	$\ell_w = 100 \text{ mm}$
Schleifscheibennennradius	$R_{s,\text{nenn}} = 62,5 \text{ mm}$
Schnittgeschwindigkeit	$v_c = 18 \text{ m/s}$
Vorschubgeschwindigkeit	$v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$
Zustellung	$a_e = 1 \text{ mm}$
Simulationszeitschrittweite	$\Delta t = 1 \times 10^{-4} \text{ s}$

5.3.1 Einfluss der Schleifscheibentopographie

Die Schleifscheibentopographie hat einen sehr starken Einfluss auf die Anregung des gesamten Systems und auf die Schleifkraft. Durch die raue Oberfläche ergeben sich permanent wechselnde Eingriffsbedingungen der Schleifkörner und Kraftverteilungen innerhalb der Kontaktzone. Die Variation der Kräfte über der gesamten Kontaktfläche ist jedoch gering im Vergleich zu Schleifscheiben mit welliger Oberfläche. Bei Schleifversuchen mit extrem exzentrischer Aufspannung und Abheben der Schleifscheibe, zeigen die gemessenen Schleifkräfte während einer Schleifscheibenumdrehung eine sehr große Kraftspitze und danach stark gedämpfte, auf Null absinkende Kräfte, vergleiche Abschnitt 4.4 und BADGER ET AL. (2011).

Da die Schleifscheibentopographie im Experiment nicht beliebig verändert werden kann, werden die Einflüsse der Topographien anhand von Simulationsstudien untersucht. Dazu werden verschiedene Schleifscheibentopographien mit Gl. (4.1) auf Seite 57 generiert und der berechnete Kraftverlauf von Simulationen des Längsnutenschleifens in quaderförmige Werkstücke im quasistationären Bereich verglichen. Im Nachfolgenden werden die Einzeleinflüsse von Exzentrizität, Welligkeit und Rauheit untersucht.

Einfluss der Exzentrizität: Zur Untersuchung des Einflusses der Exzentrizität auf die Schleifkräfte sind Schleifscheiben ohne und mit Rundlauffehlern zwischen $\hat{e} = 1 \mu\text{m}$ und $100 \mu\text{m}$ generiert und Simulationen von Längsschleifprozessen in quaderförmige Werkstücke durchgeführt worden. Die Werkstücke werden hierbei ohne Verformung als fest auf den Maschinentisch montierte Proben betrachtet. In **Bild 5.15** sind die Kraftverläufe über der gesamten Simulationszeit sowie über einer Schleifscheibenumdrehung je gewählter Exzentrizität und die zeitlich gemittelten Kräfte während der stationären Schleifphase in Abhängigkeit der Exzentrizität \hat{e} ge-

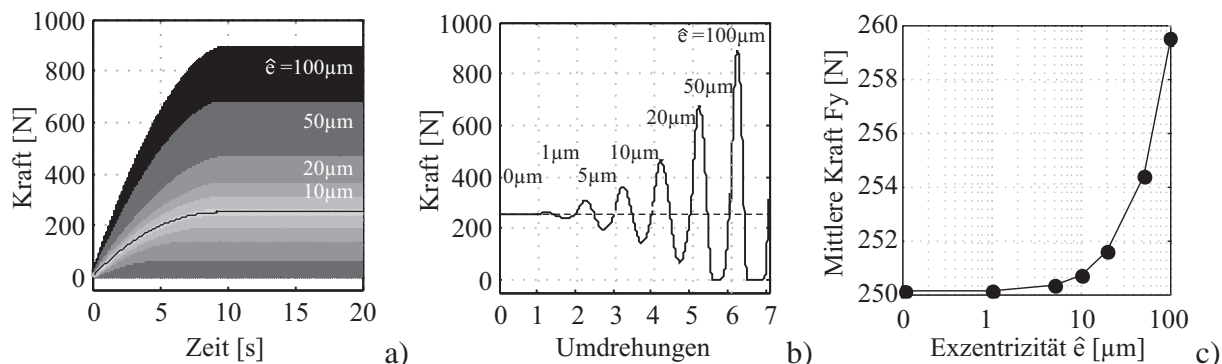


Bild 5.15: Kraftverlauf in Abhängigkeit der Exzentrizität $\hat{\epsilon}$ über der gesamten Simulationszeit a) und über je einer Schleifscheibenumdrehung b) sowie Vergleich der mittleren Kräfte c)

zeigt. Der zeitliche Verlauf der Schleifkräfte in **Bild 5.15** a) verdeutlicht die starke Abhängigkeit der Kraftamplituden von der Exzentrizität der Schleifscheibe. Mit steigender Exzentrizität vergrößern sich die Kraftamplituden. Ab einer bestimmten Amplitude kommt es zum zeitweiligen Abheben der Schleifscheibe und die Kraft fällt auf Null ab, was in **Bild 5.15** b) noch besser zu erkennen ist. Gleichzeitig wird deutlich dass mit zunehmender Exzentrizität das Kraftmaximum stark steigt. Im Vergleich zu einer ideal runden Schleifscheibe mit einer konstanten Kraft von 250 N erhöht sich die maximale Kraft für eine Exzentrizität $\hat{\epsilon} = 10\mu\text{m}$ während einer Schleifscheibenumdrehung auf über 360 N . Bei weiterer Erhöhung der Exzentrizität auf $\hat{\epsilon} = 100\mu\text{m}$ vervierfacht sich das Schleifkraftmaximum beinahe, so dass ein nichtlinearer, überproportionaler Zusammenhang zwischen maximaler Schleifkraft und Schleifscheibenexzentrizität besteht. In **Bild 5.15** c) sind die Mittelwerte der Schleifkräfte über einer Schleifscheibenumdrehung bezogen auf die Exzentrizität gezeigt. Für die Schleifsimulationen, bei denen kein Abheben der Schleifscheibe stattgefunden hat, bleibt die gemittelte Kraft konstant. Aufgrund des Abhebens der Schleifscheibe ab einer Exzentrizität $\hat{\epsilon} > 50\mu\text{m}$ steigt die gemittelte Kraft leicht gegenüber einer ideal runden Schleifscheibe an. Dies ist dadurch zu erklären, dass die Schleifkräfte während einer Schleifscheibenumdrehung grundsätzlich um einen Mittelwert schwanken. Da für ein Abheben der Schleifscheibe die Kräfte keine negativen Werte annehmen können und somit bei Null als Minimum beschränkt sind, für die maximalen Kräfte aber keine Beschränkung existiert, stellt sich ein höherer Mittelwert ein.

Einfluss der Welligkeit: Zur Untersuchung des Welligkeitseinflusses der Schleifscheibentopographie auf die Schleifkräfte sind, in gleicher Weise wie für die Exzentrizität, Schleifscheibenoberflächen generiert worden, deren Anzahl an Oberflächenwellen auf dem Umfang zwischen $s_1 = 0$ und $s_1 = 100$ bei konstanter Amplitude $\hat{w} = 1\mu\text{m}$ variiert. Zusätzlich sind Schleifscheibenoberflächen mit konstanter Wellenzahl $s_1 = 11$ bei variablen Amplituden der Welligkeit zwischen $\hat{w} = 1\mu\text{m}$ und $\hat{w} = 100\mu\text{m}$ erzeugt und verglichen worden. Die Simulationsergebnisse sind in **Bild 5.16** und **Bild 5.17** dargestellt. In **Bild 5.16** a) ist der zeitliche

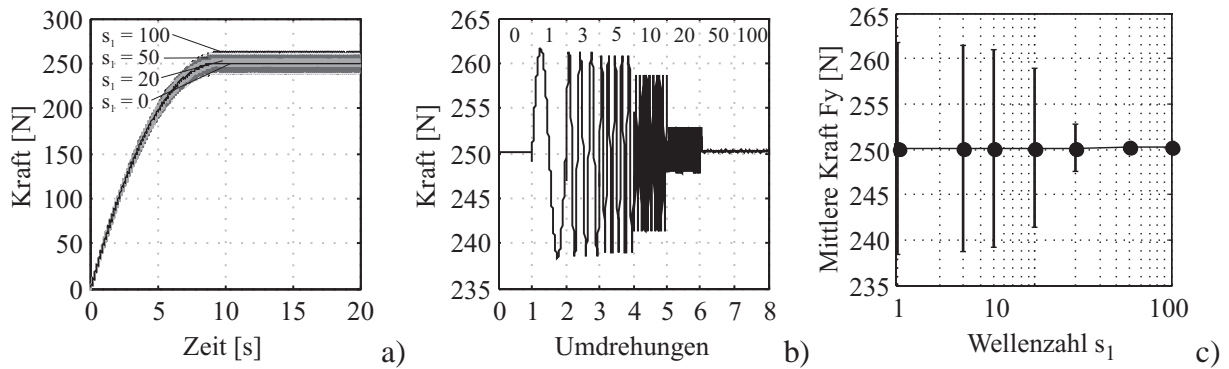


Bild 5.16: Kraftverlauf in Abhängigkeit der Wellenzahl s_1 über der gesamten Simulationszeit a) und über je einer Schleifscheibenumdrehung b) sowie Vergleich der mittleren Kräfte c) für Welligkeiten mit $\hat{w} = 1 \mu\text{m}$

Verlauf der Schleifkräfte für eine konstante Amplitude \hat{w} und veränderlichen Wellenzahlen s_1 dargestellt. Die Verläufe sehen für alle Simulationen sehr einheitlich aus und im Gegensatz zur Exzentrizität sind die Schwankungen der Kraftamplituden sehr gering. Der Einfluss der Wellenzahl auf die Amplitude wird in **Bild 5.16 b)** deutlich. Hier sind die Kraftverläufe für je eine Schleifscheibenumdrehung bei unterschiedlichen Wellenzahlen gezeigt. Der Kraftverlauf für Schleifscheibentopographien mit sehr großer Wellenzahlen $s_1 > 50$ decken sich mit denen einer ideal runden Schleifscheibe. Dies hängt damit zusammen, dass ab einer bestimmten Wellenzahl die Wellenberge so nah beieinander liegen, dass die überstrichene Bogenlänge, die die Schleifscheibe während eines Simulationsschrittes zurücklegt, größer ist als der Abstand der Wellenberge und ein konstanter Materialabtrag erfolgt. Die hierfür korrelierende Topographieanpassung ist bereits in Abschnitt 4.3 aus Seite 61 erläutert worden. Für geringe Wellenzahlen ergeben sich aufgrund des kleineren Verhältnisses von Abstand der Wellenberge zu überstrichener Bogenlänge deutlich unterschiedliche Kontaktbedingungen und größere Amplituden über einer Schleifscheibenumdrehung. Dies ist auch in **Bild 5.16 c)** für die zeitlich gemittelten Kräfte F_y mit eingezeichneten Kraftamplituden ersichtlich. Auffällig ist der leichte

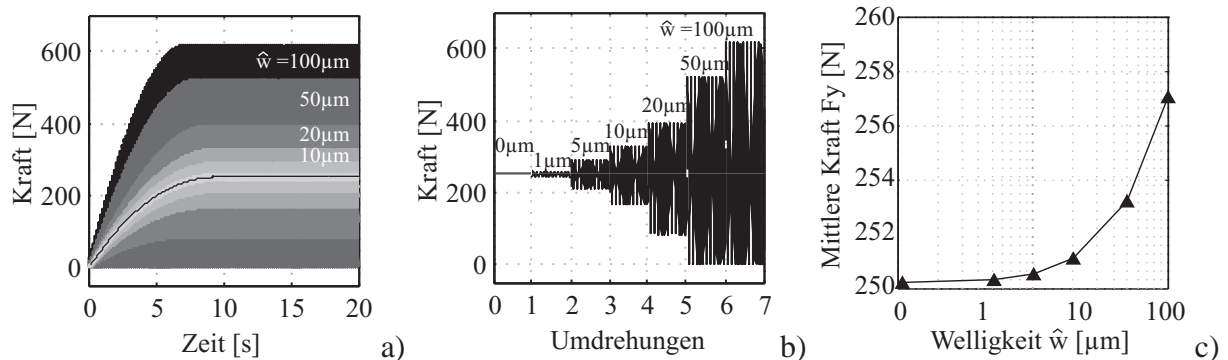


Bild 5.17: Kraftverlauf in Abhängigkeit der Welligkeit \hat{w} über der gesamten Simulationszeit a) und über je einer Schleifscheibenumdrehung b) sowie Vergleich der mittleren Kräfte c) für $s_1 = 11$

Anstieg der gemittelten Kraft für große Wellenzahlen, der sich jedoch mit Topographieanpassungen der Schleifscheibe erklären lässt. Durch die Welligkeit mit einer Amplitude $\hat{w} = 1 \mu\text{m}$ ergibt sich für die Schleifscheibentopographie ein um diese Wellenamplitude größerer Radius, wodurch die Zustellung und damit die Schleifkraft etwas ansteigt.

Für eine Wellenzahl $s_1 = 11$, bei der die Kraftamplitude noch deutlich messbar ist, ist der Einfluss der Amplitude der Welligkeit untersucht worden. In gleicher Weise wie zuvor sind die Kraftverläufe über der gesamten Simulationszeit in **Bild 5.17 a)** dargestellt. Ebenso wie für große Exzentrizitäten findet auch bei starken Welligkeiten ein kurzzeitiges Abheben der Schleifscheibe statt, so dass die Kräfte auf Null abfallen und sich der Mittelwert der Kraft zu höheren Werten verschiebt, wie in **Bild 5.17 c)** zu sehen. Die Kraftamplituden sind jedoch aufgrund des Einfluss der Wellenzahl deutlich kleiner als bei der Parameterstudie mit variablen Exzentrizitäten, vergleiche **Bild 5.16 b)**.

Einfluss der Rauheit: Wie bei den vorangegangenen Untersuchungen sind wieder Schleifscheibentopographien mit Gl. (4.1) generiert und der Skalierungsfaktor s_{rau} der Rauheit von $0 \mu\text{m}$ bis $100 \mu\text{m}$ variiert worden. In **Bild 5.18** sind die Kraftverläufe über der gesamten Simulationszeit und über einzelne Schleifscheibenumdrehung wie auch die mittleren Kraftniveaus dargestellt. Der stärkere Einfluss des Skalierungsfaktors s_{rau} auf die Kraftamplitude, als der der Wellenzahl, wird bereits in **Bild 5.18 a)** ersichtlich, vergleiche auch **Bild 5.16 a)**. Die Kraftverläufe über einer Schleifscheibenumdrehung sind in **Bild 5.18 b)** für unterschiedliche eingestellte Rauheiten gezeigt. Die Rauheit wird, wie in Abschnitt 4.5 beschrieben, über der Schleifscheibenbreite gemittelt, so dass die angepasste Rauheit deutlich homogener ist als die mit dem Skalierungsfaktor s_{rau} erzeugte Rauheit eines Schleifscheibenoberflächenschriebs. Dadurch wird die Kraftamplitude nicht im gleichen Maße beeinflusst, wie die Exzentrizität bei gleicher voreingestellter Amplitude. Durch die ungleichmäßige Schleifscheibenoberfläche ergeben sich für die Schleifkräfte über einer Umdrehung stochastisch verteilte Korneingriffsbedingungen. Der Mittelwert, der in Abhängigkeit des Skalierungsfaktors s_{rau} in **Bild 5.18 c)** gezeigt ist, steigt

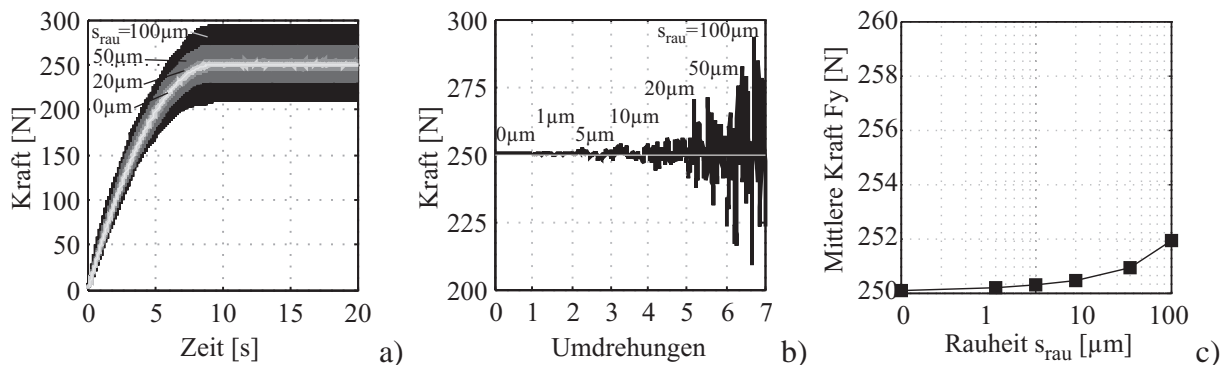


Bild 5.18: Kraftverlauf in Abhängigkeit des Skalierungsfaktors s_{rau} der Rauheit über der gesamten Simulationszeit a) und über je einer Schleifscheibenumdrehung b) sowie Vergleich der mittleren Kräfte c)

für größere Rauheiten leicht, aber deutlich an. Dies ist damit zu begründen, dass im Gegensatz zu Sinus-förmigen Oberflächenänderungen, wie Exzentrizität und Welligkeit, bei der rauen Schleifscheibentopographie nicht alle Bereiche in Eingriff sind, sondern nur die Spitzen, die größer als der Nennradius $R_{s,nenn}$ der Schleifscheibe sind. Dadurch ergibt sich eine ungleichmäßige Verteilung der Kraftanteile und der Mittelwert verschiebt sich leicht zu höheren Werten.

Vergleich der Einflüsse: Der Vergleich der Schleifkräfte für Schleifscheibentopographien mit Exzentrizitäten, Welligkeiten und Rauheiten zeigt, dass durch steigende Oberflächenunebenheiten tendenziell größere Kraftamplituden entstehen, siehe **Bild 5.19 a)**. Besonderheiten ergeben sich bei der Amplitude der Exzentrizität \hat{e} , für die es ab einem bestimmten Grenzwert zum Abheben der Schleifscheibe kommt. In gleicher Weise ist dieses Verhalten auch auf die Welligkeitsamplitude \hat{w} zu übertragen. Hierbei muss jedoch die Anzahl der Wellen auf der Schleifscheibenoberfläche berücksichtigt werden, da ab einer bestimmten Anzahl der Abstand zwischen zwei Wellenbergen kleiner wird als die von der Schleifscheibe überstrichene Bogenlänge und somit ein kontinuierlicher Materialabtrag stattfindet. Die Beziehung zwischen dem Abstand der Wellenberge und der geometrischen Kontaktlänge bei konstanten Prozessparametern ist rein geometrisch und hängt vom Werkstückradius R_w , Schleifscheibenradius R_s und der Zustellung a_e ab. Eine Analyse dieser Beziehung ist unter anderem bei BADGER ET AL. (2011) zu finden. Für die mittlere Kraft verhalten sich Exzentrizität und Welligkeit sehr ähnlich. Sobald ein Abheben der Schleifscheibe stattfindet verschieben sich die Mittelwerte der Kräfte zu höheren Werten. Für die Änderung der Rauheit ergeben sich sehr viel kleinere Abweichungen zur ideal runden Schleifscheibe, siehe **Bild 5.19 b)**.

Die durchgeführte Studie hat eine starke Beeinflussung des zeitlichen Verlaufs der Schleifkraft durch die Schleifscheibentopographie gezeigt. Damit ist eine ausschließliche Betrachtung der mittleren bzw. quasistatischen Kräfte während durchgeführter Schleifbearbeitungen unzureichend. Durch die auftretenden Maximalwerte im Kraftverlauf können neben Werkstückbeeinflussungen sowohl Schädigungen der Maschine als auch übermäßiger Verschleiß der Schleif-

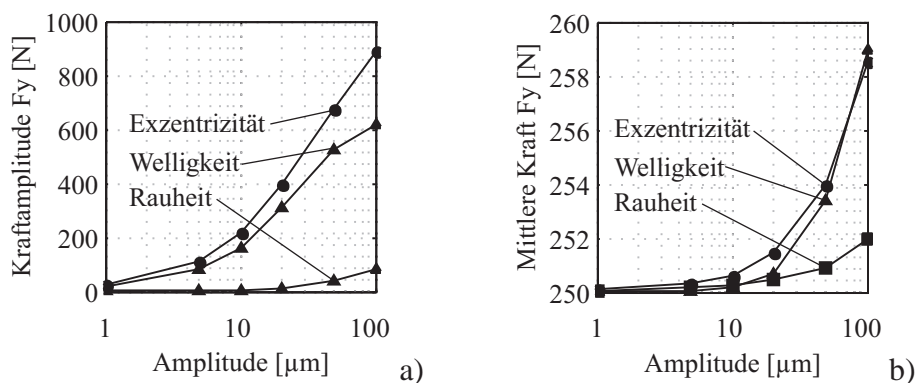


Bild 5.19: Vergleich der Kraftamplituden für Exzentrizität, Welligkeit und Rauheit a) und gemittelte Kraft F_y in Abhängigkeit der voreingestellten Amplitude

scheibe auftreten, deren Ursache durch die quasistatische Betrachtung des Schleifvorgangs nicht erklärt und die Ausmaße nicht vorhergesagt werden können.

5.3.2 Einfluss der Prozessparameter

Der Einfluss der Prozessparameter Zustellung a_e Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c soll nachstehend untersucht werden. Zur Analyse des Einflusses der Zustellung auf die Schleifkräfte sind Längsschleifversuchen an fest eingespannten quaderförmigen Hartmetallproben durchgeführt worden. Versuchsreihen mit veränderten Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit sind jedoch nur für Längsschleifversuchen an einseitig eingespannten Bohrerrohlingen aus Hartmetall vorgenommen worden. Für beide Versuchsaufbauten sind zum Vergleich die Schleifkräfte mit dem Schleifmodell berechnet worden. Die am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover durchgeführten Blockschleifversuche an einer Walter Helitronic Power 5-Achsen CNC Schleifmaschine sind bereits in Abschnitt 5.1 beschrieben. Der Versuchsaufbau für die Längsschleifversuche an einseitig eingespannten Hartmetallrohlingen ist in **Bild 3.2** auf Seite 26 gezeigt. Als Schleifmittel ist jeweils eine Diamantschleifscheibe der Körnung D54 eingesetzt worden. Während der Schleifversuche sind die Schleifkräfte in x - und y -Richtung mit 20 kHz aufgenommen und mit Simulationen verglichen worden. Für die Simulationen ist eine raue Schleifscheibentopographie mit $s_{rau} = 27 \mu\text{m}$ ohne Exzentrizität und Welligkeit generiert worden. Die Rauheit entspricht hierbei der halben Korngröße. Da die Schleifscheibe vor den Versuchen abgerichtet und geschärft worden ist, sind keine wesentlichen Oberflächenwelligkeiten zu erwarten, weshalb Exzentrizität und Welligkeit für die Generierung der Schleifscheibe vernachlässigt werden. Für die Parameteruntersuchungen sind Schleifversuche mit variabler Zustellung und variabler Vorschubgeschwindigkeit durchgeführt worden, deren Auswertung nachstehend erläutert wird.

Einfluss der Zustellung: Für die Einflussanalyse ist die Zustellung a_e von 0,02 mm stufenweise bis auf 1 mm erhöht und der Schleifvorgang für jede Einstellung zweimal wiederholt worden. In **Bild 5.20 a)** sind die gemessenen und gefilterten Kraftverläufe über der Versuchsdauer gezeigt. Die Kraftverläufe für die verschiedenen Zustellungen sind qualitativ sehr ähnlich. Innerhalb der ersten 5 Sekunden steigen die Schleifkräfte stark an, was durch das Eindringen der Schleifscheibe in das Werkstück bis zur vollständigen Ausprägung der Kontaktzone verursacht wird. Nach der Einlaufphase der Schleifscheibe herrschen quasistationäre Kontaktbedingungen bis am Ende des Schleifvorgangs die Schleifscheibe aus dem Werkstück herausfährt und die Schleifkräfte wieder auf Null absinken. Mit zunehmender Zustellung a_e verläuft der Kraftanstieg während der Einlaufphase der Schleifscheibe steiler und es ergeben sich größere mittlere Schleifkräfte nach vollständig ausgebildeter geometrischer Kontaktlänge. Die über einer Schleifscheibenumdrehung gemittelten Kräfte während der quasistationären Schleifpha-

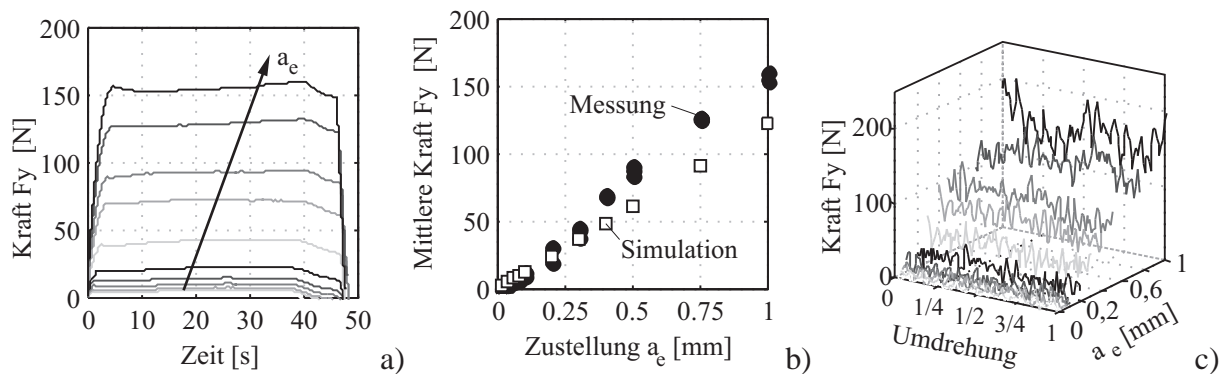


Bild 5.20: Darstellung des Verlaufs der gefilterten Schleifkräfte a), Vergleich der gemittelten gemessenen Schleifkräfte mit Simulationen b) und zeitliche Kraftverläufe über einer Schleifscheibenumdrehung c) in Abhängigkeit der Zustellung a_e

se ab der 15. Sekunde sind im Vergleich zu den berechneten Kräften und in Abhängigkeit der voreingestellten Zustellung a_e in **Bild 5.20 b)** zu sehen. Für niedrige Zustellungen folgen die beiden Kurven demselben Verlauf. Ab einer Zustellung $a_e \approx 0,4$ mm steigt der gemessene Verlauf stärker an als der berechnete. Eine Erklärung für die unterschiedlichen Verläufe ist, dass sich während der Schleifbearbeitung die Schleifscheibenoberfläche verändert hat, z. B. abgestumpft oder zugesetzt ist, was zu höheren Kräften führt. Da während der Versuchsreihe die Schleifscheibe nicht geschärft worden ist, ist eine Veränderung der Schleifscheibenoberfläche sehr wahrscheinlich. Dies wirkt sich besonders auf die letzten Versuche mit großer Zustellung a_e aus. In der Simulation wird dieser Einfluss nicht berücksichtigt.

In **Bild 5.20 c)** sind die gemessenen Kraftverläufe während einer Schleifscheibenumdrehung abgebildet. Diese zeigen einen sehr gleichmäßigen Verlauf aufgrund der vorher abgerichteten und geschliffenen Schleifscheibe. Für die beiden zuletzt durchgeführten Versuche mit Zustellungen größer $a_e > 0,75$ μm sind Ansätze einer leichten Oberflächenwelligkeit im Kraftverlauf zu erkennen. Dies lässt ebenfalls darauf schließen, dass neben einer Abstumpfung der Körner auch Verschleiß der Schleifscheibe stattgefunden hat.

Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit: Zur Untersuchung des Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit auf den Kraftverlauf sind Schleifversuche an einseitig eingespannten Bohrerrohlungen mit variablen Geschwindigkeiten zwischen $v_{ft} = 50$ mm/min und 200 mm/min und einer konstanten Zustellung $a_e = 1$ mm durchgeführt worden. Durch die veränderte Vorschubgeschwindigkeit sind für die gleiche Nutlänge unterschiedliche Schleifzeiten nötig, wie in **Bild 5.21 a)** deutlich zu sehen. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} steigen die mittleren Schleifkräfte an, was durch ein erhöhtes Materialabtragsvolumen pro Zeit zu erklären ist. Die Simulationsergebnisse, siehe **Bild 5.21 b)**, geben diesen Zusammenhang zwischen steigender Vorschubgeschwindigkeit und steigenden mittleren Schleifkräften gut wieder. Der Anstieg der gemessenen Kräfte ist jedoch im Vergleich zu den Rechnungen etwas steiler. Eine mögliche Ursache dafür liegt in der Schleifscheibenoberfläche. Da die Schleifscheibe während

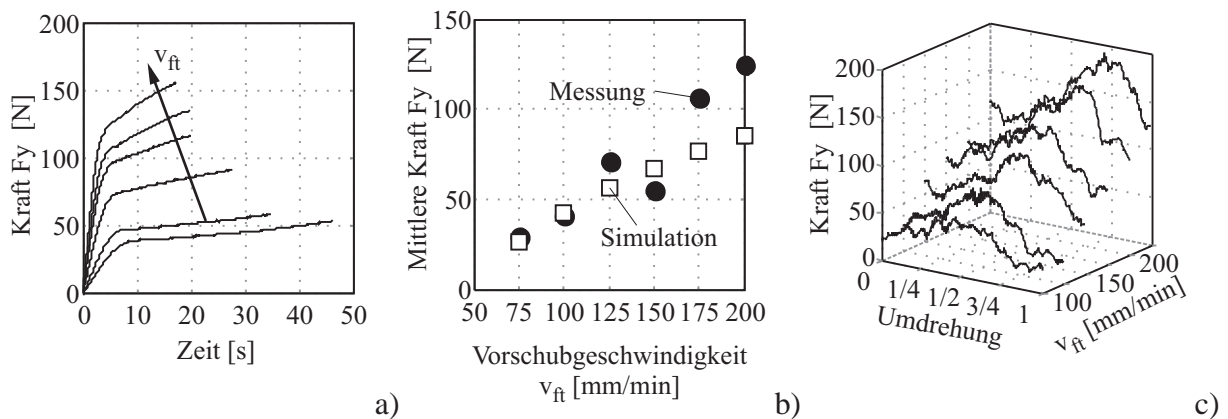


Bild 5.21: Darstellung des Verlaufs der gefilterten Schleifkräfte a), Vergleich der gemittelten gemessenen Schleifkräfte mit Simulationen b) und zeitliche Kraftverläufe über einer Schleifscheibenumdrehung c) in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft}

der Versuche nicht geschärft wurde könnte diese abgestumpft sein, wodurch die Schleifkräfte mit zunehmender Schleifzeit ansteigen. Da die Reihenfolge der Versuche mit steigender Vorschubgeschwindigkeit durchgeführt worden sind, ergeben sich demnach für höhere Geschwindigkeiten größere Abweichungen.

In **Bild 5.21 c)** sind die Kraftverläufe über einer Schleifscheibenumdrehung gezeigt. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit vergrößern sich die Amplituden geringfügig. Die mit steigender Vorschubgeschwindigkeit festzustellende Erhöhung stimmt mit der so gewählten Reihenfolge der Versuche überein und lässt damit einen Zusammenhang zwischen Schleifzeit und Oberflächenwelligkeit erkennen.

Einfluss der Schnittgeschwindigkeit: Für die Parameterstudie mit Variation der Schnittgeschwindigkeit sind ebenfalls Messungen an einseitig eingespannten Hartmetallrohlingen durchgeführt worden. Die Schnittgeschwindigkeit ist von $v_c = 12 \text{ m/s}$ stufenweise auf 24 m/s erhöht worden, bei konstanter Zustellung $a_e = 0,8 \text{ mm}$ und Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c verringert sich das Verhältnis von äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} und geometrischer Kontaktlänge ℓ_g nach Gl. (5.3). Ebenso reduzieren sich auch die gemessenen quasistationären Schleifkräfte, wie in **Bild 5.22 a)** und b) zu sehen und wie von SALJÉ & MÖHLEN (1986) und INASAKI (1996) beobachtet wurde.

Der Verlauf der gemessenen quasistationären Schleifkräfte aus **Bild 5.22 a)** zeigt keine proportionales Verhalten zur Änderung der Schnittgeschwindigkeit. Eine Ursache dafür kann die mit steigender Schnittgeschwindigkeit sinkende Spannungsdicken sein, wodurch das Material vornehmlich gepflügt und gefurcht wird und sich starke Streuungen in den Kontaktbedingungen ergeben. Der Vergleich der über einer Sekunde gemittelten Schleifkräfte mit berechneten zeigt trotzdem eine sehr gute Übereinstimmung, wie in **Bild 5.22 b)** zu sehen.

Die Analyse der zeitveränderlichen Schleifkräfte über einer Schleifscheibenumdrehung zeigt keinen Einfluss von der Schnittgeschwindigkeit. Auffällig sind jedoch die steigende Anzahl an

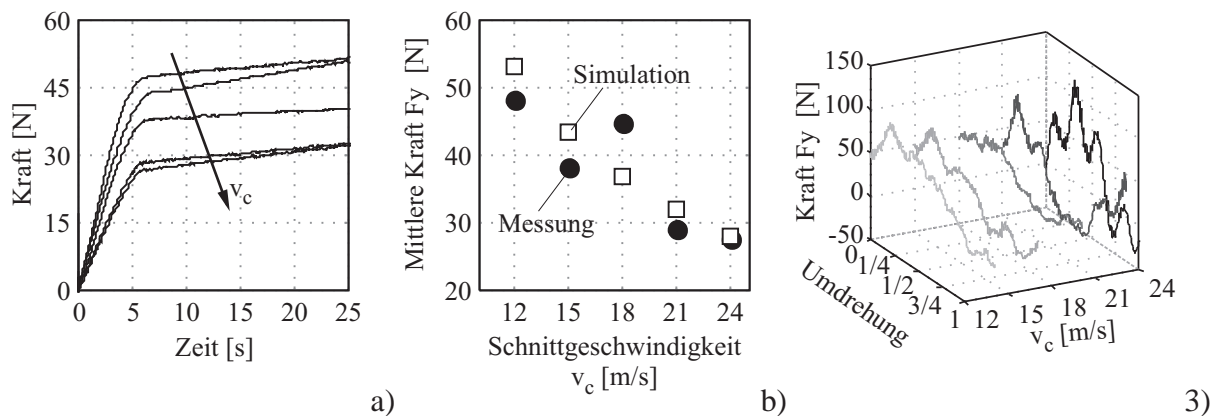


Bild 5.22: Darstellung des Verlaufs der gefilterten Schleifkräfte a), Vergleich der gemittelten gemessenen Schleifkräfte mit Simulationen b) und Kraftverläufe über einer Schleifscheibenumdrehung c) in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c

Oberflächenwellen mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit. Dies kann wieder einer Änderung der Schleifscheibentopographie zugeordnet werden, da die Welligkeitszunahme mit steigender Versuchsnummer einhergeht.

Vergleich der Einflüsse: Die durchgeführte Parameterstudie zeigt starke Abhängigkeiten der mittleren Schleifkräfte von den Prozessparametern Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c , die durch das Kraftmodell gut wiedergegeben werden. Der Vergleich der gemessenen, gemittelten Schleifkräfte für die drei Versuchsreihen in Abhängigkeit der äquivalenten Spanungsdicke h_{eq} und des Verhältnisses h_{eq}/ℓ_g ist in **Bild 5.23** gezeigt. Der Verlauf der gemittelten Schleifkräfte in Abhängigkeit der äquivalenten Spanungsdicke zeigt einen linearen Zusammenhang. Dieser ergibt sich ebenfalls mit dem Kraftmodell nach Gl. (5.6) auf Seite 74 für konstante Zustellungen und unter Berücksichtigung der linearen Abhängigkeit der äquivalenten Spanungsdicke von den Prozessparametern gemäß Gl. (5.3) auf Seite 71. Mit steigender Spanungsdicke erhöhen sich demnach die Schleifkräfte. Aufgrund der Abhängigkeit der geometrischen Kontaktlänge ℓ_g von der Zustellung a_e ergibt sich für diese Versuchsreihe

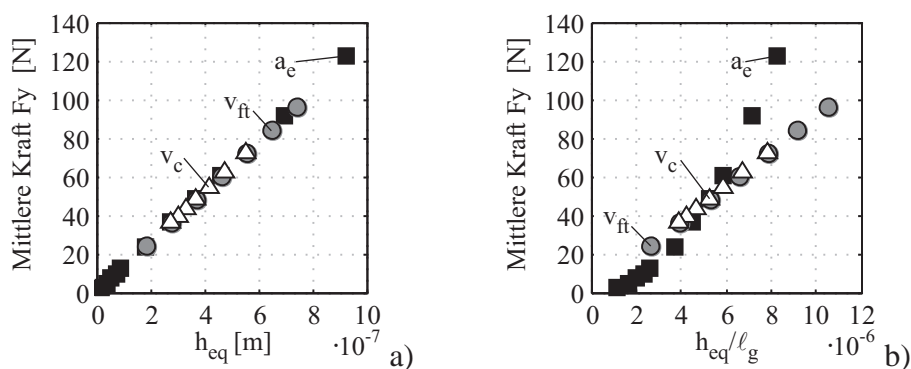


Bild 5.23: Vergleich der gemessenen mittleren Kräfte für die drei Versuchsreihen in Abhängigkeit von h_{eq} a) und in Abhängigkeit von h_{eq}/ℓ_g b)

ein progressiver Verlauf der gemittelten Schleifkraft bezogen auf h_{eq}/ℓ_g , siehe **Bild 5.23 b**). Da für die beiden anderen Versuchsreihen keine Änderung der Zustellung stattgefunden hat, bleibt deren Abhängigkeit weiterhin linear zu h_{eq}/ℓ_g .

Es hat sich ebenfalls gezeigt, dass eine Abhängigkeit der Schleifkräfte von den Schnitteigenschaften der Schleifscheibe besteht, die sich während der Schleifversuche ändern und damit erhebliche Abweichungen der Schleifkraft bewirken können, wie am Beispiel der gemessenen Schleifkräfte für variierende Vorschubgeschwindigkeiten in **Bild 5.21 b**) zu sehen. Dieses Verhalten wird vom Kraftmodell noch nicht abgebildet, wodurch es zu Abweichungen zwischen Messungen und Simulationsergebnissen kommen kann. Durch eine Erweiterung des Kraftmodells um Schärfeeigenschaften der Schleifscheibe ließen sich zeitabhängige Kraftschwankungen abbilden. Dies setzt jedoch Kraftmessungen mit definierten Schärfegraden der Schleifscheibe voraus, die im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt werden konnten.

5.4 Prozesseinflussanalyse auf die Werkstückgeometrie

Die Wechselwirkungen zwischen Struktur und Prozess beim Schleifen lassen sich während der Bearbeitung durch Messungen der Schleifkräfte und der Temperaturen erfassen und nach der Bearbeitung durch Untersuchungen der geschliffenen Oberfläche bestimmen. In diesem Abschnitt werden die Einflüsse der Schleifscheibentopographie und der Prozessparameter auf die geschliffenen Werkstückoberflächen und anschließend der Einfluss der Prozessparameter auf die Werkstückqualität untersucht. Im Folgenden wird die Qualitätsanalyse der geschliffenen Oberflächen in Rauheits- und Geometrieuntersuchungen des Werkstücks gegliedert.

5.4.1 Parametereinfluss auf die Werkstückgeometrie

Die Prozessparameter üben auf die makroskopische Werkstückgeometrie einen Einfluss aus, der an einseitig eingespannten Hartmetall-Werkstücken mit geschliffenen Längsnuten untersucht wird. Dazu werden die geschliffenen Oberflächen mit einem Triangulationslaser abgetastet und die Messschriebe der Nuten in Abhängigkeit der Prozessparameter verglichen. Für die Analyse der Parametereinflüsse auf den relativen Fehler werden die Werte am Ende der Nut bei 50 mm, bzw. 60 mm entlang der Werkstückachse als Referenzpunkt zu Null gesetzt, siehe **Bild 5.24**.

Für die Werkstücke mit veränderteter Zustellung ist sowohl in **Bild 5.25 a**), als auch **b**) eine deutliche Geometrieabweichung von der Sollgeometrie zu erkennen. Diese Abweichung wird mit zunehmender Zustellung a_e stärker und beträgt näherungsweise 10 % der voreingestellten Zustellung. Auffällig ist, dass die geschliffene Form der Nut für sehr geringe Zustellungen bis $a_e = 0,6$ mm einen leicht bogenförmigen Verlauf annimmt. Damit tritt die größte Geometrieabweichung nicht am Werkstückende, bzw. am Nutbeginn bei 100 mm wo die stärkste Durch-

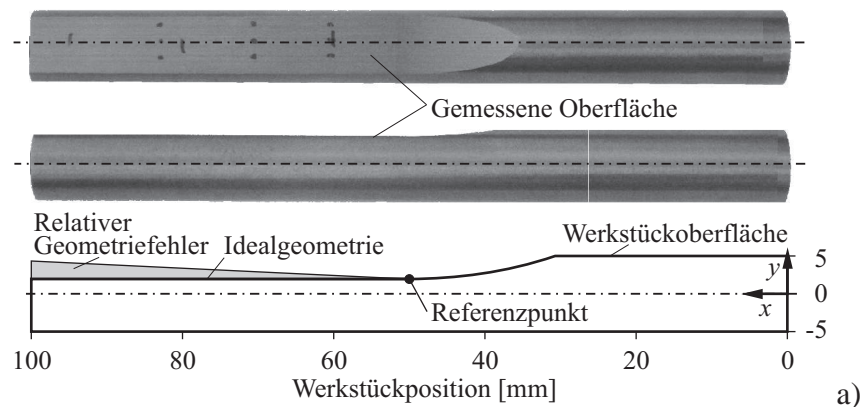


Bild 5.24: Gemessene Oberfläche von Bohrern mit Längsnuten und Darstellung des Referenzpunkts zur Bestimmung des relativen Geometriefehlers

senkung zu erwarten ist auf, sondern im mittleren Bereich der Nut nach etwa 20 mm Nutlänge. Generell wirken stets geringere Kräfte während der Einlaufphase auf das Werkstück, so dass die maximale Durchsenkung des Werkstücks erst nach dieser Phase zu beobachten ist, vergleiche DENKENA ET AL. (2007). Für die Versuchsreihe mit veränderter Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} ist ebenfalls eine starke Abhängigkeit des relativen Geometriefehlers von v_{ft} zu erkennen, siehe **Bild 5.26 a)**. Für eine konstante Zustellung von $a_e = 1$ mm ergibt sich, bei einer Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit von $v_{ft} = 75$ mm/min auf 200 mm/min, eine Verdopplung des relativen Geometriefehlers mit anfänglich 80 μ m. Dieser Anstieg hängt, ebenso wie für die Versuchsreihe mit veränderter Zustellung a_e , von den stark steigenden Schleifkräften ab, die sich mit Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeiten ergeben. Für die Werkstücke, die mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeit hergestellt worden sind, sind keine Tendenzen im Verlauf des relativen Geometriefehlers zu erkennen, siehe **Bild 5.26 b)**. Dies liegt daran, dass im Gegensatz zu der Versuchsreihe mit veränderter Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit, die Abhängigkeit der Schleifkräfte von v_c im betrachteten Parameterbereich geringer und deshalb eine Änderung der Durchsenkung aufgrund der angreifenden Kräfte kaum relevant ist, vergleiche auch Abschnitt 5.3.2.

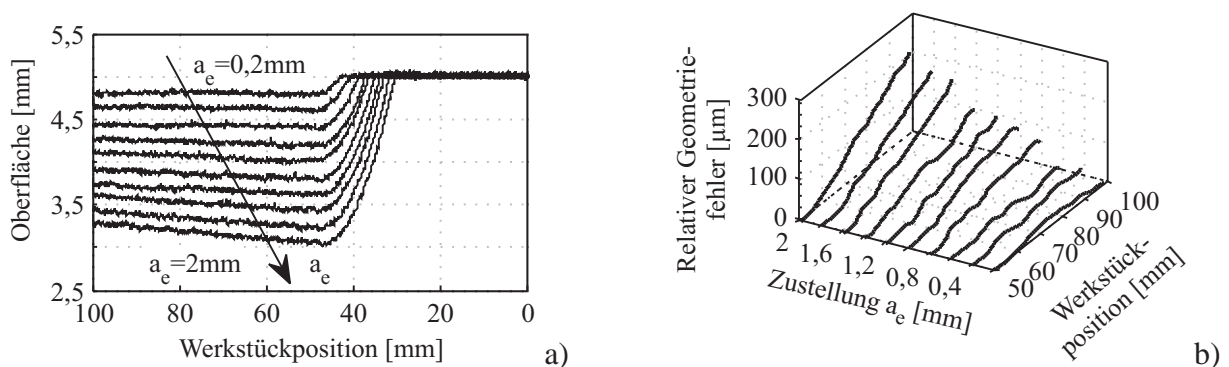


Bild 5.25: Gemessene Geometrie der Werkstücke in Abhängigkeit der Zustellung a_e a) und gefilterte relative Geometriefehler zur idealen Sollbahn b)

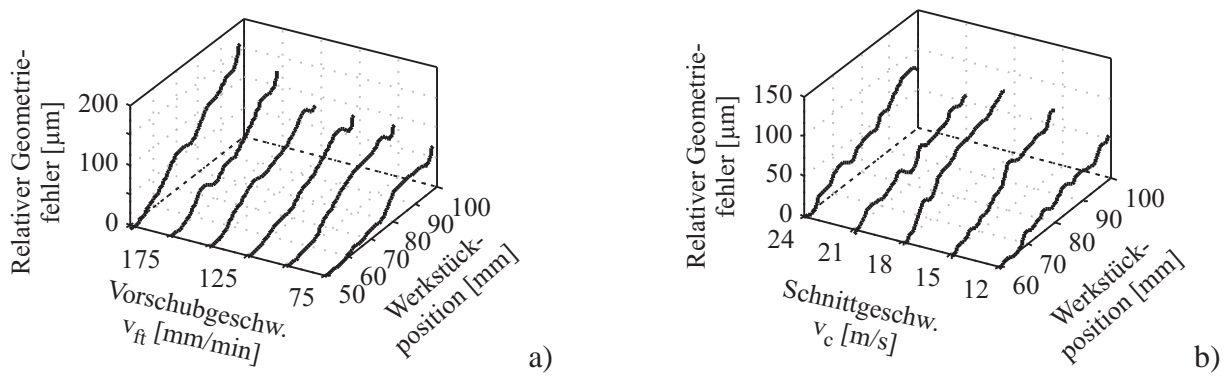


Bild 5.26: Darstellung des gemessenen, gefilterten relativen Geometriefehlers zur idealen Sollbahn in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} a) und Schnittgeschwindigkeit v_c b)

Der Vergleich der Geometriefehler an der Werkzeugspitze, bzw. am Nutanfang für die verschiedenen Versuchsreihen in Abhängigkeit des Verhältnisses h_{eq}/ℓ_g , von äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} und geometrischer Kontaktlänge ℓ_g , zeigt bei Variation der Prozessparameter den gleichen Zusammenhang, siehe **Bild 5.27**. Grundsätzlich erhöht sich mit steigendem Verhältnis h_{eq}/ℓ_g die Geometrieabweichung, wobei keine Unterschiede zwischen den veränderten Prozessparametern Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c festzustellen ist. Da in der Gesamtsimulation die Schleifkräfte ebenfalls in Abhängigkeit vom Verhältnis h_{eq}/ℓ_g berechnet werden, wird der Einfluss auf die Durchsenkung abgebildet.

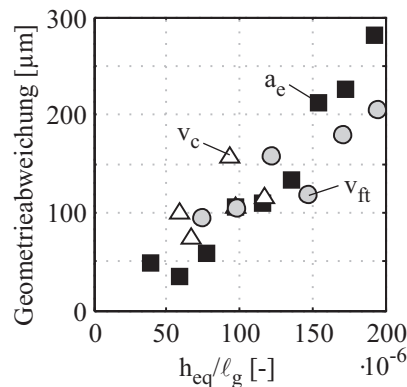


Bild 5.27: Vergleich der gemessenen, relativen Geometriefehler an der Werkzeugspitze in Abhängigkeit des Verhältnisses h_{eq}/ℓ_g für Messreihen mit veränderter Zustellung a_e , Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und Schnittgeschwindigkeit v_c

5.4.2 Parametereinfluss auf die Rauheit der geschliffenen Werkstückoberfläche

Zur Rauheitsuntersuchung der bereits betrachteten Werkstücke mit Längsnuten sind zusätzlich Messschriebe der geschliffenen Nutoberflächen mit einem Hommel Tester T1000E aufgenommen und der arithmetische Mittenrauwerte R_a bestimmt worden, siehe **Bild 5.28**. Für das Rund-

und Planschleifen gibt MATEK ET AL. (2007) einen Bereich für R_a zwischen $0,2 \mu\text{m}$ und $1,6 \mu\text{m}$ an, in dem auch die gemessenen Werte liegen. Zum einfacheren Vergleich der drei Messreihen mit veränderter Zustellung a_e , Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} sind die Messwerte wiederum auf das Verhältnis von äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} und geometrischer Kontaktlänge ℓ_g bezogen, welches sich aus dem inneren und äußeren Zeitspanvolumen über Gl. (5.3) auf Seite 71 und aus dem eingreifenden Kreisbogen der Schleifscheibe berechnen lässt. Bei der Interpretation der nachfolgenden Diagramme ist zu bedenken, dass h_{eq} proportional zu a_e und v_{ft} ansteigt, sich jedoch umgekehrt proportional zum Anstieg von v_c verhält. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit sinkt also die äquivalente Spannungsdicke.

Einflüsse der Prozessparameter auf die Qualität der geschliffenen Oberfläche sind unter anderem von KASSEN (1969), INASAKI (1996), KLOCKE (2005) und KIRCHGATTER (2010) analysiert worden und können teilweise durch diese Messungen bestätigt werden. KASSEN (1969) zeigt, dass mit steigender Zustellung a_e der Mittenrauwert R_a stark ansteigt. Dies kann auch für die Versuchsreihe mit veränderter Zustellung von $a_e = 0,2 \text{ mm}$ bis 2 mm beobachtet werden, siehe **Bild 5.28 a**). Der Mittenrauwert steigt innerhalb der Messreihe um das 2-fache an, wobei jedoch die Streuung sehr groß ist. KLOCKE (2005) beschreibt, dass der Mittenrauwert R_a mit steigender Relativgeschwindigkeit zwischen Schleifscheibe und Werkstück sinkt, da pro Zeiteinheit mehr Schneiden mit jeweils geringeren lokalen Zustellungen im Eingriff sind. Bei den hier durchgeführten Untersuchungen sind sowohl für veränderte Vorschub- als auch für veränderte Schnittgeschwindigkeiten keine klaren Tendenzen des Mittenrauwers zu erkennen, ähnlich wie es auch KIRCHGATTER (2010) festgestellt hat. Die Mittenrauwerte liegen für diese Messreihen bei $R_a \approx 0,55 \mu\text{m}$. Weitere Untersuchungen der Rauheitsschriebe haben für die Häufigkeitsverteilung näherungsweise eine Gauß-Verteilung ergeben. In **Bild 5.29 a**) sind die normierten Häufigkeitsverteilungen der Rauheitsmessschriebe für die veränderten Prozessparameter im Vergleich zu einer Normalverteilung sowie Auswertungen der Häufigkeitsverteilung bezüglich des Verhältnisses zwischen äquivalenter Spannungsdicke und geometrischer Kontaktlänge h_{eq}/ℓ_g gezeigt.

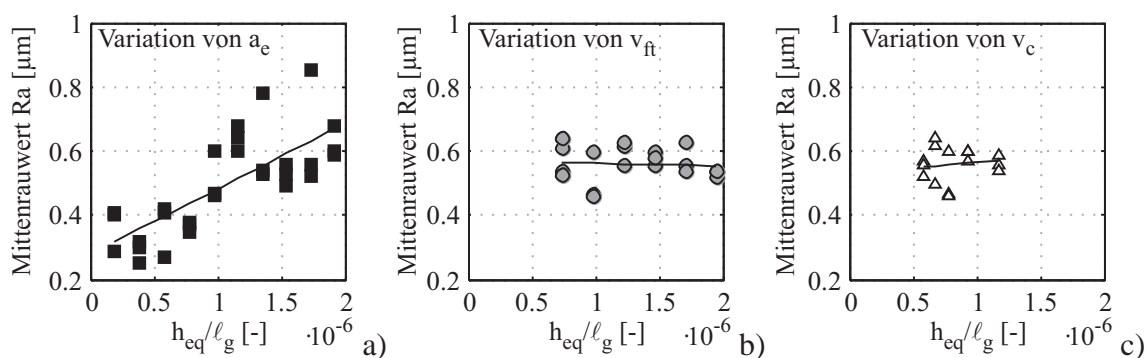


Bild 5.28: Gemessene arithmetische Mittenrauwerte R_a für variierte Zustellungen a_e a), Vorschubgeschwindigkeiten v_{ft} b) und Schnittgeschwindigkeiten v_c c) bezogen auf das Verhältnis h_{eq}/ℓ_g

In **Bild 5.29 b)** fällt auf, dass der Mittenrauwert besonders durch die Zustellung a_e beeinflusst wird. Die Häufigkeitsverteilung weist für Zustellungen $a_e < 0,6$ mm, bzw. $h_{eq}/\ell_g < 0,5 \times 10^{-6}$ sehr geringe Standardabweichungen von $\sigma = 0,4 \mu\text{m}$ auf, die sich für größere Zustellungen bis auf $\sigma = 0,8 \mu\text{m}$ verdoppeln. Die starke Zunahme der Standardabweichung lässt sich unter anderem dadurch erklären, dass bei sehr kleinen Spannungstiefen nur einzelne, weit aus der Bindung herausstehende Körner in Kontakt treten, die dann die Geometrie der Oberfläche bestimmen. Je größer die Spannungstiefe wird, desto mehr Körner auf einer Bahn des Schleifscheibenumfangs treten in Kontakt und definieren die Oberfläche, so dass sich die Verteilung der Oberflächenrauheit einer Normalverteilung mit $\sigma = 1 \mu\text{m}$ annähert. Die Standardabweichung für die Versuchsreihen mit variierten Vorschub- bzw. Schnittgeschwindigkeiten stimmen für die gleichen Verhältnisse von äquivalenter Spannungstiefe und geometrischer Kontaktlänge h_{eq}/ℓ_g mit der ersten Versuchsreihe gut überein und liegen zwischen $\sigma = 0,6 \mu\text{m}$ und $\sigma = 0,8 \mu\text{m}$. Die Änderung der Geschwindigkeiten von v_c und v_{ft} im betrachteten Bereich hat demnach keinen signifikanten Einfluss auf die Standardabweichung der Rauheitsmessschriebe. Die Schiefe v ist ein Maß für die Symmetrie der Verteilung, wobei eine Normalverteilung $v = 0$ besitzt und symmetrisch ist. Für Werte $v > 0$ ist die Verteilung rechtsschief, für $v < 0$ linkschief. Eine rechtsschiefe Verteilung bedeutet in diesem Fall die Messung sehr vieler niedriger Werte im Rauheitsmessschrieb, bzw. vieler hoher Werte für eine linksschiefe Verteilung. Für diese Untersuchungen ergibt die Schiefe jedoch keine klare Auskunft über die Charakteristik

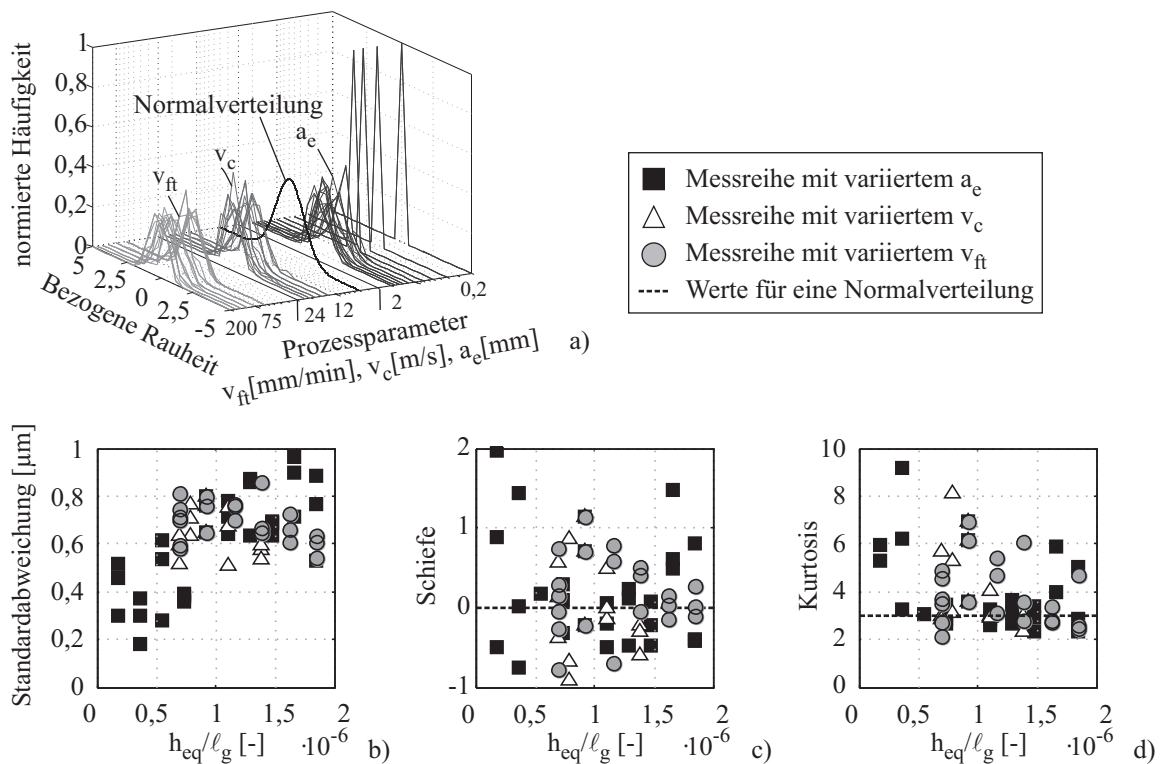


Bild 5.29: Häufigkeitsverteilung der gemessenen Rauheitsmessschriebe und Standardabweichung, Schiefe und Kurtosis in Abhängigkeit des Verhältnis h_{eq}/ℓ_g

der Oberflächenrauheit im betrachteten Bereich des Verhältnisses h_{eq}/ℓ_g , siehe **Bild 5.29 c)** Der Kurtosis γ ist ein Maß für die Form der Häufigkeitsverteilung und liegt für eine Normalverteilung bei $\gamma = 3$. Für Werte von $\gamma > 3$ ist die Häufigkeit einzelner großer Werte des Oberflächenschriebs größer und die Verteilung steilgipflig, wohingegen sich für Werte von $\gamma < 3$ eine flachgipflige Verteilung einstellt, die für viele kleine Messwerte eine ähnliche Häufigkeit zählt. Anhand der berechneten Werte für den Kurtosis aus den Rauheitsmessschrieben ist eine eher steilgipflige Häufigkeitsverteilung zu erkennen, die selten Werte unterhalb der Normalverteilung annimmt. Hierbei ist anzumerken, dass keine Abhängigkeit des Kurtosis von den drei Versuchsreihen zu erkennen ist, sondern eher vom Verhältnis h_{eq}/ℓ_g , wie in **Bild 5.29 d)** zu erkennen. Mit steigendem Verhältnis sinken die Maximalwerte für den Kurtosis leicht ab, was mit der steigenden Zahl der sich im Eingriff befindlichen Körner zu erklären ist, wodurch gemessene Extremwerte nicht mehr so großen Einfluss haben.

Die durchgeführten Untersuchungen haben eine deutliche Abhängigkeit des Mittenrauwerths und der Verteilung der Oberflächenmesswerte von der Zustellung a_e gezeigt. Für die Oberflächengüte ist deshalb die Zustellung das wichtigste Kriterium. Die Änderung der Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} haben hingegen im selben Wertebereich von h_{eq}/ℓ_g keine eindeutigen Tendenzen gezeigt. Die verschieden stark ausgeprägten Abhängigkeiten der Oberflächengüte von den Prozessparametern innerhalb des untersuchten Wertebereichs des Verhältnisses von äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} und geometrischer Kontaktlänge ℓ_g lässt auf komplexere Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern und Materialabtragsprozess schließen, als im Kontaktmodell erfasst werden.

6 Temperaturmodellierung

Die Temperatur hat einen großen Einfluss auf die Qualität der Werkstücke. So entstehen bei zu hohen Werkstücktemperaturen Schleifbrand oder Gefügeveränderungen, die die Lebensdauer des Werkstücks negativ beeinflussen. Hohe Schleiftemperaturen können darüber hinaus zu erhöhtem Schleifscheibenverschleiß oder Diffusionseffekten bei Diamant besetzten Schleifscheiben führen, wodurch ihre Standzeit reduziert wird. Neben den Werkstoffeigenschaften, wird auch der Prozess durch die Temperatur beeinflusst, wie an den instationären Tangentialkräften der Schleifversuche am Tribometer innerhalb der Anfangszeit in **Bild 5.7** auf Seite 77 nachzuvollziehen ist.

Für die Berechnung der Temperaturerhöhung des Werkstücks beim Schleifen besteht die Besonderheit darin, dass sich die Wärmequelle mit der Kontaktzone zwischen Werkstück und Schleifscheibe mitbewegt. CARSLAW & SCOTT (1921, 1959), ROSENTHAL (1946) und ROSENTHAL & CAMERON (1947) haben für solche Problemstellungen schon in den 1940er Jahren analytische Lösungen für verschiedene Arten von bewegten Wärmequellen aufgestellt. Die Werkstücke werden hierfür als halbunendliche Körper angenommen. Diese analytischen Lösungen für bewegte Wärmequellen sollen genutzt werden um die Werkstücktemperatur während des Schleifens von Längsnuten schnell abschätzen zu können. Um den Effekt eines endlichen Werkstücks und damit den Einfluss der Wärmeabgabe in die Umgebung berücksichtigen zu können, werden die Modelle mit halbunendlichen Körpern auf zweiseitig begrenzte, plattenförmige Körper erweitert. Das genaue Vorgehen wird in der weiteren Modellbeschreibung erläutert. Die Modellerweiterung beinhaltet immer noch eine sehr starke Vereinfachung der Geometrie des betrachteten zylinderförmigen Bohrerrohrlings als Quader, siehe **Bild 6.1**. Für die Berechnung der Temperaturverteilung im Bereich der Schnittebene entlang der Werkstückachse und nahe der Werkstückoberfläche, wo die größten Temperaturen vorherrschen und Schleifbrand auftreten kann, ist diese geometrische Vereinfachung jedoch hinnehmbar.

6.1 Grundmodelle bewegter Wärmequellen

Im Nachfolgenden wird mit der Beschreibung der Grundmodelle von CARSLAW & SCOTT (1921, 1959), ROSENTHAL (1946) und ROSENTHAL & CAMERON (1947) begonnen und anschließend

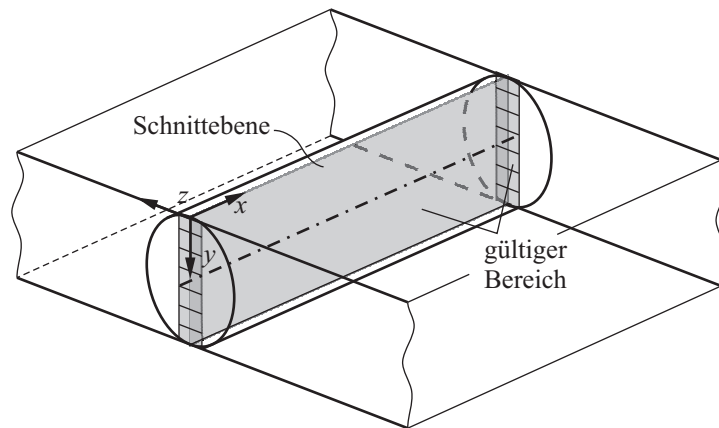


Bild 6.1: Vereinfachung der zylindrischen Werkstückgeometrie als Quader mit Darstellung des gültigen Bereichs für die Anwendung des Temperaturmodells

die vorgenommene Modellerweiterung erläutert. Die Voraussetzungen und Vereinfachungen der Grundmodelle sind im Weiteren:

- das Werkstück ist als halbumendlicher Körper mit einseitiger Begrenzung anzusehen,
- die Geschwindigkeit v_{wQ} der Wärmequelle relativ zum Werkstück ist konstant,
- die Wärmequelle gibt kontinuierlich eine konstante Wärmeenergie ab, die über der gesamten Einwirkfläche gleichmäßig verteilt ist,
- die gesamte eingebrachte Wärmemenge verbleibt im Körper und es findet keine Wärmeabgabe über die Werkstückoberfläche statt,
- die Einwirkzeit der Wärmequelle ist so lang, dass Aufwärmeeffekte abgeschlossen sind und sich ein quasistationärer Zustand eingestellt hat.

Die Grundlage für den allgemeinen Fall einer unbewegten, wie auch einer bewegten Wärmequelle, ist die Differentialgleichung der Wärmeleitung

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{\partial T}{a_{\vartheta} \partial t}. \quad (6.1)$$

Hierbei sind die Koordinaten x , y und z , die Temperatur T , die Zeit t und die Temperaturleitfähigkeit a_{ϑ} . Die Temperaturleitfähigkeit ergibt sich dabei aus den materialspezifischen Werten

$$a_{\vartheta} = \frac{\lambda}{\rho c_{\vartheta}} \quad (6.2)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit λ , der Dichte ρ und der spezifische Wärmekapazität c_{ϑ} des Werkstückmaterials. Die Lösung dieser Differentialgleichung für das Temperaturfeld in einem unendlich ausgedehnten Raum, verursacht durch eine unbewegte *momentane* punktförmige Wär-

mequelle an der Position $P_{wQ}(x_p, y_p, z_p)$, lautet nach CARSLAW & JAEGER (1959)

$$T(x, y, z) = \frac{Q}{(\pi a_{\vartheta} t)^{\frac{3}{2}}} \cdot \exp \left[-\frac{(x - x_p)^2 + (y - y_p)^2 + (z - z_p)^2}{4 a_{\vartheta} t} \right] + T_0. \quad (6.3)$$

Darin ist Q die Wärmemenge, die die Punktquelle zum Zeitpunkt $t = 0$ abgibt und T_0 die Umgebungstemperatur. Für bewegte Wärmequellen ist es zweckmäßig ihre Position in den Koordinatenursprung O' zu legen und das Koordinatensystem mitbewegen zu lassen. Wandert die Wärmequelle entlang der positiven x -Achse von der Ursprungsposition O mit konstanter Geschwindigkeit auf einen betrachteten Punkt $P(x_0, y_0, z_0)$ zu, reduziert sich der ursprüngliche Abstand $\overline{OP} = (x_0, y_0, z_0)$ in x -Richtung um den Weg $v_{wQ}t'$, den die Wärmequelle innerhalb der Zeit t' zur neuen momentanen Position O' zurückgelegt hat, siehe **Bild 6.2**. Der zeitabhängige Abstand des Punkts P zur Wärmequelle, bzw. zum mitbewegten Koordinatenursprung ist damit $\overline{O'P} = (x_0 - v_{wQ}t', y_0, z_0)$. Die Dauer der Wärmeausbreitung, der an der Position O' freigesetzten Wärmemenge pro Zeiteinheit \dot{q} der Punktquelle, beträgt $t - t'$. Werden diese Beziehungen in Gl. (6.3) eingesetzt und über die gesamte Betrachtungszeit t integriert, ergibt sich nach Umformen die Lösung der stationären Wärmeleitung für die punktförmige, linear bewegte und kontinuierliche Wärmequelle an der Stelle $P(x_0, y_0, z_0)$

$$T(x_0, y_0, z_0, t) = \frac{\dot{q}}{\rho c_{\vartheta} (\pi a_{\vartheta})^{\frac{3}{2}}} \cdot \int_0^t \frac{\exp \left[-\frac{(x_0 - v_{wQ}t')^2 + y_0^2 + z_0^2}{4 a_{\vartheta} (t - t')} \right]}{(t - t')^{\frac{3}{2}}} dt'$$

$$T(x_0, y_0, z_0) = \frac{\dot{q}}{4\pi\lambda\sqrt{x_0^2 + y_0^2 + z_0^2}} \exp \left[\frac{-v_{wQ} \left(\sqrt{x_0^2 + y_0^2 + z_0^2} - x_0 \right)}{2a_{\vartheta}} \right], \quad (6.4)$$

bzw. für das Temperaturfeld im mitbewegten Koordinatensystem

$$T(x, y, z) = \frac{\dot{q}}{4\pi\lambda\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \exp \left[\frac{-v_{wQ} \left(\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} - x \right)}{2a_{\vartheta}} \right]. \quad (6.5)$$

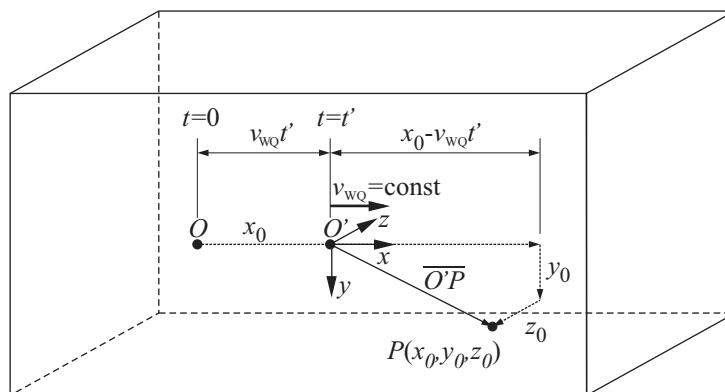


Bild 6.2: Bewegung einer punktförmigen Wärmequelle in einem unendlichen Körper

Die Geometrie der Kontaktzone bei Schleifprozessen ist nicht zufriedenstellend mit einer Punktquelle abbildbar, so dass das Modell auf eine Bandquelle, bzw. eine Rechteckquelle erweitert wird. Dafür wird die Punktquelle entlang der x - und z -Richtung in den Grenzen der Quellengeometrie $-x_\ell < x' < x_\ell$ und $-z_\ell < z' < z_\ell$ erweitert, vergleiche **Bild 6.3**,

$$T(x, y, z) = \frac{\dot{q}''}{4\pi\lambda} \int_{-x_\ell}^{x_\ell} \int_{-z_\ell}^{z_\ell} \frac{\exp\left[\frac{-v_{wQ}}{2a_\vartheta} \sqrt{(x-x')^2 + y^2 + (z-z')^2} + \frac{v_{wQ}x}{2a_\vartheta}\right]}{\sqrt{(x-x')^2 + y^2 + (z-z')^2}} dz' dx' + T_0. \quad (6.6)$$

Die Wärmemenge \dot{q}'' ist dabei die Wärmemenge pro Zeit- und Flächeneinheit, die die Wärmequelle überdeckt. Die Koordinaten x , y und z sind des Weiteren die Ursprungskoordinaten des betrachteten Punkts zum Zeitpunkt $t = 0$. Für eine in z -Richtung unendlich ausgedehnte Wärmequelle mit $-\infty < z' < +\infty$ ergibt sich in dieser Richtung keine Wärmeleitung mehr. Für diesen Fall kann das innere Integral, das eine unendliche Linienquelle beschreibt, unter Verwendung der modifizierten Besselfunktion zweiter Art und Nullter Ordnung $K_0(u)$ vereinfacht werden. Die Erweiterung der Linienquelle in x -Richtung führt dann auf eine unendliche Bandquelle mit dem Temperaturfeld

$$T(x, y) = \frac{\dot{q}''}{2\pi\lambda} \int_{-x_\ell}^{x_\ell} \exp\left[\frac{v_{wQ}(x-x')}{2a_\vartheta}\right] \cdot K_0\left(\frac{|v_{wQ}| \sqrt{(x-x')^2 + y^2}}{2a_\vartheta}\right) dx' + T_0. \quad (6.7)$$

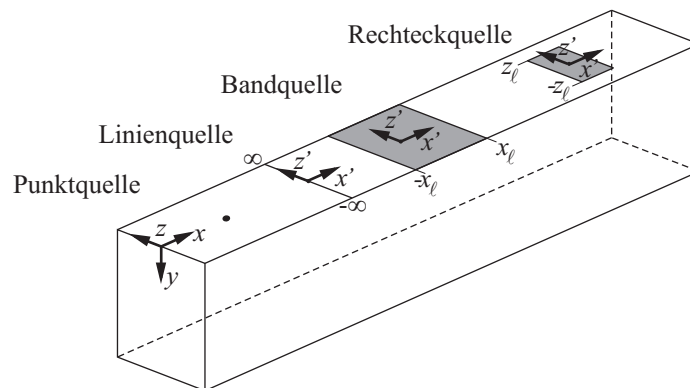


Bild 6.3: Vergleich verschiedener Quellengeometrien

6.2 Erweiterungen zur Abbildung von Schleifprozessen

Für Schleifprozesse, bei denen die Schleifscheibe breiter als das Werkstück ist und damit keine Wärmeleitung in z -Richtung erfolgt, ist das Modell der unendlich ausgedehnten Bandquelle

eine gute Näherung. In Gl. (6.7) ist der Körper jedoch immer noch als halbbunendlich modelliert. Um die Wärmeleitung eines begrenzten Körpers abbilden zu können, wird die Methode von Spiegelquellen eingesetzt, vergleiche u.a. CHANG (2000). Dazu werden weitere Wärmequellen der selben Intensität und Verteilung so in einem unendlichen Körper angeordnet, dass sich die Wärmeleitung der Wärmequellen genau dort auslöschen, wo sich die Oberflächen des eigentlich begrenzten Körpers befinden würden, siehe **Bild 6.4**. Soll das Werkstück z. B. eine Höhe $y = h_w$ besitzen, dann wird eine zweite Wärmequelle an der Stelle $y = 2h_w$ angebracht. Die Wärmequelle ist sozusagen an der Werkstückunterseite gespiegelt und der Wärmefluss hebt sich dort durch die beiden Wärmequellen auf. Die Spiegelung der Wärmequellen wird in einer unendlichen Reihe in beiden Richtungen der Ebenen, die das Werkstück begrenzen, fortgesetzt, wobei in der Praxis eine geringe Anzahl N_{wq} an Spiegelquellen ausreicht, um das Temperaturfeld hinreichend genau berechnen zu können. Für eine endliche Werkstückausdehnung in y -Richtung ergibt sich somit die Lösung für das Temperaturfeld einer bewegten Bandquelle zu

$$T(x, y) = \frac{\dot{q}''}{2\pi\lambda} \int_{-x_\ell}^{x_\ell} \exp\left[\frac{v_{wq}(x-x')}{2a_\vartheta}\right] \cdot \sum_{N_{wq}=-\infty}^{\infty} \left[K_0 \left(\frac{|v_{wq}| \sqrt{(x-x')^2 + (y \pm 2N_{wq} h_w)^2}}{2a_\vartheta} \right) \right] dx' + T_0. \quad (6.8)$$

Um Wärmeverluste durch Konvektion zu berücksichtigen, hat LOWIN (1980) das Modell von CARSLAW & JAEGER (1959) und ROSENTHAL (1946) um ein zweites Temperaturfeld

$$T_{konv}(x, z, t) = \frac{8 \dot{q}'' a_\vartheta^2 \alpha}{v_{wq}^2 \lambda_w^2} \exp\left[\frac{y \alpha}{\lambda_w}\right] \int_{-\infty}^0 t \cdot \exp\left[\frac{4 \alpha^2 a_\vartheta t}{\lambda_w^2}\right] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{y \lambda_w + 8 \alpha a_\vartheta t}{4 \lambda_w \sqrt{a_\vartheta t}}\right) \cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{(x+x_\ell) + 4v_{wq}t}{a_\vartheta \sqrt{a_\vartheta t}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{(x-x_\ell) + 4v_{wq}t}{a_\vartheta \sqrt{a_\vartheta t}}\right) \right] dt \quad (6.9)$$

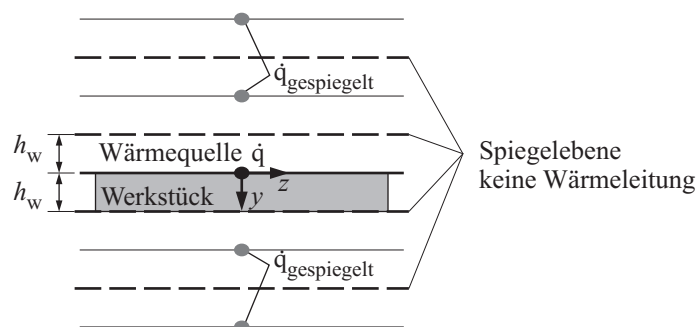


Bild 6.4: Methode der Spiegelquellen um zweiseitig begrenzte Körper zu repräsentieren

erweitert, das sich durch die kühlende Wirkung des Kühlmittels ergibt. Darin ist α der Wärmeübergangskoeffizient vom Werkstückmaterial zum Kühlmittel. Durch Superposition beider Temperaturfelder ergibt sich dann die Lösung für eine über einen begrenzten Körper bewegte Bandquelle zu

$$T_{\text{ges}}(x, y, t) = T(x, y) - T_{\text{konv}}(x, z, t). \quad (6.10)$$

Die theoretisch abgegebene Wärmemenge der Quelle ist über die Tangentialkraft F_t , die Kontaktfläche A_{kon} und die relative Geschwindigkeit zwischen Werkstück und Schleifscheibe

$$v_{\text{rel}} \approx v_c \pm v_{\text{ft}} \quad (6.11)$$

beschreibbar. Das negative Vorzeichen der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} steht dabei für das Gleichlaufschleifen, das positive Vorzeichen für das Gegenlaufschleifen. Zusätzlich zu den oben genannten Größen ist ein Skalierungsfaktor s_{θ} nötig, da nicht die gesamte erzeugte Energie als Wärme in das Bauteil gelangt, sondern ein Teil über die Späne und über die Schleifscheibe abgeführt wird. Zusammengefasst ergibt sich die auf die Fläche bezogene und pro Zeiteinheit abgegebene Wärmemenge

$$\dot{q}'' = s_{\theta} \frac{F_t v_{\text{rel}}}{A_{\text{kon}}}. \quad (6.12)$$

Für Flachsleifprozesse ohne Kühlung sind unter anderem bei MALKIN (1968), BRANDIN (1978) und MALKIN & GUO (2007) als Richtwert für den Skalierungsfaktor $0,6 < s_{\theta} < 0,85$ angegeben, der auch für das Längsnutenschleifen angewendet werden kann und sich in Experimenten bestätigt hat, siehe PAYREBRUNE ET AL. (2011).

Für Schleifvorgänge mit breiterer Schleifscheibe als das Werkstück ist die Kontaktfläche abhängig von der geometrischen Kontaktlänge ℓ_g und der Werkstückbreite b_w und ergibt sich zu

$$A_{\text{kon}} = \arccos\left(\frac{R_s - a_e}{R_s}\right) \cdot R_s b_w = \beta R_s b_w = \ell_g b_w. \quad (6.13)$$

Um die Wärmeenergie aus den Messungen der durchgeführten Längsschleifprozesse mit zylindrischen Werkstücken berechnen zu können, wird die reale, in **Bild 5.12** auf Seite 82 dargestellte Kontaktfläche herangezogen. Diese ergibt sich aus der Summe der lokalen Kontaktflächen $\Delta A_{\text{kon},i}$ aus Gl. (5.15) von Abschnitt 5.1 mit

$$A_{\text{kon}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{kon}}} \ell_{g,i}(x_{\text{kon},i}) \cdot 2 |z_{\text{kon}}(x_{\text{kon},i})| \quad (6.14)$$

mit der Anzahl an diskreten Werkstückelementen N_{kon} innerhalb der Kontaktzone.

Das ursprüngliche Modell der bewegten Bandquelle von CARSLAW & JAEGER (1959) setzte eine konstante Wärmeverteilung innerhalb des Bereichs der Wärmequelle voraus. Da beim Flachsleifprozess die Zustellungen sehr gering sind und damit der Öffnungswinkel β sehr klein ist, ist die Annahme einer konstanten bandförmigen Wärmequelle, die sich eben auf der

Werkstückoberfläche bewegt, vertretbar, vergleiche **Bild 6.5** a) und b). Auf Tiefschleifprozesse, wie das Werkzeugschleifen, lässt sich diese Annahme nicht übertragen. Deshalb wird die Gl. (6.8) um die Wärmeverteilung innerhalb der Kontaktzone für Tiefschleifprozesse nach ROWE & JIN (2001) und ROWE (2001) erweitert. Ihre Annahme besagt, dass die Wärmeverteilung proportional zum Materialabtrag ist. Wie in **Bild 5.14** auf Seite 83 zu sehen, ist am Kontaktbeginn der größte lokale Materialabtrag und demnach die größte Wärmeeinbringung. ROWE & JIN führen deshalb in erster Näherung eine dreiecksförmige Wärmequelle

$$\dot{q}''_{\Delta}(x) = \bar{q}'' \cdot \left(1 + \frac{2x}{\ell_g}\right) \quad \text{mit} \quad -\frac{\ell_g}{2} < x < \frac{\ell_g}{2} \quad (6.15)$$

mit der mittleren Wärmeenergie pro Zeiteinheit und Fläche \bar{q}'' ein, siehe **Bild 6.5** c). Weitere Untersuchungen von ROWE & JIN haben gezeigt, dass die Temperaturverteilung für Tiefschleifprozesse noch besser abgebildet werden kann, wenn der Neigungswinkel γ zwischen x -Achse und Quellenebene berücksichtigt wird. Das zu diesem Modell gehörende Quellenprofil ist in **Bild 6.5** d) schematisch dargestellt. Der Neigungswinkel lässt sich wiederum aus prozessspezifischen Parametern, wie der Zustellung a_e und dem Schleifscheibenradius R_s mit

$$\gamma = \arctan \frac{a_e}{\sqrt{R_s^2 - (R_s - a_e)^2}} \quad (6.16)$$

berechnen. Wird die geneigte dreiecksförmige Wärmequelle in Gl. (6.8) eingefügt, ergibt sich nun die Temperaturverteilung

$$T(x, y) = \frac{1}{2\pi\lambda} \int_{-x_{\ell}}^{x_{\ell}} \bar{q}'' \cdot \left(1 + \frac{2x'}{\ell_g}\right) \exp \left[\frac{v_{wQ}(x - x' \cos(\gamma))}{2a_{\vartheta}} \right] \cdot \sum_{N_{wQ}=-\infty}^{\infty} \left[K_0 \left(\frac{|v_{wQ}| \sqrt{(x - x' \cos(\gamma))^2 + (y \pm 2N_{wQ} h_w - x' \sin(\gamma))^2}}{2a_{\vartheta}} \right) \right] dx' + T_0. \quad (6.17)$$

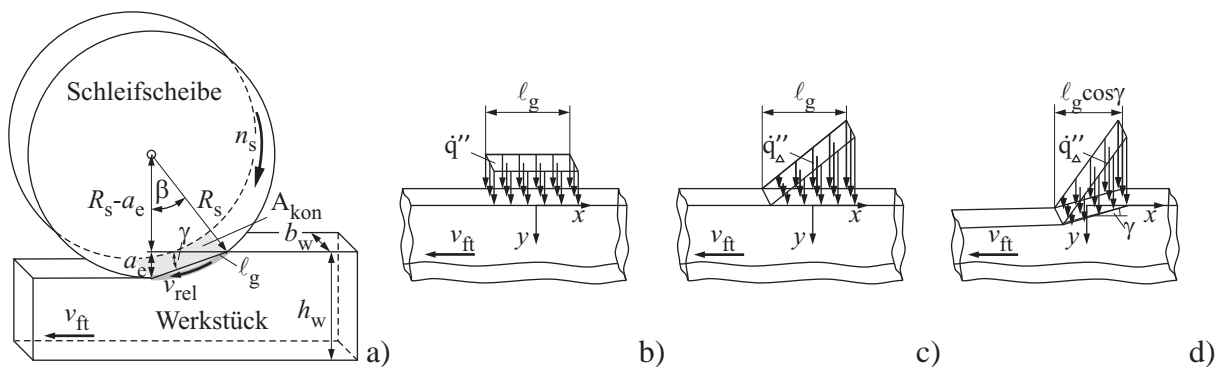


Bild 6.5: Geometrische Abmaße der Wärmequellen a) und Wärmequellenprofil für einen Flachschleifprozess b) und einen Tiefschleifprozess c) mit gedrehter Wärmequelle d)

Zur Verdeutlichung der Abhängigkeit der Temperaturverteilung im Werkstück vom gewählten Quellenprofil sind verschiedene Temperaturverteilungen für halbbunendliche Körper berechnet worden und in **Bild 6.6** dargestellt. Die Temperaturfelder zeigen dabei die quasistationäre Wärmeverteilung innerhalb des Werkstücks, die sich nach der Aufwärmphase am Schleifbeginn ergeben. Als Referenz dient eine Bandquelle mit Rechteckprofil, die mit einem gedrehten und nicht gedrehten Dreiecksprofil und einem Rechteckprofil mit doppelter Intensität bei halbiertem Kontaktfläche verglichen wird. Die gewählten Parameter sind für diese Rechnung die Geschwindigkeit der Wärmequelle $v_{wQ} = 200 \text{ mm/min}$, die Zustellung $a_e = 1 \text{ mm}$ und der Schleifscheibenradius $R_s = 62,5 \text{ mm}$, wodurch sich die geometrische Kontaktlänge $l_g = 11 \text{ mm}$ und der Neigungswinkel $\gamma = 5^\circ$ ergeben. Da für den geringen Neigungswinkel der Einfluss auf das Temperaturfeld schlecht erkennbar ist, wird die Einflussanalyse abweichend mit $\gamma = 15^\circ$ durchgeführt. Die eingebrachte Gesamtenergie der Quellen ist bei allen Berechnungen $\dot{q}'' = 5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$.

In **Bild 6.6** sind die Temperaturverteilungen für die vier verschiedenen Wärmequellen sowie die Abweichung zwischen dem Referenz-Rechteckprofil und den weiteren Wärmequellenprofilen gezeigt. Der Vergleich zwischen Rechteckprofil der Referenzquelle und Dreieckprofil zeigt eine Verschiebung der maximalen Temperatur nach rechts in Richtung des ersten Kontakts zwischen Quelle und Werkstück. Dies ist im Differenzbild **Bild 6.6 b)** deutlich als weißer Bereich zu erkennen. Am Ende des Quellenprofils liegt die Temperatur des Dreieckprofils unterhalb der des Rechteckprofils, wodurch sich für die Differenz $T_{\text{diff}} = T_{\text{dreieck}} - T_{\text{rechteck}}$ negative Werte ergeben, die als dunkler Bereich dargestellt sind. Am bereits geschliffenen Werkstückende auf der linken Seite sind die Werkstücktemperaturen für die beiden Quellenprofile identisch, was durch die gleiche eingebrachte Gesamtwärmemenge bei vernachlässigtem Wärmeverluste über die Oberfläche auch plausibel ist. Bei einer zusätzlichen Drehung der dreiecksförmigen Wär-

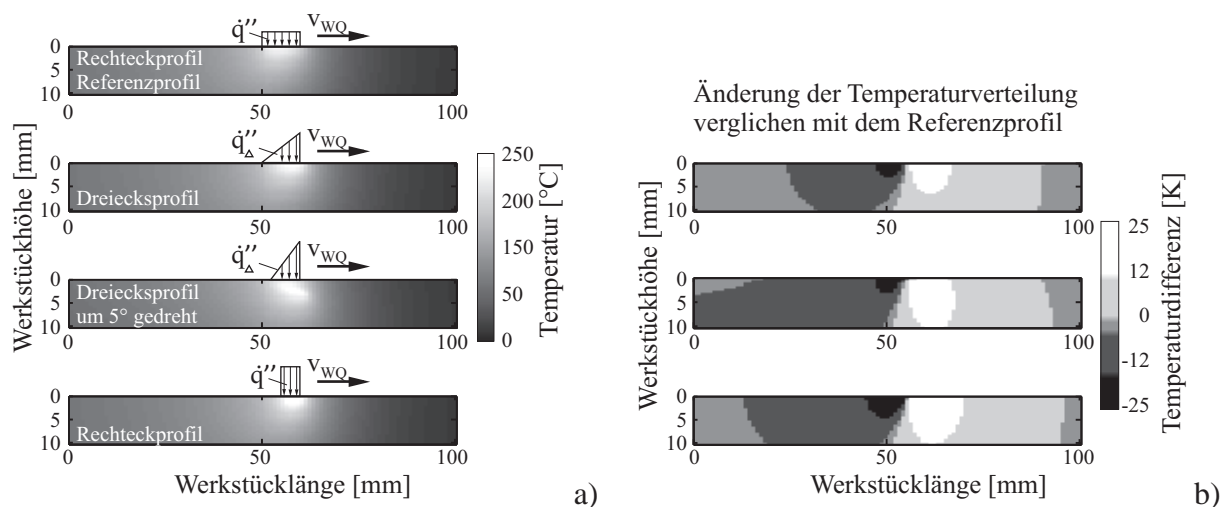


Bild 6.6: Berechnete Temperaturverteilung in Abhängigkeit des Wärmequellenprofils a) und die relative Änderung der Temperaturverteilung verglichen zur Referenzquelle b)

mequelle um $\gamma = 15^\circ$ reicht der Einfluss des hohen Temperaturbereichs am Quellenanfang bis in tiefere Schichten des Werkstücks, wohingegen der hintere Teil des Werkstücks weniger stark erwärmt wird. Bis sich eine quasistationäre Wärmeverteilung im Werkstück eingestellt hat, wie am linken Werkstückende an der Oberfläche zu erkennen, wird für die gedrehte Wärmequelle eine deutlich längere Zeit benötigt. Der Vergleich zwischen den rechteckigen Quellenprofilen zeigt eine deutlich höhere Temperatur im Bereich des Kontakts für die Rechteckquelle mit doppelter Intensität bei halbiertes Kontaktfläche, die durch die höhere lokale Intensität der Wärmequelle verursacht wird. Im Bereich hinter der Wärmequelle liegt die Temperatur wiederum unterhalb der der Referenzquelle. Diese Beispielrechnungen zeigen sehr deutlich den Einfluss des Wärmequellenprofils auf die Temperaturverteilung im Werkstück.

Da das Werkzeugschleifen ein Tiefschleifprozess ist und gezeigt wurde, dass die Drehung der Wärmequelle einen deutlichen Einfluss auf die Temperaturverteilung hat, wird die Wärmequelle mit einem gedrehten Dreiecksprofil abgebildet. Gegenüber der Bandquelle ergeben sich für die Dreieckquelle höhere Temperaturen im Kontaktbereich, wodurch sich die Gefahr von Schleifbrand erhöht und diese mit dem Modell der gedrehten Dreiecksquelle besser vorhergesagt werden kann.

Um das vorgestellte Modell auf seine Gültigkeit zu überprüfen sind Berechnungen für Längsschleifversuche durchgeführt worden, die bereits in Abschnitt 4.2 ab Seite 53 und **Bild 4.3** erläutert worden sind. Die Schleifscheibenbreite überdeckt bei diesen Versuchen die gesamte Werkstückbreite, so dass von einer Bandquelle ohne Temperaturleitung quer zur Werkstückachse ausgegangen werden kann. Der mit einer Wärmebildkamera aufgenommene Schleifversuch ist in **Bild 6.7 a)** gezeigt. Als Werkstücke sind quadratische Stahlprofile eingesetzt worden, für die es gesicherte Materialkenndaten der Wärmeleitung gibt, was für Hartmetall teilweise nicht der Fall ist. Um die Temperaturverteilung im Werkstück mittels Thermographiekamera erfassen zu können sind die Versuche ohne den Einsatz von Kühlmittel durchgeführt worden, wodurch die maximale Zustellung für den verwendeten Testaufbau auf $a_e = 100 \mu\text{m}$ begrenzt ist. Basierend auf die während der Versuche aufgezeichneten Schleifkräfte ist der Energieein-

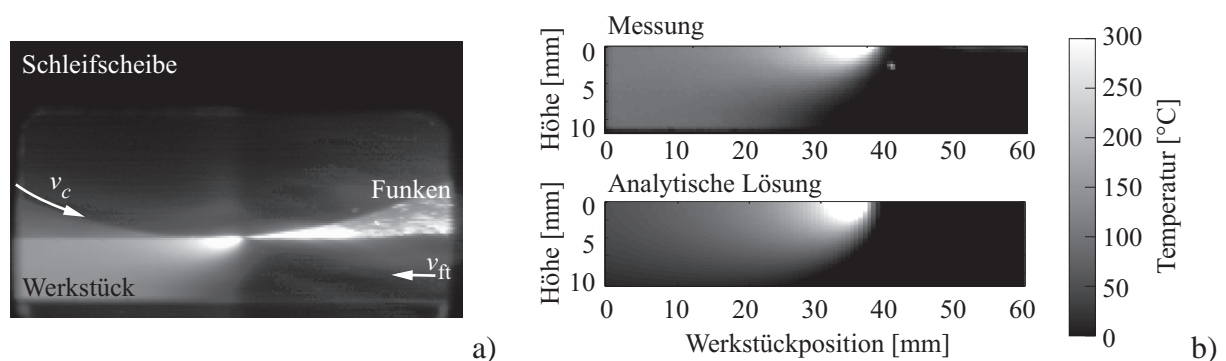


Bild 6.7: Thermographische Darstellung der Trockenschleifversuche a) und Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverteilungen für quadratische Stahlprofile b)

trag in das Werkstück über Gl. (6.12) bestimmt und als Eingangsparameter für die analytische Berechnung verwendet worden. Der Skallierungsfaktor s_θ für den Wärmeeintrag in das Werkstück ist in Anlehnung an die Autoren MALKIN (1968) und BRANDIN (1978) auf $s_\theta = 0,65$ festgesetzt worden. Die Ergebnisse der gemessenen und berechneten Temperaturverteilungen sind in **Bild 6.7 b**) dargestellt. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung von analytischer Lösung und Messung zu erkennen. Die durch die Berechnung leicht überschätzte Temperaturverteilung im Bereich der Wärmeeinflusszone hängt mit den idealisierten Annahmen des Modells zusammen, die im Testbetrieb nicht auftreten. Mit dem vorgestellten Modell ist aber dennoch eine zufriedenstellende Abschätzung der Temperaturverteilung und damit die Vorhersage von kritischen Werkstücktemperaturen während des Schleifens möglich.

Einschränkend können mit dem analytischen Modell nur geometrisch einfache Formen und Schleifprozesse abgebildet werden, wie z. B. das Längsnutenschleifen. Für die Berechnung der Temperaturverteilung beim Werkzeugschleifen mit spiralförmigen Nuten sind numerische Lösungsmethoden, wie die Finite Elemente Methode, nötig. Da diese Methode im Gegensatz zur analytischen sehr zeitaufwändig ist, und die Abschätzung der Werkstückwärmerung durch die analytische Methode für die betrachteten Längsschleifprozesse ausreichend genau ist, wird in dieser Arbeit auf eine finite Elemente Berechnung verzichtet.

7 Gesamtsimulation des Werkzeugschleifens

Auf Basis der in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Untersuchungsergebnissen ist für die Werkzeugschleifbearbeitung das in **Bild 7.1 a)** gezeigte mechanische Ersatzmodell entwickelt worden. Es beinhaltet die geometrieabhängigen dynamischen Werkstückeigenschaften, die rotierende Schleifscheibe mit Oberflächentopographie $R_s(\varphi)$ und die Kontaktformulierung für endlich viele Kontaktpunkte. Die Maschinenstruktur, wie die Spindelaufhängung und Werkstückeinspannung, gehen als Randbedingungen in die Parametrierung der Feder-Dämpfer-Elemente ein. Die Simulationsroutine und die Verknüpfung der verschiedenen Module sind im Blockschaltbild **Bild 7.1 b)** dargestellt. Im Gesamtmodell werden die einzelnen Module in folgender Reihenfolge in jedem Simulationsschritt durchlaufen, bzw. vor der Routine für die Grundkonfiguration geladen,

- Bestimmung der Kinematik durch die Prozessparameter
- Berechnung der Werkstückgeometrie,
- Beschreibung der Schleifscheibengeometrie und
- Beschreibung des Schleifscheibenverschleißes,
- Berechnung des Kontaktes und Materialabtrags,
- Berechnung der Schleifkräfte,
- Berechnung der Systemdynamik und
- Berechnung der Werkstücktemperatur.

Um den Materialabtrag im Kontaktbereich berechnen zu können sind als Eingangsparameter die momentane Lage von Schleifscheibe und Werkstück nötig, die über die Kinematik und den damit verbundenen Prozessparametern a_e , v_{ft} und v_c beschrieben wird. Darüber hinaus gehen die Oberflächengeometrien beider Körper in die Kontakt- und Materialabtragsberechnung ein, die in gesonderten Modulen nach jedem Simulationsschritt neu berechnet werden. Das Werkstück erfährt durch den Materialabtrag eine stetig ändernde Geometrie sowie eine Verformung, die durch die Schleifkräfte hervorgerufen und über die Bewegungsgleichung des Systems beschrieben wird. Für die Schleifscheibe wird eine Ausgangstopographie bestimmt, die sich während

der Schleifbearbeitung aufgrund des Verschleißes ändern kann. Der Verschleiß ist wiederum abhängig von den Schleifkräften, die sowohl auf das Werkstück wie auch auf die Schleifscheibe wirken. Mit den im Kontakt- und Materialabtragsmodul berechneten lokalen Zustellungen und den sich ergebenden geometrischen Kontaktlängen können die lokalen Spannungen, bzw. lokalen Kräfte über das auf einer empirischen Datenbasis basierende Kraftmodell ermittelt werden. Eine Erweiterung des Abtrags- und Kraftmodells ist die Berücksichtigung der lokalen elastischen und plastischen Materialverformungen. Beide Verformungsanteile, die in der berechneten Eindringtiefe $a_{e, \text{lokal}}$ der Schleifkörner zusammengefasst sind, gehen in die Berechnung der Schleifkräfte ein. Der durch plastische Verformung tatsächlich abgetragenen Anteil an der Eindringtiefe $a_{e, \text{lokal}}$ wird über den Skalierungsfaktor s_{Abtrag} bestimmt. Für die Beschreibung der Dynamik des Systems und der Verformung des Werkstücks sind neben den Schleifkräften auch die mechanischen Eigenschaften des Werkstücks und der Einspannung nötig, die über dessen Geometrie definiert sind. Gleichzeitig wird die Position des Schleifscheibenmittelpunktes in y -Richtung über eine weitere Bewegungsgleichung bestimmt. Die Mittelpunktslage ist dabei ebenfalls von den Schleifkräften abhängig.

Die Berechnung der Temperaturverteilung im Werkstück, auf Basis des tangentialen Kraftanteils, erfolgt momentan nach dem Durchlauf der Schleifsimulation. Dies ist deshalb möglich, da sich die Materialeigenschaften des Hartmetalls innerhalb des berechneten Temperaturbereichs kaum verändern und die Werkstücktemperatur damit nur einen geringen Einfluss auf die Systemdynamik hat. Bei Werkstoffen, deren Materialeigenschaften stark temperaturabhängig sind, wäre die Temperatur parallel zur Dynamiksimulation zu berechnen und gegebenenfalls die temperaturabhängigen Eigenschaften im Dynamikmodul, sowie die Kraftberechnung anzupassen.

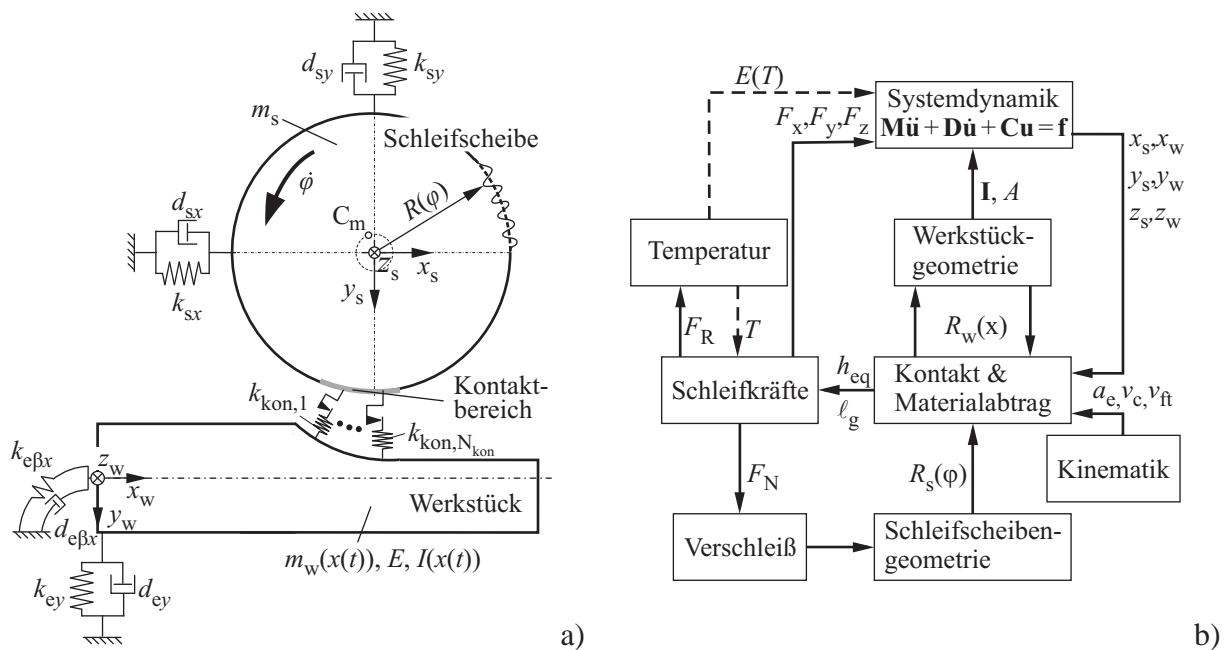


Bild 7.1: Mechanisches Ersatzmodell für den Werkzeugschleifprozess a) und Blockschaltbild des Ablaufs der Schleifsimulation b)

Die durch die Systemdynamik beschriebenen Verformungen des Werkstücks und der Schleifscheibenaufhängung fließen letztendlich wieder in die Kontakt- und Materialabtragsberechnung des nächsten Simulationsschrittes ein.

Mit dem erstellten Modell für Schleifprozesse von lang auskragenden Werkstücken können nicht nur die quasistatischen Wechselwirkungen zwischen Struktur und Prozess, wie Werkstückverformung und Eigenfrequenzverläufe beschrieben, sondern auch hochdynamische Kraftverläufe in Abhängigkeit der Schleifscheibenumdrehung abgebildet werden. Die Gültigkeit des Modells, sowie der Einfluss der verschiedenen Module auf die Simulationsergebnisse für Schleifkraft, Geometrie und Werkstücktemperatur werden im Folgenden durch den Vergleich mit ausgewählten Schleifexperimenten durchgeführt. Da im Besonderen die richtige Abbildung der Geometriefehler des Werkstücks aufgrund seiner Verformung von hohem Interesse ist, die Geometrie an real geschliffenen Werkstücken jedoch nicht mit der nötigen Präzision gemessen werden kann, wird sich beim Vergleich von Simulation und Messung auf Schleifbearbeitungen mit Längsnuten beschränkt. Die charakteristischen Merkmale des Werkzeugschleifens, wie veränderliche mechanische Eigenschaften und starke Werkstückverformungen bleiben dabei erhalten. Neben den über Versuche validierbaren Rechnungen wird das Modell darüber hinaus auf abgewandelte Schleifoperationen angewendet, wie z. B. für Radius-, Längen- und Querschnittsänderungen des Werkstücks. Die Standardparameter für die Simulationen sind dabei, wenn nicht anders angegeben, in **Tabelle 7.1** aufgelistet.

Tabelle 7.1: Gewählte Standardparameter für die Schleifsimulationen

Werkstückradius	$R_w = 5 \text{ mm}$
Werkstücklänge	$\ell_w = 100 \text{ mm}$
Schleifscheibennennradius	$R_{s,\text{nenn}} = 62,5 \text{ mm}$
Exzentrizität	$\hat{e} = 30 \mu\text{m}$
Wellenamplitude	$\hat{w} = 27 \mu\text{m}$
Wellenzahl	$s_1 = 11$
Anzahl der Oberwellen	$N_{ow} = -$
Größe der Schleifkörner	$d_{\text{Korn}} = 54 \mu\text{m}$
Skal. Faktor der Rauheit	$s_{rau} = 27 \mu\text{m}$
Skal. Faktor des Abtrags	$s_{\text{Abtrag}} = 1/10\,000$
Zustellung	$a_e = 1 \text{ mm}$
Vorschubgeschwindigkeit	$v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$
Schnittgeschwindigkeit	$v_c = 18 \text{ m/s}$
Simulationszeitschrittweite	$\Delta t = 1 \times 10^{-4} \text{ s}$
Verschleiß der Schleifscheibe	ausgeschaltet

7.1 Einfluss der Simulationsmodule

Das vorgestellte Schleifmodell besteht aus verschiedenen Modulen, die für die Simulation gekoppelt werden. Der Einfluss der Module für die Beschreibung der dynamischen Verformung des Werkstücks und der Schleifscheibe, sowie der Einfluss der Schleifscheibentopographie auf die Simulationsergebnisse soll nachstehend am Gesamtmodell untersucht werden. Hierfür sind Simulationen mit starrem Werkstück ohne Berücksichtigung der Dynamik und der Topographie ① sowie nur mit Berücksichtigung der Dynamik ② bzw. der Schleifscheibentopographie ③ und mit der Kombination aus beiden Modulen ④ durchgeführt worden. Die Simulationsparameter für diese Studie sind der **Tabelle 7.1** zu entnehmen. Die Ergebnisse der berechneten Schleifkräfte in y -Richtung über der zurückgelegten Bearbeitungszeit sind in **Bild 7.2** dargestellt. Die dazugehörigen Ergebnisse für die Kraftanteile in x -Richtung sind im Anhang D.2 angegeben.

Der Vergleich der Schleifkräfte zeigt deutliche Unterschiede für die vier Simulationsvarianten. Die berechnete Schleifkraft für Simulationsvariante ①, ohne Berücksichtigung der dynamischen Eigenschaften und der Schleifscheibentopographie, sowie für Variante ②, mit Berücksichtigung der dynamischen Eigenschaften, jedoch unter Vernachlässigung der Schleifscheibentopographie zeigen konstante Kraftverläufe ohne Kraftschwankungen. Dies rührt daher, dass sich durch die ideal runde Schleifscheibe keine Variationen des Materialabtrags über der Zeit ergeben, nachdem die Einlaufphase der Schleifscheibe beendet ist. Für die beiden Simulationsvarianten, mit Berücksichtigung der Schleifscheibentopographie aber unter Vernachlässigung der dynamischen Werkstückeigenschaften ③, und sowohl mit Berücksichtigung der Schleifscheibentopographie als auch der dynamischen Werkstückeigenschaften

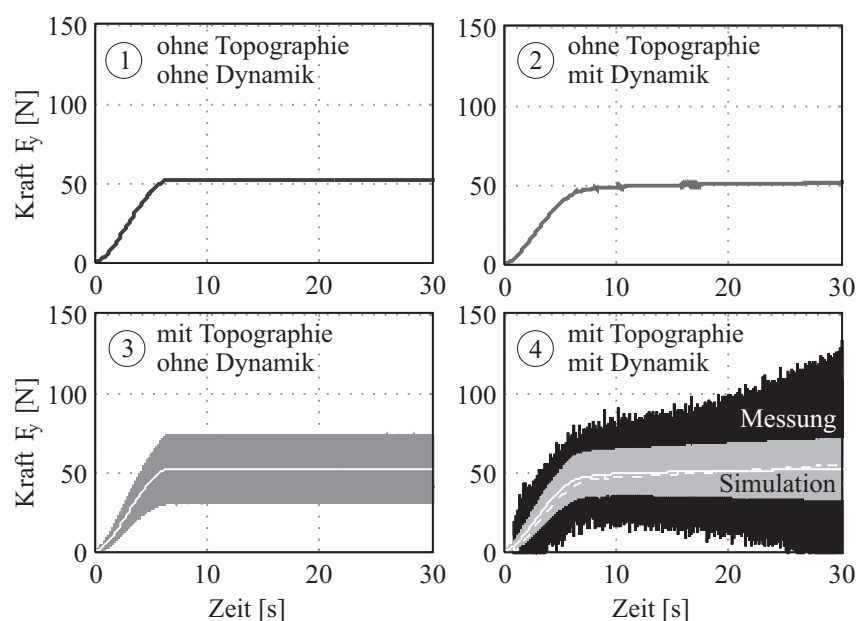


Bild 7.2: Einfluss verschiedener Simulationsmodule auf die Berechnung der Schleifkräfte

④, ergeben sich wiederum sehr ähnliche Kraftverläufe mit deutlichen Schwankungen der Schleifkraft. Diese ergeben sich durch die zeitveränderlichen Eingriffsbedingungen aufgrund der Oberflächenwelligkeit der Schleifscheibe. Für Simulationsvariante ④ ist über der zeitlichen Schleifbearbeitung ein leichter Anstieg der Kraftamplitude zu erkennen, je näher die Kontaktzone Richtung Einspannung wandert, bzw. je länger die Schleifbearbeitung dauert. Dies ist durch die steigende Steifigkeit des Werkstücks mit kürzerer Auskraglänge zu erklären, wodurch sich die Werkstückverformung verringert und mehr Material abgetragen wird als am Anfang der Schleifbearbeitung. Die Wechselwirkung zwischen Eingriffsbedingungen, Kraftverlauf und Werkstückschwingung treten bei der Variante ③, mit starrem Werkstück, nicht auf, wodurch hier die Amplituden über dem gesamten Schleifweg konstant bleiben.

Der Vergleich der Simulationsvariante ④ mit der dazugehörenden Messung zeigt eine gute Übereinstimmung der gemittelten Kräfte, die in **Bild 7.2 d)** als weiße Linien dargestellt sind, und gibt die Amplitudenvergrößerung der Schleifkräfte tendentiell wieder, womit die Notwendigkeit der dynamischen Werkstückverformung mit elastischer Einspannung und mit Berücksichtigung der Schleifscheibentopographie deutlich wird. Der Vergleich der Variante ④ mit den gemessenen zeitveränderlichen Schleifkräften, die in **Bild 7.2 d)** schwarz dargestellt sind, zeigt jedoch, dass die Amplitudenänderung der Kraft im Experiment sehr viel stärker ausgeprägt ist, als von der Simulation wiedergegeben wird. Die gemessene Kraftamplitude steigt zwischen der 10. und der 30. Sekunde der Schleifbearbeitung von $\hat{F}_y = 30 \text{ N}$ auf fast 70 N an. Der Amplitudenanstieg der berechneten Schleifkräfte beträgt im gleichen Zeitraum hingegen nur $\Delta\hat{F}_y = 5 \text{ N}$. Da der Vergleich der mittleren Kräfte und der dynamischen Kraftverläufe in **Bild 7.3** sowie der Geometriefehler in **Bild 7.4** zwischen der Simulationsvariante ④ mit Berücksichtigung der dynamischen Werkstückverformung und der Schleifscheibentopographie und der Messung sehr gute Übereinstimmungen zeigt, ist die starke Amplitudenerhöhung auf Einwirkungen zurückzuführen, die auf die Geometrie des Werkstücks keinen signifikanten Einfluss ausübt.

Beim direkten Vergleich der mittleren Kräfte für die vier Simulationsvarianten in **Bild 7.3 a)** sind ebenfalls Unterschiede in den Ergebnissen festzustellen. Für die starren Werkstücke aus Variante ① und ③ ist im Verlauf der mittleren Kraft ein scharfer Knick im Übergang von der Einlaufphase der Schleifscheibe zum stationären Bereich zu erkennen. Dieser Verlauf ist unter Berücksichtigung der dynamischen Werkstückverformung für Variante ② und ④ deutlich flacher und gibt den gemessenen Kraftverlauf sehr gut wieder. Mit allen vier Simulationsvarianten ergeben sich annähernd gleiche stationäre Kraftverläufe, die sich umso weiter einander annähern, je näher sich der Schleifkontakt der Einspannung nähert und sich die Werkstückverformung reduziert. Der zeitliche Kraftverlauf über wenige Schleifscheibenumdrehungen für die Simulationsvarianten ③ und ④ zeigt zusätzlich für die zeitabhängigen Kraftänderungen sehr gute Übereinstimmungen zu den Messungen, wie im **Bild 7.3 b)** zu sehen. Die

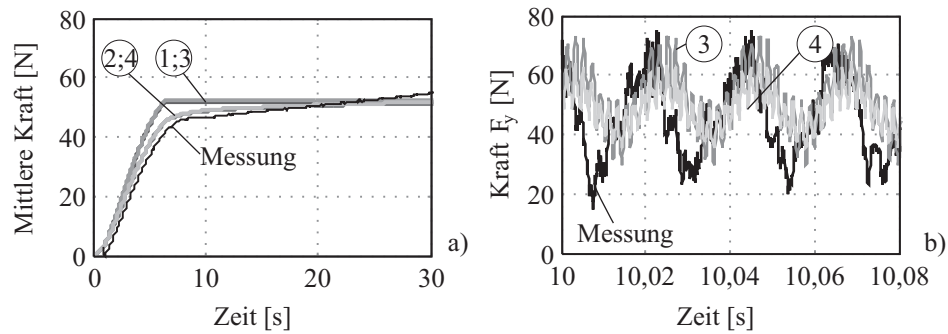


Bild 7.3: Vergleich der Messungen mit berechneten mittleren Kräften in Abhängigkeit der Simulationsmodule a) und der dynamischen Kraftverläufe über mehrere Schleifscheibenumdrehungen b)

lokalen Maxima und Minima können den wechselnden Eingriffsbedingungen aufgrund der Schleifscheibenwelligkeit zugeordnet werden, so dass ein direkter Zusammenhang zwischen Schleifscheibentopographie und Verlauf der Schleifkraftschwankungen besteht und mit der Schleifsimulation abgebildet werden kann.

Der Einfluss der Werkstückverformung und der Schleifscheibentopographie ist ebenfalls an der geschliffenen Oberfläche und an den relativen Geometriefehlern, die in **Bild 7.4** dargestellt sind, zu beobachten. Ohne die Berücksichtigung der Werkstückverformung wird die vordefinierte Zustellung a_e erreicht und es ergeben sich keine Geometriefehler für die Simulationsvarianten ① und ③. Bei Berücksichtigung der Werkstückverformung ergeben sich für die beiden Simulationsvarianten ②, unter Vernachlässigung der Schleifscheibentopographie, und ④, mit berücksichtigter Topographie, deutliche Geometriefehler, die mit der gemessenen Werkstückgeometrie sehr gut übereinstimmen. Die Geometrieabweichungen am Werkstückende beträgt dabei etwa $115 \mu\text{m}$. Je näher sich die Schleifscheibe Richtung Einspannung bewegt, desto steifer verhält sich das Werkstück und desto geringer Geometriefehler ergeben sich. Am Ende der Nut, bei der Werkstückposition $x = 5 \text{ mm}$, verbleibt dennoch eine unerwünschte Geometrieabweichung von $20 \mu\text{m}$ zum Sollwert.

Die Simulationsstudie hat gezeigt, dass die Werkstückgeometrie und der Übergang des Kraftverlaufs zwischen Einlaufphase und dem stationären Kontaktbereich der Schleifschei-

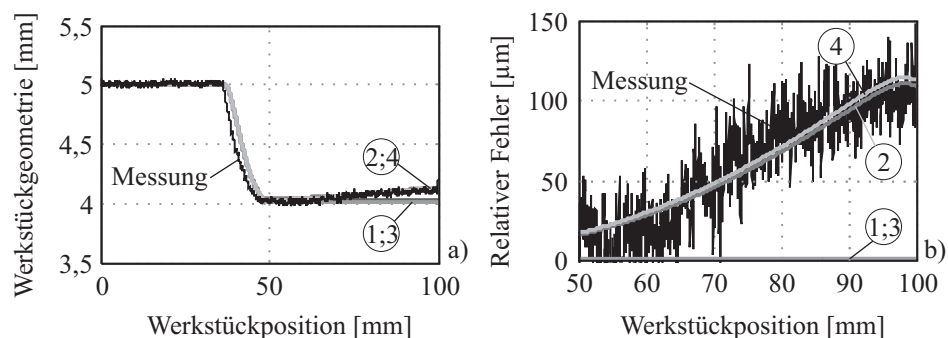


Bild 7.4: Einfluss verschiedener Simulationsmodule auf die Werkstückgeometrie a) und die relativen Geometriefehler b)

be besonders durch die Elastizität von Werkstück und Einspannung beeinflusst wird. Die Kraftamplituden ergeben sich jedoch erst durch die Berücksichtigung der veränderlichen Eingriffsbedingungen aufgrund der Schleifscheibentopographie. Mit der Berücksichtigung der Werkstückverformung und Einspannelastizität ergibt sich eine sehr gute Wiedergabe der Werkstückgeometrie, doch erst durch die Kombination aus Werkstückverformung und Schleifscheibentopographie können die Wechselwirkungen zwischen Schleifprozess und Struktur korrekt abgebildet werden. Die Berücksichtigung beider Module ist daher in der Schleifsimulation notwendig und wird für die weiteren Simulationen berücksichtigt.

7.2 Variation der Prozessparameter

Wie schon in Kapitel 5 gezeigt, üben die Prozessparameter einen großen Einfluss auf die Schleifkräfte und auf die Geometriefehler aus. Die korrekte Wiedergabe der Wechselwirkungen und der daraus resultierende Einfluss der Prozessparameter auf das Schleifergebnis wird nachstehend an Parameterstudien überprüft. Dazu werden die Zustellung a_e , die Schnittgeschwindigkeit v_c und die Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} variiert und die Simulation mit Messungen verglichen. Darüber hinaus werden zur Plausibilitätsprüfung weitere Parameterkombinationen eingestellt, die in Versuchen noch nicht getestet worden sind. In der **1. Parameterstudie**, mit den in **Bild 7.5** dargestellten neun Diagrammen für die zeitabhängigen Verläufe der Normalkraft in y -Richtung, sind in horizontaler Richtung die Zustellung zwischen $a_e = 0,4$ mm und 1,8 mm und in vertikaler Richtung die Vorschubgeschwindigkeit zwischen $v_{ft} = 75$ mm/min und 200 mm/min bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18$ m/s variiert worden. Für fünf der Simulationen existieren zusätzlich Messdaten, die in schwarz dargestellt sind. Die gefilterten, mittleren Kräfte sind für die Berechnungen mit einer durchgezogenen weißen Linie, für die Messungen mit einer gestrichelten weißen Linie angegeben. Die dazugehörigen Kraftverläufe in x -Richtung sind dem Anhang D.3 zu entnehmen.

Der Vergleich der Simulationsergebnisse innerhalb einer Diagramm-Reihe zeigt einen Anstieg der mittleren Schleifkräfte und der Kraftamplitude mit steigender Zustellung a_e und korrespondiert mit den Beobachtungen der Messungen. Das Verhalten innerhalb einer Diagramm-Spalte ist ähnlich, wobei der Anstieg mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} sehr viel geringer ist. Anhand des proportionalen Zusammenhangs aus Prozessparametern und äquivalenter Zustellung h_{eq} über Gl. (5.3) auf Seite 71 und der Abhängigkeit der Kontaktspannungen von h_{eq}/ℓ_g nach Gl. (5.6) ist der Anstieg der mittleren Kraft zu erklären. Mit steigender Vorschubgeschwindigkeit und Zustellung ergeben sich größere äquivalente Spannungsdicken, die wiederum zu höheren Spannungen bzw. Schleifkräften führen. Bei der hier betrachteten Parameterstudie sind die Werte für Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit im gleichen Maße um den Faktor 2,5 variiert worden. Der stark unterschiedliche Anstieg der mittleren Kräfte für die beiden Parame-

ter ist somit vornehmlich mit der geometrischen Kontaktlänge ℓ_g und der damit verbundenen Vergrößerung der Kontaktfläche zu begründen, die sich für variable Zustellung ändern, wohingegen sie für veränderte Vorschubgeschwindigkeiten konstant bleiben.

Die Kraftverläufe mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ und variabler Zustellung $a_e = 0,4 \text{ mm}$, 1 mm und $1,8 \text{ mm}$ zeigen qualitativ sehr gute Übereinstimmungen mit den Messungen. Der überproportionale Anstieg der Kraftamplitude für längere Schleifzeiten wird, wie schon in Abschnitt 7.1 erörtert, nur in sehr geringem Maße wiedergegeben, wohingegen die mittleren Kräfte mit den Messungen sehr gut korrelieren. Der Vergleich von Messung und Rechnung für eine konstante Zustellung $a_e = 1 \text{ mm}$ und variable Vorschubgeschwindigkeiten $v_{ft} = 75 \text{ mm/min}$, 100 mm/min und 200 mm/min zeigt, dass die mittlere Kraft mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit von der Simulation unterschätzt wird. Dieses Verhalten ist bereits in Abschnitt 5.3 in **Bild 5.21** zu sehen und diskutiert worden. Eine mögliche Ursache ist die Schärfeänderung der Schleifscheibe die sich während langer Schleifbearbeitungszeiten ergibt. Dadurch entstehende Abweichungen der Schleifkräfte sind bis zu 50 % möglich. Die Beeinflussung der Schleifkräfte durch die Schärfeänderung ist im Schleif-

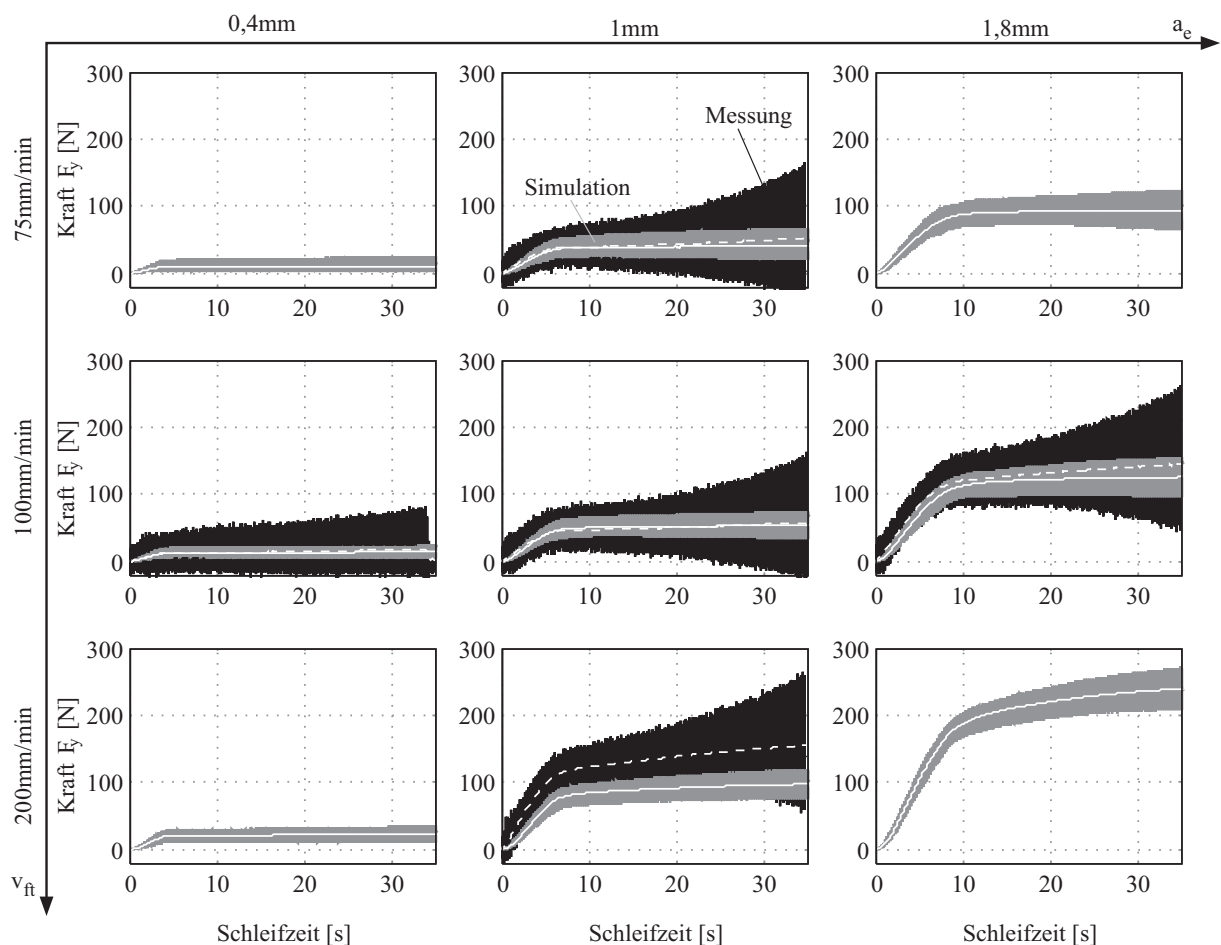


Bild 7.5: Simulationsergebnisse der Schleifkraft in y -Richtung für variable Zustellung a_e und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18 \text{ m/s}$

modell nicht berücksichtigt, wodurch sie die Abweichungen der Simulationsergebnisse von den Messungen erklären lassen.

Die Ergebnisse der Kraftverläufe in y -Richtung über der Schleifzeit für die **2. Parameterstudie** sind in **Bild 7.6** dargestellt. Die Kraftverläufe für die x -Richtung sind wiederum dem Anhang D.3 zu entnehmen. Bei dieser Diagrammabfolge ist die Zustellung in horizontaler Richtung zwischen $a_e = 0,4$ mm und 1,8 mm und die Schnittgeschwindigkeit in vertikaler Richtung zwischen $v_c = 12$ m/s und 24 m/s geändert worden. Die zur ersten Parameterstudie geänderte Zustellung $a_e = 0,8$ mm statt 1 mm hängt damit zusammen, dass die zum Vergleich dienenden Experimente ebenfalls mit dieser Zustellung durchgeführt worden sind. Die Simulationen, wie auch die Messungen sind mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100$ mm/min durchgeführt worden.

Entlang einer Diagramm-Zeile ist wieder der Anstieg der mittleren Kräfte und der Amplituden mit zunehmender Zustellung a_e zu erkennen. Für eine konstante Zustellung reduzieren sich hingegen die mittleren Kräfte mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit, wie in der Diagramm-Spalte mit $a_e = 1,8$ mm sehr deutlich zu sehen, was wiederum über den antiproportionalen

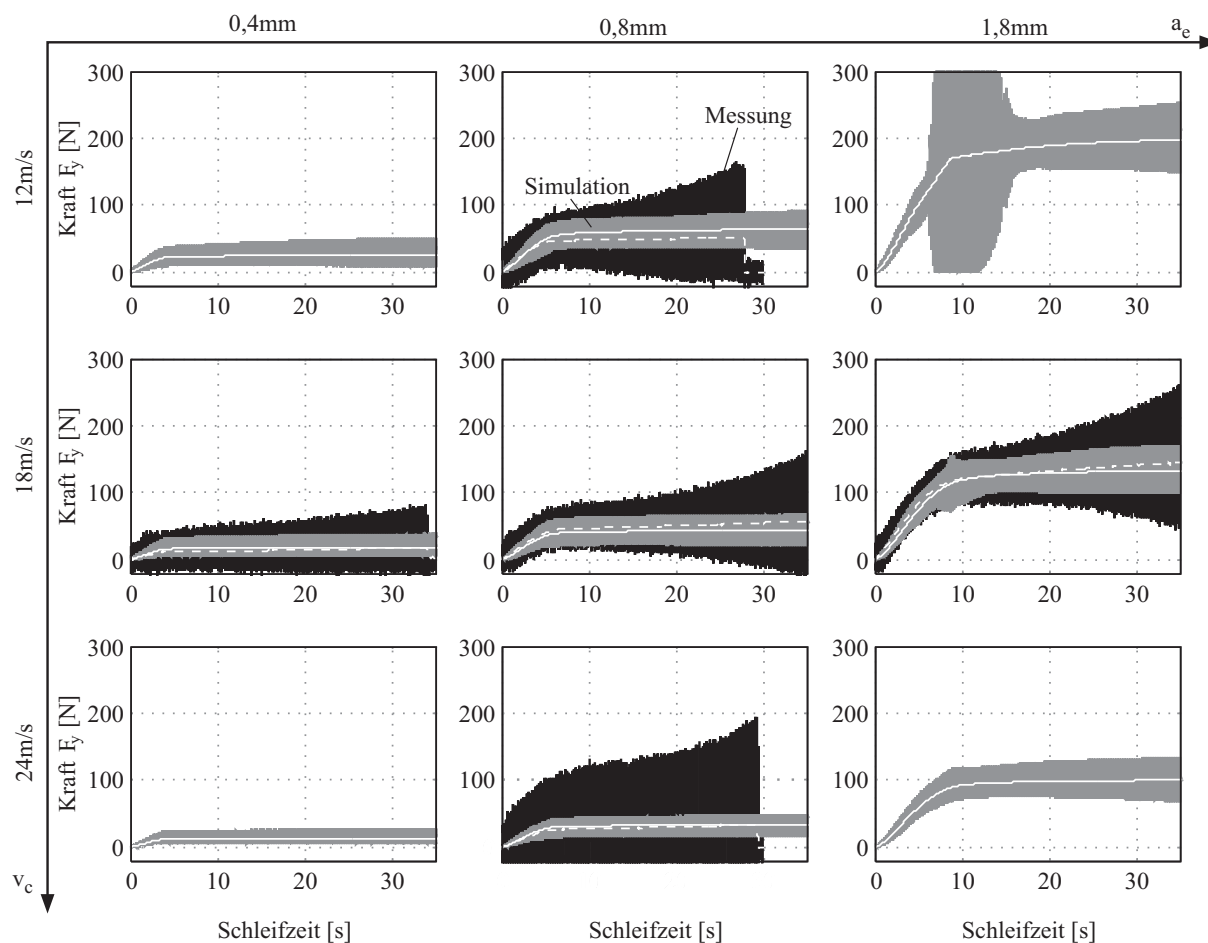


Bild 7.6: Simulationsergebnisse der Schleifkraft in y -Richtung für variable Zustellung a_e und Schnittgeschwindigkeit v_c bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100$ mm/min

Zusammenhang zwischen äquivalenter Spannungsdicke und Schnittgeschwindigkeit in Gl. (5.3) zu erklären ist. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit sind mehr Körner pro Zeiteinheit im Eingriff wodurch jedes Korn weniger Material abträgt und die Schleifkraft sinkt.

Weiterhin ist für die Parameterkombination $a_e = 1,8 \text{ mm}$ und $v_c = 12 \text{ m/s}$ eine starke Amplitudenerhöhung im Bereich des Übergangs zwischen Einlaufphase und stationärer Schleifbearbeitung zu erkennen, die nach dem Übergangsbereich wieder abklingt. Eine leichte Erhöhung ist ebenfalls für die Kombination $a_e = 1,8 \text{ mm}$ und $v_c = 18 \text{ m/s}$ zu erkennen. Da die berechneten Kraftamplituden jedoch im Wertebereich der gemessenen liegen ist keine eindeutige Aussage darüber möglich, ob dieser Effekt bei realen Schleifprozessen auftritt. Grundsätzlich sind jedoch instabile Prozessbedingungen für große Verhältnisse von äquivalenter Spannungsdicke und geometrischer Kontaktlänge plausibel, die sich für große Zustellungen, hohe Vorschubgeschwindigkeiten und niedrige Schnittgeschwindigkeiten nach Gl. (5.3) und Gl. (5.4) ergeben. Die Verläufe der mittleren Kraft und der dynamischen Schleifkräfte zeigen qualitativ sehr gute Übereinstimmungen mit den Messungen. Auffällig ist, dass für hohe Schnittgeschwindigkeiten, bei denen die Zustellung pro Korn sehr gering ist, sich große Schwankungen in den gemessenen Schleifkräften in positiver und negativer Richtung ergeben, die fast symmetrisch zur Abszisse verlaufen, wie für die Parameterkombination $a_e = 0,8 \text{ mm}$ und $v_c = 24 \text{ m/s}$ gemessen wurde. Eine mögliche Erklärung sind Störeinflüsse, die aufgrund der sehr geringen lokalen Eingriffstiefen der Schleifkörner und damit verbundenem geringen Materialabtrag weniger stark gedämpft werden. Aufgrund der Simulationsroutine sind die negativen Kraftanteile durch die Rechnung nicht abbildbar. Ein Korneingriff, bzw. ein Materialabtrag verursacht stets eine positive Kraft, wohingegen ein Abheben der Schleifscheibe die Schleifkraft auf Null fallen lässt. Die Betrachtung der berechneten und geschliffenen Werkstückgeometrie in **Bild 7.7 c)** und **f)** für veränderte Schnittgeschwindigkeiten zeigt jedoch das die starken Kraftschwankungen keinen signifikanten Einfluss auf die Oberfläche haben. Für die drei untersuchten Schnittgeschwindigkeiten stimmen die berechneten Werkstückgeometrien sowie die relativen Geometriefehler sehr gut mit den gemessenen Oberflächen überein. Daraus ist zu schließen, dass die mittleren Kräfte den größeren Einfluss auf die Werkstückgeometrie haben, als die dynamischen Kraftschwankungen. Ebenso wie für die Versuche mit variabler Schnittgeschwindigkeit sind die simulierten Werkstückgeometrien für veränderte Zustellungen und Vorschubgeschwindigkeiten, analog der in **Bild 7.5** gezeigten Versuchsreihen, in **Bild 7.7 a)** und **b)** dargestellt. Darüber hinaus sind die dazugehörigen relativen Geometriefehler im Bereich der geschliffenen Nut in den Diagrammen **d)** und **e)** gezeigt. Für alle untersuchten Parametervariationen sind sehr gute Übereinstimmungen der geschliffenen Werkstückoberfläche, wie auch der relativen Geometriefehler zu erkennen. Die bereits in Abschnitt 5.4.1 ab Seite 93 erläuterten Abhängigkeiten der relativen Geometriefehler zu den Prozessparametern werden mit dem Schleifmodell abgebildet. Der Geometriefehler vom Anfang der Nut bei $x = 100 \text{ mm}$ bis zum Ende der Nut bei $x = 60 \text{ mm}$ beträgt etwa 10% der voreingestellten Zustellung a_e , wie auch bereits bei den Voruntersuchungen festgestellt. Für

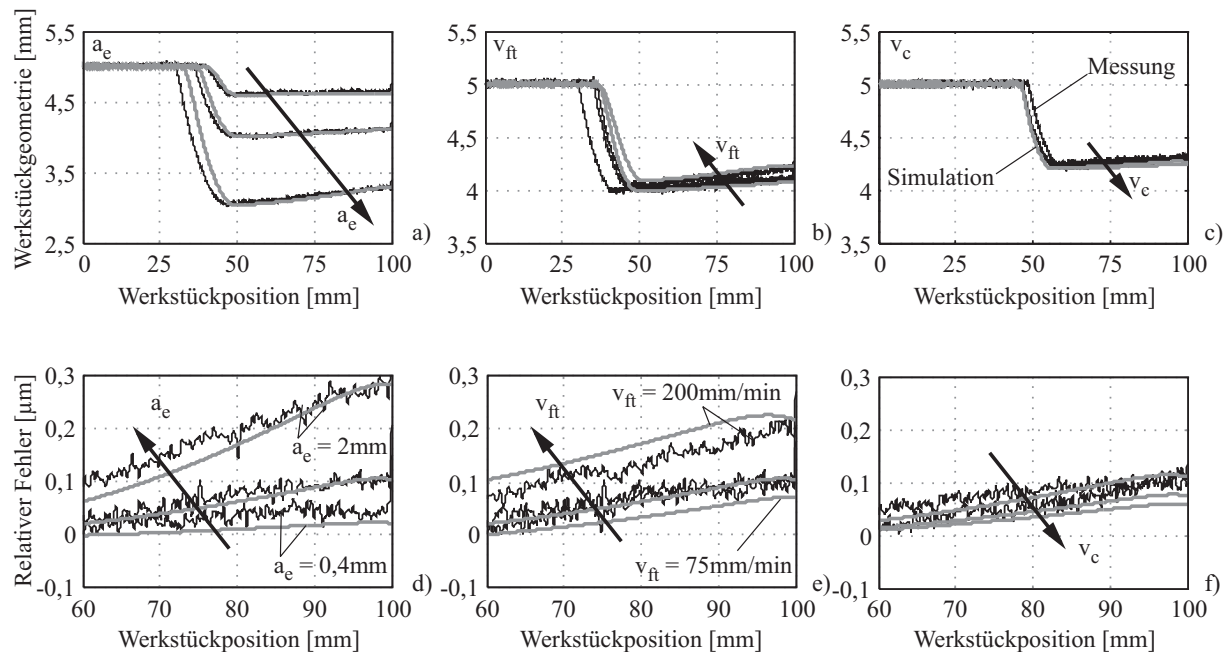


Bild 7.7: Vergleich der berechneten und gemessenen Werkstückoberfläche für variable Zustellungen a_e a), variable Vorschubgeschwindigkeiten v_{ft} b) und variable Schnittgeschwindigkeiten v_c c)

veränderte Vorschubgeschwindigkeiten ergibt sich eine etwas geringere Geometrieänderung innerhalb der Nutlänge und mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit steigt die Abweichung zum Sollwert. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c hat im betrachteten Parameterbereich den geringsten Einfluss auf die Geometrieabweichung zum gewünschten Wert und der relative Fehler nimmt mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit ab.

Abschließend ist festzuhalten, dass mit dem vorgestellten Schleifmodell sowohl die Schleifkräfte als auch die Werkstückgeometrie und der relative Geometriefehler in Abhängigkeit der drei Prozessparametern sehr gut wiedergegeben werden. Eine Vorhersage der Geometriefehler ist daher mit dem erstellten Schleifmodell für diverse Parameterkombinationen möglich.

Im Anschluss an die Kraft- und Geometrieberechnungen sind die **Werkstücktemperaturen** für ausgewählte Parametervariationen berechnet worden und in **Bild 7.8** dargestellt. Hierfür sind als materialspezifische Kennwerte für Hartmetall die Werte in **Tabelle 7.2** verwendet worden. Da nicht die gesamte erzeugte Energie, die sich nach Gl. (6.12) auf Seite 104 aus der Tangentialkraft, der relativen Geschwindigkeit zwischen Schleifscheibe und Werkstück im Kontaktbereich

Tabelle 7.2: Gewählte materialspezifische Kennwerte von Hartmetall für die Berechnung der Werkstücktemperatur nach SANDVIK (2012)

Dichte	$\rho = 14,4 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Wärmekapazität	$c_\theta = 150 \text{ kJ/kgK}$
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda = 120 \text{ W/(mK)}$
Energieeinbringung	$s_\theta = 0,5$

und der Kontaktfläche ergibt, in das Werkstück fließt, sondern über Späne, Schleifscheibe und Kühlmittel teilweise abgeführt wird, ist die Energieeinbringung in das Werkstück über den Faktor s_θ skaliert worden. Hierzu gibt es in der Literatur sehr unterschiedliche Angaben, vergleiche JIN ET AL. (2001) und MALKIN & GUO (2007). Zum besseren Vergleich der Ergebnisse die Energieeinbringung wird deshalb $s_\theta = 50\%$ in allen Simulationen konstant angenommen.

In der ersten Diagramm-Reihe sind die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18\text{ m/s}$ und die Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100\text{ mm/min}$ konstant und nur die Zustellung a_e , entsprechend der ersten Parameterstudie aus **Bild 7.5**, verändert worden. Die Materialabnahme, bzw. die Geometrieänderung des Werkstücks wird im analytischen Ansatz zur Temperaturberechnung nicht berücksichtigt, so dass die Ausgangsgeometrie in den Diagrammen zu sehen ist. In **Bild 7.8** ist sehr deutlich zu sehen, dass durch die steigenden Schleifkräfte aufgrund der größeren Zustellungen auch die erzeugte Wärmemenge nach Gl. (6.12) ansteigt und sich das Werkstück damit insgesamt stärker erwärmt. Zusätzlich ergeben sich mit steigender Zustellung größere Neigungswinkel zwischen Werkstückoberfläche und Quellenebene, vergleiche Kapitel 6, so dass sich die Einflusszone der Temperaturerhöhung bis in tiefere Werkstückbereiche ausdehnt.

In der zweiten Diagramm-Reihe sind die Ergebnisse der Werkstücktemperaturberechnung für variable Vorschubgeschwindigkeiten v_{ft} bei konstanter Zustellung $a_e = 1\text{ mm}$ und Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18\text{ m/s}$ zu sehen. Es ist ein leichter Temperaturanstieg mit steigender Vorschubgeschwindigkeit zu erkennen, der vornehmlich auf der Erhöhung der eingebrachten Wärmeenergie durch den Anstieg der Schleifkräfte basiert. Da der Neigungswinkel für diese Versuchsreihe konstant bleibt, ist kein Unterschied im Temperaturverlauf innerhalb des Werkstücks zu erkennen.

Die Ergebnisse der untersten Diagramm-Reihe, mit variabler Schnittgeschwindigkeit v_c bei konstanter Zustellung $a_e = 1\text{ mm}$ und Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100\text{ mm/min}$, scheinen auf dem ersten Blick unwahrscheinlich. Bei höherer Schnittgeschwindigkeit reduzieren sich die Normal- und Tangentialkräfte und damit wäre eine niedrigere Temperatur im Werkstück zu erwarten. Durch die zusätzliche Abhängigkeit der erzeugten Wärmeenergie von der Relativge-

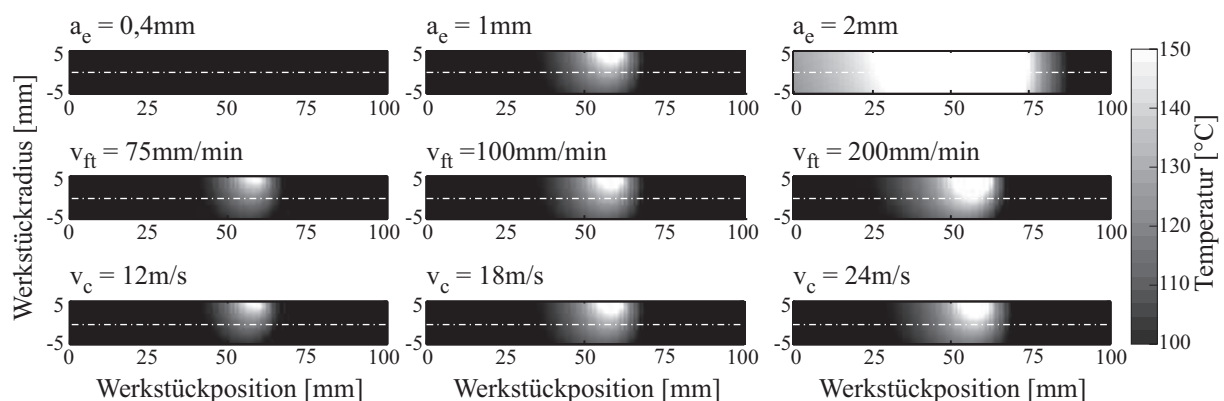


Bild 7.8: Vergleich der berechneten Temperaturverteilungen im Werkstück für variable Zustellungen a_e , Schnittgeschwindigkeiten v_c und Vorschubgeschwindigkeiten v_{ft}

schwindigkeit v_{rel} zwischen Werkstück und Schleifscheibe ergibt sich jedoch für das Produkt aus Tangentialkraft und Geschwindigkeit ein Anstieg, der als leichte Erhöhung der Werkstücktemperatur zu beobachten ist. Die Änderung der Relativgeschwindigkeit $v_{\text{rel}} \approx v_c \pm v_{\text{ft}}$ wird dabei sehr viel stärker von der Schnittgeschwindigkeit v_c als von der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} beeinflusst.

Der Vergleich der drei Parametervariationen zeigt, dass die Abhängigkeit der Werkstücktemperaturverteilung von den Prozessparametern und den sich damit ergebenden Kräften gut durch das Temperaturmodell wiedergegeben wird. Den größten Einfluss auf die Werkstücktemperatur übt hierbei die Zustellung aus, da sich zusätzlich zu steigenden Schleifkräften mit Erhöhung der Zustellung auch der Neigungswinkel der Wärmequelle ändert. Die Neigung der Wärmequelle führt zu einer etwas kürzeren Quellenausdehnung und erhöhter Wärmemenge pro Zeit- und Flächeneinheit, wodurch sich die Temperatureinflusszone der Wärmequelle in das Werkstück hinein verschiebt, vergleiche **Bild 6.6** auf Seite 106.

7.3 Variation der Werkstückgeometrie

Mit dem Schleifmodell lassen sich nicht nur Einflüsse der Prozessparameter abbilden, sondern auch Einflüsse der Werkstückgeometrie erkennen, die in zwei Studien für variable Werkstückradien R_w und Auskraglängen ℓ_w analysiert werden.

Für verschiedene **Werkstückradien** zwischen $R_w = 4$ mm und 10 mm sind Simulationen zur Bestimmung der Schleifkräfte und der Geometriefehler durchgeführt worden. Die Simulationsparameter für diese Studie sind, bis auf die Zustellung $a_e = 0,5$ mm, die Standardwerte aus **Tabelle 7.1**. Die Ergebnisse für die Kraftverläufe über der Schleifzeit und der mittleren Kraft in y -Richtung sowie der Werkstückgeometrie und des relativen Geometriefehlers sind in **Bild 7.9** dargestellt. Die berechneten Schleifkräfte in x -Richtung sind im Anhang D.4 abgebildet. Anhand der Diagramme a) und b) ist gut zu erkennen, dass sowohl die mittlere Kraft als auch die Kraftamplituden mit zunehmendem Werkstückradius ansteigen. Durch die größere Steifigkeit des Werkstücks mit zunehmendem Durchmesser verringern sich die Verformungen, wodurch mehr Material abgetragen wird und die Mittelwerte der Schleifkräfte ansteigen. Ebenso beeinflusst die Steifigkeit die Kraftamplitude. Je steifer und unnachgiebiger das Werkstück ist, desto stärker überträgt sich die Anregung durch die Schleifscheibentopographie auf das Werkstück und die Amplituden vergrößern sich. Dies korrespondiert mit den Messergebnissen aus Abschnitt 7.2, deren Amplituden überproportional ansteigen, je näher sich die Schleifscheibe zur Einspannung bewegt und sich damit das Werkstück steifer verhält. Für das schlanke Werkstück mit $R_w = 4$ mm ist im Verlauf der Schleifkräfte ein Anstieg der Amplituden im Übergangsbereich zwischen Einlaufphase der Schleifscheibe und stationären Kontaktbereich zu erkennen, die dann wieder abklingen, ähnlich wie es in Abschnitt 7.2 in **Bild 7.6** für große Zustellungen

und niedrige Schnittgeschwindigkeiten beobachtet worden ist. Für Simulationen mit noch geringeren Werkstückradien R_w schwingt das Werkstück auf, so dass ein Abheben des Werkstücks von der Schleifscheibe stattfindet und das System instabil wird. Der Einfluss der Nachgiebigkeit ist auch an den relativen Geometriefehlern des geschliffenen Werkstücks in **Bild 7.9 c)** zu erkennen. Je kleiner der Radius des Werkstücks ist, desto stärker wird es durch die Schleifkräfte abgedrängt und desto größere Geometriefehler ergeben sich.

In einer weiteren Simulationsstudie sind die Einflüsse der **auskragenden Werkstücklänge** l_w auf die Schleifkräfte und Werkstückgeometrie untersucht worden. Dazu ist die auskragende Werkstücklänge von 50 mm bis 200 mm variiert und Simulationen mit den Parametern $a_e = 0,5$ mm, $v_{ft} = 100$ mm/min und $v_c = 18$ m/s für feste Werkstückradien $R_w = 5$ mm durchgeführt worden. Die Ergebnisse der Verläufe der Schleifkräfte und gefilterten Kräfte in y -Richtung sind in **Bild 7.10 a)** und für die x -Richtung in Anhang D.5 gezeigt. Die Länge der geschliffenen Nut ist so gewählt, dass diese 20 mm vor der Einspannung endet. Um die in Abhängigkeit der Werkstückposition erzeugten Kräfte vergleichen zu können ergeben sich für die Simulationen unterschiedliche Anfangszeiten, wie in **Bild 7.10** zu sehen. Die Verläufe der mittleren Schleifkräfte stimmen für alle Berechnungen überein und ergeben am Ende der Nut ähnliche Werte für die mittlere Kraft wie für die Kraftamplitude, siehe **Bild 7.10 b)**. Die Schleifkraft ist somit abhängig von der momentanen Position des Kontaktbereichs, nicht aber von der Werkstücklänge. Auffällig ist, dass die mittlere Kraft am Nutanfang, nach der Einlaufphase der Schleifscheibe, mit zunehmender Werkstücklänge abnimmt. Gleichzeitig vergrößern sich die

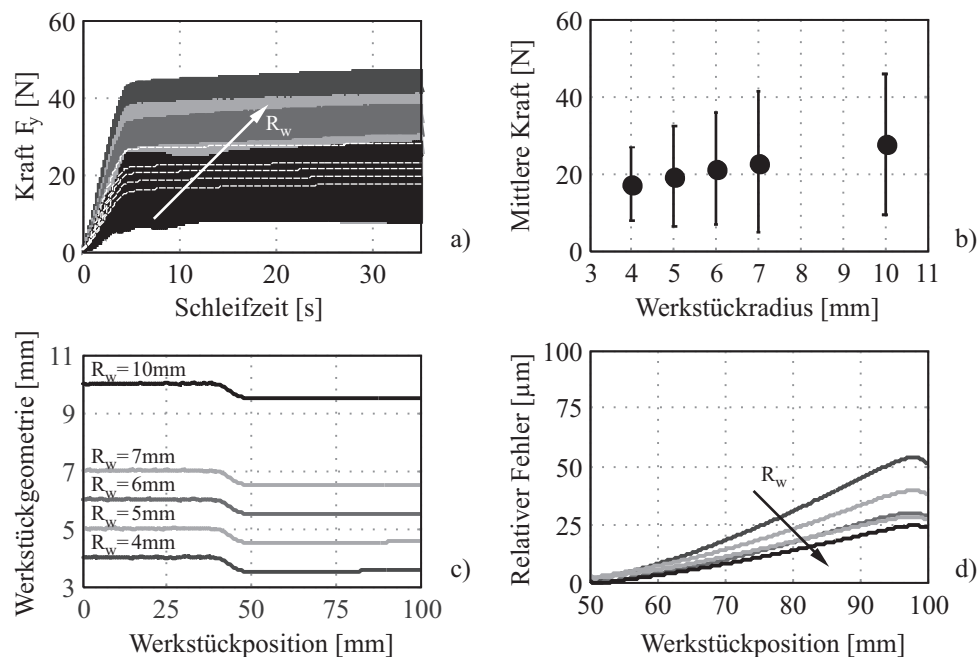


Bild 7.9: Einfluss des Werkstückradius R_w auf den Verlauf der Schleifkräfte a) und die mittleren Kräfte b), sowie Darstellung der Werkstückoberfläche c) und der relativen Geometriefehler d)

Kraftamplituden am Übergangsbereich zwischen Einlaufphase und stationärem Bereich deutlich. Dies lässt auf starke Schwingungen des Werkstücks schließen. In **Bild 7.10 d)** ist der zeitliche Verlauf der Verformung an der Werkstückspitze für die Auskraglänge $\ell_w = 200$ mm in grau dargestellt, wobei der Verlauf nicht in Abhängigkeit der Schleifzeit sondern bezüglich der jeweiligen Kontaktstelle auf der Werkstückachse aufgetragen ist. Somit lässt sich die Schwingung der Werkstückspitze mit der erzeugten Geometrie vergleichen, die zusätzlich im Diagramm als schwarze Linie gezeigt ist. Die in Diagramm a) überhöhten Kraftamplituden stimmen mit den starken Werkstückschwingungen in Diagramm d) überein. Der daraus resultierende erhöhte Materialabtrag spiegelt sich in der geschliffenen Oberflächen als ungewöhnlicher dreiecksförmiger Verlauf wider, der besonders deutlich für die Auskraglänge $\ell_w = 200$ mm ist. Der Knick in der Nutgeometrie ergibt sich genau dort, wo die starken Schwingungen des Werkstücks aufhören und stabile Prozessbedingungen eintreten. Für Auskraglängen $\ell_w < 150$ mm treten die stark überhöhten Kraftamplituden am Übergangsbereich zwischen Einlaufphase und stationärem Bereich nicht mehr auf, so dass die Werkstückgeometrie am Nutanfang die größte Abweichung aufweist, die mit kürzer werdendem Abstand zwischen Kontaktbereich und Einspannung abnimmt. Die Werkstückgeometrien, die in **Bild 7.10 c)** zu sehen sind, gleichen sich für alle Simulationen und sind, wie die mittleren Kräfte, nicht von der Gesamtlänge des Werkstücks sondern von der Position des Kraftangriffspunktes abhängig. Dieses Verhalten stimmt mit dem Berechnungsmodell der Biegelinie eines einseitig eingespannten Balkens überein, dessen Ver-

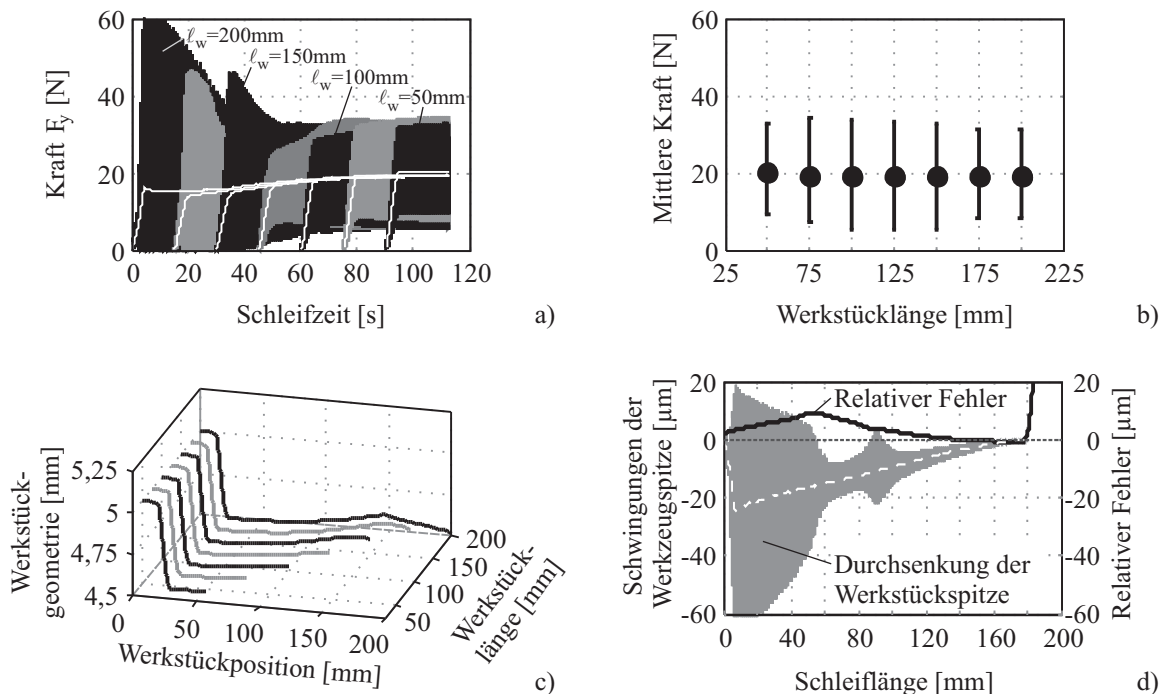


Bild 7.10: Einfluss der Werkstücklänge ℓ_w auf die Schleifkräfte a) und die mittleren Kräfte b) sowie Darstellung der Werkstückoberfläche c) und der Schwingungen am Werkstückende und des daraus resultierenden, relativen Geometriefehlers für $\ell_w = 200$ mm d)

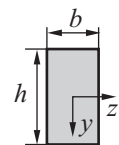
formung ebenfalls nur vom Abstand des Kraftangriffspunktes zur Einspannung und der Belastung abhängt und nicht von der Gesamtlänge des Balkens, vergleiche GROSS ET AL. (2009). Die beiden Parameterstudien für variable Werkstückradien und Auskraglängen zeigen, dass die Geometriefehler stark von der mittleren Schleifkraft und von der Position des Kontaktbereiches relativ zur Einspannung abhängen. Darüber hinaus ergeben sich für besonders elastische Werkstücke starke Überhöhungen der Kraftamplituden im Übergangsbereich von Einlaufphase und stationären Kontaktbedingungen, die teilweise wieder abklingen, teilweise jedoch in eine Instabilität münden. Die großen Kraftamplituden und Werkstückschwingungen zeigen jedoch nur einen Einfluss auf die geschliffene Werkstückgeometrie bei Simulationen mit Auskraglängen $l_w > 150$ mm.

7.4 Variation des Werkstückquerschnitts

Neben den Prozessparametern und der Auskraglänge werden die Schleifkräfte und die Werkstückabdrängung auch von der Geometrie des Werkstückquerschnitts erheblich beeinflusst, wie bereits für variable Werkstückradien in Abschnitt 7.3 gezeigt. Die Abbildbarkeit anderer Querschnittsgeometrien und ihr Einfluss auf die Kräfte und Geometriefehler des Werkstücks wird zusätzlich an rechteckigen Querschnitten untersucht. Für die Untersuchung der Abhängigkeiten zur Querschnittsgeometrie werden Simulationen mit einem quadratischen und mehreren rechteckigen Querschnitten durchgeführt, die einmal hochkant und einmal quer positioniert werden. Für die Vergleichbarkeit sind die Abmaße jeweils so gewählt, dass die Querschnittsflächen annähernd der des Kreisquerschnitts mit $R_w = 5$ mm entsprechen. Die Abmessungen der Werkstückquerschnitte, sowie die Fläche A_{kon} des Kontakts sind in **Tabelle 7.3** tabellarisch aufgelistet und die Simulationsergebnisse in **Bild 7.11** gezeigt. Die Prozessparameter für diese Simulationsstudie sind die Standardwerte aus **Tabelle 7.1**, außer der gewählten Zustellung von $a_e = 0,5$ mm, analog zu den Untersuchungen aus Abschnitt 7.3.

Tabelle 7.3: Abmaße der Werkstückquerschnitte

Querschnitt	Radius R_w Breite b_w [mm]	Höhe h_w [mm]	Querschn.- fläche A [mm ²]	Kontakt- fläche A_{kon} [mm ²]	Flächenträg- heitsm. I_{zz} [mm ⁴]
○ Kreis	5	-	78,5	27	490
▭ Rechteck	12	6,5	78	94	274
▭ Rechteck	10	7,8	78	79	395
▭ Quadrat	8,85	8,85	78,3	70	511
▭ Rechteck	7,8	10	78	61	650
▭ Rechteck	6,5	12	78	51	936



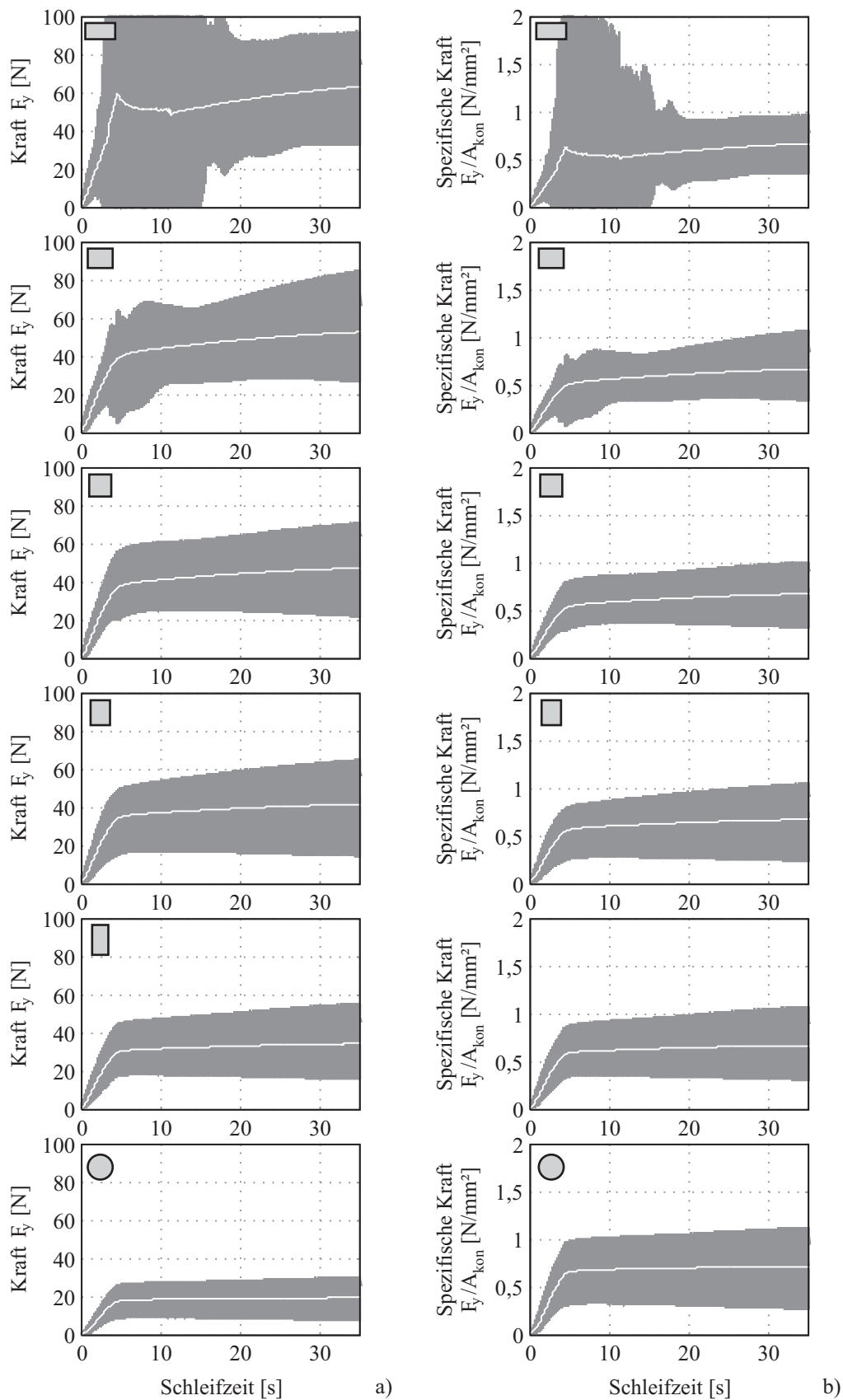


Bild 7.11: Berechnete Schleifkräfte a) und spezifische Schleifkräfte bezogen auf die Kontaktfläche A_{kon} b) in y -Richtung für verschiedene Werkstückquerschnitte

Die Ergebnisse der berechneten Schleifkräfte in y -Richtung, sowie die spezifischen Schleifkräfte bezogen auf die Kontaktfläche A_{kon} sind in **Bild 7.11** zu sehen. Die Ergebnisse für die Kraftkomponente in x -Richtung sind dem Anhang D.6 zu entnehmen. Bei der Betrachtung der berechneten Schleifkräfte in **Bild 7.11** a) sind deutliche Unterschiede zwischen den Querschnittsgeometrien zu erkennen. Zunächst ist die starke Amplitudenüberhöhung für die sehr nachgiebigen Werkstücke mit querliegenden Rechteckquerschnitten im Übergangsbereich zwischen Einlaufphase der Schleifscheibe und stationären Kontaktbedingungen auffällig, deren Ursache bereits in den vorangegangenen Simulationsstudien erläutert wurde. Des Weiteren ist zu erkennen, dass mit zunehmender Kontaktfläche A_{kon} , bzw. Werkstückbreite b_w die mittleren Schleifkräfte zunehmen. Für konstante Prozessparameter Zustellung, Schnittgeschwindigkeit und Vorschubgeschwindigkeit, wie sie für diese Simulationsstudie gewählt sind, hängt die Kraft demnach von der Werkstückbreite b_w ab.

Der Vergleich der Schleifkräfte von quaderförmigen Werkstücken zur zylindrischen Referenzgeometrie zeigt deutlich niedrigere Werte für den runden Querschnitt. Diese Beobachtung lässt sich mit der Geometrie der Kontaktfläche und dem lokalen Abtrag erklären. Wie in Abschnitt 5.2 im **Bild 5.14** zu sehen, findet der größte Materialabtrag im ersten Kontaktbereich mit der Schleifscheibe statt und nimmt in Richtung Kontaktauslauf ab. Dies gilt für spiralförmige Nuten genauso wie für Längsnuten in zylinderförmigen oder quaderförmigen Werkstücke, siehe **Bild 7.12**. Der Unterschied zwischen den beiden gezeigten Werkstückgeometrien besteht darin, dass die Kontaktbreite bei einem quaderförmigen Werkstück über der Kontaktlänge konstant bleibt, für ein zylinderförmiges Werkstück jedoch erst mit der Kontaktlänge zunimmt. Da die lokalen Spannungen von den lokalen äquivalenten Spannungsdicken abhängen und auf die lokalen Kontaktflächen bezogen sind, ergeben sich aufgrund der parabelförmigen Kontaktgeo-

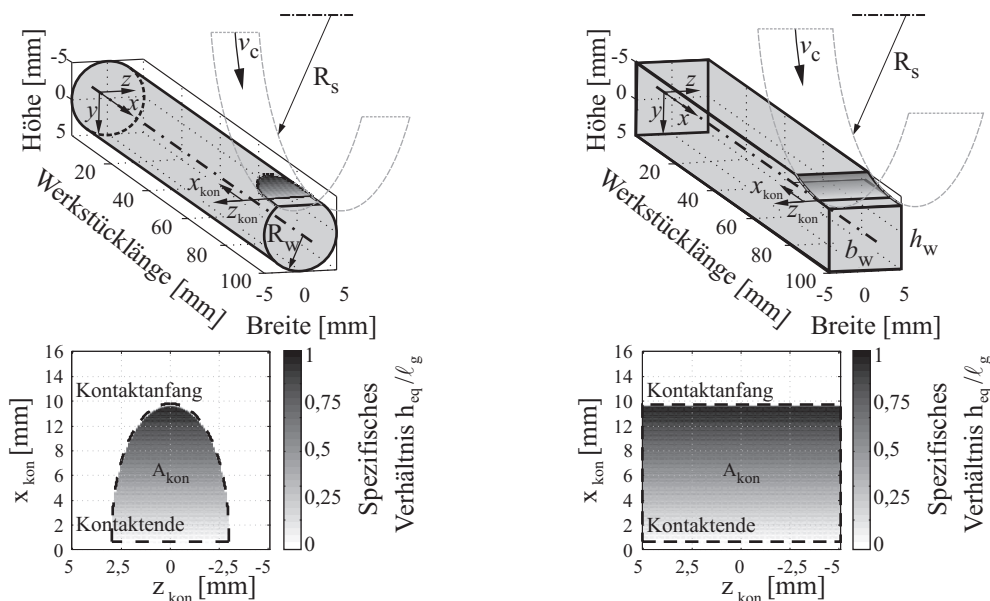


Bild 7.12: Berechnete spezifische Verhältnisse h_{eq}/ℓ_g für ein zylindrisches Werkstück a) und ein quaderförmiges Werkstück b) und dazugehörige Kontaktflächen

metrie beim zylindrischen Werkstück prozentual geringere Kraftanteile für große lokale Spannungsdicken und somit auch ein niedrigeres Kraftniveau als für quaderförmige Werkstücke. In **Bild 7.11 b)** sind die spezifischen Schleifkräfte F_y/A_{kon} , die auf die jeweilige Kontaktfläche A_{kon} bezogenen Schleifkräfte F_y , gezeigt. Sowohl für die quaderförmigen, als auch für das zylindrische Werkstück ergeben sich im stationären Kontaktbereich nahezu identische spezifische Schleifkräfte. Die Abhängigkeit der Schleifkraft von der Kontaktbreite b_w für quaderförmige Werkstücke wird hierdurch verdeutlicht. In Bezug auf den Vergleich von zylindrischen und quaderförmigen Werkstücken lässt sich die Abhängigkeit auf die Kontaktfläche verallgemeinern. Dieser Zusammenhang ist jedoch nur für Schleifbearbeitungen mit konstanten Eingriffsbedingungen über der Werkstückbreite gültig und muss im Versuch bestätigt werden.

Der Verlauf der Schleifkräfte, wie auch der mittleren Kräfte, ist in ähnlicher Form von der Nachgiebigkeit der Geometrie, bzw. der Höhe h_w des Werkstücks abhängig, wie in **Bild 7.9** für variable Werkstückradien gezeigt. Für das quaderförmige Werkstück mit Breite $b_w = 12 \text{ mm}$ und Höhe $h_w = 6,5 \text{ mm}$ ergibt sich aufgrund der starken Nachgiebigkeit eine längere Bearbeitungszeit bis die mittlere Schleifkraft einen konstanten Wert annimmt, als für steifere Werkstücke. Für größere Werkstückhöhen ergeben sich schärfere Übergänge zwischen Einlaufphase und stationärem Bereich, siehe **Bild 7.13**, analog zu den Verläufen für variable Werkstückradien.

Neben dem schärferen Übergang zum stationären Kontaktbereich ist der Einfluss der Werkstückelastizität auch an den Geometriefehlern des geschliffenen Nut erkennbar, die in **Bild 7.14** gezeigt sind. Durch die starken Schwingungen des sehr elastischen quaderförmigen Werkstücks mit $h_w = 6,5 \text{ mm}$ und $b_w = 12 \text{ mm}$ ergeben sich am Anfang der Nut, an der Werkstückspitze, ein größerer Materialabtrag. Die dadurch verursachten geringen Geometriefehler steigen kontinuierlich bis etwa $x \approx 80 \text{ mm}$ an. Bis zu dieser Position klingen die Werkstücksschwingungen ab und es entsteht der typische dreiecksförmige Verlauf der geschliffenen Oberfläche, der bereits in Abschnitt 7.3 für variable Werkstücklängen $\ell_w > 150 \text{ mm}$ beobachtet worden ist. Die Geometriefehler der anderen untersuchten Querschnittsformen zeigen ein sehr ähnliches Aussehen, wie das bei vorherigen Simulationsstudien beobachtete. Während der Einlauf-

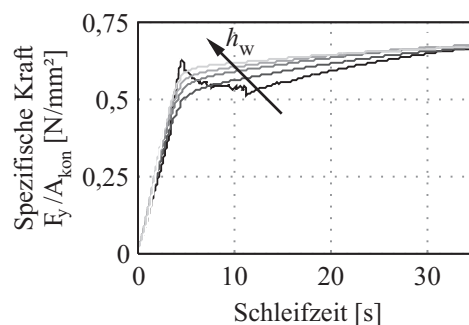


Bild 7.13: Mittlere, auf die Kontaktfläche A_{kon} bezogenen Kräfte für verschiedene Werkstückgeometrien in Abhängigkeit der Werkstückhöhe h_w

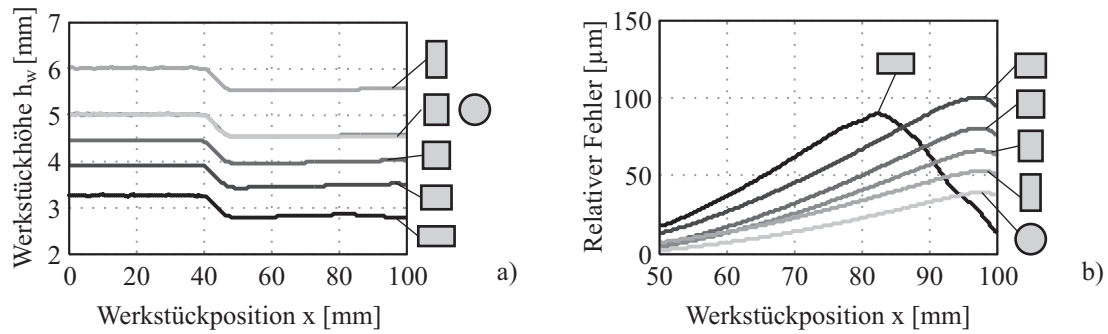


Bild 7.14: Berechnete Werkstückgeometrien a) und relative Geometriefehler b) in Abhängigkeit des Werkstückquerschnitts

phase der Schleifscheibe am Nutanfang, steigen die Geometriefehler bis zum Maximum bei $x \approx 95$ mm an und nehmen dann mit geringer werdendem Abstand zur Einspannung wieder ab. Der Vergleich der Geometriefehler zeigt eine starke Abhängigkeit von der Elastizität der Werkstücke bzw. von der mittleren Kraft. Mit höherer Werkstücksteifigkeit und niedrigeren mittleren Schleifkräften nehmen die Geometriefehler ab. Besonders deutlich wird diese Abhängigkeit anhand der zylinderförmigen Referenzgeometrie, für die die geringsten Schleifkräfte berechnet worden sind und dadurch auch der geringste Geometriefehler entsteht.

Für die Temperaturberechnung der betrachteten quaderförmigen Werkstücke bedeutet die direkte Abhängigkeit der Schleifkräfte von der Kontaktfläche, dass die erzeugte Wärmemenge \dot{q}'' pro Fläche nach Gl. (6.12) konstant ist. Damit ergeben sich annähernd gleiche Temperaturverteilungen im Werkstück. Exemplarisch sind für drei der fünf quaderförmigen Werkstücke die Temperaturverteilungen in **Bild 7.15** gezeigt. Anhand der Diagramme ist die annähernd gleiche Wärmeverteilung gut zu erkennen.

Mit dieser Simulationsstudie ist gezeigt worden, dass die Schleifkräfte für konstante Parameter vornehmlich von der Kontaktfläche, bzw. von der Kontaktbreite abhängen und zweitrangig von der Geometrie des Werkstücks. Die von den Schleifkräften abhängigen Verformungen und Geometriefehler der Werkstücke zeigen daher mit zunehmender Werkstückbreite b_w stärker werdende Abweichungen.

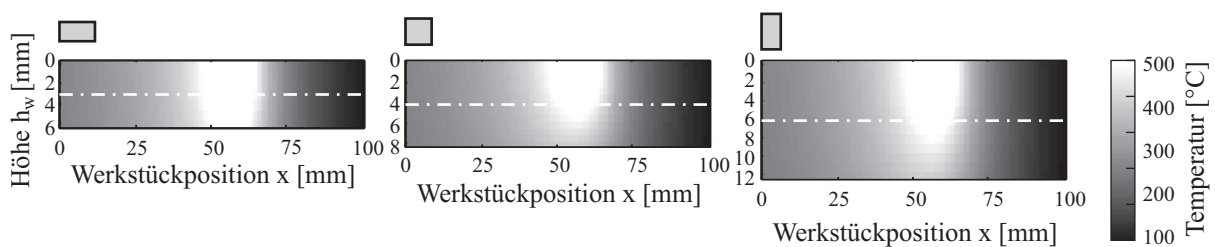


Bild 7.15: Berechnete Temperaturverläufe für verschiedene Werkstückquerschnitte

7.5 Kinematikvariation zur Verbesserung der Formhaltigkeit

Mit dem vorgestellten Schleifmodell ist gezeigt worden, dass sowohl die Einflüsse der Prozessparameter, wie Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit und Schnittgeschwindigkeit, als auch der Schleifscheibentopographie und Werkstückgeometrie, wie Querschnitt und Auskraglänge, auf die Schleifkräfte und geschliffenen Geometrien abgebildet werden können. Darüber hinaus soll das erarbeitete Schleifmodell genutzt werden um die Schleifbearbeitung so anzupassen, dass die unerwünschten Geometriefehler reduziert werden. Dies wird über die Anpassung der Schleifscheibenbahn angestrebt und die Möglichkeit der dahingehenden Nutzung des Modells in einem ersten Ansatz überprüft. Da die Schleifkräfte und damit verbunden die Geometriefehler von vielen Faktoren abhängen, deren gegenseitige Beeinflussung im Vorfeld der Simulation nicht abgeschätzt werden können, ist eine allgemeingültige Routine zur Anpassung der Schleifscheibenbahn im Vorfeld nicht möglich. Eine Methode zur Verbesserung der Geometriehaltigkeit soll jedoch hier vorgestellt werden.

Zur Anpassung der Schleifbahn und zur Reduktion der Geometriefehler wird im Vorfeld eine Simulation mit unveränderter Schleifbahn durchgeführt. Aus diesem Simulationsergebnis wird der relative Geometriefehler zur gewünschten Werkstückgeometrie abgelesen. Der ermittelte relative Geometriefehler wird für eine zweite, nachstehende Simulation zur Zustellung a_e addiert und beschreibt die angepasste Schleifbahn. Die darüber bestimmte Schleifbahn verläuft bogenförmig und es ergeben sich am Anfang sehr viel größere Zustellungen als am Ende der Nut. Der Effekt dieser sehr einfachen Methode zur Reduktion der Geometriefehler des Werkstücks soll im Nachfolgenden an zwei ausgewählten Beispielen für ein zylindrisches und quaderförmiges Werkstück gezeigt werden. Hierzu sind nach dem ersten Simulationsdurchlauf, wie oben beschrieben, die Schleifbahnen angepasst und eine weitere Simulation durchlaufen worden. Die Ergebnisse des relativen Geometriefehlers für die Referenzrechnung und für die angepasste Schleifbahn sind in **Bild 7.16** dargestellt. Für beide Werkstückgeometrien ist eine deutli-

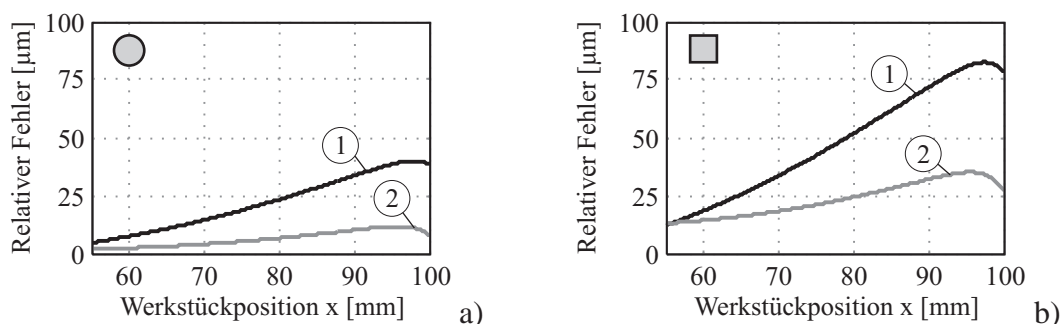


Bild 7.16: Vergleich der relativen Geometriefehler für die ursprüngliche ① und angepasste Schleifbahn ② für ein zylinderförmiges Werkstück a) und ein quaderförmiges Werkstück b)

che Reduzierung der Geometrieabweichung ② zur ursprünglichen Rechnung ① zu erkennen. Durch die Anpassung der Schleifbahn ist der maximale Geometriefehler um 60 % reduziert worden. Der verbleibende relative Geometriefehler ist jedoch wiederum nahe der Werkstückspitze maximal, nachdem die Einlaufphase der Schleifscheibe abgeschlossen ist. Durch mehrmaliges Durchlaufen des beschriebenen Ablaufs lässt sich iterativ die Geometrieabweichung weiter reduzieren, wodurch die endgültige Schleifbahn für die maschinelle Bearbeitung der Werkstücke gefunden werden kann.

Experimentelle Ergebnisse mit einer angepassten Schleifbahn sind im Rahmen der Kooperation mit dem Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Leibniz Universität Hannover nicht durchgeführt worden, so dass im Rahmen dieser Arbeit kein Abgleich der Simulationsergebnisse mit Messungen durchgeführt werden kann.

Mit der Simulationsstudie ist jedoch gezeigt worden, dass mit einer iterativen Anpassung der Schleifbahn die Geometrieabweichung reduziert und damit die Qualität des Werkstücks verbessert werden kann. Mit dem vorgestellten Schleifmodell ist somit nicht nur eine Vorhersage von Schleifkräften und Werkstückgeometrien möglich, sondern auch eine Optimierung der Schleifbahn.

8 Zusammenfassung

Produktionsunternehmen befinden sich in einem ständigen Wettbewerb, in dem sie nur durch immer effizientere Fertigungsstrategien bei gleichbleibend verlässlicher Qualität bestehen können. Eine Strategie die Fertigung zu optimieren ist, den Bearbeitungsablauf im Vorfeld zu simulieren und systematisch die optimalen Werkzeugbahnen und Prozessparameter zu ermitteln. Für diese virtuelle Fertigungsplanung werden allgemeingültige Modelle benötigt, mit denen Zusammenhänge zwischen der jeweiligen individuellen Fertigungsmaschine, dem Bearbeitungsverfahren, den einzustellenden Prozessparametern, dem zu fertigenden Bauteil und der Qualität der Bearbeitung abgebildet werden können.

Gegenstand dieser Arbeit ist die Erarbeitung eines physikalisch motivierten Modells für das Werkzeugschleifen unter besonderer Berücksichtigung der zeitveränderlichen mechanischen Eigenschaften des Werkstücks. Das Schleifmodell bildet die Dynamik einseitig eingespannter Werkzeuge ab und ermöglicht die freie Parameterwahl von Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit und Schnittgeschwindigkeit sowie der Werkstückgeometrie, der auskragenden Werkstücklänge und der Topographie der Schleifscheibe. Durch die flexible Anwendbarkeit des Modells und die Beschreibung der Wechselwirkungen mit physikalischen Gesetzmäßigkeiten sind systematische Einflussanalysen möglich, die das Verständnis des Schleifprozesses verbessern.

Neben der Vorhersage von den zeitveränderlichen Schleifkräften, Geometriefehlern der geschliffenen Nut und Werkstücktemperaturen ist es möglich mit dem Schleifmodell Anpassungen der Schleifscheibenbahn vorzunehmen um die Geometriefehler zu reduzieren.

Besonderheiten beim Werkzeugschleifen liegen in der Charakteristik der Werkstückstruktur, die sehr nachgiebig ist und sich durch den Materialabtrag stark ändert sowie in der dominanten Anregung durch die Schleifscheibe in Abhängigkeit der Oberflächentopographie. Aufgrund der komplizierten wechselseitigen Beziehungen von Struktur, Anregung und Kontaktbedingungen ist eine ganzheitliche Betrachtung der Schleifbearbeitung durchgeführt und im Modell abgebildet worden.

Das in dieser Arbeit vorgestellte Schleifmodell basiert auf einem geschlossenen Wirkungskreislauf, wie er von SNOEYS & BROWN (1969) erstmals vorgestellt wurde, und koppelt verschiedene Einzelmodule miteinander. Diese sind die Beschreibung der zeitveränderlichen Werkstück-

dynamik, die Generierung einer Referenz-Schleifscheibentopographie, die detaillierte Analyse des Kontaktes und des Materialabtrags, die Berechnung der Schleifkräfte und die Abschätzung der Werkstücktemperatur.

Die Untersuchung des Werkstücks zeigt eine sehr starke Abhängigkeit der dynamischen Eigenschaften von der momentanen Geometrie mit Eigenfrequenzschwankungen bis zu 20 %. Darüber hinaus hat sich gezeigt, dass die Einspannung des Werkstücks die Eigenfrequenzen zusätzlich beeinflusst.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wird das Werkstück über finite Balkenelemente beschrieben, deren Eigenschaften innerhalb eines Elements konstant, jedoch zeitveränderlich sind, so dass die sich ändernden mechanischen Eigenschaften wiedergegeben werden. Zur effizienten Beschreibung der Strukturmechanik wird eine gemischte statische und modale Freiheitsgradreduktion durchgeführt, die zum Einen die Anzahl der Freiheitsgrade des Systems auf die wesentlichen reduziert, zum Anderen die im physikalischen Raum analysierten Einspanneigenschaften unverändert beibehält.

Systematische Untersuchungen des Maschinenverhaltens bei diversen Anregungsquellen zeigen sehr deutlich, dass die Schleifscheibenrotation im Kontakt den größten Einfluss auf das dynamische Werkstückverhalten ausübt. Die detaillierte Untersuchung der Schwingungen ergibt mit der Schleifscheibenoberfläche korrespondierende Anregungsfrequenzen.

Um die starke Abhängigkeit der Anregung von der Schleifscheibentopographie abzubilden, wird eine Referenztopographie über Sinusfunktionen für die Welligkeit und Exzentrizität und ein normalverteiltes Rauschen für die Rauheit der Schleifscheibe erzeugt. Die Skalierung der Normalverteilung ist eine Funktion der Größe und Anzahl der Schleifkörner, die für jede Schleifscheibe bekannt sind bzw. berechnet werden können, so dass jede gewünschte Schleifscheibentopographie generiert werden kann. Zur Realisierung des Verschleißes der Schleifscheibe wird das Schleifscheibenmodell um ein einfaches Verschleißmodell erweitert, mit dem Kornausbrüche und Radienänderungen abgebildet werden können.

Um trotz diskreter Simulationsschritte einen kontinuierlichen Materialabtrag abzubilden, der sich über eine Verschneidung von Werkstück und Schleifscheibe berechnet, wird die Schleifscheibenoberfläche in eine von der Rotationsgeschwindigkeit abhängige Topographie überführt.

Die Kontaktanalyse gibt Aufschluss über allgemeine Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und dem Materialabtrag. Der für Längsnuten mit konstanten Eingriffsbedingungen bekannte globale Zusammenhang zwischen äquivalenter Spannungsdicke und den Parametern Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit, Schnittgeschwindigkeit und Kontaktbreite, siehe TÖNSHOFF ET AL. (1992), wird für das Werkzeugschleifen um ein lokales Verhältnis von äquivalenter Spannungsdicke und geometrischer Kontaktlänge erweitert. Damit ist eine positionsabhängige Zuordnung der Eingriffsbedingungen möglich. Der lokale Schleifkorneingriff bewirkt sowohl

eine elastische als auch eine plastische Materialverformung, die zusammen die Schleifkraft verursachen. Der eigentliche Materialabtrag, der eine Geometrieänderung des Werkstücks bewirkt, ergibt sich jedoch nur als Bruchteil des plastischen Verformungsanteils, der als prozentualer Anteil der lokalen Eindringtiefe im Modell hinterlegt ist.

Aufgrund der komplexen Wechselwirkungen zwischen Prozess, Systemdynamik und Kontaktbedingungen ist die Kraftberechnung nicht einzig auf physikalische Zusammenhänge gestützt sondern basiert auf einer empirisch ermittelten Datenbasis. Die Berechnung der Schleifkräfte erfolgt dabei über einen linearen Zusammenhang zwischen den Kräften und dem Verhältnis aus äquivalenter Spannungsdicke und geometrischer Kontaktlänge. Der lineare Zusammenhang ermöglicht eine variable Diskretisierung der Werkstückgeometrie, da dadurch die Schleifkräfte im Rahmen des Gültigkeitsbereichs unabhängig von der Diskretisierung sind.

Weitere Analysen der gemessenen Kräfte ergeben eine Phasenverschiebung zwischen Normalkraft und Tangentialkraft. Der resultierende Reibwert zeigt von der Normalkraft und dessen zeitlicher Änderung stark abhängige Verläufe, die in ähnlicher Form von STELTER (1990) und KRÖGER ET AL. (2003) bei Gummi beobachtet worden sind. Das Nacheilen der Tangentialkraft ist unter anderem dadurch zu erklären, dass nach einer Normalkraftänderung oder einer Geschwindigkeitsänderung ein gewisser Schleifweg zurückgelegt werden muss bis sich der neue quasi-stationäre Zustand einstellt. Diese Beobachtung hilft zum Verständnis der Schleifbearbeitung, ist aber nicht explizit im Kraftmodell berücksichtigt.

Neben den Geometriefehlern ist die Werkstücktemperatur für die Auslegung der Schleifbearbeitung interessant um Schleifbrand oder Gefügeveränderungen vorzubeugen. Da mit dem Schleifmodell die Schleifbearbeitung von bis zu mehreren Minuten in annehmbaren Rechenzeiten simuliert werden soll, wird eine grobe Abschätzung der Werkstücktemperatur über analytische Ansätze auf Basis der Arbeiten von CARSLAW & SCOTT (1921, 1959) und ROSENTHAL & CAMERON (1947) verwendet. Charakteristisch für die Schleifbearbeitung ist die wandernde Wärmequelle im Kontakt entlang des Werkstücks. Mit der erweiterten Lösung für eine Bandquelle und einer begrenzten Werkstückgeometrien sowie Wärmeverlusten durch das Kühlmittel können für geometrisch einfache Werkstücke die Temperaturverteilungen bestimmt werden.

Mit dem Gesamtmodell für die Schleifbearbeitung von lang auskragenden Werkstücken ist die Vorhersage der hochdynamischen Schleifkräfte, der Geometriefehler aufgrund der Werkstückverformung und die Abschätzung der Temperaturverteilung im Werkstück möglich. Parameterstudien zeigen die Anwendbarkeit des Modells für die drei Prozessparameter Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit und Schnittgeschwindigkeit, sowie gute Übereinstimmung des Systemverhaltens mit gemessenen Referenzwerten. Darüber hinaus ergeben sich schlüssige Ergebnisse für Variationen des Werkstückradius und Auskraglänge sowie für quaderförmige Geometrien, für die es allerdings keinen Abgleich mit Messungen gibt.

Grenzen des Modells sind unter anderem das noch auf einer empirischen Studie basierende Kraftmodell, dass nur für diamantbesetzte Schleifscheiben und Bearbeitungen von Hartmetall gültig ist. Des Weiteren sind in dieser Arbeit nicht alle möglichen Einflussgrößen untersucht und im Modell implementiert worden. Der Einfluss des Kühlmittels oder die zeitveränderliche Schärfeschwankung der Schleifscheibe werden ausdrücklich nicht berücksichtigt. Dahingehend weiterführende Untersuchungen lassen sich jedoch einfach in das modular aufgebaute Grundmodell des Schleifens integrieren.

A Unterteilung der Fertigungsverfahren

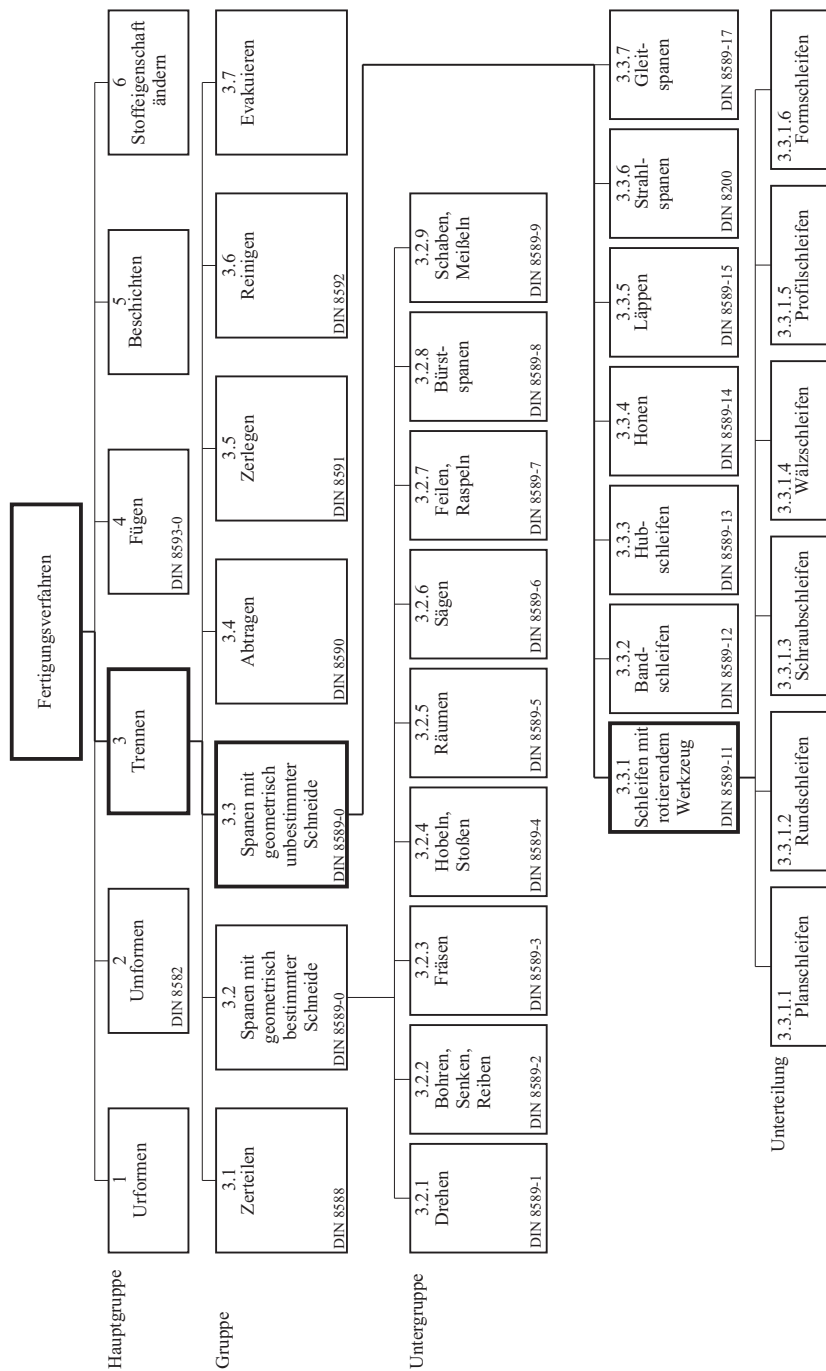


Bild A.1: Unterteilung der Fertigungsverfahren nach DIN 8589

B Mathematische Grundlagen

B.1 Herleitung der Ansatzfunktionen und Systemmatritzen für diskrete finite Balkenelemente

Die Herleitung der Elementmatrizen für einen über finite Elemente beschriebenen Balken und die dafür nötigen Ansatzfunktionen werden im Folgenden in Anlehnung an die Autoren LINK (1989), KNOTHE (1999), KLEIN (2007) und STEINKE (2007) ausführlich gezeigt. Für die Bestimmung der Bewegungsgleichung des räumlichen Balkens wird in Abschnitt 3.3 auf Seite 34 das Prinzip der virtuellen Arbeit angewendet, vergleiche Gl. (3.2),

$$\delta\Pi_i = \delta\Pi_a \tag{B.1}$$

$$\int_{\Omega} \delta\varepsilon^T \sigma \, d\Omega = \delta u^T f + \int_{\Gamma} \delta u^T f_{\Gamma} \, d\Gamma + \int_{\Omega} \delta u^T f_{\Omega} \, d\Omega - \int_{\Omega} \rho \delta u^T \ddot{u} \, d\Omega - \int_{\Omega} \mu \delta u^T \dot{u} \, d\Omega$$

Für die Spannungen wird das lineare Stoffgesetz für isotrope Materialien aus Gl. (3.3) eingesetzt,

$$\sigma = C \cdot \varepsilon$$

$$\begin{bmatrix} \underline{\sigma}_{xx} \\ \underline{\sigma}_{yy} \\ \underline{\sigma}_{zz} \\ \underline{\sigma}_{xy} \\ \underline{\sigma}_{yz} \\ \underline{\sigma}_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E & -\frac{E}{\nu} & -\frac{E}{\nu} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{E}{\nu} & E & -\frac{E}{\nu} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{E}{\nu} & -\frac{E}{\nu} & E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{\varepsilon}_{xx} \\ \underline{\varepsilon}_{yy} \\ \underline{\varepsilon}_{zz} \\ \underline{\gamma}_{xy} \\ \underline{\gamma}_{yz} \\ \underline{\gamma}_{xz} \end{bmatrix}, \tag{B.2}$$

mit dem Elastizitätsmodul E , der Querkontraktionszahl ν und dem Schermodul $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$. Für die innere virtuelle Arbeit ergibt sich durch Einsetzen von Gl. (B.2) in Gl. (B.1)

$$\begin{aligned} \delta \Pi_i &= \int_{\Omega} \delta \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{C} \boldsymbol{\varepsilon} \, d\Omega \\ &= \int_{\Omega} \left[E \delta \varepsilon_{xx} \varepsilon_{xx} - \frac{E}{\nu} \varepsilon_{xx} (\delta \varepsilon_{yy} + \delta \varepsilon_{zz}) \right. \\ &\quad + E \delta \varepsilon_{yy} \varepsilon_{yy} - \frac{E}{\nu} \varepsilon_{yy} (\delta \varepsilon_{xx} + \delta \varepsilon_{zz}) \\ &\quad + E \delta \varepsilon_{zz} \varepsilon_{zz} - \frac{E}{\nu} \varepsilon_{zz} (\delta \varepsilon_{xx} + \delta \varepsilon_{yy}) \\ &\quad \left. + G \delta \gamma_{xy} \gamma_{xy} + G \delta \gamma_{yz} \gamma_{yz} + G \delta \gamma_{zx} \gamma_{zx} \right] d\Omega. \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

Die Dehnung $\boldsymbol{\varepsilon}$ lässt sich dabei durch die Verschiebungen u, v, w in den drei Koordinatenrichtungen x, y und z über

$$\boldsymbol{\varepsilon} = -\frac{d^2 w}{dx^2} z - \frac{d^2 v}{dx^2} y - \frac{du}{dx} = -w'' z - v'' y - u' \quad (\text{B.4})$$

ausdrücken. Für die innere Energie ergibt sich somit

$$\delta \Pi_i = \int_x \int_A [E (\delta u' - y \delta v'' - z \delta w'') (u' - y v'' - z w'')] \, dA \, dx, \quad (\text{B.5})$$

bzw. unter Berücksichtigung der Definitionen für die Flächenträgheitsmomente

$$\int_A z^2 \, dA = I_{yy}, \quad \int_A y^2 \, dA = I_{zz}, \quad \int_A yz \, dA = -I_{yz}, \quad (\text{B.6})$$

sowie für den Schwerpunkt

$$\int_A z \, dA = 0, \quad \int_A y \, dA = 0, \quad (\text{B.7})$$

der Ausdruck

$$\begin{aligned} \delta \Pi_i &= \int_x \left[E \left(\int_A dA u' \delta u' - \int_A y dA u' \delta v'' - \int_A z dA u' \delta w'' - \int_A y dA v'' \delta u' \right. \right. \\ &\quad - \int_A z dA w'' \delta u' + \int_A \underbrace{y^2 dA}_{I_{zz}} v'' \delta v'' + \int_A \underbrace{z^2 dA}_{I_{yy}} w'' \delta w'' \\ &\quad \left. \left. + \int_A \underbrace{yz dA}_{-I_{yz}} v'' \delta w'' + \int_A \underbrace{yz dA}_{-I_{yz}} w'' \delta v'' \right) \right] dx \\ &= \int_x [E A u' \delta u' + E I_{zz} v'' \delta v'' + E I_{yy} w'' \delta w'' - E I_{yz} v'' \delta w'' - E I_{yz} w'' \delta v''] \, dx. \end{aligned} \quad (\text{B.8})$$

Unter Berücksichtigung der Torsion erweitert sich dieser Ausdruck um den Anteil

$$\begin{aligned}
 \delta \Pi_i &= \int_x \int_A G \delta \gamma_{xy} \gamma_{xy} \, dA \, dx \\
 &= \int_x G \int_A r^2 \, dA \, \delta \psi_u \, \psi_u \, dx \\
 &= \int_x G I_t \delta \psi_u \, \psi_u \, dx.
 \end{aligned} \tag{B.9}$$

Diese Gleichung stellt die exakte Lösung der virtuellen inneren Energie des Balkens dar. Da die exakte Lösung meist nicht bekannt ist, werden nun Näherungen auf Basis von Polynomreihen gesucht. Die Näherungen der Verschiebungskomponenten gelten sowohl für den global betrachteten Balken, als auch für ein diskretes Balkenelement. Aus den Eigenschaften des Balkens sind je sechs Randbedingungen an den Balkenenden bzw. diskreten Knoten i des Elements bekannt, die in **Tabelle B.1** aufgelistet sind. Die Länge des Balkens bzw. eines Elements ist ℓ . Die Berechnung der Unbekannten a_i, b_i, c_i, d_i und die Sortierung der Lösung nach den Knotenverschiebungen am jeweilig betrachteten Element i ergeben die Ansatzfunktionen N_1 bis N_{12} ,

$$\begin{aligned}
 u(x) &= \underbrace{\left(1 - \frac{x}{\ell}\right)}_{N_1} u_i + \underbrace{\left(\frac{x}{\ell}\right)}_{N_2} u_{i+1} \\
 \psi_u(x) &= \underbrace{\left(1 - \frac{x}{\ell}\right)}_{N_3} \psi_{u,i} + \underbrace{\left(\frac{x}{\ell}\right)}_{N_4} \psi_{u,i+1} \\
 v(x) &= \underbrace{\left(1 - \frac{3x^2}{\ell^2} + \frac{2x^3}{\ell^3}\right)}_{N_5} v_i + \underbrace{\left(x - \frac{2x^2}{\ell} + \frac{x^3}{\ell^2}\right)}_{N_6} \psi_{v,i} \\
 &\quad + \underbrace{\left(-\frac{3x^2}{\ell^2} + \frac{2x^3}{\ell^3}\right)}_{N_7} v_{i+1} + \underbrace{\left(\frac{x^2}{\ell} - \frac{x^3}{\ell^2}\right)}_{N_8} \psi_{v,i+1} \\
 w(x) &= \underbrace{\left(1 - \frac{3x^2}{\ell^2} + \frac{2x^3}{\ell^3}\right)}_{N_9} w_i + \underbrace{\left(x - \frac{2x^2}{\ell} + \frac{x^3}{\ell^2}\right)}_{N_{10}} \psi_{w,i} \\
 &\quad + \underbrace{\left(-\frac{3x^2}{\ell^2} + \frac{2x^3}{\ell^3}\right)}_{N_{11}} w_{i+1} + \underbrace{\left(\frac{x^2}{\ell} - \frac{x^3}{\ell^2}\right)}_{N_{12}} \psi_{w,i+1}.
 \end{aligned} \tag{B.10}$$

Tabelle B.1: Von den Ansatzfunktionen zu erfüllende Randbedingungen und gewählte Polynomreihen

Randbedingungen	gewählter Polynomansatz
$u(x=0) = u_i$	
$u(x=\ell) = u_{i+1}$	$u(x) = a_0 + a_1x$
$\psi_u(x=0) = \psi_{u,i}$	
$\psi_u(x=\ell) = \psi_{u,i+1}$	$\psi_u(x) = b_0 + b_1x$
$v(x=0) = v_i$	
$v(x=\ell) = v_{i+1}$	
$v'(x=0) = \psi_{v,i}$	
$v'(x=\ell) = \psi_{v,i+1}$	$v(x) = c_0 + c_1x + c_2x^2 + c_3x^3$
$w(x=0) = w_i$	
$w(x=\ell) = w_{i+1}$	
$w'(x=0) = \psi_{w,i}$	
$w'(x=\ell) = \psi_{w,i+1}$	$w(x) = d_0 + d_1x + d_2x^2 + d_3x^3$

Der vektorielle Zusammenhang zwischen den Verschiebungskomponenten und den Knotenverschiebungen lässt sich mit

$$\begin{bmatrix} \mathbf{u} \\ \psi_u \\ \mathbf{v} \\ \mathbf{w} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_4 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_5 & N_6 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_7 & N_8 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & N_9 & N_{10} & 0 & 0 & 0 & 0 & N_{11} & N_{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_i \\ \psi_{u,i} \\ v_i \\ \psi_{v,i} \\ w_i \\ \psi_{w,i} \\ u_{i+1} \\ \psi_{u,i+1} \\ v_{i+1} \\ \psi_{v,i+1} \\ w_{i+1} \\ \psi_{w,i+1} \end{bmatrix}. \quad (\text{B.11})$$

ausdrücken. Die Lösungen der einzelnen Verschiebungskomponenten werden in Gl. (B.8) eingesetzt, so dass die innere Energie nun eine Funktion von den Knotenverschiebungen und nicht mehr von den globalen Verschiebungen \mathbf{u} ist. Die Umrechnung der Verschiebung \mathbf{u} des Balkens in die diskreten Knotenverschiebungen \mathbf{u}_{e1} ist dabei über die allgemeine Beziehung Gl. (3.6) aus Abschnitt 3.3

$$\mathbf{u} = \mathbf{N} \cdot \mathbf{u}_{e1}$$

gegeben.

Die Gleichung für die von den Knotenfreiheitsgraden abhängige innerer Energie wird nun nach

dx integriert und die Lösung nach den Knotenfreiheitsgraden sortiert. Somit ergeben sich die Elementmassenmatrix

$$\mathbf{M}_{\text{el},i} = \int_{\Omega_{\text{el},i}} \varrho_i \mathbf{N}^T \mathbf{N} \, d\Omega_{\text{el},i} \quad (\text{B.12})$$

$$\mathbf{M}_{\text{el},i} = \begin{array}{c} \begin{array}{cccccc|cccccc} \ddot{u}_i & \ddot{\psi}_{u,i} & \ddot{v}_i & \ddot{\psi}_{v,i} & \ddot{w}_i & \ddot{\psi}_{w,i} & \ddot{u}_{i+1} & \ddot{\psi}_{u,i+1} & \ddot{v}_{i+1} & \ddot{\psi}_{v,i+1} & \ddot{w}_{i+1} & \ddot{\psi}_{w,i+1} \\ \hline \ddot{u}_i & 2h & 0 & 0 & 0 & 0 & h & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \ddot{\psi}_{u,i} & 0 & 2g & 0 & 0 & 0 & 0 & g & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \ddot{v}_i & 0 & 0 & 156f & 22\ell f & 0 & 0 & 0 & 54f & -13\ell f & 0 & 0 \\ \ddot{\psi}_{v,i} & 0 & 0 & 22\ell f & 4\ell^2 f & 0 & 0 & 0 & 13\ell f & -3\ell^2 f & 0 & 0 \\ \ddot{w}_i & 0 & 0 & 0 & 0 & 156f & 22\ell f & 0 & 0 & 0 & 54f & -13\ell f \\ \ddot{\psi}_{w,i} & 0 & 0 & 0 & 0 & 22\ell f & 4\ell^2 f & 0 & 0 & 0 & 13\ell f & -3\ell^2 f \\ \hline \ddot{u}_{i+1} & h & 0 & 0 & 0 & 0 & 2h & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \ddot{\psi}_{u,i+1} & 0 & g & 0 & 0 & 0 & 0 & 2g & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \ddot{v}_{i+1} & & & & & & 0 & 0 & 156f & -22\ell f & 0 & 0 \\ \ddot{\psi}_{v,i+1} & f = \frac{\varrho \cdot A \cdot \ell}{420} & & & & & 0 & 0 & -22\ell f & 4\ell^2 f & 0 & 0 \\ \ddot{w}_{i+1} & & & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & 156f & -22\ell f \\ \ddot{\psi}_{w,i+1} & h = \frac{\varrho \cdot A \cdot l}{6}, & g = \frac{\varrho \cdot I_t \cdot \ell}{6} & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & -22\ell f & 4\ell^2 f \end{array} \end{array}$$

und durch Differenzieren der Ansatzfunktionen die Elementsteifigkeitsmatrix

$$\mathbf{K}_{\text{el},i} = \int_{\Omega_{\text{el},i}} (\mathfrak{D}\mathbf{N})^T \mathbf{C}_i (\mathfrak{D}\mathbf{N}) \, d\Omega_{\text{el},i} \quad (\text{B.13})$$

$$\mathbf{K}_{\text{el},i} = \begin{array}{c} \begin{array}{cccccc|cccccc} u_i & \psi_{u,i} & v_i & \psi_{v,i} & w_i & \psi_{w,i} & u_{i+1} & \psi_{u,i+1} & v_{i+1} & \psi_{v,i+1} & w_{i+1} & \psi_{w,i+1} \\ \hline u_i & a & 0 & 0 & 0 & 0 & -a & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \psi_{u,i} & 0 & d & 0 & 0 & 0 & 0 & -d & 0 & 0 & 0 & 0 \\ v_i & 0 & 0 & 12b & 6\ell b & 0 & 0 & 0 & -12b & 6\ell b & 0 & 0 \\ \psi_{v,i} & 0 & 0 & 6\ell b & 4\ell^2 b & 0 & 0 & 0 & -6\ell b & 2\ell^2 b & 0 & 0 \\ w_i & 0 & 0 & 0 & 0 & 12c & 6\ell c & 0 & 0 & 0 & -12c & 6\ell c \\ \psi_{w,i} & 0 & 0 & 0 & 0 & 6\ell c & 4\ell^2 c & 0 & 0 & 0 & -6\ell c & 2\ell^2 c \\ \hline u_{i+1} & -a & 0 & 0 & 0 & 0 & a & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \psi_{u,i+1} & 0 & -d & 0 & 0 & 0 & 0 & d & 0 & 0 & 0 & 0 \\ v_{i+1} & & & & & & 0 & 0 & 12b & -6\ell b & 0 & 0 \\ \psi_{v,i+1} & a = \frac{E \cdot A}{\ell}, & d = \frac{G \cdot I_t}{\ell} & & & & 0 & 0 & -6\ell b & 4\ell^2 b & 0 & 0 \\ w_{i+1} & & & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & 12c & -6\ell c \\ \psi_{w,i+1} & b = \frac{E \cdot I_{zz}}{\ell^3}, & c = \frac{E \cdot I_{zz}}{\ell^3} & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & -6\ell c & 4\ell^2 c \end{array} \end{array}$$

B.2 Partikuläre Lösung für Systeme mit Fremderregung

Das Verhalten eines schwingungsfähigen Systems im Zeitbereich ist durch die Bewegungsgleichung und die Anfangsbedingungen mit der Lage $q(t = 0)$ und der Geschwindigkeit $\dot{q}(t = 0)$ eindeutig definiert. Die Anfangsbedingungen werden vereinfachend im Zustandsvektor $z = [q, \dot{q}]^T$ zusammengefasst, so dass die Bewegungsgleichung wie in Gl. (3.21) aus Abschnitt 3.3,

$$\dot{z} = \mathcal{A} z + f \quad (\text{B.14})$$

in der Zustandsraumdarstellung geschrieben werden kann. Die Lösung einer Gleichung dieser Form setzt sich aus der homogenen und der partikulären Lösung zusammen,

$$z = z_h + z_p. \quad (\text{B.15})$$

Die homogene Lösung für die Ausgangsgleichung

$$\dot{z} = \mathcal{A} z \quad (\text{B.16})$$

mit $\dot{z} = \frac{dz}{dt}$ ergibt sich durch Trennung der Veränderlichen

$$\frac{dz}{z} = \mathcal{A} dt \quad (\text{B.17})$$

und Integration der Gleichung

$$\ln(z) = \mathcal{A}t + \ln(|C|), \quad (\text{B.18})$$

wobei die Integrationskonstante zu $\ln(|C|)$ gewählt wird. Durch Umformen der Gleichung in

$$\begin{aligned} \ln\left(\frac{z}{C}\right) &= \mathcal{A}t \\ z &= e^{\mathcal{A}t} C \end{aligned} \quad (\text{B.19})$$

und Einsetzen der Anfangsbedingung für $z(t = 0) = z_0$

$$z(t = 0) = e^{\mathcal{A}0} \cdot C = E \cdot C = z_0 \quad (\text{B.20})$$

ergibt sich die homogene Lösung zu

$$z_h = e^{\mathcal{A}t} z_0. \quad (\text{B.21})$$

Die partikuläre Lösung für die Gleichung

$$\dot{z} = \mathcal{A} z + f \quad (\text{B.22})$$

ergibt sich aus dem Ansatz für die homogene Lösung und durch Variation der Konstanten

$$\begin{aligned} z &= e^{\mathcal{A}t} q(t) \\ \dot{z} &= \mathcal{A} \cdot e^{\mathcal{A}t} q(t) + e^{\mathcal{A}t} \dot{q}(t). \end{aligned} \quad (\text{B.23})$$

Aus dem Vergleich mit der Ausgangsgleichung mit eingesetztem homogenen Lösungsansatz

$$\begin{aligned} \dot{z} &= \mathcal{A} \cdot e^{\mathcal{A}t} q(t) + e^{\mathcal{A}t} \dot{q}(t) \\ \dot{z} &= \mathcal{A} \cdot e^{\mathcal{A}t} q(t) + f \end{aligned} \quad (\text{B.24})$$

ergibt sich

$$f = e^{\mathcal{A}t} \dot{q}(t). \quad (\text{B.25})$$

Umstellung nach $\dot{q}(t)$ und Integration in den Grenzen 0 und t führt zur partikulären Lösung

$$q(t) = \int_0^t e^{-\mathcal{A}\tau} f(\tau) d\tau \quad (\text{B.26})$$

bzw. zur allgemeinen Gesamtlösung

$$z(t) = e^{\mathcal{A}t} z_0 + e^{\mathcal{A}t} \int_0^t e^{-\mathcal{A}\tau} f(\tau) d\tau. \quad (\text{B.27})$$

Die allgemeine Lösung lässt sich auch im Diskreten mit der Zeitschrittweite Δt schreiben als

$$z(t + \Delta t) = e^{\mathcal{A}\Delta t} z(t) + \int_t^{t+\Delta t} e^{\mathcal{A}(t+\Delta t-\tau)} f(\tau) d\tau. \quad (\text{B.28})$$

Ist die Schrittweite klein, kann die Störfunktion $f(\tau)$ im jeweiligen Intervall als konstant angenommen werden, wodurch sich die Gleichung vereinfacht zu

$$z(t + \Delta t) = e^{\mathcal{A}\Delta t} z(t) + \int_0^{\Delta t} e^{\mathcal{A}\chi} d\chi f_t. \quad (\text{B.29})$$

Wird das Integral durch eine Reihenentwicklung

$$\begin{aligned} e^{\mathcal{A}\Delta t} &= E + \sum_{i=0}^j \frac{(\mathcal{A}\Delta t)^{i+1}}{(i+1)!} \\ &= E + \mathcal{A} \Delta t \sum_{i=0}^j \frac{(\mathcal{A}\Delta t)^i}{(i+1)!} \\ &= E + \mathcal{A} R. \end{aligned} \quad (\text{B.30})$$

approximiert ergibt sich die Gesamtlösung im Diskreten zu

$$z(t + \Delta t) = (E + \mathcal{A} R) z(t) + R f_t. \quad (\text{B.31})$$

C Analytische Beschreibung der Kontaktfläche von Werkstücken mit Spiralnut

Für die analytische Beschreibung der Kontaktfläche beim Werkzeugschleifen von spiralförmigen Nuten ist es aufgrund der komplex gekrümmten Kontaktgeometrie, siehe **Bild 5.13** auf Seite 82, vorteilhaft die Berechnung im Schleifscheibenkoordinatensystem x_s, y_s, z_s vorzunehmen. Die Schleifscheibe wird hierfür durch ihren Anfangspunkt M_s auf der Schleifscheibenachse a_s und den Normalenvektor \vec{n}_s beschrieben, siehe **Bild C.1**. Das Werkstück ist ebenfalls durch einen Anfangspunkt M_w auf der Werkstückachse a_w und den Normalenvektor \vec{n}_w , der zur Schleifscheibenachse x_s um den Winkel α gedreht ist, im Schleifscheibenkoordinatensystem definiert. Der erste Kontaktbereich zwischen Schleifscheibe und Werkstück, der die seitliche Schnittlinie ④ in **Bild 5.13** darstellt, resultiert aus der Verschneidung der beiden Körper in der Ebene E_s auf der Stirnseite der Schleifscheibe. Durch die Projektion des Werkstücks auf die Ebene E_s ergibt sich für die Werkstückkontur eine Ellipse mit Mittelpunkt W und Halbachsen

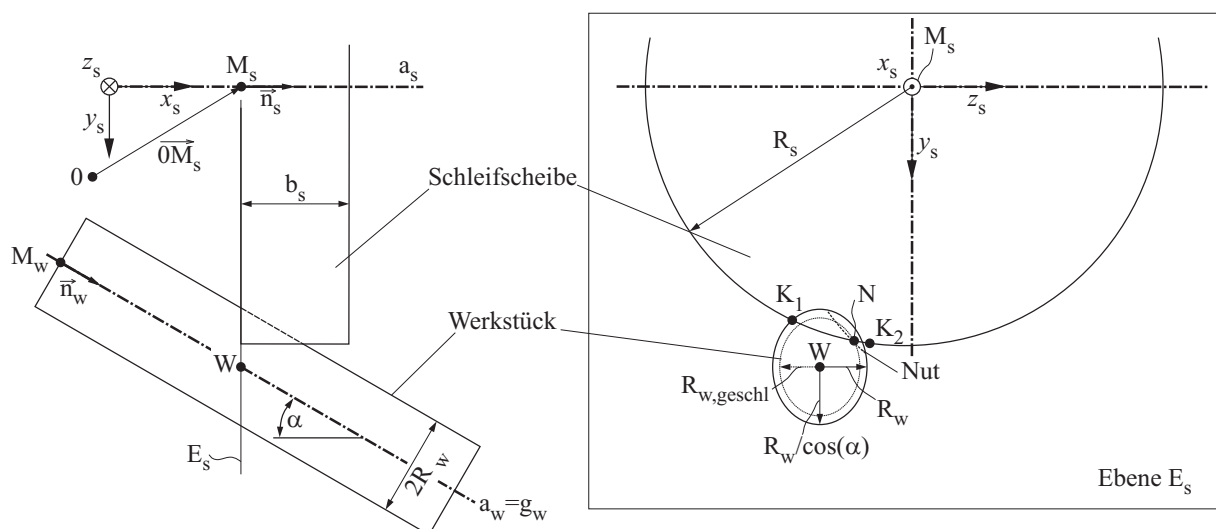


Bild C.1: Berechnete Kontaktzonen zweier sich schneidenden Zylinder für verschiedene Zu-
stellungen a_e

R_w und $R_w / \cos(\alpha)$. Der Mittelpunkt lässt sich dabei als Schnittpunkt aus der Ebene E_s und der Geraden $g_w = \vec{0M}_w + \lambda \cdot \vec{n}_w$ mit

$$\vec{0W} = \vec{0M}_w + \underbrace{\frac{\vec{n}_s \cdot (\vec{0M}_w - \vec{0M}_s)}{\vec{n}_s \cdot \vec{n}_w}}_{\lambda} \cdot \vec{n}_w \quad (\text{C.1})$$

berechnen. Die Rechenoperation $\vec{n}_s \cdot \vec{n}_w$ ergibt dabei das Skalarprodukt aus beiden Vektoren. Die Schnittpunkte K_1 und K_2 des Kreises und der Ellipse sind die Begrenzung der Kontaktzone und berechnen sich aus dem Gleichungssystem

$$\begin{aligned} \text{Kreis:} & \quad (y_s - (\vec{0M}_s \cdot \vec{e}_y))^2 + (z_s - (\vec{0M}_s \cdot \vec{e}_z))^2 - R_s^2 = 0 \\ \text{Ellipse:} & \quad \frac{(y_s - (\vec{0S} \cdot \vec{e}_y))^2}{R_w^2} + \frac{(z_s - (\vec{0S} \cdot \vec{e}_z))^2 \cdot \cos^2(\alpha)}{R_w^2} - 1 = 0, \end{aligned} \quad (\text{C.2})$$

wobei \vec{e}_y und \vec{e}_z die Einheitsvektoren in den Richtungen y_s und z_s sind. Durch eine parallele Verschiebung der Ebene E_s in den Grenzen von $(\vec{0M}_s \cdot \vec{e}_x) \leq x_s \leq (\vec{0M}_s \cdot \vec{e}_x + b_s \cdot \vec{n}_s)$ entlang der Schleifscheibenachse a_s ist die Bestimmung der Kontaktzone über der gesamten Schleifscheibenbreite b_s möglich. Für bereits vorhandene Nuten ist Gl. (C.2) für die elliptische Werkstückkontur nicht mehr gültig, da die Ellipse nicht mehr vollständig geschlossen ist. In Gl. (C.2) werden stattdessen die Halbachsen des bereits geschliffenen Werkstücks $R_{w,\text{geschl}}$ und $R_{w,\text{geschl}} / \cos(\alpha)$ eingesetzt, die in Abhängigkeit der x_s Koordinate bekannt sind, um die neue Schnittkante $N(x_s)$ zu bestimmen. Die Kontaktfläche ist über den Kreisabschnitt zwischen den Begrenzungen $K_1(x_s)$ und $K_2(x_s)$, bzw. $K_1(x_s)$ und $N(x_s)$ multipliziert mit der Schrittweite Δx_s zu berechnen. Beispielhaft ist der Kontakt zwischen Schleifscheibe und neuem Werkstück nachstehend als schwarze Fläche in **Bild C.2** gezeigt.

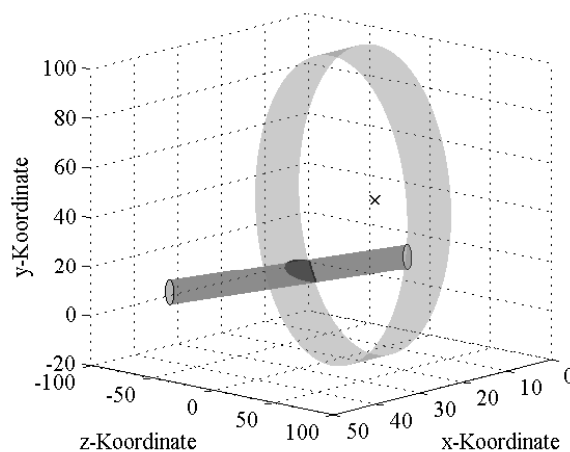


Bild C.2: Analytische Bestimmung der Kontaktzone beim Werkzeugschleifen

D Simulationsergebnisse

D.1 Simulationsergebnis des Längsnutenschleifens

Ergebnisse der gemessenen und berechneten Schleifkräfte in x - und y -Richtung und der erzeugten Werkstückgeometrie für das Längsnutenschleifen mit kurzzeitig auf einer Position verweilenden Schleifscheibe.

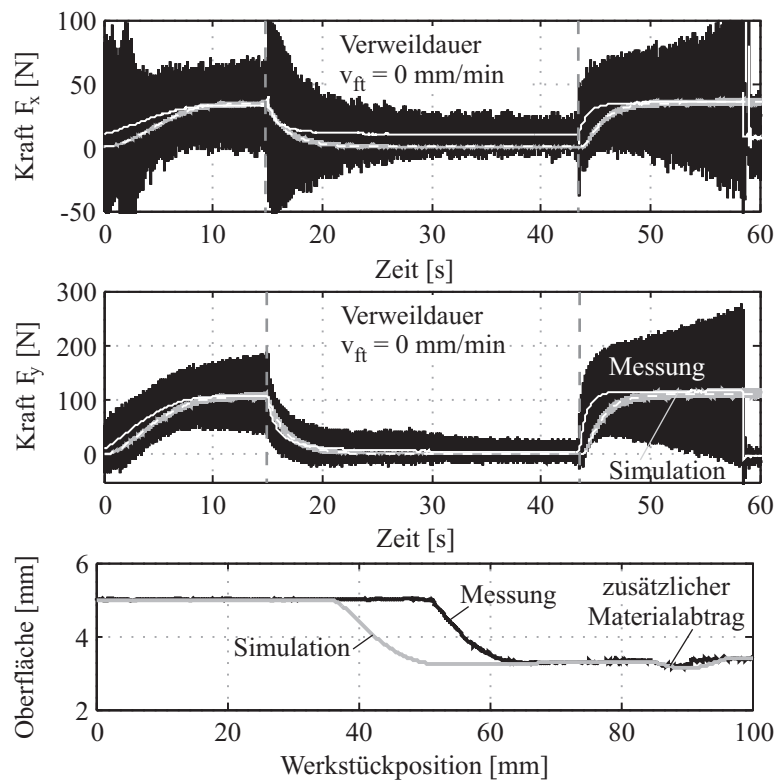


Bild D.1: Vergleich gemessener und berechneter Werte für die Schleifkraft in x - und y -Richtung sowie für die Werkstückgeometrie

Die Abweichung der berechneten zur gemessenen Werkstückoberfläche in x -Richtung während der Verweildauer ist eine Folge von zusätzlichen Einflüssen während des Versuches, wie z. B. der Kraftanteil durch das Kühlmittel, die mit der idealisierten Simulation nicht abgebildet werden. Deshalb sinken die berechneten Schleifkräfte auf Null ab, wohingegen bei der Messungen stets eine niedrige Kraft auf das Werkstück wirkt und dieses verformt.

D.2 Einfluss der Simulationsmodule

Ergebnisse der berechneten Prozesskräfte in x -Richtung in Abhängigkeit der Simulationsmodule:

- ① keine Berücksichtigung der Dynamik und der Topographie
- ② nur mit Berücksichtigung der Dynamik
- ③ nur mit Berücksichtigung der Schleifscheibentopographie
- ④ mit der Kombination aus beiden Modulen.

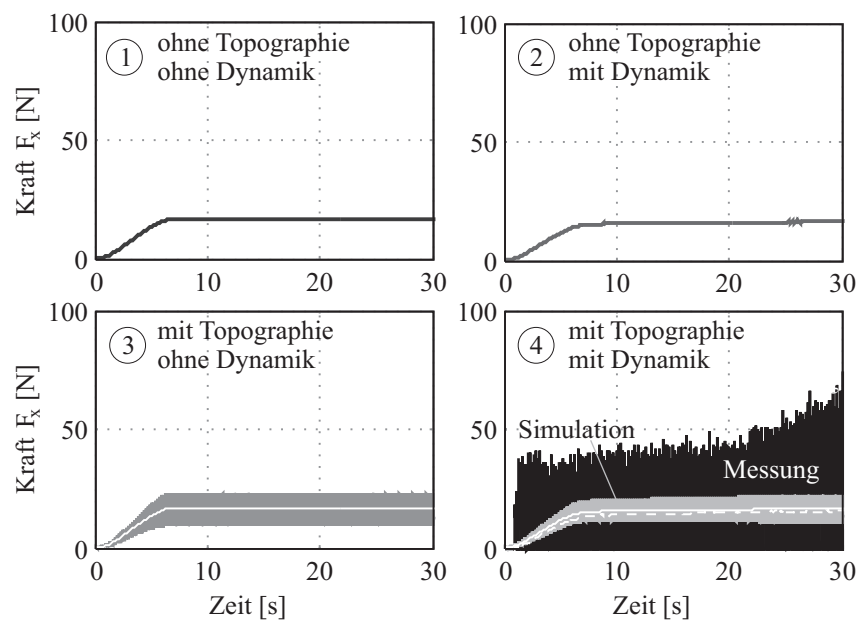


Bild D.2: Einfluss verschiedener Simulationsmodule auf die Berechnung der Prozesskräfte in x -Richtung

D.3 Variation der Prozessparameter

Variation von Zustellung a_e und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} : In Bild D.3 sind die zur 1. Parameterstudie aus Abschnitt 7.2, Seite 115, gehörenden Schleifkraftkomponenten in x -Richtung dargestellt. Es sind die Zustellung a_e und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18 \text{ m/s}$ variiert worden.

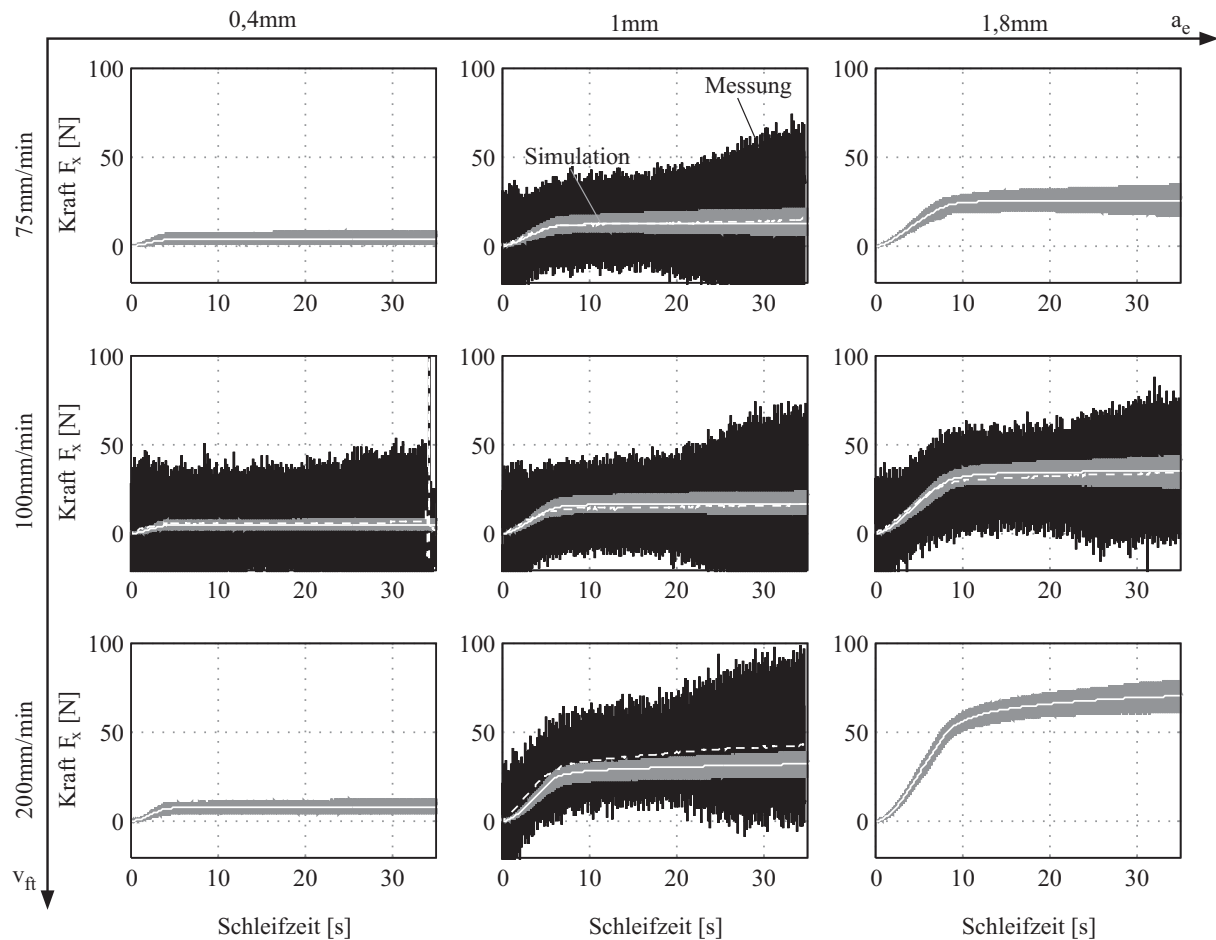


Bild D.3: Simulationsergebnisse der Schleifkraft in x -Richtung für variable Zustellung a_e und Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} bei konstanter Schnittgeschwindigkeit $v_c = 18 \text{ m/s}$

Die berechneten mittleren Schleifkräfte sind als durchgehend weiße Linie, die gemessenen als gestrichelte weiße Linie dargestellt.

Variation von Zustellung a_e und Schnittgeschwindigkeit v_c : Auf dieser Seite sind die zur 2. Parameterstudie aus Abschnitt 7.2, Seite 115, gehörenden Schleifkraftkomponenten in x -Richtung dargestellt. Die Zustellung a_e und Schnittgeschwindigkeit v_c sind bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ variiert worden.

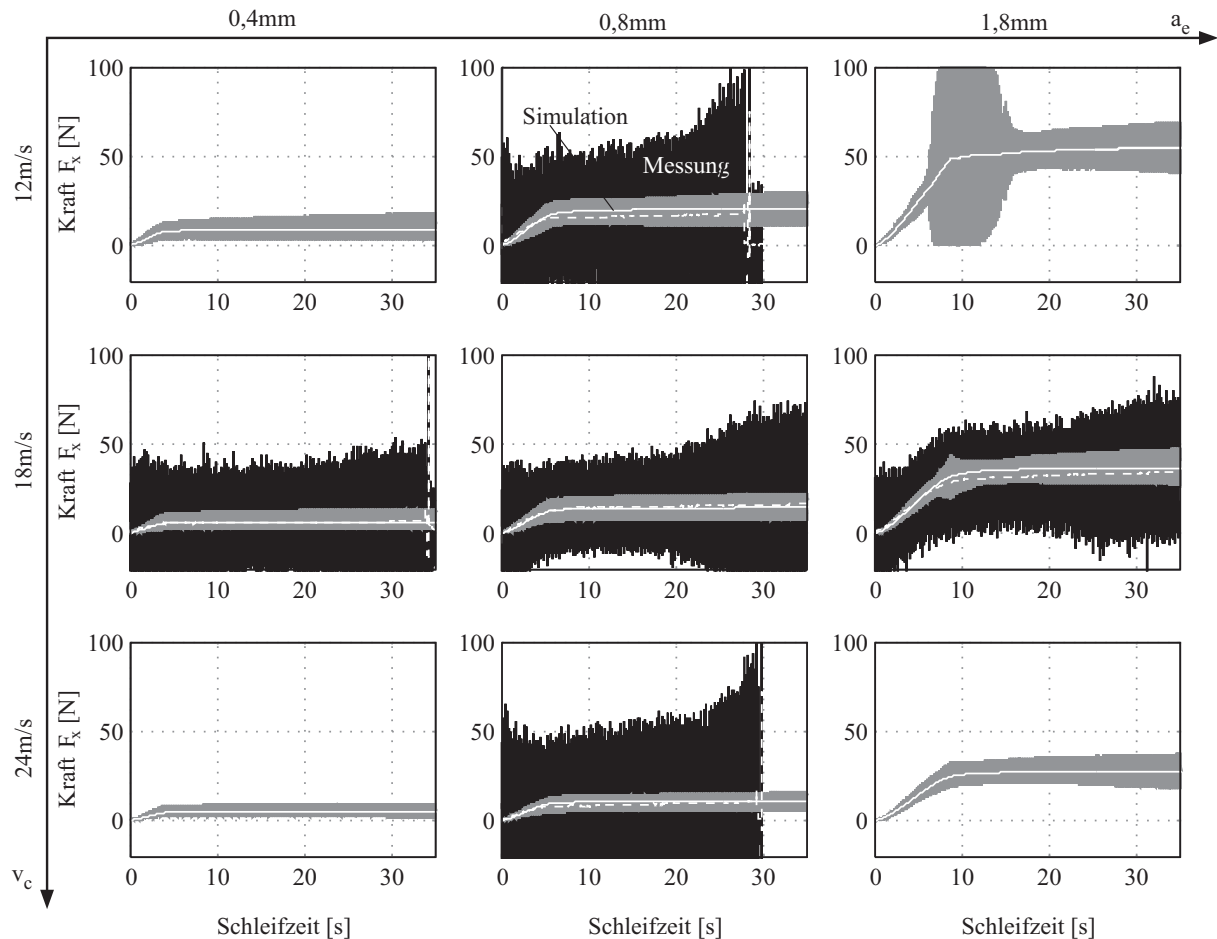


Bild D.4: Simulationsergebnisse der Schleifkraft in x -Richtung bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit $v_{ft} = 100 \text{ mm/min}$ und für variable Zustellung a_e und Schnittgeschwindigkeit v_c

Die berechneten mittleren Schleifkräfte sind als durchgehend weiße Linie, die gemessenen als gestrichelte weiße Linie dargestellt.

D.4 Variation der Werkstückgeometrie

In Abschnitt 7.3, Seite 121, sind die Einflüsse des Werkstückradius R_w auf die Schleifkraft untersucht worden. Die zeitveränderlichen und gemittelten Schleifkräfte in x -Richtung sind nachstehend gezeigt.

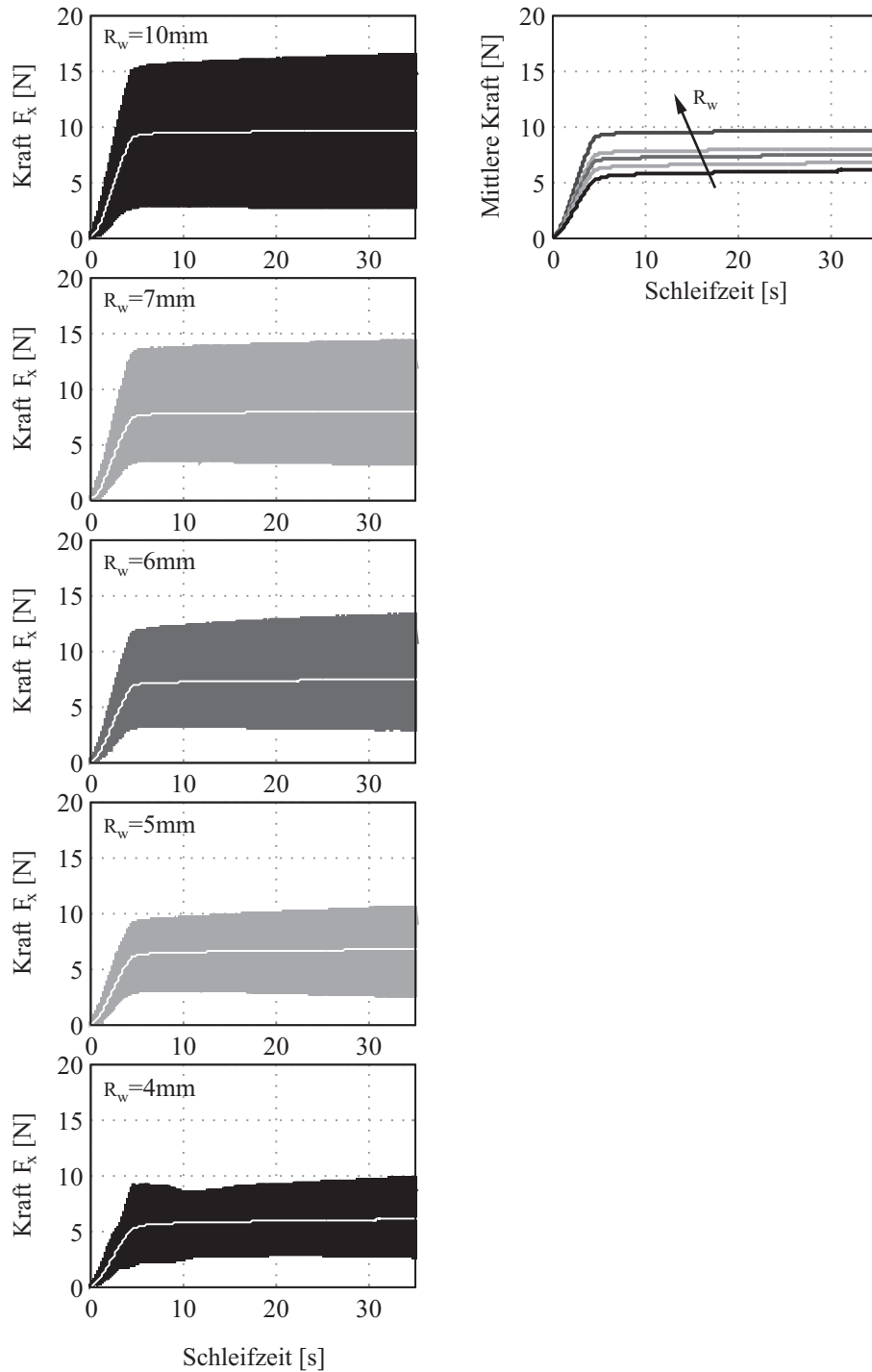


Bild D.5: Simulationsergebnisse der zeitabhängigen und mittleren Schleifkraft in x -Richtung für variable Werkstückradien R_w

D.5 Variation der auskragenden Werkstücklänge

In Abschnitt 7.3, Seite 121, sind die Einflüsse der auskragenden Werkstücklänge ℓ_w auf die Schleifkraft untersucht worden. Die zeitveränderlichen und gemittelten Schleifkräfte in x -Richtung sind nachstehend gezeigt.

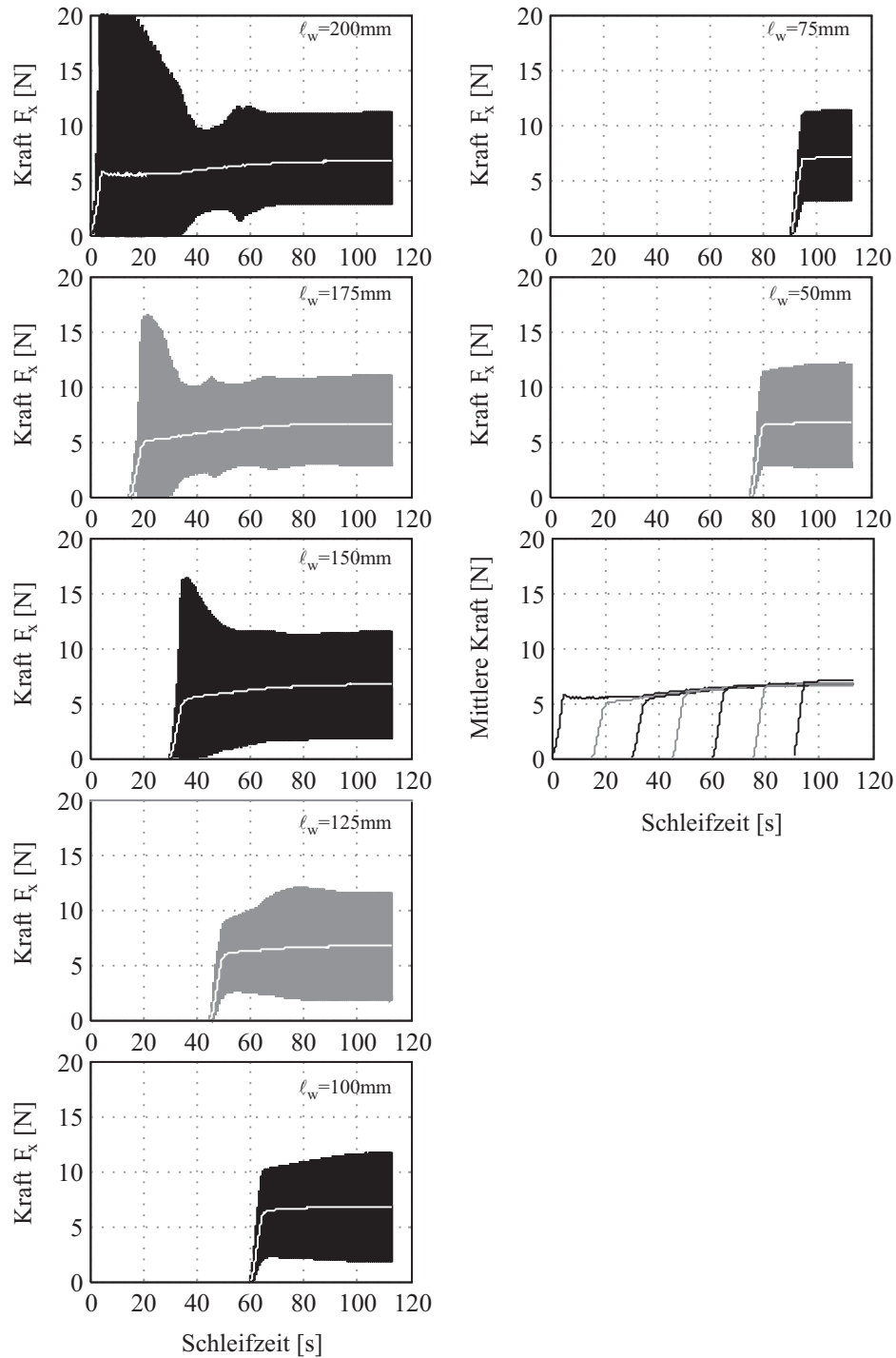


Bild D.6: Simulationsergebnisse der zeitabhängigen und mittleren Schleifkraft in x -Richtung für variable Werkstücklängen ℓ_w

D.6 Variation des Werkstückquerschnitts

Simulationsergebnisse für die Prozesskräfte in x -Richtung aus Abschnitt 7.4, Seite 124, bei veränderlichem Werkstückquerschnitt.

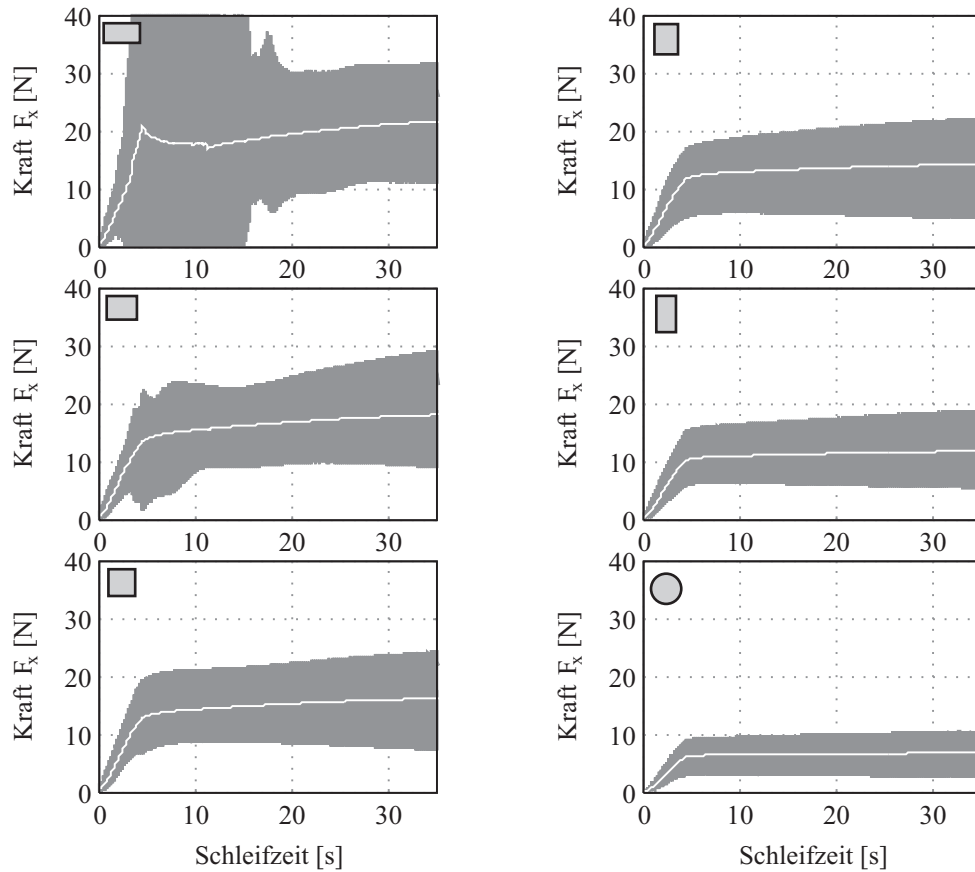


Bild D.7: Berechnete Schleifkräfte in x -Richtung für verschiedene Werkstückquerschnitte

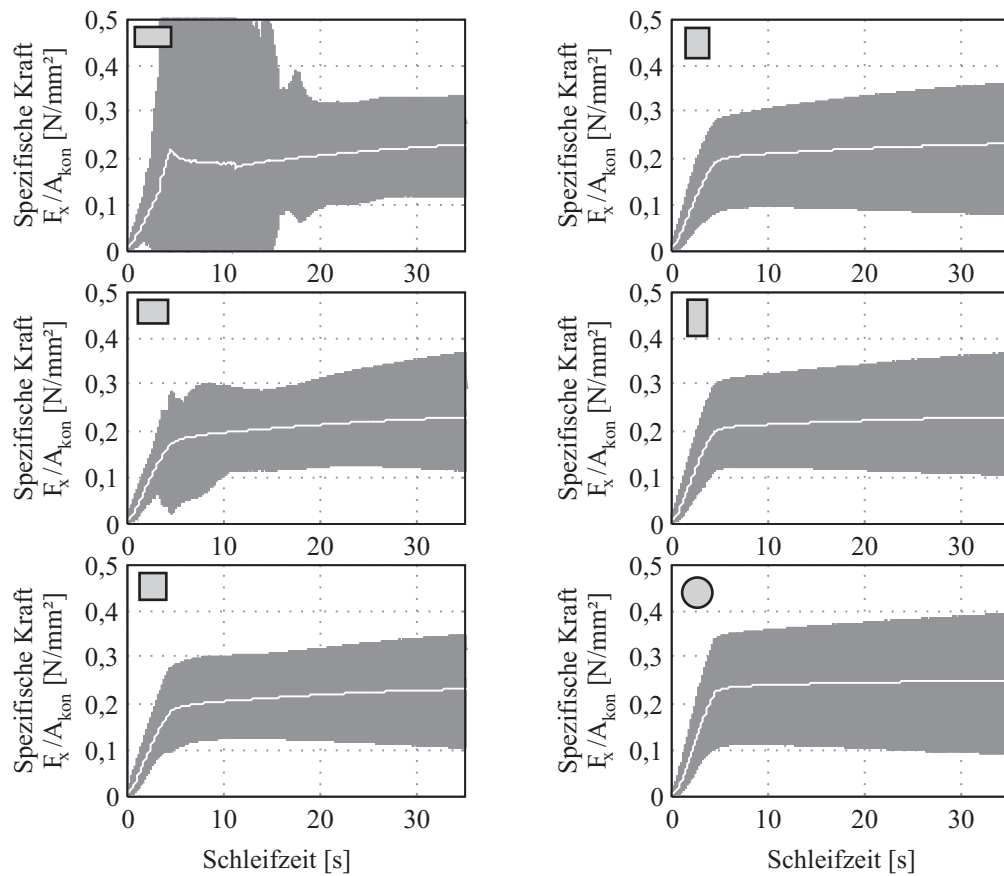


Bild D.8: Spezifische, auf die Kontaktfläche A_{kon} bezogenen Schleifkräfte in x -Richtung für verschiedene Werkstückquerschnitte

Literaturverzeichnis

- Alfares, M. und Elsharkawy, A. (2000): Effect of grinding forces on the vibration of grinding machine spindle system. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40, Nr. 14, S. 2003 – 2030.
- Alldieck, J. (1994): *Simulation des dynamischen Schleifprozessverhaltens*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Altintas, Y. und Weck, M. (2004): Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53, Nr. 2, S. 619 – 642.
- Averkamp, T.J. (1982): *Überwachung und Regelung des Abricht- und Schleifprozesses beim Außenrund-Einsteichschleifen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Badger, J.; Murphy, S. und O'Donnell, G. (2011): The effect of wheel eccentricity and run-out on grinding forces, waviness, wheel wear and chatter. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51, Nr. 10-11, S. 766 – 774.
- Beucher, O. (2007): *Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik mit MATLAB: Anwendungsorientierte Einführung für Ingenieure und Naturwissenschaftler*, Band 2. Berlin: Springer Verlag.
- Biermann, D.; Blum, H.; Jansen, T.; Rademacher, A.; Scheidler, A.V.; Schröder, A. und Weinert, K. (2008): Space adaptive finite element methods for dynamic signorini problems in the simulation of the NC-shape grinding process. In: *Proceedings of the 1st CIRP International Conference on Process Machine Interactions*, S. 309 – 316.
- Blum, H.; Weinert, K.; Jansen, T.; Mohn, T.; Noyen, M. und Rademacher, A. (2007): Verfahrensspezifische Modellbildung für die Belastung beim Schleifen. *Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren*, S. 24 – 38. Vulkan Verlag, Essen.
- Brandin, H.J.E. (1978): *Pendelschleifen und Tiefschleifen: Vergleichende Untersuchungen beim Schleifen von Rechteckprofilen*. Dissertation, Universität Göttingen.
- Brückner, K. (1962): *Der Schleifvorgang und seine Bewertung durch auftretende Schnittkräfte*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Brevern, P. von (2008): Untersuchung zur Kühlschmierstoffversorgung beim Tiefschleifen von Hartmetall. In: *Industrie-Diamanten-Rundschau*, 42, S. 34 – 38.

- 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. und Wittmann, M. (2006): Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55, Nr. 2, S. 667 – 696.
- Bruns, J.U. (2004): *Detektion und Identifikation von Nichtlinearitäten in mechanischen Schwingungssystemen*. Dissertation, Universität Hannover.
- Böttler, E. (1979): *Konzept und technologische Grundlagen zum Aufbau eines Informationszentrums für die Schleifbearbeitung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Carslaw, H.S. und Jaeger, J.C. (1959): *Conduction of heat in solids*, Band 2. Oxford: Clarendon Press.
- Carslaw, H. S. und Scott, H. (1921): *Introduction to the mathematical theory of the conduction of heat in solids*. London: Macmillan Verlag.
- Chang, C.-L. (2000): *Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik*. Herbert Uzt Verlag - Wissenschaft, München.
- Chang, H.-C. und Wang, J.-J.J. (2008): A stochastic grinding force model considering random grit distribution. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, Nr. 12-13, S. 1335 – 1344.
- Chen, X. und Rowe, W.B. (1996a): Analysis and simulation of the grinding process. Part I: Generation of the grinding wheel surface. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, Nr. 8, S. 871 – 882.
- Chen, X. und Rowe, W.B. (1996b): Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, Nr. 8, S. 883 – 896.
- Chen, X. und Rowe, W.B. (1996c): Analysis and simulation of the grinding process. Part III: Comparison with experiment. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, Nr. 8, S. 897 – 906.
- Chen, X. und Rowe, W.B. (1998): Analysis and simulation of the grinding process. Part IV: Effects of wheel wear. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38, Nr. 1-2, S. 41 – 49.
- Chen, Y. (1990): *Untersuchungen über Schwingungen und Welligkeiten beim Außenrundesteichschleifen*. Dissertation, Universität Hannover.
- Choi, T. und Shin, Y.C. (2003): On-Line Chatter Detection Using Wavelet-Based Parameter Estimation. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125, Nr. 1, S. 21 – 28.

- Cooper, W.L. und Lavine, A.S. (2000): Grinding Process Size Effect and Kinematics Numerical Analysis. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 122, Nr. 1, S. 59 – 69.
- Czenkusch, C. (2000): *Technologische Untersuchungen und Prozeßmodelle zum Rundschleifen*. Dissertation, Universität Hannover.
- Degner, W.; Lutze, H. und Smejkal, E. (2009): *Spanende Formung: Theorie, Berechnung, Richtwerte*. München: Hanser Verlag.
- Deichmueller, M.; Denkena, B.; Payrebrune, K.M. de; Kröger, M.; Wiedemann, S.; Schröder, A. und Carstensen, C. (2013): Modeling of Process Machine Interactions in Tool Grinding. Denkena, Berend und Hollmann, Ferdinand (Hrsg.), *Process Machine Interactions*, Lecture Notes in Production Engineering, S. 143–176. Springer Berlin Heidelberg.
- Deichmueller, M.; Denkena, B.; Payrebrune, K.M. de; Kröger, M.; Wiedemann, S.; Schroeder, A. und Carstensen, C. (2010): Determination of Static and Dynamic Deflections in Tool Grinding using a Dixel-Based Material Removal Simulation. *2nd International Conference on Process Machine Interactions*.
- Denkena, B.; Deichmueller, M.; Kröger, M.; Popp, K.M.; Carstensen, C.; Schroeder, A. und Wiedemann, S. (2008): Geometrical analysis of the complex contact area for modeling the local distribution of process forces in tool grinding. *1st International Conference on Process Machine Interactions*, S. 289–298.
- Denkena, B.; Deichmueller, M.; Kroeger, M.; Panning, L.; Carstensen, C. und Kilian, S. (2007): Modeling and Simulation of the Process Machine Interaction during Tool Grinding Processes. *Proceedings of 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, S. 391–398.
- DFG (2011): Homepage der DFG. <http://www.dfg.de>.
- Dietrich, W. (1985): *Analyse selbsterregter Schwingungen beim Aussenrund-Einsteichschleifen*. Dissertation, TU Braunschweig.
- DIN 6584 (1982): Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen.
- DIN 8589-11 (2003): Fertigungsverfahren Spanen Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug, Einordnung, Unterteilung, Begriffe.
- Dresig, H. (2006): *Schwingungen und mechanische Antriebssysteme*. Berlin: Springer Verlag.
- Enomoto, T.; Shimazaki, Y.; Tani, Y. und Sata, T. (1996): Improvement of Form Accuracy in Axisymmetrical Grinding by Considering the Form Generation Mechanism. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45, Nr. 1, S. 351 – 354.
- Ernst, W. (1965): *Erhöhte Schnittgeschwindigkeit beim Außen- und Einsteichschleifen und ihr Einfluss auf das Schleifergebnis und die Wirtschaftlichkeit*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.

- Ferreira, A.J.M. (2009): *MATLAB Codes for Finite Element Analysis*, Band 157 der Reihe *Solid Mechanics and its Applications*. Berlin: Springer Verlag.
- Föllinger, H. (1985): *Dynamische Vorgänge beim Außenrund Einstechschleifen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Fritz, A.H. und Schulze, G. (2010): *Fertigungstechnik*. Berlin: Springer Verlag.
- Fuh, K.-H. und Huang, J.-S. (1994): Thermal analysis of creep-feed grinding. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 43, Nr. 2-4, S. 109 – 124.
- FUJIFILM (2013): Homepage von FUJIFILM Europe GmbH, Prescale Druckmessfolien. <http://www.fujifilm.eu/de/produkte/industrieprodukte/prescale/>.
- Gasch, R.; Knothe, K. und Liebich, R. (1989): *Strukturdynamik: Band 2: Kontinua und ihre Diskretisierung*. Berlin: Springer Verlag.
- Geiger, D.J. (2005): Investigation into the influence of threshold forces and vibrations in diamond roll plunge dressing of grinding wheels. Diplomarbeit, Worcester: Polytechnic Institute.
- Gerent, O. (2001): *Entwicklungen zu einem ganzheitlichen Prozessmodell für das Hochleistungs-Außenrund-Formschleifen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- González-Brambila, O.; Rubio, E.; Jáuregui, J.C. und Herrera-Ruiz, G. (2006): Chattering detection in cylindrical grinding processes using the wavelet transform. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, Nr. 15, S. 1934 – 1938.
- Gradisek, J.; Baus, A.; Govekar, E.; Klocke, F. und Grabec, I. (2003): Automatic chatter detection in grinding. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, Nr. 14, S. 1397 – 1403.
- Gross, D.; Hauger, W. und Wall, W.A. (2009): *Technische Mechanik: Band 2: Elastostatik*. Springer-Lehrbuch. Springer.
- Han, X.S. (2007): Study micromechanism of surface planarization in the polishing technology using numerical simulation method. In: *Applied Surface Science*, 253, Nr. 14, S. 6211 – 6216.
- Han, X.S.; Wang, S.X. und Yu, S.Y. (2004): Molecular Dynamics Simulation of Nanometric Grinding - the Effect of Crystal Anisotropy on the Quality of Machined Surface. In: *Key Engineering Materials*, 259-260, S. 361 – 365.
- Hecker, R.; Liang, S.; Wu, X.; Xia, P. und Jin, D. (2007): Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 33, S. 449 – 459.

- Helitronic, Homepage Walter (2011): <http://www.walter-machines.com/de/startseite.html>.
- Hennes, N. (1998): *Analyse des dynamischen Verhaltens von Längsschleifprozessen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Herzenstiel, P.; Bouabid, A.; Steinmann, P. und Aurich, J.C. (2008): Experimental Investigation and Computational Simulation of Process-Machine Interactions during High-Performance Surface Grinding. In: *Proceedings of 1st International Conference on Process-Machine Interaction*, S. 267 – 278.
- Hook, T. van (1986): Real-time shaded NC milling display. *Proceedings of the 13th annual conference on Computer graphics and interactive techniques*, Band 20, S. 15 – 20, New York, NY, USA. ACM.
- Hou, Z.B. und Komanduri, R. (2003): On the mechanics of the grinding process - Part I. Stochastic nature of the grinding process. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, Nr. 15, S. 1579 – 1593.
- Inasaki, I. (1975): Ratterschwingungen beim Außenrund-Einsteichschleifen. In: *Werkstatt und Betrieb*, 108, Nr. 6, S. 341 – 346.
- Inasaki, I. (1977): Selbsterregte Ratterschwingungen beim Schleifen, Methoden zu ihrer Unterdrückung. In: *Werkstatt und Betrieb*, 110, Nr. 8, S. 521 – 524.
- Inasaki, I. (1996): Grinding Process Simulation Based on the Wheel Topography Measurement. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45, Nr. 1, S. 347 – 350.
- Inasaki, I.; Yonetsu, S. und Shimizu, T. (1974): Selbsterregte Schwingungen beim Außenrundeinsteichschleifen. In: *Annals of the CIRP*, 23, Nr. 1, S. 117 – 119.
- Iwanow, W.; Balakirew, A. und Scherstobitow, W. (1996): Modellierung von Schleifprozessen. In: *wt-Produktion und Management*, 86, S. 253 – 256.
- Jaeger, J.C. (1942): Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. In: *Journal Proceedings of the Royal Society of New South Wales*, 76, S. 203 – 224.
- Jin, T.; Cai, G.Q.; Jeong, H.D. und Kim, N.K. (2001): Study on heat transfer in super-high-speed grinding: energy partition to the workpiece in HEDG. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 111, Nr. 1-3, S. 261 – 264.
- Johnson, N. L. (1949): Systems of Frequency Curves Generated by Methods of Translation. In: *Biometrika*, 36, Nr. 1-2, S. 149 – 176.
- Kaiser, M. (1975): *Schleifen von Hartmetallen*. München: Technischer Verlag Resch.
- Kaliszer, H. (1960): Über den Einfluß der Scheibenunwucht auf die Schwingungen beim Schleifen. In: *Industrieanzeiger*, 98, S. 1676 – 1680.

- Karrenberg, U. (2010): *Signale - Prozesse - Systeme*, Band 3. Berlin: Springer Verlag, 3. Auflage.
- Kassen, G. (1969): *Beschreibung der elementaren Kinematik des Schleifvorganges*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Kassen, G. und Werner, G. (1969a): Kinematische Kenngrößen des Schleifvorgangs: Teil 1. In: *Industrieanzeiger*, 91, Nr. 87, S. 2087 – 2090.
- Kassen, G. und Werner, G. (1969b): Kinematische Kenngrößen des Schleifvorgangs: Teil 2. In: *Industrieanzeiger*, 91, Nr. 95, S. 2323 – 2326.
- Kirchgatter, M. (2010): *Einsatzverhalten genuteter CBN Schleifscheiben mit keramischer Bindung beim Außenrund-Einsteichschleifen*. Dissertation, Technische Universität Berlin.
- Klein, B. (2007): *FEM*, Band 7. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag.
- Klocke, F. (2003): Modellierung und Simulation von Schleifprozessen. *1st European Conference on Grinding*, S. 8.1 – 8.27.
- Klocke, F. (2005): *Fertigungsverfahren 2*. VDI-Buch. Berlin: Springer Verlag, 4. Auflage.
- Klocke, F. (2008): *Fertigungsverfahren 1*. VDI-Buch. Berlin: Springer Verlag, 8 Auflage.
- Klocke, F.; Baus, A.; Grabec, I.; Gradisek, J. und Govekar, E. (2001): Prozessüberwachung mit nichtlinearer Dynamik. In: *wt Werkstattstechnik online*, 91, Nr. 5, S. 275 – 279.
- Klocke, F.; Beck, T.; Hoppe, S.; Krieg, T.; Müller, N.; Nöthe, T.; Raedt, H.-W. und Sweeney, K. (2002): Examples of FEM application in manufacturing technology. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 120, Nr. 1-3, S. 450 – 457.
- Klotz, N. (1987): *Beurteilung des statischen und dynamischen Verhaltens von Umfangschleifmaschinen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- König, W.; Werner, A. und Younis, M.A. (1969): Entwicklung von Parametern zur Darstellung des Schleifergebnisses beim Schleifen. In: *Industrie-Anzeiger*, 93, S. 42 – 45.
- Knop, M. (1989): *Rechnergeführte Stellgrößenauswahl beim Außenrundeinsteichschleifen - Abrichteinfluß und Temperaturberechnung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Knothe, K. (1999): *Finite Elemente: Eine Einführung für Ingenieure*. Berlin: Springer Verlag, 3. Auflage.
- Kounsor, K. (1975): Untersuchung der Unterdrückung von selbsterregten Schwingungen. In: *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, 41, S. 1090 – 1095.
- Kröger, M.; Lindner, M. und Popp, K. (2003): Modellierung instationärer Reibkräfte. In: *PAMM Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics*, 2, S. 140 – 141.

- Kwak, J.-S. und Ha, M.-K. (2001): Force modeling and machining characteristics of the intermittent grinding wheels. In: *Journal of Mechanical Science and Technology*, 15, S. 351 – 356.
- Kwak, J.-S. und Ha, M.-K. (2004): Detection of dressing time using the grinding force signal based on the discrete wavelet decomposition. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 23, Nr. 1-2, S. 87 – 92.
- Li, H. und Shin, Y.C. (2007): A Time Domain Dynamic Simulation Model for Stability Prediction of Infeed Centerless Grinding Processes. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 129, Nr. 3, S. 539 – 550.
- Lilliefors, H.W. (1969): On the Kolmogorov-Smirnov Test for the Exponential Distribution with Mean Unknown. In: *Journal of the American Statistical Association*, 64, S. 387 – 389.
- Lindsay, R. (1971): *On the metal removal and wheel removal parameters, surface finish, geometry and thermal damage in precision grinding*. Dissertation, Worcester Polytechnic Institute.
- Link, M. (1989): *Finite Elemente in der Statik und Dynamik*, Band 2. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag.
- Lowin, R. (1980): *Schleiftemperaturen und ihre Auswirkungen im Werkstück*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Magnus, K. und Popp, K. (2002): *Schwingungen*. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag, 6 Auflage.
- Malkin, S. (1968): *The attritious and fracture wear of grinding wheels*. Dissertation, Massachusetts Institute of Technology.
- Malkin, S. und Guo, C. (2007): Thermal Analysis of Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56, Nr. 2, S. 760 – 782.
- Masslow, E.N. (1952): *Grundlagen der Theorie des Metallschleifens*. Dissertation, Technische Universität Moskau.
- Matek, W.; Muhs, D.; Wittel, H. und Becker, M. (2007): *Roloff / Matek Maschinenelemente*. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag, 18 Auflage.
- Moldenhauer, P. (2010): *Modellierung und Simulation der Dynamik und des Kontakts von Reifenprofilblöcken*. Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg.
- Nasdala, L. (2010): *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag, 1 Auflage.
- Netterscheid, T. (1984): *Rechnerunterstützte externe Schnittwertoptimierung beim Außenrundeinstechschleifen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.

- Nguyen, T.A. und Butler, D.L. (2005a): Simulation of precision grinding process, part 1: generation of the grinding wheel surface. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45, Nr. 11, S. 1321 – 1328.
- Nguyen, T.A. und Butler, D.L. (2005b): Simulation of surface grinding process, part 2: interaction of the abrasive grain with the workpiece. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45, Nr. 11, S. 1329 – 1336.
- Pahlitzsch, G. und Cuntze, E.-O. (1966): Die Entstehung von Ratterschwingungen beim Einstech-Schleifen. In: *Annals of the CIRP*, 14, S. 125 – 135.
- Paucksch, E. (1993): *Zerspantechnik*. Wiesbaden : Vieweg & Teubner Verlag, 10. Auflage.
- Paul, T. (1994): *Konzept für ein schleiftechnologisches Informationssystem*. Dissertation, Universität Hannover.
- Payrebrune, K.M. de; Kühnert, M. und Kröger, M. (2011): Heat Conduction in Grinding. In: *Machine Dynamics Problems*, 35, Nr. 4, S. 92 – 104.
- Peklenik, J. (1957): *Ermittlung von geometrischen und dynamischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- PFERD-Werkzeuge (2009): Diamant- und CBN-Werkzeuge. Technischer Bericht.
- Rademacher, A. (2010): *Adaptive finite element methods for nonlinear hyperbolic problems of second order*. Dissertation, Technische Universität Dortmund.
- Reichenbach, G.S.; Mayer, J.E.; Kalpakcioglu, S. und Shaw, M.C. (1956): The role of the chip thickness in grinding. In: *Transaction of the A.S.M.E.*, 78, S. 847 – 859.
- Rentsch, R. und Inasaki, I. (1994): Molecular Dynamics Simulation for Abrasive Processes. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 43, Nr. 1, S. 327 – 330.
- Rosenthal, D. (1946): The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments. In: *Transaction of the A.S.M.E.*, S. 849 – 866.
- Rosenthal, D. und Cameron, R.H. (1947): Temperature Distribution in Cylinder Heated by Point Source Moving Along Its Axis. In: *Transaction of the A.S.M.E.*, S. 961 – 968.
- Rowe, W.B. (2001): Thermal analysis of high efficiency deep grinding. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41, Nr. 1, S. 1 – 19.
- Rowe, W.B. und Jin, T. (2001): Temperatures in High Efficiency Deep Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50, Nr. 1, S. 205 – 208.
- Saljé, E. (1953): Grundlagen des Schleifvorgangs 2. Teil: Zerspanungskräfte beim Schleifen. In: *Werkstatt und Betrieb*, 86, Nr. 4, S. 177 – 183.

- Saljé, E. und Dietrich, W. (1982): Analysis of Self Excited Vibrations in External Cylindrical Plunge Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31, Nr. 1, S. 255 – 258.
- Saljé, E.; Dietrich, W. und Meyer, J. (1982a): Dynamische Vorgänge beim Außenrund-Einsteichschleifen. In: *VDI-Z*, 124, Nr. 17, S. 623 – 628.
- Saljé, E.; Matsuo, T. und Lindsay, R.P. (1982b): Transfer of Grinding Research Data for Different Operations in Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31, Nr. 2, S. 519 – 527.
- Saljé, E. und Möhlen, H. (1986): Fundamental Dependencies upon Contact Lengths and Results in Grinding. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 35, Nr. 1, S. 249 – 253.
- Sandvik, Homepage (2012): <http://www.hardmaterials.sandvik.com>.
- Schiefer, K.-H. (1980): *Theoretische und experimentelle Stabilitätsanalyse des Schleifprozesses*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Schneider, M. (1999): *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund.
- Schütte, O. (2003): *Analyse und Modellierung nichtlinearer Schwingungen beim Außenrund-einsteichschleifen*. Dissertation, Universität Hannover.
- Shaw, M.C. (1971): *Interpretation of Grinding Data*. Dissertation, Carnegie-Mellow University.
- Shimizu, J.; Zhou, L.B. und Eda, H. (2002): Simulation and experimental analysis of super high-speed grinding of ductile material. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 129, Nr. 1-3, S. 19 – 24.
- Snoeys, R. und Brown, D. (1969): Dominating Parameters in Grinding Wheel- and Workpiece Regenerative Chatter. *Proceedings of the 10th International Machine Tool Design and Research Conference*.
- Steinke, P. (2007): *Finite-Elemente-Methode*. Berlin: Springer Verlag, 2. Auflage.
- Stelter, P. (1990): *Nichtlineare Schwingungen reibungserregter Strukturen*. Dissertation, Universität Hannover.
- Tawakoli, T. (2008): Entwicklungen in der Überwachung der Schleifprozesse und die Bewertung der Resultate. In: *Industrie-Diamanten-Rundschau*, 42, S. 36 – 45.
- Tönshoff, H.K. (1995): *Werkzeugmaschinen: Grundlagen*. Berlin: Springer Verlag.
- Tönshoff, H.K. und Denkena, B. (2003): *Spanen: Grundlagen*. Berlin: Springer Verlag, 2. Auflage.

- Tönshoff, H.K.; Karpuschewski, B.; Mandrysch, T. und Inasaki, I. (1998): Grinding Process Achievements and their Consequences on Machine Tools Challenges and Opportunities. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47, Nr. 2, S. 651 – 668.
- Tönshoff, H.K.; Peters, J.; Inasaki, I. und Paul, T. (1992): Modelling and Simulation of Grinding Processes. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41, Nr. 2, S. 677 – 688.
- Torrance, A.A. (1990): The correlation of process parameters in grinding. In: *Wear*, 139, Nr. 2, S. 383 – 401.
- Verkerk, J. (1976): *Wheelwear control in grinding: Models for the control of wheelwear, grinding force and surface roughness by the choice of dressing and grinding conditions*. Dissertation, Delft University of Technology.
- Walsh, A. (2004): *Mathematical modeling of the crankshaft pin grinding process*. Dissertation, Deakin Univeristy Australia.
- Warnecke, G. und Zitt, U. (1998): Kinematic Simulation for Analyzing and Predicting High-Performance Grinding Processes. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47, Nr. 1, S. 265 – 270.
- Warnecke, G.; Zitt, U. und Braun, O. (2001): Modellierung und Simulation von Schleifprozessen. In: *wt Werkstattstechnik online*, 91, Nr. H.3, S. 163 – 169.
- Weck, M. und Brecher, C. (2006): *Werkzeugmaschinen 5: Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität*. Berlin: Springer Verlag, 7. Auflage.
- Weck, M.; McKeown, P.; Bonse, R. und Herbst, U. (1995): Reduction and Compensation of Thermal Errors in Machine Tools. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44, Nr. 2, S. 589 – 598.
- Weck, M. und Schulz, A. (2001): Einfluss von Schwingungen auf den Verschleiß von Schleifscheiben. In: *wt Werkstattstechnik online*, 91, Nr. H.1, S. 43 – 46.
- Werner, G. (1971): *Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Wiendahl, H.P. (2008): *Betriebsorganisation für Ingenieure*. München: Hanser Verlag, 6 Auflage.
- Yao, Z.; Mei, D. und Chen, Z. (2010): On-line chatter detection and identification based on wavelet and support vector machine. In: *Journal of Materials Processing Technology*, 210, Nr. 5, S. 713 – 719.
- Zhou, X. und Xi, F. (2002): Modeling and predicting surface roughness of the grinding process. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, Nr. 8, S. 969 – 977.
- Zvorykin, K.A. (1893): *Kraft und Arbeit beim Abheben von Metallspänen*. Dissertation, Kharkiv Polytechnic Institute.