

Sebastian Schumann

**Mehrskalige Modellierung und
Simulation des Hochleistungs-
Innenrundschälchleifens**

**Schriftenreihe des ISF
Hrsg.: Dirk Biermann**

Mehrskalige Modellierung und Simulation des Hochleistungs-Innenrundschälchleifens

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Dr.-Ing.
von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

Dipl.-Ing. Sebastian Schumann
aus
Heidelberg

Tag der mündlichen Prüfung: 4. Dezember 2018

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Andreas Menzel

Dortmund, 2018

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

ISBN 978-3-8027-8914-4

Danksagung

Die vorliegende Dissertation ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund entstanden. Für die stetige Förderung, die offene Gespräche und das mir entgegengebrachte Vertrauen während meiner Tätigkeit am ISF möchte ich mich bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann, dem Institutsleiter des ISF, bedanken. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Andreas Menzel, dem Leiter des Instituts für Mechanik der TU Dortmund, möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit während des Kooperationsprojektes im Schwerpunktprogramm 1480 und für die bereitwillige Übernahme des Korreferats bedanken. Weiteren Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. Wolfgang Tillmann für die Mitwirkung in der Prüfungskommission und Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. Andreas Brümmer für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ich habe die offene und hilfsbereite Art der Kollegen und die sehr gute Arbeitsatmosphäre am ISF immer sehr genossen, sodass ich mich in der Gesamtheit bei den ehemaligen und aktuellen Mitarbeitern aus allen Abteilungen hierfür herzlich bedanke. Bei den Herren Dr.-Ing. Dipl.-Phys. Sven Odendahl, Raffael Joliet und Tobias Siebrecht bedanke ich mich für die Unterstützung und die mühsame Arbeit bei der Neuerstellung der geometrisch-physikalischen Simulation, sodass sie ebenfalls für das Innenrundschäl Schleifen eingesetzt werden konnte. Weiteren Dank gilt den Technikern des ISF. Stellvertretend möchte ich mich hier bei Herrn Jörg Eichmann, der mich bei den schleiftechnischen Aufgaben und praktischen Umsetzungen immer unterstützt hat, und Herrn Michael Kater für die messtechnische Unterstützung und Erklärungen bedanken. Weiterer Dank gilt Herrn Tobias Hoffmann für die interessanten Gespräche auf den ISF-Feiern und die IT-technische Betreuung. Bei meinem Kollegen Herrn Dr.-Ing. Ivan Iovkov möchte ich für die Unterstützung, Motivation, die fachlichen Gespräche und die konstruktive Kritik bei der Erstellung dieser Arbeit sehr herzlich bedanken. Frau Nicole Knepe danke ich für die Durchsicht und die Korrektur meiner Arbeit. Ebenfalls bedanke ich mich bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft, die meine Dissertation durch die Einrichtung des Schwerpunktprogrammes 1480 ermöglichte.

Meinen Eltern und meinen beiden Schwestern Silke und Susanne danke ich, dass sie mich mein ganzes Leben unterstützt haben. Für die Unterstützung mit den Kindern möchte ich mich bei meinen Schwiegereltern Günter und Barbara herzlich bedanken und der angeheirateten, neuen Familie für die willkommene Abwechslung während der Schreibphase der vorliegenden Arbeit. Mein größter Dank gilt meiner Frau Natalia, die sich liebevoll um unsere beiden Kinder Lucia und Nicolas während der heißen Phase der Dissertation gekümmert hat und mich immer geduldig unterstützt hat.

Kurzfassung

Mehrskalige Modellierung und Simulation des Hochleistungs-Innenrundschäl Schleifens

Das Innenrundschäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben ist ein hocheffizientes Fertigungsverfahren der Bohrungsbearbeitung von gehärteten Stählen. Durch hohe Schleifscheibengeschwindigkeiten können beim Innenrundschleifen hohe Zeitspannvolumina realisiert werden. Trotz seiner Vorzüge stellt das Verfahren aufgrund der komplexen Eingriffsverhältnisse eine große Herausforderung in seiner Prozessbeherrschung dar.

Um die Vorteile des Verfahrens prozesssicher und wirtschaftlich einzusetzen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein hocheffizientes mehrskaliges Simulationssystem aufgebaut, welches das Innenrundschäl Schleifen auf der Korn- und Prozessebene nachbildet. Hierzu werden unterschiedliche Ansätze der geometrisch-physikalischen Simulation, der analytischen Modellierung und der Finite-Elemente-Methode miteinander kombiniert. Die Basis des Gesamtmodells bildet die Schleifscheibentopographie, welche durch Messungen und numerische Analysen im Simulationssystem durch Verteilungen modelliert wird. Aufbauend auf dem mesoskopischen Werkzeug können die lokalen Eingriffsbedingungen mithilfe einer geometrisch-physikalischen Simulation ermittelt und die Einzelkornkräfte bestimmt werden. Somit können auf der einen Seite die globalen Belastungen nachgebildet und auf der anderen Seite durch einen innovativen Analyseansatz die Normal- sowie Schubspannungen und letztendlich auch die lokale Wärmestromdichte innerhalb der Kontaktzone hergeleitet werden. Hierdurch kann mithilfe eines effizienten Finite-Elemente-Modells des Innenrundschäl Schleifens die Temperaturverteilung im Werkstück ermittelt werden. Weitere Komponenten bilden aufbauend auf Messungen und einem analytischen Modell nach der Biegetheorie die Spindelnachgiebigkeiten in Abhängigkeit von den Normalspannungen und der Prozesskinematik nach.

Das Simulationssystem wird genutzt, um die thermomechanische Belastung und die spezifischen Besonderheiten des Innenrundschäl Schleifens durch detaillierte, simulationsgestützte Prozessanalysen herauszustellen. Somit werden die Einflüsse von unterschiedlichen Werkzeugspezifikationen, Abrichtbedingungen und Abmessungen in Wechselwirkung mit den Prozessstellgrößen umfassend im gesamten Parameterraum sowohl auf der Korn- als auch auf der Prozessebene untersucht. Durch den sehr tiefen Einblick in die Eingriffsverhältnisse bei der Korn-Werkstück-Kombination und die neuartigen Analysemethoden kann das grundlegende Prozessverständnis des Innenrundschäl Schleifens deutlich gestärkt werden. Ein Metamodell berechnet in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen die unterschiedlich thermomechanisch induzierten Deformationen und darauf aufbauend die resultierenden Fertigungsabweichungen. Im finalen Schritt der vorliegenden Arbeit werden sämtliche ermittelten Ergebnisse in einer simulationsgestützten Prozessgestaltungsrichtlinie zusammengefasst, mit der über eine Prozessoptimierung sichergestellt werden kann, dass für Innenrundschäl Schleifprozesse die Prozessparameter auf die Werkzeuggestalt optimal abgestimmt sind. Durch die vergleichsweise einfachere Modellierungstechnik kann eine simulationsgestützte Gestaltung bereits beim Werkzeughersteller und Anwender mit geringem numerischen Aufwand im Vorfeld durchgeführt werden, um ein möglichst produktives Innenrundschäl Schleifen zu gewährleisten.

Abstract

Multi-scale modelling and simulation of high-performance internal peel grinding

The internal peel grinding with electroplated cBN tools is a high-efficient machining process to grind hardened steels. High-speed conditions ensure the opportunity to achieve very high material removal rates in internal grinding. The drawback of the process is the complex engagement situation, which is still challenging for the process design.

In order to use the advantages of internal peel grinding and to achieve high process reliability as well as economic efficiency, a multi-scale simulation framework was established to model the process on the meso- and process-scale. To reach this objective, different modern modelling techniques are integrated in the framework, like analytical models, geometric-physical approaches and the finite element method. The fundamental basis of the simulation system is the topography of the grinding tool, which is analyzed by measurements as well as numerical methods. Considering the relevant distributions of the topography, the local meso-scale single grain engagements and the local forces can be modelled by a geometrical-physical simulation. In addition to that, an innovative approach can locally estimate the normal and the shear stress within the contact zone of the grinding process. Latter one can be utilized to calculate the local heat flux density within the contact zone, which is used as a heat source in a finite-element-simulation of the internal peel grinding. Therefore, the temperature distribution in the workpiece can be achieved. Further components of the simulation framework numerically recreate the stiffness of the spindle systems of the grinding machine.

The simulation framework is used to estimate the thermomechanical load and the special features of the internal peel grinding conducting simulation-based studies in detail. Therefore, a multi-scale analysis is performed to analyze the interrelations between the different influencing variables, like the grinding wheel specification, the dressing conditions, the tool geometry and the process parameters in the entire parameter space. The developed simulation framework provides the potential to investigate the grinding process at such a detailed level that the fundamental process knowledge increases significantly. Integrating the results of the different components of the framework in a meta model, it is still possible to estimate independently the different thermomechanical induced machining errors of the grinding process. The final step of this work is the unification of the determined results in a simulation-based process design guideline. The application of this process optimization scheme ensures the optimal match between the process parameter, the specification and the geometry of the grinding wheel. Considering the easy-to-apply simulation techniques, the tool manufacturer or the grinding wheel user can optimally design the process prior to application to assure a high productivity of internal peel grinding processes.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	iii
Formelverzeichnis	v
1 Einleitung und Motivation	1
2 Stand der wissenschaftlichen Erkenntnisse	3
2.1 Schleiftechnologische Grundlagen	3
2.1.1 Mesoskopischer Korneingriff beim Schleifen	6
2.1.2 Grundlegende Betrachtung der Kontaktzone	9
2.1.3 Galvanisches Bindungssystem als Basis für das Hochleistungsschleifen	12
2.1.4 Hochgeschwindigkeitsschleifen und Hochleistungsschleifen	15
2.1.5 Innenrundscheifen	19
2.2 Simulative Nachbildung des Schleifprozesses	24
2.2.1 Geometrisch-physikalische Modellierung	25
2.2.2 Thermische Modellierung des Schleifprozesses	33
2.2.3 Hybride Simulationssysteme beim Schleifen	37
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	39
4 Experimentelle Rahmenbedingungen	43
4.1 Eingesetzte Versuchstechnik	43
4.1.1 Versuchsmaschine und Hilfsmittel	43
4.1.2 Versuchsmaterialien	44
4.1.3 Schleifscheiben und Abrichtwerkzeuge	45
4.2 Versuchsaufbau und -durchführung	47
4.3 Eingesetzte Analyse- und Messtechnik	47
4.3.1 Kraftmesstechnik	47
4.3.2 Temperaturmesstechnik	48
4.3.3 Rauheitsmessung	50
4.3.4 Messung der statischen Spindelnachgiebigkeit	50
4.3.5 Messung des Werkstückdurchmessers	50
4.3.6 Schleifscheibentopographie	51
4.4 Versuchssystematik	51
5 Simulation des Innenrundschälenschleifens	53
5.1 Mehrskaliges Simulationssystem	53
5.2 Makroskopische Betrachtung des Innenrundschälenschleifens	56
5.3 Nachbildung der Schleifscheibentopographie	59
5.3.1 Topographieanalyse	60
5.3.2 Ermittlung der Verteilung der Durchmesser der Schleifkörner	65
5.3.3 Nachbildung der Topographie im Simulationssystem	70

5.4	Geometrisch-physikalische Simulation	76
5.4.1	Grundlegender Aufbau	76
5.4.2	Ermittlung des effektiven Spanwinkels	79
5.4.3	Definition zeitbasierter Zielgrößen	82
5.4.4	Definition kontaktzonenbezogener Zielgrößen	85
5.4.5	Räumliche und zeitliche Diskretisierung	90
5.4.6	Reduzierung des Rechenaufwandes durch sequentielle Betrachtung des Werkstückgitters	99
5.5	Vergleich der Eingriffsverhältnisse auf der Makro- und Mesoebene beim IRS	105
5.6	Thermomechanische Kopplung zwischen der Meso- und Makroebene . .	109
5.6.1	Modellierung der mechanischen Belastung	109
5.6.2	Mesoskalige Modellierung des Wärmeeintrags ins Werkstück ba- sierend auf einem modifizierten Ansatz nach Carslaw und Jaeger .	118
5.6.3	Metamodell zur Ermittlung der auftretenden Fertigungsfehler beim IRS	122
5.7	Prozessanalyse mithilfe des entwickelten Simulationssystems	129
5.7.1	Herleitung der thermomechanischen Wirkzusammenhänge beim In- nenrundschäl Schleifen	129
5.7.2	Werkzeugeitige Einflüsse auf die mechanische Belastung	138
5.7.3	Grundlegende Wirkzusammenhänge und deren Einflüsse auf die Fertigungsabweichungen	147
5.7.4	Simulationsbasierte Prozessgestaltung des Innenrundschäl Schleifens	152
6	Zusammenfassung und Ausblick	161
	Literaturverzeichnis	165

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
AD	Analog-Digital
AG	Aktiengesellschaft
APDL	ANSYS Parametric Design Language
AW	Anti-Wear
B126	CBN-Korn mit der Korngröße B126
B181	CBN-Korn mit der Korngröße B181
B252	CBN-Korn mit der Korngröße B252
bel.	beliebig
C	Kohlenstoff
CBN	Kubisches Bornitrid
CIRP	College International pour la Recherche en Productique
Co	Kobalt
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
Cr	Chrom
CSG	Constructive Solid Geometry
d. h.	das heißt
EP	Extreme-Pressure
Fa.	Firma
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FEPA	Federation of European Producers of Abrasives
FSO	Full Scale Output bzw. Spanne
GPS	Geometrisch-physikalische Simulation
HPG	Hochleistungsschleifen
HRC	Härte nach Rockwell
HSG	Hochgeschwindigkeitsschleifen
i. d. R.	in der Regel
IRS	Innenrundschälsschleifen
P	Phosphor
PC	Personalcomputer
PP	Prozessparameter
KMPF	Kraftmessplattform
KSS	Kühlschmierstoff
Mn	Mangan
Mo	Molybdän

MW	Messwert
REM	Rasterelektronenmikroskop
S	Schwefel
Si	Silizium
u. a.	unter anderen
var.	variiert
WC	Wolframkarbid
z. B.	zum Beispiel

Formelverzeichnis

Großbuchstaben

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
A	mm^2	Querschnittsfläche des plastisch verformten Bereichs am Werkstück beim Einzelkorneingriff
A_k	mm^2	Fläche der Kontaktzone
$A_{k,\text{makro}}$	mm^2	Makroskopische Kontaktfläche
$A_{k,\text{meso}}$	mm^2	Kornkontaktfläche
$A_{k,\text{meso,mom}}$	mm^2	Momentane summierte Kornkontaktfläche
A_{Korn}	mm^2	Querschnittsfläche eines Kornes
A_{konv}	mm^2	Konvektionsfläche zwischen Werkstück und Schleiföl
A_{norm}		Normierte Querschnittsfläche eines Kornes
A_{ob}	mm^2	Oberfläche der Schleifscheibe
A_q	μm^2	Kornspannungsquerschnittsfläche
A_r	mm^2	Oberfläche des konischen Teils der Schleifscheibe
A_s	mm^2	Oberfläche des zylindrischen Teils der Schleifscheibe
A_{uk}	mm^2	Querschnittsfläche des Kreises der Umhüllenden im Rahmen der GPS
B'	N/mm	Federkonstante bei der Korndeformation
C'		Verhältnis aus Normalspannung innerhalb der Kontaktzone und der einachsigen Fließspannung
C_{rot}	$1/\text{N}$	Kraftabhängige Integrationskonstante der Biegetheorie
C_{trans}	$\mu\text{m}/\text{N}$	Kraftabhängige Integrationskonstante der Biegetheorie
C_1		Integrationskonstante der Biegetheorie
C_2	μm	Integrationskonstante der Biegetheorie
D'	$(\text{N}\cdot\text{s})/\text{mm}$	Dämpfungskonstante
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul
E_c''	W/mm^2	Flächenbezogene Schleifenergie
F	N	Kraft
F_a	N	Axialkraft
F_n	N	Normalkraft
F_n'	N/mm	Bezogene Normalkraft
$F_{n,\text{lok}}$	N	Lokale, am Korn entstehende Normalkraft
$F_{n,\text{max}}'$	N	Maximale bezogene Normalkraft entlang der Schleifscheibenbreite
$F_{n,\text{mess}}$	N	Gemessene Normalkraft
$F_{n,r}$	N	Reibkraftanteil an der Normalkraft

$F_{n,sim}$	N	Simulierte Normalkraft
$F_{n,sp}$	N	Normalkraft, welche zur Spanbildung benötigt wird
$F_{n,sum}$	N	Summierte, an den Körnern entstehende Normalkraft
$F_{R,gem}$	N	Gemessene resultierende Kraft
F_{sp}	N	Kraft, welche zur Spanbildung benötigt wird
F_{spann}	N	Spannkraft des Werkstücks
F_t	N	Tangentialkraft
F'_t	N/mm	Bezogene Tangentialkraft
$F_{t,lok}$	N	Lokale, am Korn entstehende Tangentialkraft
$F'_{t,max}$	N/mm	Maximale bezogene Tangentialkraft entlang der Schleifscheibenbreite
$F_{t,meso}$	N	Tangentialkraft, hergeleitet nach dem mesoskopischen Ansatz
$F_{t,mess}$	N	Gemessene Tangentialkraft
$F_{t,r}$	N	Tangentialkraft, welche durch Reibvorgänge am Korn entsteht
$F_{t,sim}$	N	Simulierte Tangentialkraft
$F_{t,sp}$	N	Tangentialkraft, welche zur Spanbildung benötigt wird
$F_{t,sum}$	N	Summierte, an den Körnern entstehende Tangentialkraft
F'_x		Messrichtung in x-Richtung
$F_{x,gem}$	N	Gemessene Kraft in x-Richtung
F'_z		Messrichtung in z-Richtung
$F_{z,gem}$	N	Gemessene Kraft in z-Richtung
G		Schleifverhältnis, Quotient aus abgetragenem Werkstück- und Werkzeugverschleißvolumen
G_S		Simulationsgüte nach [Bra08, CIR04]
H	HRC	Werkstoffhärte
I	mm ⁴	Flächenträgheitsmoment
I_1		CBN-Kornindex 1
I_2		CBN-Kornindex 2
K		Korn
K_G		Korngröße
K_v		Wärmeumwandlungsfaktor
K_w		Wärmeverteilungsfaktor
M_b	Nm	Biegemoment
MP_{WS}		Werkstückmittelpunkt
MP_{WZ}		Werkzeugmittelpunkt

M_{SP}	Nm	Schraubenanzugsmoment
P_{ges}	W	Gesamtspindelleistung
P_{konvH}		Punkt der konvexen Kornhülle
$P_{konvH,versch}$		Verschobener Punkt der konvexen Kornhülle
P_{KSS}	W	Benötigte Leistung zum Überwinden des Abbrems- effektes der Schleifscheibe bedingt durch den KSS
P_{leer}	W	Leerlaufleistung
P_{max}		Maximal, herausragender Punkt eines Kornes
P_s	W	Schleifleistung
P_{Schn}		Schnittpunkt
P_{verl}	W	Verlustleistung
\dot{Q}	W	Wärmestrom
\dot{Q}_{Korn}	W	Aufgenommener Wärmestrom des Kornes
\dot{Q}_{KSS}	W	Aufgenommener Wärmestrom des KSS
\dot{Q}_{lok}	W	Gesamter, umgesetzter Wärmestrom beim Korneingriff
\dot{Q}_{Span}	W	Aufgenommener Wärmestrom des Spans
$Q_w = Q_{w,glob}$	mm ³ /s	Globales Zeitspanvolumen
Q_w^{skin}	mm ³ /s	Auf die kinematischen Schneiden bezogenes Zeitspanvolumen
Q'_w	mm ³ /(s·mm)	Bezogenes bzw. spezifisches Zeitspanvolumen
Q''_w	mm ³ /(s·mm ²)	Flächenbezogenes Zeitspanvolumen
\dot{Q}_w	W	Aufgenommener Wärmestrom des Werkstücks
\dot{Q}'_w	W	Bezogener, aufgenommener Wärmestrom des Werkstücks
$Q_{w,a}$	mm ³ /s	Äußeres Zeitspanvolumen, hergeleitet auf der Makroebene
$Q_{w,i}$	mm ³ /s	Inneres Zeitspanvolumen, hergeleitet auf der Mesoebene
$Q_{w,lok}$	mm ³ /s	Lokales Zeitspanvolumen am Einzelkorn
$Q_{w,lok,sum}$	mm ³ /s	Über den Zeitschritt aufsummiertes, lokales Zeitspanvolumen
$Q'_{w,max}$	mm ³ /(s·mm)	Maximales, bezogenes Grenzzeitpanvolumen
$Q_{w,restr}$	mm ³ /s	Restriktion im Parameterraum bedingt durch das Zeitspanvolumen
R	N	Angriffskraft am Einzelkorn
R^2		Bestimmtheitsmaß
Ra	µm	Arithmetischer Mittenrauwert
R^2_{adj}		Adjustiertes Bestimmtheitsmaß
Rz	µm	Gemittelte Rautiefe

S		Startwert
T	°C	Temperatur
$T_1 - T_3$		Temperaturmessstellen im Werkstück
T_{grenz}	°C	Grenztemperatur, ab der eine thermische Schädigung am Werkstück auftritt
T_{KSS}	°C	Kühlschmierstofftemperatur
T_{mess}	°C	Gemessene Temperatur
T_{sim}	°C	Simulierte Temperatur
$T_{\text{sim,max}}$	°C	Maximale, simulierte Temperatur innerhalb der Kontaktzone
T_{WS}	°C	Werkstücktemperatur
T_{μ}	μm	Kritische Einsatztiefe
U		Überschliffzahl beim Längsschleifen
U_{T}	V	Temperaturmessspannung
$U_{\text{T,mk}}$	V	Gemessene Spannung der Messkette der Telemetrie basierend auf der vorgegebenen Thermospannung eines Temperaturkalibriergeräts
$U_{\text{T,mo}}$	V	Gemessene Spannung der Messkette der Telemetrie basierend auf einem Thermolement, erwärmt im Kalibrierofen
\dot{V}	l/min	Volumenstrom
$V_{\text{A-G}}$		Statistischer Versuchsplan A-G
V_{s}	mm^3	Verschleißvolumen am Werkzeug
V_{w}	mm^3	Zerspanvolumen
V'_{w}	mm^3/mm	Bezogenes Zerspanvolumen
$V_{\text{w,E}}$	mm^3	Abtrag eines Kornes bei einer Schleifscheibenumdrehung
$V_{\text{w,\%}}$	%	Prozentualer Materialabtrag
W_{G}	G	Wuchtgüte nach [DIN40]
$WZ_{\text{A-I}}$		Werkzeug A-I mit den entsprechenden Spezifikationen und Abmessungen

Kleinbuchstaben

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
a_{e}	mm	Zustellung
a_{ed}	mm	Einzelzustellung beim Abrichten
$a_{\text{ed,ges}}$	mm	Gesamtzustellung beim Abrichten
$a_{\text{e,eff}}$	μm	Effektive Zustellung
$a_{\text{e,ges}}$	mm	Radiales Gesamtaufmaß bzw. radiale Gesamtzustellung

$a_{e,ges,rest}$	mm	Restriktion im Parameterraum bedingt durch das radiale Gesamtaufmaß
a_f	mm	Axialer Vorschub
$a_{p,eff}$	mm	Effektive Kontaktbreite
b	μm	Korneingriffsbreite bzw. Korneingriffslänge bei sphärischen Schleifkörnern
b_{Abwz}	mm	Breite von synthetischen Diamantnadeln
b_s	mm	Schleifscheibenbreite
$b_{s,eff}$	mm	Effektive Schleifscheibenbreite
$b_{s,ein}$	mm	Kraftangriffspunkt an der Schleifscheibe am Biegebalken
$b_{s,f}$	mm	Breite der Schlichtzone
$b_{s,ges}$	mm	Vorgegebene Schleifscheibenbreite
$b_{s,r}$	mm	Breite der Schrappzone
$b_{s,rest}$	mm	Restriktion im Parameterraum bedingt die Schleifscheibenbreite
$b_{s,schlicht}$	mm	Schlichtzonenbreite
$b_{s,schrapp}$	mm	Schrappzonenbreite
b_{ws}	mm	Axiale Breite des Werkstücks
b_1	mm	Y -Achsenabstand einer Gerade
b_2	mm	Y -Achsenabstand einer Gerade
c_p	$\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$	Spezifische Wärmekapazität
d	μm	Eindringtiefe
d'	μm	Maximale Dexelhöhe vor dem Schnitt
d''	μm	Minimale Dexelhöhe nach dem Schnitt
d_{Korn}	μm	Korndurchmesser
$d_{k,um}$	mm	Durchmesser der Umhüllenden eines Kornes
d_{lok}	μm	Lokale Abtragstiefe
d_r	mm	Radius-Richtung im Dixelkoordinatensystem
d_s	mm	Schleifscheibendurchmesser
$d_{s,eff}$	mm	Effektiver Schleifscheibendurchmesser
$d_{s,um}$	mm	Kornmodellierungsdurchmesser
d_{th}	mm	Durchmesser einer Thermoelementbohrung
d_{TK}	mm	Teilkreisdurchmesser
d_w	mm	Werkstückdurchmesser
$d_{w,i}$	mm	Innendurchmesser des Werkstücks
$d_{w,th}$	mm	Position bezogen auf den Durchmesser einer Thermoelementbohrung
d_y	mm	Y -Richtung im Dixelkoordinatensystem

d_z	mm	Z-Richtung im Dixelkoordinatensystem
e_{beg}	mm	Hinterkante der Schleifscheibe
e_c	J/mm ³	Spezifische Schleifenergie
$e_{c,\text{lok}}$	J/mm ³	Spezifische Energie beim Einzelkorneingriff
$e_{c,\text{pl}}$	J/mm ³	Spezifische, plastische Verdrängungsenergie beim Einzelkorneingriff
$e_{c,\text{reib}}$	J/mm ³	Spezifische Reibenergie beim Einzelkorneingriff
$e_{c,\text{sp}}$	J/mm ³	Spezifische Spanbildungsenergie beim Einzelkorneingriff
e_{end}	mm	Vorderkante der Schleifscheibe
e_x		Einheitsvektor in x -Richtung
e_y		Einheitsvektor in y -Richtung
e_z		Einheitsvektor in z -Richtung
e_1		Einheitsvektor in axialer Richtung innerhalb der Schruppzone
e_2		Einheitsvektor in senkrechter Richtung innerhalb der Schruppzone
$f_{d,\text{WS}}$	μm	Fertigungsabweichung bezogen auf den Durchmesser
f_{int}	%	Prozentualer Interpolationsfehler
f_n	N	Kornnormalkraft
f_{nc}	N	Normalkraft am Korn, welche zur Spanbildung benötigt wird
f_{nr}	N	Reibnormalkraft am Korn
f_t	N	Korntangentialkraft
f_{tc}	N	Tangentialkraft am Korn, welche zur Spanbildung benötigt wird
f_{tr}	N	Reibtangentialkraft am Korn
g_{Schn}		Schnittgerade
g_1		Gerade
g_2		Gerade
h	mm	Auskräglänge am Biegebalken
h_{cu}	μm	Einzelkornspanungsdicke
h'_{cu}	μm	Lokale Einzelkornspanungsdicke
$h_{\text{cu},c}$	μm	Kumulierte Abtragstiefe
$h_{\text{cu},\text{eff}}$	μm	Effektive Einzelkornspanungsdicke
$h_{\text{cu},\text{lok}}$	μm	Lokale Einzelkornspanungsdicke im Bereich eines CSG-Korns
$h_{\text{cu},\text{max}}$	μm	Maximale, unverformte Einzelkornspanungsdicke
h_{dex}	μm	Dixelhöhe

h_{WS}	mm	Höhe des Werkstücks
inc_{bs}	mm	Zelleneinteilung entlang der Schleifscheibenbreite
inc_{con}	mm	Zelleneinteilung der Kontaktzone
i_t		Iterationsschritt
k_A	Körner/mm ²	Flächenbezogene Kornanzahl
$k_{C,A,q,\gamma_{eff}}$	N/(mm ² ·°)	Koeffizient für den Kraftanteil für die Spanbildung am Einzelkorn
$k_{C,A,q,\gamma_{eff},F_n}$	N/(mm ² ·°)	Koeffizient für den Normalkraftanteil der Spanbildung am Einzelkorn
$k_{C,A,q,\gamma_{eff},F_t}$	N/(mm ² ·°)	Koeffizient für den Tangentialkraftanteil der Spanbildung am Einzelkorn
k_{R,F_n}	N/mm ²	Koeffizient für den Normalkraftanteil der Reibung am Einzelkorn
k_{R,F_t}	N/mm ²	Koeffizient für den Tangentialkraftanteil der Reibung am Einzelkorn
l	mm	Länge
l_a	mm	Lokale Kontaktlänge
l_{dex}	mm	Länge des Werkstücks in Umfangsrichtung
l_{eff}	mm	Effektiv, im Schleifprozess auftretende Kontaktlänge
l_{eg}	mm	Reale geometrische Kontaktlänge
$l_{e,k}$	mm	Reale kinematische Kontaktlänge
l_g	mm	Geometrische Kontaktlänge
l_k	mm	Kontaktlänge
l_{kin}	mm	Kinematische Kontaktlänge
$l_{k,lok}$	mm	Lokale Kontaktlänge in der Kontaktzone
$l_{k,makro}$	mm	Maximale Kontaktlänge in der Kontaktzone, makroskopisch hergeleitet
$l_{k,max}$	mm	Maximale Kontaktlänge in der Kontaktzone
$l_{k,meso}$	mm	Maximale Kontaktlänge in der Kontaktzone, mesoskopisch hergeleitet
$l_{k,min}$	mm	Minimale Kontaktlänge in der Kontaktzone
m		Steigung einer Geraden
m_k		Mittelpunkt eines CSG-Kornes
m_{Schl}		Mittellachse der Schleifscheibe
n		Normalenvektor
n_a	%	Prozentualer Anteil einer Strecke
n_b	%	Prozentualer Anteil einer Strecke
n_{B126}		Kornanzahl der Korngröße B126
n_{B181}		Kornanzahl der Korngröße B181

n_{B252}		Kornanzahl der Korngröße B252
n_{Korn}		Kornanzahl
n_{res}		Streckenverhältnis zwischen zurückgelegter Strecke eines CSG-Korns s_{res} und der Dexeldiskretisierung s_d
n_s	min^{-1}	Schleifscheibendrehzahl
$n_{\text{um,Sch}}$		Schleifscheibenumdrehung
$n_{\text{um,WS}}$		Werkstückumdrehung
n_w	min^{-1}	Werkstückdrehzahl
p	bar	Druck
\bar{p}	N/mm^2	Mittlere Flächenpressung innerhalb der Kontaktzone
$p_{\text{bs,con}}$	mm	Position innerhalb der Kontaktzone in Schleifscheibenbreitenrichtung
p_l	μm	Pixellänge
$p_{\text{lk,con}}$	mm	Position innerhalb der Kontaktzone in Richtung der Kontaktlänge
$p_{\text{lk,dex}}$	mm	Position eines Dexels im Werkstückgitter
$p_{\text{MP,dex}}$		Mittelpunkt des Dexelwerkstücks in Umfangsrichtung
$p_{\text{rel,MP}}$	mm	Abstand in Umfangsrichtung des Mittelpunktes des Dexelwerkstück- zum Kontaktzonengitter
$p_{\text{WZ,ax}}$	mm	Axiale Position des Werkzeugs in der GPS
p_x		Pixel in x -Richtung
p_y		Pixel in y -Richtung
$p_{0,\text{con}}$		Nullpunkt des Kontaktzonengitters in Umfangsrichtung
$p_{0,\text{dex}}$		Mittelpunkt des Dexelwerkstücks in Umfangsrichtung im Initialzustand der GPS
q		Geschwindigkeitsverhältnis, Quotient aus Schleifscheiben- und Werkstückgeschwindigkeit
q_n		Drehzahlverhältnis, Quotient aus Schleifscheiben- und Werkstückdrehzahl
\dot{q}_w	W/mm^2	Wärmestromdichte
\dot{q}_{WS}	W/mm^2	Wärmestromdichte ins Werkstück
r	mm	Radiuskoordinate in Zylinderkoordinaten
r_a		Axiale Richtung
r_c	mm	Radius eines Kreises
$r_{c,\text{min}}$	mm	Radius eines Kreises mit minimalem Durchmesser in einer Menge von Kreisen
$r_{c,\text{opt}}$	mm	Radius eines optimalen minimalen Durchmessers
r_K	mm	Radius der Umhüllenden eines Kornes
r_k	μm	Radius einer Kornschneide

r_s	mm	Radius der Schleifscheibe
$r_{s,Ni}$	mm	Höhe der Nickelschicht am Werkzeug
r_u		Umfangsrichtung
r_w	mm	Radius des Werkstücks
r_l		Vektor entgegen der Kornschnitttrichtung
s	mm	Strecke
s_d	mm	Dexelabstand
s_h	μm	Statische Schneidenhöhe
$s_{h,max}$	μm	Maximale, statische Schneidenhöhe
$s_{h,um}$	μm	Kornüberstand der Umhüllenden eines Korns
s_{kin}		Kinematische oder aktive Schneide
s_{res}		Kornbewegung im Simulationsschritt
s_{st}		Statische Schneiden
$s_{ws,um}$	mm	Innere Umfangslänge des Werkstückes
t	s	Zeit
t_c	s	Hauptzeit
t_{inc}	s	Zeitinkrement
t_k	s	Kontaktzeit
t_{KS}	μm	Tiefe der Kontaktschicht
t_r	s	Rechenzeit
$t_{r,n}$		Normierte Rechenzeit
t_s	s	Simulationszeit
t_{sch}	s	Schleifzeit
$t_{s,um}$	s	Zeit einer Schleifscheibenumdrehung
t_{WS}	μm	Tiefe der Werkstückrandzone
$t_{w,um}$	s	Zeit einer Werkstückumdrehung
t_0	s	Zeit beim Beginn einer Simulation
$u_{x,WS}$	μm	Werkstückverformung
$u_{x,WS,ein}$	μm	Durch die Einspannung bedingte Werkstückdeformation
$u_{x,WS,sp}$	μm	Durch die Spindelnachgiebigkeit bedingte Werkstückdeformation
$u_{x,WS,therm}$	μm	Thermisch induzierte Werkstückdeformation
$u_{x,WZ,sp}$	μm	Durch die Spindelnachgiebigkeit bedingte Werkzeugdeformation
u_y	mm	Richtung in Umfangsrichtung am Werkstück
v_{fa}	mm/min	Axiale Vorschubgeschwindigkeit
v_{fd}	mm/min	Axiale Abrichtgeschwindigkeit
$v_{f,r}$	mm/min	Radiale Einstechgeschwindigkeit

v_{rel}	m/s	Relativgeschwindigkeit
v_s	m/s	Schleifscheibengeschwindigkeit
v_w	m/s	Werkstückgeschwindigkeit
w		Gewichtung
\mathcal{W}	μm	Deformation
x	mm	X-Koordinate
x_c	mm	X-Koordinate des Kreismittelpunktes
$x_{c,\text{min}}$	mm	X-Koordinate eines Kreises mit minimalen Durchmesser in einer Menge von Kreisen
$x_{c,\text{opt}}$	mm	X-Koordinate des Mittelpunktes eines optimalen, minimalen Durchmessers
x_{konvH}	mm	X-Koordinate eines Punktes der konvexen Kornhülle
x_{rk}	mm	X-Koordinate eines Randpunktes eines Kornes
x_{sp}	mm	X-Koordinate eines Schnittpunktes
x_{ws}	mm	X-Werkstückkoordinate
y	mm	Y-Koordinate
y_{beg}	mm	Abstand der Einspannung von dem Abschnitt am Biegebalken
y_c	mm	Y-Koordinate des Kreismittelpunktes
$y_{c,\text{min}}$	mm	Y-Koordinate eines Kreises mit minimalen Durchmesser in einer Menge von Kreisen
$y_{c,\text{opt}}$	mm	Y-Koordinate des Mittelpunktes eines optimalen, minimalen Durchmessers
y_{konvH}	mm	Y-Koordinate eines Punktes der konvexen Kornhülle
y_{rk}	mm	Y-Koordinate der Punkte des Kornrandbereiches
y_{Schaft}	mm	Abstand der Einspannung von der Hinterkante der Schleifscheibe
y_w	mm	Kraftangriffspunkt beim Werkstück am Biegebalken
y_{ws}	mm	Y-Werkstückkoordinate
z	mm	Z-Koordinate
z_{konvH}	mm	Z-Koordinate eines Punktes der konvexen Kornhülle
z_{Schn}	mm	Z-Koordinate für eine Schnittebene
z_{sp}	mm	Z-Koordinate eines Schnittpunktes
z_{ws}	mm	Z-Werkstückkoordinate

Griechische Buchstaben

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
α	°	Freiwinkel
α_{aus}	1/°C	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
α_{eff}	°	Effektiver Freiwinkel
α_{inc}	°	Winkelteilung
α_{KSS}	W/(m ² ·°C)	Wärmeübergangskoeffizient zwischen Werkstück und Schleiföl
α_{lk}	°	Eingriffswinkel in Richtung der Kontaktlänge
α_{WS}	°	Schwenkwinkel der Werkstückachse
β_{eff}	°	Effektiver Keilwinkel
β	°	Keilwinkel
γ	°	Spanwinkel
γ_{eff}	°	Effektiver Spanwinkel
Δ_{ae}	mm	Differenz der Zustellung
Δb_{s}	mm	Inkrement in Schleifscheibenbreitenrichtung
Δd	mm	Vektorieller Betrag zwischen zwei Punkten
Δ_{d}	µm	Dexelauflösung des Werkstückgitters in der mesoskopischen GPS
Δd_{h}	µm	Dexelhöhenreduktion
Δd_{x}	µm	Diskretisierung eines Dixelgitters in z-Richtung
Δd_{y}	µm	Diskretisierung eines Dixelgitters in y-Richtung
Δe_{x}	µm	Verschiebung in x-Richtung
Δe_{y}	µm	Verschiebung in y-Richtung
Δe_{z}	µm	Verschiebung in z-Richtung
Δe_{zx}	µm	Verschiebung in Normalenrichtung der Schruppzone
ΔF	% / N	Kraftabweichung
ΔF^2	N ²	Fehlerquadrat der Kraft
ΔF_{mk}	%	Prozentuale Abweichung der Messkette
ΔF_{n}	N	Abweichung der Normalkraft
ΔF_{n}^2	N ²	Fehlerquadrat der Normalkraft
$\Delta F_{\text{n,makro}}$	N	Differenz zwischen gemessener und umgerechneter Normalkraft nach dem makroskopischen Ansatz
$\Delta F'_{\text{n,max}}$	N	Schrittweite der maximalen bezogenen Kraft
$\Delta F_{\text{n,meso}}$	N	Differenz zwischen gemessener und umgerechneter Normalkraft nach dem mesoskopischen Ansatz
ΔF_{t}	N	Abweichung der Tangentialkraft
ΔF_{t}^2	N ²	Fehlerquadrat der Tangentialkraft

$\Delta F_{t,\text{makro}}$	N	Differenz zwischen gemessener und umgerechneter Tangentialkraft nach dem makroskopischen Ansatz
$\Delta F_{t,\text{meso}}$	N	Differenz zwischen gemessener und umgerechneter Tangentialkraft nach dem mesoskopischen Ansatz
ΔF_x	N	Messunsicherheit in x -Richtung
ΔF_y	N	Messunsicherheit in y -Richtung
ΔF_z	N	Messunsicherheit in z -Richtung
Δh_{cu}	μm	Veränderung der Einzelkornspannungsdicke eines Kornes bezüglich der lokalen Deformation
Δh_{cu}	μm	Abweichung bezüglich der Einzelkornspannungsdicke
Δl_k	μm	Inkrement in Richtung der Kontaktlänge
Δ_{proz}	%	Prozentuale Abweichung
ΔQ_w	mm^3/s	Schrittweite des Zeitspanvolumens
Δ_{res}		Zeitschrittauflösung der mesoskopischen GPS
$\Delta_{\text{res,ideal}}$		Ideale Zeitschrittauflösung
$\Delta r_{\text{Korn,max,\%}}$	%	Prozentualer Kornüberstand
Δr_s	μm	Radialverschleiß einer Schleifscheibe
Δs_h	μm	Abweichung zwischen dem Kornüberstand der Umhüllenden und dem höchsten Punktes am Korn
$\Delta s_{h,\text{max}}$	μm	Maximale Abweichung zwischen dem Kornüberstand der Umhüllenden und dem höchsten Punktes am Korn
Δs_{um}	mm	Zurückgelegte Strecke der Schleifscheibe bei einer Umdrehung
ΔT	$^{\circ}\text{C}$	Temperaturdifferenz
Δt_r	%	Prozentuale Rechenzeitreduktion
Δt_{sch}	%	Prozentuale Hauptzeitreduktion
Δt_{WS}	s	Zeitanteil bedingt durch die Werkstückumdrehungen
$\Delta t_{1,\text{Sch}}$	s	Zeitanteil bezogen auf die Schleifscheibenumdrehung
$\Delta t_{2,\text{Sch}}$	s	Primärer Zeitanteil bezogen auf das Drehzahlverhältnis
$\Delta t_{3,\text{Sch}}$	s	Sekundärer Zeitanteil bezogen auf das Drehzahlverhältnis
Δv_w	mm^3	Abweichung bezüglich des Zerspanungsvolumens
Δx	μm	Durchmesserabweichung bedingt durch die Fertigung
Δx	mm	Abstand in x -Richtung
Δx_{ein}	μm	Fertigungsabweichung bedingt durch die Einspannung
Δx_{ges}	μm	Superpositionierte Fertigungsabweichung bedingt durch die thermomechanischen Auswirkungen des Schleifprozesses
Δx_{sp}	μm	Fertigungsabweichung bedingt durch die Spindel-deformationen

Δx_{th}	μm	Fertigungsabweichung bedingt durch die thermoelastische Deformation
Δy	mm	Abstand in y -Richtung
Δz	mm	Abstand oder Diskretisierung in z -Richtung
$\Delta z_{K \leftrightarrow dex}$	mm	Abstand von Korn und Dixel im Initialzustand der mesoskopischen GPS
δ_{WS}	$\mu\text{m}/\text{N}$	Statische Nachgiebigkeit von Werkstückspindeln
δ_{WZ}	$\mu\text{m}/\text{N}$	Statische Nachgiebigkeit von Schleifspindeln
δ_x		Differential in x -Richtung
δ_y		Differential in y -Richtung
ε		Energieverteilung
ε_{KSS}	$\%$	Prozentualer Energieeintrag in den KSS
ε_{SchS}	$\%$	Prozentualer Energieeintrag in die Schleifscheibe
ε_{span}	$\%$	Prozentualer Energieeintrag in den Span
ε_{WS}	$\%$	Prozentualer Energieeintrag in das Werkstück
Θ	$^\circ$	Angriffswinkel am Einzelkorn
Θ_p		Produktivitätsfaktor
ϑ	mm^2/s	kinematische Viskosität
λ	$\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})$	Wärmeleitfähigkeit
λ_{cutoff}	μm	Grenzwellenlänge
μ		Reibkoeffizient
ν		Querkontraktionszahl
ξ		Häufigkeit
$\xi_{\log n}$		Logarithmische Normalverteilung
ξ_{weib}		Weibullverteilung
$\xi_{\text{weib,norm}}$		Normierte Weibullverteilung
ρ	kg/m^3	Dichte
ρ_{st}	mm^{-1}	Stützstellendichte
σ_n	N/mm^2	Normalspannung
$\sigma_{n,r}$	N/mm^2	Normalapannung bedingt durch die Reibvorgänge zwischen Korn und Werkstück
τ_t	N/mm^2	Schubspannung
μ		Reibkoeffizient nach Coloumb
φ	$^\circ$	Winkelcoordinate in Zylinderkoordinaten
φ_F	$^\circ$	Winkel zwischen gemessener und aus dem Kontaktbogen umgerechneter Kraft
φ_R	$^\circ$	Winkel zwischen gemessener Tangential- und Normalkraft
φ_s	$^\circ$	Drehwinkel der Schleifscheibe

φ_{sk}	°	Winkel des Skalarprodukts
φ_{xy}	°	Winkel in der x - y -Ebene
φ_w	°	Drehwinkel des Werkstücks
φ_{12}	°	Kornrotation um die z -Achse
φ_{23}	°	Kornrotation um die x -Achse
φ_{31}	°	Kornrotation um die y -Achse
χ	°	Schruppzonenwinkel
ψ	°	Öffnungswinkel am Korn
ω	°	Spitzenwinkel am Korn
ω_s	°/s	Winkelgeschwindigkeit der Schleifscheibe
ω_w	°/s	Winkelgeschwindigkeit des Werkstücks

1 Einleitung und Motivation

Die Prozessbeherrschung stellt im Allgemeinen eine große Herausforderung beim Innenrundscheifen aufgrund der ungünstigen Rahmenbedingungen dar. Dabei kommt es zu einer erschwerten Versorgung des Schleifspaltes mit Kühlschmierstoff (KSS) und großen Kontaktlängen sowie erhöhten Kornkontaktzeiten, was zu hohen lokalen thermomechanischen Belastungen von Korn und Werkstück führt. Im Vergleich zu dem Flach- und dem Außenrundscheifen kommen kleine Spindeln und Werkzeuge mit hohen Auskräglängen zum Einsatz, woraus sich eine reduzierte Systemsteifigkeit ergibt. Bedingt durch kleine Schleifscheibenoberflächen stehen im Prozess nur eine geringe Anzahl an kinematischen Schneiden zur Verfügung, welche in Kombination mit großen Umschlingungswinkeln eine große Beanspruchung für das Werkzeug hervorrufen und nur begrenzte Standzeiten zulassen. Somit können im Vergleich zu anderen Schleifverfahren i. d. R. nur geringe Zeitspanvolumina erzielt werden.

Das Innenrundscheifeln (IRS) mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben bietet im Kontext der Bearbeitung gehärteter Stähle das Potential, die limitierende Produktivität beim Bohrungsscheifen durch hohe Schleifscheibengeschwindigkeiten und eine hochfeste Bindung zu steigern. Das Verfahren besitzt im Vergleich zum Einstechscheifen deutlich kleinere Schleifscheibenbreiten sowie ein multifunktionales Werkzeug, eingeteilt in eine konische Schrapp- und eine zylindrische Schlichtzone. Während in der Schrappzone der Großteil des Materials abgenommen wird, wird die Schlichtzone dazu genutzt, um eine hohe Oberflächengüte am Bauteil zu erzeugen. Durch ein Touch-Dressing der Schlichtzonenkörner können auch bei hohen Zeitspanvolumina von $Q_w = 100 \text{ mm}^3/\text{s}$ gemittelte Rautiefen von $R_z < 2 \mu\text{m}$ erzielt werden [Mar11]. Ebenfalls kann IRS für eine drastische Hauptzeitreduktion genutzt werden, indem hohe Zeitspanvolumina mit einem nachgelagerten Fertigschleifprozess verwendet werden.

Die Prozessauslegung beim IRS erfolgt i. d. R., wie bei anderen Schleifprozessen auch, auf Basis des makroskopischen Spannungsquerschnitts. Aufbauend auf den Ergebnisgrößen des Schleifprozess werden bei der Auswertung von Untersuchungen einfache Prozessmodelle abgeleitet, welche die Zusammenhänge auf der Kornebene erklären sollen. Beim Schleifprozess resultieren jedoch sämtliche Ergebnisgrößen aus dem Kollektiv der Vielzahl an unbestimmten Schneiden. Daher muss der Schleifprozess zur Erlangung des grundlegenden Prozessverständnisses vom Einzelkorn ausgehend betrachtet werden. Aus den Prozessrahmenbedingungen resultiert eine komplexe Eingriffscharakteristik der Schleifkörner, welche beim IRS durch eine Längsschleifkinematik in mehreren Werkstückumdrehungen miteinander interagieren. Zum heutigen Stand der Technik ist es nicht möglich, die Eingriffsbedingungen während des Innenrundscheifens aufgrund der beengten Platzverhältnisse in Kombination mit turbulenten KSS-Strömungen direkt aufzunehmen. Hierzu eignen sich geometrisch-physikalische Ersatzsysteme, welche aufbauend auf numerischen Werkzeugtopographien die Einzelkorneingriffe nachbilden können [Zit99, BAG⁺06]. Dadurch ist es möglich, einen Blick in die Kontaktzone des Prozesses zu erlangen und die Interaktion von den Einzelkorneingriffen nachzuvollziehen. Solche Simulationssysteme werden zumeist bei Schleifprozessen mit einfachen Kontaktbedingungen entwickelt, da hier durch Vereinfachungen bzw. kürzere Simulationszeiträume der ansonsten hohe Rechenaufwand deutlich reduziert werden kann.

Um das Potential des Hochleistungs-IRS mit seinen komplexen Kontaktbedingungen voll

auszuschöpfen, wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein mehrskaliges Simulationssystem mit unterschiedlichen Modulen aufgebaut, welches den Prozess ausgehend vom Einzelkorneingriff nachbildet. Um einen effizienten Ablauf der Berechnungen zu gewährleisten, werden für das Simulationssystem des IRS fortgeschrittene Methodiken kombiniert, um den ansonsten enorm hohen Rechenaufwand bei Sicherstellung der Ergebnisqualität zu reduzieren. Aufbauend auf den Eingriffsbedingungen des Korns werden Belastungen berechnet, welche anschließend auf den gesamten Prozess übertragen werden. Somit können der Werkzeug- bzw. Prozessauslegung wertvolle Informationen zu den Wechselwirkungen, wie z. B. zwischen der Schleifscheibengestalt und den Einstellgrößen, in Form der thermomechanischen Belastung von Werkstück und Werkzeug im gesamten Prozessparameterraum bereitgestellt werden. Neben der Stärkung des grundlegenden Prozessverständnisses können mithilfe des Simulationssystems u. a. Maßabweichungen im Rahmen der Arbeitsvorbereitung ermittelt und optimale Prozessbereiche in Abhängigkeit von der Werkzeugform identifiziert werden.

2 Stand der wissenschaftlichen Erkenntnisse

Im Rahmen dieses Kapitels wird der für diese Arbeit relevante Stand der Technik für die simulationsgestützte Prozessanalyse von Hochgeschwindigkeits- und Hochleistungsschleifprozessen vorgestellt. Einleitend wird auf die Grundlagen des Schleifens eingegangen, wobei neben dem Prozess und dem Werkzeugaufbau die auftretenden Vorgänge beim Einzelkorneingriff und die makroskopischen Eingriffssituation behandelt werden. Hiernach wird das Hochgeschwindigkeits-, Hochleistungsschleifen und die besonderen Eigenschaften der galvanischen Bindung vorgestellt. Den Abschluss der technologischen Grundlagen bildet das Innenrundschälenschleifen (IRS), welches zunächst in Kontext zu den anderen relevanten Bohrungsschleifverfahren gesetzt wird. Neben den entscheidenden Prozesskenngrößen werden die wissenschaftlichen Arbeiten zu diesem Fertigungsverfahren näher behandelt. Im zweiten Teil des Stands der Technik wird die simulationsgestützte Prozessanalyse von Schleifprozessen vorgestellt. Auf der einen Seite werden geometrisch-physikalische Simulationen bezüglich des Aufbaus der Werkzeugtopographie und der Anwendung zusammengefasst. Auf der anderen Seite wird die thermische Modellierung des Schleifprozesses erläutert.

2.1 Schleiftechnologische Grundlagen

Das Schleifen mit rotierendem Werkzeug ist nach [Din03a] in die 3. Hauptgruppe der Fertigungsverfahren „Trennen“ eingeordnet, wobei es in der Gruppe 3.3, dem „Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide“, als Untergruppe 3.1.1 definiert ist. Im Gegensatz zum „Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide“ zeichnet sich das Schleifen durch eine Vielzahl an beliebig orientierten Schneiden aus natürlichen oder synthetischen Schneidstoffen aus. Der Materialabtrag teilt sich auf eine große Anzahl an Einzelkorneingriffen unter Verwendung von hohen Schnittgeschwindigkeiten auf, welcher unter nicht ständiger Berührung zwischen Werkstück und Schneide bahngelagert vollzogen wird [DIN03b]. Das Schleifen wird zumeist bei anspruchsvollen Werkstoffen, wie z. B. Hartmetallen [Hey15], Keramiken [Wür11], Titanlegierungen [Zep05], verstärkten Kunststoffen [Rau16b] oder gehärteten Stählen [Mar11], eingesetzt. Das Verfahren erzeugt am Bauteil geringe Maß-, Form- und Lageabweichungen sowie eine hohe Oberflächengüte und befindet sich i. d. R. am Ende der Wertschöpfungskette als Endbearbeitungsverfahren. Somit werden u. a. Zahnräder, Wälzlager, Führungen, Schaftwerkzeuge, Nockenwellen und Kurbelwellen schleiftechnisch bearbeitet.

Das Schleifwerkzeug zeichnet sich durch eine große Anzahl an geometrisch unbestimmten Schneiden aus, welche durch eine Bindung gehalten werden. Neben dem Kornwerkstoff der Schneiden und der Bindung ist beim Aufbau der Schleifscheibe ebenfalls noch das Porenvolumen entscheidend, da dieses Spanraum für abgetragene Späne schafft und somit die Reibung zwischen Span und Bindung beeinflusst. In Abbildung 2.1a sind die Werkstoffeigenschaften der heute gängigen Bindungstypen nach [Zit99, Bra08] dargestellt. Die Kunstharzbindung zeichnet sich durch hohe Elastizität, gute Dämpfungseigenschaften und Stoßunempfindlichkeit aus, wodurch am Bauteil hohe Oberflächengüten erzeugt werden können. Die Bindung kann beim Fein-, Trenn- oder auch Schruppschleifen eingesetzt werden. Bedingt durch den polymeren Aufbau besitzt dieser Bindungstyp nur

eine begrenzte thermische und mechanische Stabilität, wodurch er nicht für sehr hohe Zeitspanvolumina eingesetzt werden kann [MY92, Bra08, KK09].

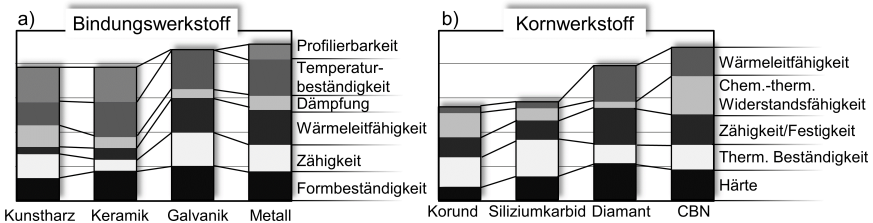


Abbildung 2.1: Bestandteile einer Schleifscheibe mit ihren Eigenschaften nach [Zit99, Bra08] a) Bindungswerkstoff; b) Kornmaterial.

Keramische Bindungen zeichnen sich durch eine hohe Wärmebeständigkeit und Festigkeit aus. Aufgrund der sprödharten Eigenschaften sind sie anfällig gegenüber schneller thermischer Wechselbelastung und Stößen. Schleifscheiben mit keramischer Bindung können sehr gut abgerichtet bzw. profiliert werden und somit auf die jeweilige Bearbeitungsaufgabe flexibel vorbereitet werden. Aus diesem Grund ist es auch die meist verbreitete Bindungsart innerhalb der Schleiftechnologie [Bra08, MG08, KK09].

Metallische Bindungen weisen gegenüber den bereits beschriebenen Typen einen hohen Verschleißwiderstand und eine hohe Formbeständigkeit auf. Aufgrund dieser Eigenschaft lassen sie sich nur bedingt abrichten und profilieren [MY92, Bra08, KK09]. Während metallische Bindungen mehrlagige Systeme sind, bestehen galvanisch gebundene Schleifscheiben aus einer Kornlage, welche in einer Nickelschicht eingebunden ist. Die galvanische Bindung ist eine Grundvoraussetzung, um maximale Zeitspanvolumina im Schleifprozess zu realisieren, und wird ausführlich in Kapitel 2.1.3 behandelt, da sie ein wesentlicher Bestandteil der vorliegenden Arbeit ist.

Die beim Schleifen am häufigsten eingesetzten Kornwerkstoffe sind mit ihren Eigenschaften in Abbildung 2.1b dargestellt. Hierbei kann zwischen den konventionellen Schleifmitteln Korund und Siliziumkarbid und den hochharten Kornwerkstoffen Diamant und CBN unterschieden werden. Schmelzkorund ist das klassische Schleifmittel, welches in verschiedenen Konfigurationen am Markt vertreten ist und bei vielen Schleifanwendungen eingesetzt wird [KK09]. Das Sol-Gel-Korund, auch Sinterkorund genannt, hat einen mikrokristallinen Aufbau, wodurch es bei Überlastung mikrosplitternd bricht. Hierdurch sind unter richtiger Verwendung immer scharfe Schneiden vorhanden, wodurch höhere Zeitspanvolumina realisiert und bessere Oberflächengüten am Bauteil erzeugt werden [BK04, UGH13]. Siliziumkarbid weist gegenüber Korund eine höhere Härte auf und wird daher beim Schleifen von Beton, Titan oder Hartmetall eingesetzt, wobei in der heutigen Zeit der synthetische Diamant in diesen Gebieten verstärkt verwendet wird [Zep05, KK09, KKH⁺15].

Die hochharten Kornwerkstoffe zeichnen sich durch überlegene Eigenschaften bezüglich der Härte, Festigkeit und Wärmeleitfähigkeit aus [Bra08, KK09]. Diamant ist der härteste bekannte Werkstoff und kann synthetisch hergestellt werden. Ein Nachteil von Diamant ist die begrenzte Temperaturbeständigkeit, sodass ab einer Temperatur von $T = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ unter geringem Druck eine Umwandlung des Diamanten in die weichere Kohlenstoffmodifika-

tion Graphit auftritt [Glä04, Sch15]. Weiterhin kann Sauerstoff mit dem Diamanten reagieren, wobei Kohlenstoffmonoxid und -dioxid als Reaktionsprodukte entstehen können. Beide Vorgänge führen zu einem erhöhten Kornverschleiß, sodass beim wirtschaftlichen Schleifen mit Diamant moderate Prozesstemperaturen vorliegen müssen [Glä04, Sch15]. Bei der Schleifbearbeitung von Stahl kommt es neben der Graphitisierung zu einem Diffusionsvorgang des Kohlenstoffs in das Werkstück. Verstärkt bei höheren Temperaturen besitzt das Eisen eine hohe Affinität zum Kohlenstoff. Aus diesem Grund tritt in der Regel ein unverhältnismäßig hoher Verschleiß bei der Schleifbearbeitung von Stählen auf, sodass dieser Kornwerkstoff nur selten wirtschaftlich bei diesem Werkstückmaterial eingesetzt werden kann [MG08, KK09, Sob15]. Diamant wird aber bei anderen schwerzerspanbaren Werkstoffen, wie z. B. Hartmetall, Beton, Glas, Keramiken oder Titanlegierungen, verwendet [Mal85, KK09].

1969 wurde kubisches Bornitrid (CBN) als Alternative zum Diamant kommerziell verfügbar [Mal85]. Gegenüber den konventionellen Schleifmitteln besitzt CBN eine überlegene Härte und ist deutlich verschleißbeständiger als Siliziumkarbid [Taw89]. CBN weist im Vergleich zu Diamant eine deutlich höhere chemisch-thermische Beständigkeit auf, da es aufgrund einer Bortrioxid-Schicht bis zu einer Temperatur $T = 1300\text{ °C}$ beständig gegenüber Sauerstoff ist [DeV72, Mal85]. Die Kornmorphologie von CBN kann bei der Herstellung gezielt beeinflusst werden, sodass unterschiedliche Formen zwischen einem Hexaeder, einem Tetraeder und einem Oktaeder eingestellt werden können [BH95]. Hierdurch ergeben sich nach *Tawakoli* mittlere Spanwinkel von $\gamma = -60^\circ \dots -70^\circ$, wobei als Vergleich bei konventionellen Schleifmitteln Spanwinkel von $\gamma = -85^\circ \dots -90^\circ$ genannt werden [WT88, Taw89]. Genau wie Diamant verfügt dieser Kornwerkstoff über eine hohe Wärmeleitfähigkeit, sodass die Prozesswärme bei einer passenden Bindung, wie z. B. Metall, über den Werkzeuggrundkörper aus der Kontaktzone heraustransportiert werden kann. Die hohe Wärmeleitfähigkeit wirkt sich günstig auf die Randzone in Form von Druckeigenstressungen aus und vermindert eine Randzonenschädigung [Mal85].

In [Kly93, REM04, OSGH09] werden unterschiedliche Bearbeitungsbeispiele für die wirtschaftlichen Vorzüge von CBN im Vergleich zu konventionellen Schleifmitteln¹ vorgestellt, wobei ein Beispiel für die Schleifbearbeitung von dem Wälzlagerstahl 100Cr6 in Abbildung 2.2a gezeigt ist. Nachteilig auf die Gesamtkosten wirken sich die höheren Werkzeugkosten beim Einsatz hochharter Schleifmittel aus. Die entscheidenden Vorteile beim Schleifen mit CBN-Werkzeugen ist die hohe Verschleißbeständigkeit der Werkzeuge. Hierdurch kann die Zeit zwischen zwei Abrichtvorgängen gesteigert werden, da die Toleranzen bezüglich der Oberflächengüte sowie der Form-, Maß- und Lageabweichungen über eine größere Anzahl an Bauteilen eingehalten werden können. Eine weitere Möglichkeit, die Kosten beim Einsatz von CBN zu senken, ist die Steigerung der Produktivität des Schleifprozesses. Aufgrund der überlegenen Eigenschaften von CBN gegenüber konventionellen Schleifmitteln können höhere Zeitspanvolumina realisiert werden. In Abbildung 2.2b ist am Beispiel der Kurbelwellenbearbeitung des Werkstoffs 31Cr4V die Prozessgestaltung² von einem CBN- und einem Korund-Werkzeug nach [Kly93] gegenübergestellt. Durch das hochharte Schleifmittel können um den Faktor vier höhere Zeitspanvolumina in der Schruppphase realisiert werden, was eine Reduzierung der

¹In der Abbildung sind die Kornarten A46, A60 und A80 Aluminiumoxid mit der mittleren Korngröße $d_k = 370, 260$ und $185\ \mu\text{m}$. Die Kornart B91 ist CBN mit dem mittleren Korndurchmesser $d_k = 91\ \mu\text{m}$.

²Der Einstechvorgang unterteilt sich in dem Beispiel in eine Schrupp-, Schlicht-, Fertigschleif- und Ausfeuerphase.

Hauptzeit um $\Delta t_{sch} = 51\%$ ermöglicht [Kly93]. Somit können die Arbeitskosten durch die Reduktion der Mitarbeiterstunden und die Maschinenkosten pro Bauteil gesenkt werden, was sich vorteilhaft auf die Gesamtkosten bei Serienprozessen auswirkt [REM04, Kly93].

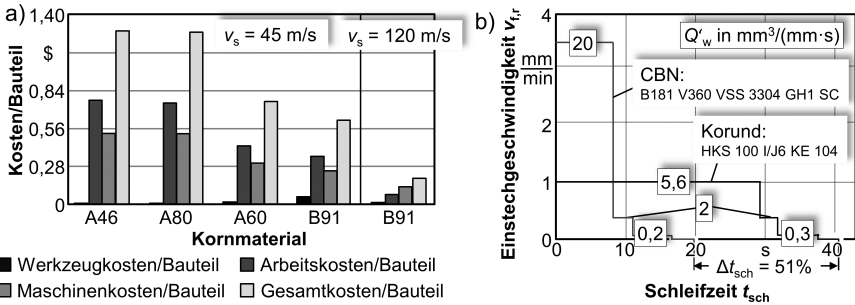


Abbildung 2.2: Wirtschaftliche Schleifbearbeitung mit CBN: a) Vergleich der Kosten pro Bauteil in Abhängigkeit von der Kornart am Beispiel von 100Cr6 nach [REM04]; b) Prozessgestaltung mit konventionellen und CBN-Werkzeugen beim Außenrundeinstechschleifen von Kurbelwellen aus 31Cr4V (53-57 HRC) nach [Kly93].

2.1.1 Mesoskopischer Korneingriff beim Schleifen

Der Einzelkorneingriff beim Schleifen wird nach [KK09] in drei Phasen unterteilt, wobei in den ersten beiden Phasen zuerst das Werkstückmaterial nur elastisch und danach zusätzlich plastisch deformiert wird, siehe Abbildung 2.3a. Erst wenn die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} die kritische Einsattiefe T_μ erreicht, beginnt die Spanbildung. Bedingt durch die einhergehende plastische Deformation kommt es an den Kornrändern zu einem Aufwurf, der je nach Eingriffsbedingungen, Kornmaterial und Werkstückwerkstoff unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Das Verhältnis aus effektiver Einzelkornspannungsdicke $h_{cu,eff}$ und der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} beschreibt hierbei die Effizienz der Zerspanung und hängt wiederum stark von den Prozessparametern, Korneigenschaften und der Reibung zwischen Schneidkorn und Werkstück ab [KK09]. Eine ähnliche Betrachtung der Spanentstehung stellte Hahn in [Hah66] auf, wobei er den Spanbildungsvorgang in Abhängigkeit von der Eindringtiefe in ein Reiben, Pflügen und Spanen einteilte. Bei sehr geringen Eindringtiefen liegt überwiegend eine elastische Verformung in Form eines Reibvorganges vor, welche mit einem vernachlässigbaren Materialabtrag und einem dem Läppen ähnlichen Vorgang einhergeht. Bei größeren Eindringtiefen kommt es zu einer plastischen Deformation des Werkstoffs, welche durch ein Pflügen gekennzeichnet ist. Erst ab einer ausreichenden Eindringtiefe bildet sich der Span aus, und es erfolgt eine Zerspanung des Materials [Hah66].

Zum Gahr definierte in [ZG87] vier Materialabtragsmechanismen im Kontext von Verschleißuntersuchungen: Mikrofurchen, Mikrospanen, Mikrobrechen und Mikroermüdung (vgl. Abbildung 2.3b). Diese können grundlegend auf die Einzelkorneingriffe des Schleifens übertragen werden. Mikrofurchen ist eine reine Materialverformung, im Idealfall ohne Materialabtrag. Hierdurch entsteht eine Furche im Material, von der aus das Material zu den Rändern hin verdrängt wird. Beim idealen Mikrospanen wird das Material durch die

Bildung eines Spans ohne Materialverdrängung abgetrennt. Das Mikrobrechen äußert sich in Ausbrüchen von Werkstoffpartikeln aufgrund lokaler Überlastung des Materials.

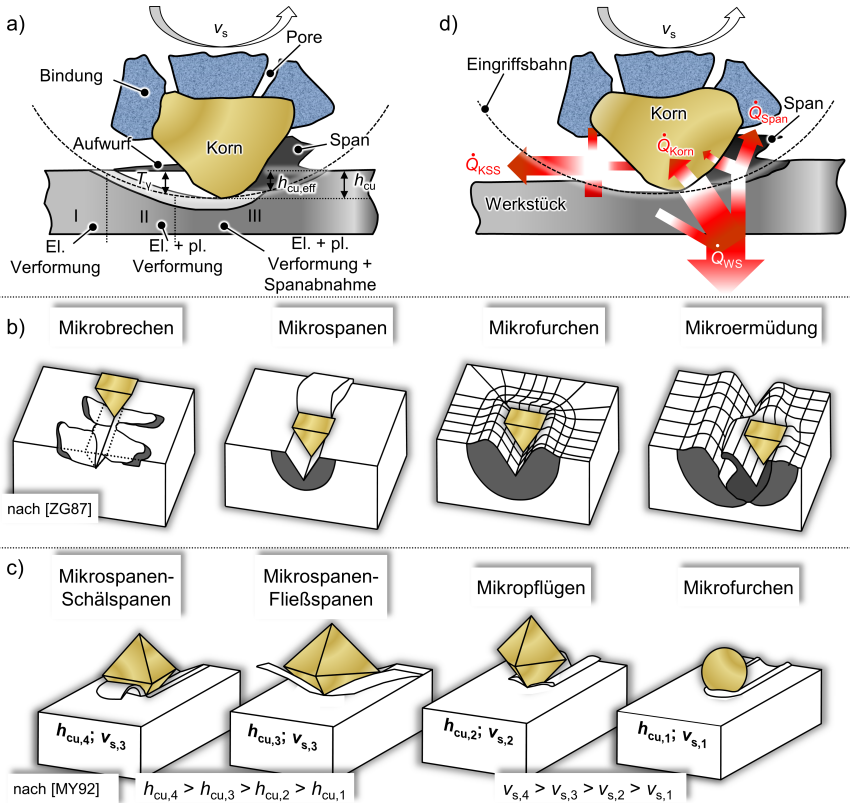


Abbildung 2.3: Mesoskopischer Einzelkorneingriff beim Schleifen a) Die unterschiedlichen Phasen bei der Spanabnahme beim Schleifen nach [KK09]; b) Verschleißbedingte Materialabtragsmechanismen nach [ZG87]; c) Schleifspezifische Materialabtragsmechanismen nach [MY92]; d) Thermische Wechselwirkung beim Einzelkorneingriff nach [KK09].

Das Mikroermüden tritt beim Schleifen durch eine hochdynamische, wechselnde Beanspruchung des Werkstoffmaterials auf, sodass das Material zwischen verschiedenen Furchen abgetrennt wird. Bei duktilen Materialien, wie z. B. metallischen Werkstoffen, überwiegen die Abtragsmechanismen Mikrofurchen, Mikrospanen und Mikroermüden, während bei spröden Materialien, wie z. B. Keramiken, das Mikrobrechen zusätzlich hinzukommt [ZG87].

Martin und Yeneglo unterteilen die Spanbildungsformen ebenfalls in Abhängigkeit von der Eingriffstiefe des Kornes und der Kornorientierung [MY92]. Hierbei wird mit steigender Eingriffstiefe zwischen Mikrofurchen, Mikropflügen, Mikrospanen-Fließspanen und Mikrospanen-Schälspanen differenziert. Beim Mikrofurchen wird das Material durch

ein Querfließen zu den Rändern der Eindringbahn verdrängt, wobei ein Materialabtrag nur bei einem Überschreiten der Scherfestigkeit am Rillengrund zustande kommen kann. Aufgrund der Kornorientierung mit zwei separaten Spanflächen wird das Material beim Mikropflügen hauptsächlich zu den Seiten hin verdrängt. Hierbei löst sich das verdrängte Material nicht vom Grundwerkstoff, sondern verbleibt seitlich an der Kornspur. Bei höheren Eingriffstiefen wird der Werkstoff ebenfalls seitlich verdrängt, löst sich jedoch beim Mikrospanen-Fließspanen vom Rand der Kornspur. Beim Mikrospanen-Schälspanen dringt eine große Kornfläche in den Werkstoff ein. Hierdurch wird der Span nach vorne hin abgeschält. Beim Schleifen treten alle Materialabtragsmechanismen auf, wobei die Anteile vom Mikrospanen-Schälspanen und -Fließspanen stärker bei der Schruppbearbeitung und das Mikrofurchen und Mikropflügen bei der Schlichtbearbeitung vertreten sind [MY92]. Zur Beschreibung der Effizienz der Spanbildung wird in [MG08] die spezifische Energie $e_{c,lok}$ des Einzelkorneingriffs eingeführt. Diese beschreibt den Energieaufwand, um ein bestimmtes Materialvolumen zu trennen, und kann für den Einzelkorneingriff nach Gleichung 2.1 berechnet werden.

$$e_{c,lok} = \frac{F_{t,lok} \cdot v_s}{Q_{w,lok}} = \frac{F_{t,lok} \cdot v_s}{A_q \cdot v_s} = \frac{F_{t,lok}(t_i)}{A_q(t_i)} = e_{c,sp} + e_{c,pl} + e_{c,reib} \quad (2.1)$$

In der Gleichung ist $F_{t,lok}$ die Tangentialkraft am Einzelkorn, v_s die Schleifscheibengeschwindigkeit und $Q_{w,lok}$ das Zeitspanvolumen. Um entlang des Eingriffsverlaufes die spezifische Ritzenergie zu bestimmen, kann nach [WSC01, Giw03] diese Größe auch unabhängig von der Schleifscheibengeschwindigkeit formuliert werden. Hierzu wird die Tangentialkraft $F_t(t_i)$ und der Eingriffsquerschnitt $A_q(t_i)$ in diskreten Zeitschritten t_i verwendet. Ähnlich wie beim Drehen in Form der Kienzle-Gleichung [KV52] ergibt sich bei deutlich geringeren Einzelkornspanungsdicken eine hohe spezifische Energie bei kleinen Querschnittsflächen, welche zu größeren Querschnittsflächen degressiv abfällt. Hierdurch wird ersichtlich, dass bei kleinen Einzelkornspanungsdicken, -zeitspanvolumina oder -querschnittsflächen die Materialabnahme nicht effizient erfolgt. In diesem Eingriffsbereich wird der größte Anteil an Energie aufgewendet, um das Material elastisch und plastisch zu verformen und die Reibung zu überwinden, ohne dass es zu nennenswertem Materialabtrag kommt. Dieser Sachverhalt konnte in vielen wissenschaftlichen Arbeiten belegt werden, wobei mesoskopische Betrachtungen u. a. in [WSC01, Giw03, Ras15] und makroskopische Betrachtungen in Form von Schleifuntersuchungen u. a. in [Giw03, UM04, Mar11] zu finden sind.

Malkin und *Guo* unterteilten die spezifische Energie zur Materialabnahme weiterhin in drei fundamentale Anteile [MG08], siehe rechter Bereich von Gleichung 2.1. Hierbei wird auf der einen Seite die spezifische Spanbildungsenergie $e_{c,sp}$ benötigt, um den Span zu bilden. Weiterhin kommt es bedingt durch die kleinen Eingriffstiefen beim Schleifen zu einer plastischen Verdrängung des Materials, dem Ploughing-Effekt. Hierdurch entstehen während des Korneingriffs in lateraler Richtung Aufwürfe entlang der Eingriffsspur (vgl. Abbildung 2.3), wobei für die plastische Materialverdrängung die spezifische Energie $e_{c,pl}$ erforderlich ist. Zusätzlich wird zwischen Korn und Werkstoffmaterial Reibung generiert, welche als $e_{c,reib}$ gekennzeichnet ist [MG08].

Die im Schleifprozess entstehende mechanische Energie wird fast vollständig in Wärme \dot{Q}_{lok} umgesetzt [Low80, KK09]. In Gleichung 2.2 ist die Energiebilanz für den Einzelkorneingriff nach [KK09] formuliert, vgl. Abbildung 2.3d. Dies führt neben der

mechanischen Belastung zu einer thermischen Belastung aller am Einzelkorneingriff beteiligten Komponenten des Schleifprozesses. Bei dem Einsatz von einem Schleiföl oder wassermischbaren KSS wird neben der reduzierten Reibung ebenfalls die Kühlung in Form einer Wärmeabfuhr \dot{Q}_{KSS} gewährleistet. Über den Span wird außerdem ein Wärmestrom \dot{Q}_{Span} durch das Abtrennen vom Werkstück abgeführt. Zusätzlich wird Wärme über das Korn in Form des Wärmestroms \dot{Q}_{Korn} abgeführt, wobei, wie in Kapitel 2.1 beschrieben, die hohe Wärmeleitfähigkeit von CBN und Diamant die Wärmeabfuhr begünstigt. Die im Werkstück verbleibende Wärmemenge \dot{Q}_{WS} ist aus fertigungstechnischer Sicht die entscheidende Größe und wird zusammen mit der kumulierten Wärme durch das Kollektiv aus allen Korneingriffen in Kapitel 2.2.2 behandelt.

$$\dot{Q}_{lok} = \dot{Q}_{KSS} + \dot{Q}_{Korn} + \dot{Q}_{Span} + \dot{Q}_{WS} \quad (2.2)$$

2.1.2 Grundlegende Betrachtung der Kontaktzone

Die Kontaktzone ist ein entscheidender Aspekt bei der grundlegenden Betrachtung des Schleifprozesses. In dieser werden die Korneingriffe, welche den Materialabtrag am Werkstück vollziehen, in einer makroskopischen Zone zwischen Werkstück und Schleifscheibe zusammengefasst. Die Kontaktzone und ihre Fläche können bei den meisten Schleifscheiben als einfache Rechteckgeometrie angenähert werden, welche auf der einen Seite durch die effektive Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$ und auf der anderen Seite durch die Kontaktlänge l_k aufgespannt wird (vgl. Abbildung 2.4a). Die zuletztgenannte Größe ist ein entscheidender Auslegungsparameter für Schleifprozesse. Grundlegend hat eine kurze Kontaktlänge den Effekt, dass Körner mehr zum Splintern neigen und somit die Schnittfreudigkeit der Körner begünstigt wird. Große Kontaktlängen haben aufgrund des langen Korneingriffs eine Anflachung der Körner zur Folge [Row14] und sind verschleißbedingt durch die Eingriffssituation beim Innenrundscheifen verstärkt vorhanden. Nach [SM86, MRDI13] ist die Kontaktlänge auch eine entscheidende Größe für das Schleifverhalten in Bezug auf den Wärmeeintrag in das Werkstück, die auftretenden Temperaturen, die Eingriffscharakteristik der Schleifkörner, die erzeugbare Oberflächengüte und den Werkzeugverschleiß.

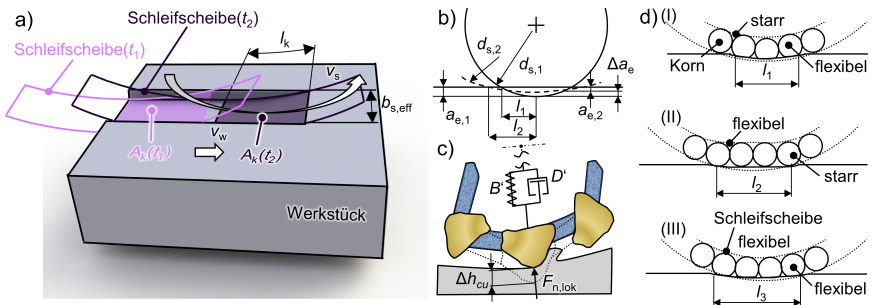


Abbildung 2.4: Betrachtung der Kontaktzone zwischen Werkstück und Schleifscheibe: a) Kontaktzone beim Flachsleifen; b) Makroskopische Deformation der Schleifscheibe nach [KS81]; c) Mesoskopische Deformation der Bindung bedingt durch den Einzelkorneingriff nach [Ste83, Pek57, Lor75]; d) Überlagerung der mesoskopischen und makroskopischen Deformationen im Schleifprozess nach [BSS71, SB80].

Aus den geometrischen Gegebenheiten des Schleifprozesses, dem effektiven Schleifscheibendurchmesser $d_{s,\text{eff}}$ und der Zustellung a_e kann die geometrische Kontaktlänge l_g in guter Näherung nach Gleichung 2.3 berechnet werden [KK09]. Hierbei wird der effektive Schleifscheibendurchmesser aufgrund der makroskopischen Eingriffsverhältnisse zwischen der Innenrund-, Außenrund- und der Flachschleifbearbeitung nach Gleichung 2.3 und Gleichung 2.4 unterschieden [RMQZ93, MG08, KK09]. Beim letztgenannten Bearbeitungsprozess wird der effektive Schleifscheibendurchmesser $d_{s,\text{eff}} = d_s$ gesetzt. Im Rahmen der Formulierung ist d_s der Schleifscheibendurchmesser und d_w der Werkstückdurchmesser.

$$l_g = \sqrt{d_{s,\text{eff}} \cdot a_e} \quad (2.3) \quad d_{s,\text{eff}} = \frac{d_s \cdot d_w}{d_w \pm d_s} \quad \text{mit} \quad \begin{array}{l} +\text{Außenrundscheiben} \\ -\text{Innenrundscheiben} \end{array} \quad (2.4)$$

Weiterhin kann die reale geometrische Kontaktlänge l_{eg} bzw. die reale kinematische Kontaktlänge $l_{e,k}$ mit der Berücksichtigung der Ausgangsrauheit des Werkstücks Rz als auch des Geschwindigkeitsverhältnisses q berechnet werden (vgl. Gleichung 2.5 und Gleichung 2.6) [KK09].

$$l_{eg} = \sqrt{d_{s,\text{eff}} \cdot (a_e + Rz)} \quad (2.5) \quad l_{e,k} = \sqrt{d_{s,\text{eff}} \cdot (a_e + Rz)} \cdot \left(1 + \frac{1}{q}\right) \quad (2.6)$$

Die im Schleifprozess auftretende, effektive Kontaktlänge l_{eff} kann auch messtechnisch bestimmt werden, wobei sich eine Differenz von gemessener und geometrisch hergeleiteter Größe ergibt. In Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen liegen Unterschiede zwischen den beiden Kontaktlängen im Bereich von $l_{\text{eff}}/l_g = 1,01 \dots 6$ [RMQZ93]. Auch wenn viele der Arbeiten zur Messung der Kontaktlänge und dem Unterschied zwischen den beiden Größen schon einige Jahrzehnte zurückliegen, gibt es auch zur heutigen Zeit noch Untersuchungen zu diesem Phänomen. Diese sind häufig in dem Bereich der thermischen Simulation des Schleifprozesses zu finden, da die Kontaktlänge einen entscheidenden Einfluss auf die simulierte Temperaturverteilung im Werkstück hat [PSO⁺12, OSO⁺16, PLLW16], siehe Kapitel 2.2.2.

Als hauptsächliche Gründe für die Verlängerung der Kontaktlänge bei keramischen und mit Kunstharz gebundenen Schleifscheiben werden von vielen Autoren die elastischen Deformationsvorgänge zwischen Schleifscheibe und Werkstück genannt. Hierbei wird nach *Saini et. al.* zwischen der makroskopischen und mesoskopischen Deformation unterschieden [SB80]. In Abbildung 2.4b ist dieser makroskopische Deformationsvorgang dargestellt. Bei einer Belastung wird die Schleifscheibe elastisch deformiert, sodass sich der Ausgangsdurchmesser $d_{s,1}$ lokal auf den Durchmesser $d_{s,2}$ erhöht. Hierdurch geht die Zustellung $a_{e,1}$ um die Differenz Δa_e auf die Zustellung $a_{e,2}$ zurück. Durch die Verformung der Schleifscheibe erhöht sich somit die Kontaktlänge von l_1 auf l_2 [KS81]. Der mesoskopische Verdrängungsvorgang ist in Abbildung 2.4c nach [Pek57, Lor75, Ste83] dargestellt. Die Normalkraft am Einzelkorn $F_{n,\text{lok}}$ drückt das Korn um den Betrag Δh_{cu} in die Bindung zurück, wodurch die effektive Einzelkornspannungsdicke abnimmt. Die Verschiebung des Kornes erfolgt im Modell über ein Feder-Dämpfer-System. Die Kombination von beiden Effekten kann aus Abbildung 2.4d nach [BSS71, SB80] entnommen werden. In den Unterabbildungen (I) und (II) sind beide Effekte getrennt voneinander und in (III) überlagert dargestellt. Hierdurch wird ersichtlich, dass eine Verlängerung der Kontaktlänge durch diesen mehrskaligen Effekt, insbesondere bei

Schleifscheiben mit geringem Elastizitätsmodul – Kunstharz- und keramisch gebundenen Werkzeugen – stattfindet.

Malkin und *Guo* leiteten unter Nutzung eines analytisch-geometrischen Ansatzes den Einfluss einer ungleichmäßigen Topographie auf die Eingriffsverhältnisse während des Schleifens und die resultierende Verlängerung der Kontaktlänge her. Weiterhin erwähnen sie, dass bei der Kontaktzonenbetrachtung zumeist die Abweichung von der gemessenen zur geometrischen Kontaktlänge rein auf die mesoskopische und makroskopische Deformation zwischen Schleifscheibe und Werkstück zurückgeführt wird, aber die Eingriffskinetik meistens nicht mit berücksichtigt wird [MG08].

Bei einfachen Eingriffsgeometrien mit einer rechteckigen Fläche der Kontaktzone, wie sie beispielsweise beim Einsatz zylindrischer Scheiben beim Längs-Umfangsplanschleifen oder Innenrund- sowie Außenrundschleifen-Einsteichschleifen ausgeprägt sind, kann die Kontaktlänge l_k messtechnisch durch unterschiedliche Messmethoden erfasst werden. Hierbei werden exemplarisch drei unterschiedliche Methoden vorgestellt:

- Thermoelementkontaktmethode,
- Applied-Power-Source-(APS-)Methode und
- gradientenbasierte Kraftmessung mit abgestützten Werkstückhälften.

Bei der Thermoelementkontaktmethode nach *Peklenik* [Pek57] wird ein isolierter Draht mit einem deutlich von dem metallischen zu schleifenden Werkstoff unterschiedlichen Seebeckkoeffizienten in das Werkstück eingebracht. Beim Anschleifen des Werkstücks kommt das metallisch leitende Werkstückmaterial durch das Reiben der Körner in Kontakt mit dem Messdraht, sodass ein Thermoelement entsteht und die Kontakttemperatur durch den Seebeckeffekt gemessen werden kann, was sich als Temperaturpeak im Messschrieb äußert. Über die Werkstückgeschwindigkeit in Kombination mit der Messzeit kann die Kontaktlänge an einem Punkt des Werkstücks gemessen werden. Diese Methodik wurde u. a. in [Pek57, LVLL06, PSO⁺12] verwendet, um die effektive Kontaktlänge zu messen. Eine modifizierte Variante dieser Methode wird in [GW88] als Critical-Contact-State-(CCS-)Methode vorgestellt, bei der eine dickere Isolation verwendet wird, um eine dauerhafte Verbindung zwischen Werkstück und dem Draht zu verhindern und somit die Empfindlichkeit der Methode zu erhöhen.

Bei der APS-Methode werden zwei Werkstückhälften mithilfe eines Mikapapiers elektrisch von einander isoliert. Bei einem Überschleifen wird durch die Verbindung der beiden Werkstückhälften ein Stromkreis geschlossen, wodurch wiederum über die kinematischen Rahmenbedingungen die maximale Kontaktlänge $l_{k,max}$ bestimmt werden kann [ZvL92]. Bei der Verwendung eines Drahtes kann mit dieser Methode örtlich aufgelöst die lokale Kontaktlänge l_a gemessen werden.

Eine weitere Technik zur Ermittlung der Kontaktlänge kann über die gradientenbasierte Kraftmessung nach *Shafto* [Sha74] erfolgen. Hierbei werden zwei Werkstückhälften nebeneinander platziert, wobei sich eine Werkstückhälfte auf einer Kraftmessplattform befindet. Durch das Eintreten der Schleifscheibe von der einen in die andere Werkstückhälfte kann bei konstanten Prozessbedingungen ein Kraftanstieg ohne eine elastische Deformation der Schleifspindel gemessen werden. Durch die Ableitung der Kraft nach dem zurückgelegten Weg können die Normal- und Schubspannungen und deren Verteilung entlang der effektiven Kontaktlänge – gleichverteilt in der Schleifscheibenbreitenrichtung – ermittelt werden [Noy08, SB12b, Ras15]. Weiterhin kann durch eine Ermittlung der

diskreten mechanischen Belastung entlang der Schleifscheibenbreitenrichtung die Verteilung der Spannungen in diese Richtung der Kontaktzone bestimmt werden. Durch eine Überlagerung beider Messtechniken können somit hochaufgelöst die Spannungen innerhalb der Kontaktzone in Abhängigkeit von den Prozessparametern gemessen werden. Ebenfalls kann durch diese Methodik die effektive Kontaktlänge l_{eff} bestimmt werden [Noy08, SKB12].

2.1.3 Galvanisches Bindungssystem als Basis für das Hochleistungsschleifen

Neben Schleifscheiben mit aktivgelöteten Körnern [PCC10, DLZ⁺17] weist die galvanische Bindung das größte Leistungspotenzial in Bezug auf die Produktivitätssteigerung im Bereich der Schleiftechnologie auf [MY92, JDHM01, DLZ⁺17]. Galvanisch gebundene CBN-Werkzeuge werden u. a. in der Automobil- und Raumfahrtindustrie eingesetzt [Aro94, SM05, DLZ⁺17]. In Abbildung 2.5a sind für unterschiedliche Schleifscheibengeschwindigkeiten und realisierbare, bezogene Zeitspanvolumina die Leistungsbereiche unterschiedlicher Bindungstypen nach [MY92, JDHM01] dargestellt.

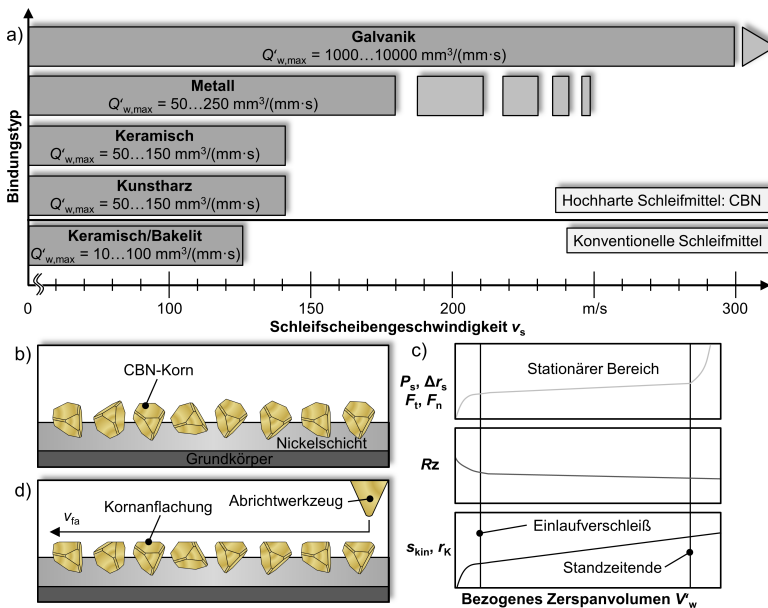


Abbildung 2.5: Eigenschaften der galvanischen Bindung beim Schleifen: a) Leistungspotenzial und verwendete Schleifscheibengeschwindigkeiten in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Bindungstypen beim Schleifen nach [MY92, JDHM01]; b) Grundlegender Aufbau einer galvanischen Bindung [SM05, UF07, Mar11]; c) Grundlegendes Einsatzverhalten von galvanisch belegten CBN-Schleifscheiben in Abhängigkeit von dem bezogenen Zerspanvolumen V'_w nach [KSS84]; d) Touch-Dressing galvanisch belegter Werkzeuge nach [Stu88, UF07, Mar11].

Während konventionelle Schleifwerkzeuge nur bei Endbearbeitungsverfahren im unteren Leistungsbereich eingesetzt werden, kann durch die Nutzung von CBN mit unterschiedlichen Bindungstypen die Leistungsfähigkeit gesteigert werden. In diesem Rahmen zeichnet sich die galvanische Bindung mit ihrem hohen Kornüberstand und dadurch großen Spanraum am Werkzeug aus, wobei diese ein hohes bezogenes Grenzzeitspanvolumen $Q'_{w,max}$ zulässt [MY92, Taw89, DLZ⁺17]. Aus der Nickelschicht ragen die Körner je nach Einnickeltiefe und Korngröße heraus (vgl. Abbildung 2.5b), wodurch die Zerspaltung des Materials äußerst effizient abläuft. Dies liegt neben der Festigkeit des Korn-Nickel-Verbundes darin begründet, dass keine Verlustleistung bezüglich der Reibung zwischen Bindung und Spänen im Schleifprozess vorliegt [Stu88]. Bedingt durch den hohen Kornüberstand entstehen allerdings Rundlauffehler am Schleifbelag, und es werden i. d. R. schlechte Oberflächengüten am Bauteil erzeugt, wobei auch die Formgenauigkeit nachteilig beeinflusst wird [KSS84, Tre95, Mar11]. Aufgrund der dadurch bedingten variierenden Verteilung der kinematischen Schneiden entsteht durch dominante Körner im Schleifbelag ebenfalls eine Musterbildung, welche in erster Linie vom axialen Vorschub und dem Drehzahlverhältnis bei Längsschleifprozessen abhängig ist [Wün92, Mar11]. Daher müssen schon am Grundkörper der Schleifscheibe geringe Form- und Lagetoleranzen vorhanden sein, um optimale Bedingungen für die Kornbelegung zu schaffen [Mar11]. Im Vergleich zu Werkzeugen mit anderen Bindungstypen benötigen galvanisch gebundene Werkzeuge keine aufwändige Einsatzvorbereitung, können mehrfach wieder belegt und bei hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten eingesetzt werden [Taw89, Mar11, DLZ⁺17]. Nach [SM05, LWZ⁺15, DLZ⁺17] wird der Kornverschleiß bei galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben in vier unterschiedliche Mechanismen eingeteilt. Bedingt durch die Einzelkornbelastung kommt es zu Kornverschleiß durch Zerrüttung, was ein Anflachen des Korns zur Folge hat [SM05]. Es kann ein Mikro-Splittern des Korns erfolgen, was ebenfalls von *Pinto et al.* beobachtet werden konnte [PVW08]. Die Schädigung der Bindung wird als dritter Mechanismus in [LWZ⁺15] beschrieben, welche die Bindefestigkeit des Korns herabsetzt. Bei einer mechanischen Überlastung des Korns kann dieses aus der Bindung herausgerissen werden, sodass es nicht mehr aktiv am Materialabtragsprozess teilnimmt [SM05, LWZ⁺15].

In [SM03, UM04, SM05] wurde der Verschleißfortschritt an galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben beim Innenrundeinstechschleifen und Flachsleifen bei der Schleifbearbeitung von gehärtetem 100Cr6 (62 HRC) mit konventionellen Schleifscheibengeschwindigkeiten von $v_s = 37,5 \text{ m/s} \dots 50 \text{ m/s}$ und einem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 6,83 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$ untersucht. Die benötigte Prozessleistung stieg über die Standzeit an, während die Rauheiten sich degressiv verbesserten. Durch Mikroskopmessungen konnten die oben beschriebenen Verschleißmechanismen in Abhängigkeit von dem Zerspanvolumen quantifiziert werden. Hierbei trat neben Kornanflachungen auch ein Mikrosplittern auf, wodurch zerklüftete Kornanflachungen auf der Scheibe vorhanden waren [SM03, UM04, SM05]. Es konnte eine Erhöhung der Anzahl der aktiven Schneiden und der prozentualen Kornanflachungsfläche bezogen auf die Schleifscheibenoberfläche über die Werkzeugstandzeit bestimmt werden, wodurch der Anstieg der Prozessleistung und der spezifischen Schleifenergie e_c erklärt werden konnte. Die Korngröße beeinflusste maßgeblich das Schleifverhältnis G , welches sich über das Verschleißvolumen der Schleifscheibe V_s und den Materialabtrag am Werkstück V_w nach Gleichung 2.7 berechnet. Bei kleineren Korngrößen von $K_G = B54$ konnten höhere G -Verhältnisse von $G \approx 17000$ im

Vergleich zur Korngröße von $K_G = B252$ mit einem Verhältnis von $G \approx 3600$ erreicht werden [SM05]. Die Autoren führen dies auf einen verstärkten Verschleiß bei der größeren Korngröße aufgrund der geringen Korndichte und höherer Einzelkornbelastung zurück.

$$G = \frac{V_s}{V_w} \quad (2.7)$$

In [UF07] wurde bei der Flachsleifbearbeitung von gehärtetem rostfreiem Stahl bei einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 45$ m/s ein Einfluss von der Einnickeltiefe und der Kornart auf das Verschleißverhalten von galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben festgestellt. Hierbei lag das Schleifverhältnis zwischen $G = 547 \dots 1360$. Die bessere Performance einer kleineren Korngröße konnte auch von *Yegenoglu* und *Roth* in Form des geringeren Radialverschleißes bei Verwendung der Korngrößen von $K_G = B252$ und $K_G = B427$ während der Schleifbearbeitung von 31CrV3 (40-44 HRC) festgestellt werden [YR88].

König et al. beschrieben das Einsatzverhalten von galvanisch belegten Schleifscheiben ebenfalls in [KSS84], siehe Abbildung 2.5c. Am Anfang des Prozesses entsteht ein erhöhter Initialverschleiß Δr , da die weit herausragenden Körner durch hohe Einzelkornspannungsdicken sehr stark belastet und nur eine geringe Anzahl an kinematischen Schneiden vorhanden ist. Es werden auch weit exponierte Körner direkt aus der Bindung herausgerissen [SM05]. Bedingt durch die effektive Zerspanung entstehen in diesem Bereich geringere Tangential- F_t und Normalkräfte F_n und aufgrund der anfangs aggressiven Topographie hohe gemittelte Rautiefen R_z . Durch die Abflachung der Körner steigen die Kornradien r_k und die Anzahl der kinematischen Schneiden s_{kin} an, wodurch sich die Kräfte sowie die Prozessleistung P_s erhöhen und eine bessere Oberflächengüte am Bauteil entsteht [YR88]. Hiernach folgt die stationäre Verschleißphase, siehe Abbildung 2.5c, in der die Körner weiter abflachen und somit sich durch die größere Reibung die mechanische Belastung mit geringer Steigung erhöht. In diesem Bereich verbessert sich die Rauheit in geringem Maße, und aufgrund der sinkenden Kornhöhen verkleinert sich der Spanraum am Werkzeug. Kurz vor dem Standzeitende erhöhen sich die Kräfte und der Radialverschleiß des Werkzeugs sprunghaft, da der Spanraum zu klein geworden ist und es verstärkt zu Reibung zwischen Werkstoffmaterial und der Nickelschicht kommt, sodass schlussendlich die Körner aus der Bindung entfernt werden [KSS84].

Eine starke Veränderung der Eingriffsverhältnisse und damit auch der Rauheit im vorderen Bereich der Lebensdauer eines Werkzeugs wirkt sich nachteilig auf die Prozesssicherheit aus. Aus diesem Grund können galvanisch gebundene Werkzeuge vor Schleifbeginn durch ein Touch-Dressing mit einem Abrichtwerkzeug einsatzvorbereitet werden [Stu88, Kly93, WHK⁺11], siehe Abbildung 2.5d. Hierbei werden i. d. R. kleine Einzelabrichtzustellungen im Bereich von $a_{ed} = 1 \mu\text{m} \dots 5 \mu\text{m}$ verwendet [Stu88, Taw89, Kly93]. Das Ziel ist es, exponierte Körner so zu gestalten, dass diese abgeflacht werden. Hierdurch steigt zudem die Anzahl der kinematischen Schneiden an, die Oberflächengüte wird am Bauteil verbessert und die Kräfte bzw. die Schleifleistung steigen an [Taw89, DLZ⁺17, Tre95]. Um ein prozesssicheres und genaues Abrichten zu gewährleisten, werden zur Ermittlung des ersten Kontaktes zwischen Abrichtwerkzeug und Schleifscheibe u. a. Körperschallsensoren verwendet [Stu88, Mar11, WHK⁺11].

2.1.4 Hochgeschwindigkeitsschleifen und Hochleistungsschleifen

Das Schleifen wird bedingt durch neue Technologien, wie dem Einsatz von CBN als Kornwerkstoff als auch der Hochgeschwindigkeits- oder Hochleistungstechnologie, von einem reinen Endbearbeitungsverfahren zunehmend auch in den Bereichen hoher Zeitspanvolumina eingesetzt [Taw89, OSGH09, JDHM01]. Hierbei kann es mit den Verfahren der geometrisch bestimmten Schneide konkurrieren bzw. diese bezüglich der Produktivität deutlich übertreffen. In diesem Rahmen weisen die galvanische Bindungen in Kombination mit CBN ein sehr hohes Leistungspotenzial auf, wie z. B. für das Außenrundsleifen in [SJC02, CWJS06, DGG17], das Innenrundsleifen in [Kly93, Mar11, BHMS16] oder das Flachsleifen in [Taw89, MY92, CSC04] aufgezeigt werden konnte.

Nach Abbildung 2.6a können unterschiedliche Schleifverfahren entsprechend der Schleifscheibengeschwindigkeit v_s und der Zustellung a_e eingeteilt werden [VDI00, ALH⁺13]. Das konventionelle Schleifen befindet sich bei kleinen Zustellungen und geringen Schleifscheibengeschwindigkeiten, wobei bei hohen Zustellungen in diesem Geschwindigkeitsbereich von Tiefschleifen gesprochen wird. Das Hochgeschwindigkeitsschleifen, auch nach [Fer92] Qualitätsschleifen genannt, ist ein Schleifprozess, dessen Werkzeuggeschwindigkeit höher als $v_s \geq 80$ m/s [Taw89, Tre95] ist. Bei diesem Verfahren ist es das Ziel, die Oberflächengüte sowie die Form- und Maßabweichungen am Bauteil bei konstantem Zeitspanvolumen durch die erhöhte Schleifscheibengeschwindigkeit zu verbessern [Fer92, KK09]. Hierdurch sinkt die Einzelkornspannungsdicke, wodurch die Tangential- F_t sowie die Normalkräfte F_n gesenkt werden. Ebenfalls verbessert sich durch die geringere Einzelkornbelastung das Verschleißverhalten der Schleifscheiben, sodass sich das Schleifverhältnis G erhöht. Durch die erhöhte Anzahl an eingreifenden Schneiden entsteht eine erhöhte Reibung, wodurch die Prozessleistung P_s ansteigt und sich der Wärmeeintrag ins Werkstück erhöht [Taw89, Tre95].

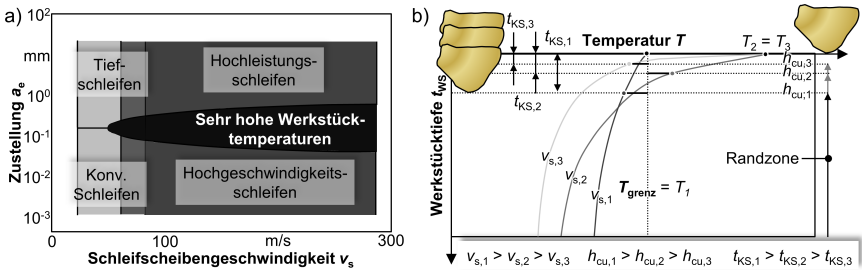


Abbildung 2.6: Abgrenzung des Hochgeschwindigkeitsschleifens und des Hochleistungsschleifens: a) Einteilung in Abhängigkeit von der Schleifscheibengeschwindigkeit und der Zustellung [VDI00, ALH⁺13]; b) Mesoskopische Kontaktschichttheorie, aufbauend auf den Arbeiten von [Wer71, Taw89].

Durch das Hochleistungsschleifen wird das Ziel verfolgt, möglichst hohe Zerspanleistungen zur Reduzierung der Hauptzeit bei Einbehaltung der geforderten Toleranzen bezüglich der Form-, Maß- und Lageabweichungen und der Oberflächengüte zu realisieren. Bei dem klassischen Hochleistungsflachsleifen werden i. d. R. hohe Zustellungen in Kombination mit hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten verwendet [Taw89], siehe Abbildung 2.6a.

Eine andere Strategie ist das Nachführen der Werkstückgeschwindigkeit v_w entsprechend der Schleifgeschwindigkeitserhöhung unter Beibehaltung des Geschwindigkeitsverhältnisses q . Hierdurch sind die gleichen mesoskopischen Eingriffsverhältnisse wie bei geringeren Schleifscheibengeschwindigkeiten vorhanden. Da die Werkstückgeschwindigkeit linear in die Berechnung des Zeitspanvolumens eingeht, wird eine höhere Produktivität erzielt [Row14].

Tawakoli stellte in [Taw89] die Kontaktschichttheorie zur Erklärung der Vorgänge bei hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten auf, die in Abbildung 2.6b schematisch dargestellt ist. Die Temperatur ist in Abhängigkeit von der Werkstücktiefe t_{WS} für unterschiedliche Schleifscheibengeschwindigkeiten $v_{s,1} \dots v_{s,3}$ dargestellt. Die Grenztemperatur T_{grenz} ist das werkstoffspezifische Limit, welches beim Überschreiten eine Randzonenschädigung am Werkstück zurücklässt. Bei einer geringeren Schleifscheibengeschwindigkeit $v_{s,1}$ wird das nächste Korn eine große Einzelkornspannungsdicke $h_{cu,1}$ am Bauteil abnehmen, sodass sich die Kontaktschicht $t_{KS,1}$ ergibt. Bei einem solchen Prozess wird keine Randzonenschädigung auftreten, da sich sämtliche Temperaturen unterhalb der Grenztemperatur befinden. Bei einer Erhöhung der Schleifscheibengeschwindigkeit werden die Korneingriffe auf mehr Schneiden verteilt, wodurch sich der Temperaturgradient im Werkstück und die Kontaktschichttemperatur erhöht. Die Einzelkornspannungsdicke geht zurück, sodass im vorliegenden Beispiel durch den nächsten Korneingriff nicht die komplette geschädigte Kontaktschicht abgetragen wird und damit eine Schädigung am Bauteil zurückbleibt. Bei einem weiteren Anstieg der Schleifscheibengeschwindigkeit wird der Temperaturgradient in die Werkstücktiefe weiter erhöht. Nach *Werner* und *Tawakoli* existiert eine Spanbildungs-Gleichgewichtstemperatur, welche ab einer Schleifscheibengeschwindigkeit konstant bleibt [Wer71, Taw89] (vgl. Abbildung 2.6b $T_2 = T_3$). Aufgrund der hohen Korneingriffsfrequenz geht die Einzelkornspannungsdicke auf $h_{cu,3}$ zurück. Jedoch wird die Wärme schneller abgetragen als dass sie sich ins Werkstück ausbreiten kann. Ein großer Teil der Wärmemenge in der Kontaktschicht $t_{KS,3}$ wird vom nächsten Korneingriff wieder abgetragen und somit durch die Späne abgeführt, sodass die Randzone ungeschädigt bleibt. Bei einer Erhöhung des Zeitspanvolumens steigt die Einzelkornspannungsdicke wieder an, wodurch auch eine größere Kontaktschicht abgetragen werden kann [Taw89].

Ein weiterer Vorteil bei hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten ist die Erwärmung der Kontaktschicht, wobei die hohen Temperaturen sich aus energetischer Sicht positiv auf die Spanbildungsvorgänge auswirkt. Durch die Temperaturerhöhung wird die benötigte Energie für die elastische und plastische Verformung des Werkstoffes gesenkt. Dies liegt an dem Rückgang des Formänderungswiderstandes bzw. der Fließspannung bei erhöhter Temperatur [Gür67, Taw89, NBD⁺11]. Ein weiterer positiver Effekt bei hohen Geschwindigkeiten ist, dass das duktile Materialverhalten aufgrund der schnellen Umformung weniger stark ausgeprägt ist [Taw89, Fer92, NBD⁺11]. Beim Hochleistungsschleifen wird zusätzlich das bezogene Zeitspanvolumen sehr hoch, wodurch aufgrund der großen Einzelkornspannungsdicken die Zerspannung insgesamt effizienter abläuft [Taw89]. Dies äußert sich in sehr kleinen spezifischen Schleifenergien³ bei der Bearbeitung von Stahl mit CBN-Werkzeugen im Bereich von $e_c = 7,05 \text{ J/mm}^3 \dots 15 \text{ J/mm}^3$ [Taw89, CWJS06], wobei als Referenz spezifische Schleifenergien von Verfahren mit konventionellen Schleifscheiben mit $e_c = 30 \text{ J/mm}^3 \dots 50 \text{ J/mm}^3$ zu nennen sind [OSGH09]. Ebenfalls gibt es bei

³In diesem Rahmen ist der Grenzwert der spezifischen Schleifenergie die Schmelztemperatur des Werkstoffes [MG08].

hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten und den hohen Zeitspanvolumina eine Veränderung bei der Energieverteilung des Schleifprozesses. Hierdurch steigt der Energieanteil der Späne bei hohen Zeitspanvolumina auf bis zu 80 % an, da die Wärmemenge der Kontaktschicht wieder zum großen Teil abgetragen wird. Die anderen Energieanteile des Kühlschmierstoffes, des Werkzeugs und des Werkstücks werden dadurch deutlich gesenkt. Hierdurch ist es z. B. auch möglich, beim Außenrundeinstechschleifen von Kurbelwellen aus 38MnSiVS6 mit einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 200$ m/s und hohem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 2000$ mm³/(mm·s) eine thermisch schädigungsfreie Randzone zu erzeugen [CWJS06].

Ferlemann fand durch Einzelkornritzversuche bei dem Schnellarbeitsstahl S 6-5-2 heraus, dass sich eine deutliche Veränderung der erzeugten Ritzspuren zwischen den Geschwindigkeiten von $v_s = 175$ m/s und $v_s = 250$ m/s einstellt [Fer92]. Weiterhin sinken die gemessenen Normalkräfte in diesem Bereich ebenfalls bei den betrachteten Einzelkornspannungsdicken $h_{cu} = 1$ µm ... 14 µm überproportional ab. An den Rändern der Ritzspuren sind aufgeschmolzene Werkstoffphasen bei einer Geschwindigkeit von $v_s = 250$ m/s vorhanden, und die laterale Aufwurfbildung reduziert sich. Hieraus schlussfolgerte *Ferlemann*, dass es ab einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s \approx 210$ m/s zu einer schmelzflüssigen Gleitschicht des Werkstoffes kommt. Bedingt durch den Phasenübergang wird die Reibung mit der Bildung einer Zwischenschicht deutlich herabgesetzt, wodurch signifikant geringe Schleifkräfte im Prozess auftreten. Aufbauend auf den beschriebenen Vorgängen führte *Ferlemann* dies auf die Veränderung bezüglich der Reibverhältnisse von Coloumb'scher zu Newton'scher Reibung zurück [Fer92].

Zum Hochgeschwindigkeitsschleifen muss eine Hochfrequenzschleifspindel mit ausreichender Drehzahl, Leistung und Rundlaufgenauigkeit zur Verfügung stehen. Auch die Werkzeugaufnahme ist insbesondere bei hohen Schleifscheibendrehzahlen entscheidend. Die Hohlchaftkegel-(HSK-)Aufnahme weist gegenüber zylindrischen Aufnahmen mit Plananlage Vorteile bezüglich statischer und dynamischer Steifigkeit, Rundlaufgenauigkeit und Wiederholgenauigkeit auf [Mar11]. Der Rundlauffehler führt zu erhöhten Biege- und Dehnbelastungen an der Werkzeugaufnahme und zu hohen Fliehkräften bei rotierendem Werkzeug, welche stark von der Spindeldrehzahl abhängig sind [Kly93]. Um ein Taumeln des Schleifbelages zu reduzieren, ist es insbesondere bei galvanisch belegten Schleifscheiben sinnvoll, das Schleifwerkzeug in zwei Ebenen dynamisch zu wuchten. Vor dem Einsatz sollte das Werkzeug ebenfalls auf Nenndrehzahl in der Schleifspindel feingewuchtet werden [Mar11]. Hierbei sollte verstärkt auf geringe Unwuchten bei Nenndrehzahl geachtet [Taw89, Fer92] und Wuchtgüten von $W_G \leq G2,5$ nach [DIN40] eingehalten werden [Mar11]. Maschinenseitig sind insbesondere für das Hochleistungsschleifen möglichst steife Maschinenkonzepte einzusetzen, da hohe Schleifkräfte während der Bearbeitung auftreten. Aufgrund der hohen auftretenden Fliehkräfte sind ebenfalls Sicherheitsmaßnahmen, wie z. B. ein verstärkter Berstschutz, vorzusehen [Taw89, Row14].

Insbesondere die Leistungsbetrachtung ist bei der Auswahl von Schleifspindeln für das Hochleistungsschleifen entscheidend. In [MSK88, Taw89] wird die benötigte Spindelleistung für das Hochleistungsschleifen von einer Evolventenverzahnung vorgestellt, wobei je nach Schleifscheibengeschwindigkeit bei einem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 217$ mm³/(mm·s) ein Anstieg der Gesamtspindelleistung von $\{v_s = 120$ m/s; $P_{ges} = 22$ kW} auf $\{v_s = 180$ m/s; $P_{ges} = 35$ kW} vorliegt. Die benötigte Leistung zum Schleifen bleibt hierbei über alle betrachteten Schleifscheibengeschwindigkeiten auf einem

konstanten Niveau von $P_s \approx 9 \text{ kW}$. Der überwiegende Teil der Leistung verteilte sich auf die Leerlaufleistung bei rotierender Spindel und dem Abbremsseffekt durch den Kühlschmierstoff $\{v_s = 120 \text{ m/s}; P_{\text{leer}}/P_{\text{KSS}} = 2/1 \text{ kW}\}$ bzw. $\{v_s = 180 \text{ m/s}; P_{\text{leer}}/P_{\text{KSS}} = 4/22 \text{ kW}\}$. *Ferlemann* fand heraus, dass die Verlustleistung neben der Spindeldrehzahl n_s stark vom Schleifscheibendurchmesser d_s abhängig ist [Fer92]. Dies bestätigen Untersuchungen von *Klyk* beim Innenrundscheifen mit geringeren Durchmessern und galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben, der deutlich geringere Leistungsverluste im Vergleich zu den oben angegebenen Werten beim Flachscheifen gemessen hat. Er ermittelte die auftretende Prozessleistung im Bereich von $v_s = 100 \text{ m/s} \dots 210 \text{ m/s}$ bei unterschiedlichen Zeitspanvolumina. Bei einem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 1 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ wurden Schleifleistungen von $P_s = 0,4 \text{ kW} \dots 0,85 \text{ kW}$ benötigt, während für bezogene Zeitspanvolumina von $Q'_w = 20 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ Schleifleistungen von $P_s = 3,2 \text{ kW} \dots 3,8 \text{ kW}$ nötig sind. Hierbei liegt die Verlustleistung bezüglich der Luftreibung und des Abbremsseffekts bedingt durch den KSS bei $P_{\text{verl}} = 2 \text{ kW} \dots 3 \text{ kW}$.

I. d. R. wird beim Hochgeschwindigkeits-/Hochleistungsscheifen der Einsatz eines hochadditivierten Schleiföls empfohlen, damit gerade im oberen Temperaturbereich gute Schmiereigenschaften gewährleistet werden können [Taw89, Fer92, Mar11]. *Klyk* zeigte z. B. beim Hochgeschwindigkeitsinnenrundeinstechscheifen mit einer Geschwindigkeit von $v_s = 130 \text{ m/s}$ und einem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 10 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ auf, dass Schleiföl eine um sechsmal höhere Standzeit und um 50 % geringere Schleifkräfte im Vergleich zur Emulsion bei der Bearbeitung von gehärtetem 100Cr6 hervorruft [Kly93]. Aufgrund der hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten müssen spezielle Pumpen mit erhöhtem Druck verwendet werden, um das Luftpolster der rotierenden Schleifscheibe zu durchdringen. Ebenfalls müssen entsprechende Spüldüsen mit hoher Druckzufuhr vorgesehen werden, um bei den hohen Zeitspanvolumina einen offenen Porenraum an den Schleifscheiben zu gewährleisten [Taw89, Fer92, JDHM01].

Durch den richtigen Einsatz der Hochleistungsscheifentechnologie können im Vergleich zum konventionellen Scheifen sehr hohe Zeitspanvolumina bei hoher Lebensdauer des Werkzeugs realisiert werden. Exemplarisch wird im Folgenden kurz auf das Hochleistungsflachscheifen eingegangen, wobei viele weitere Anwendungsbeispiele in der Literatur zu finden sind [Klo88, YR88, CWJS06]. *Tawakoli* konnte beim Hochleistungsflachscheifen von ungehärtetem 16MnCr5 mit einer galvanisch belegten Schleifscheibe der Körnung B252 unter Verwendung einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 180 \text{ m/s}$ bezogene Zeitspanvolumina von bis zu $Q'_w = 3000 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ erzielen. In diesem Rahmen war das Leistungspotenzial des Werkzeugs noch nicht erschöpft, jedoch konnte die Werkstückgeschwindigkeit maschinenseitig bedingt nicht über $v_w = 15000 \text{ mm/min}$ angehoben werden. Ebenfalls betrachtete *Tawakoli* bei der Schleifbearbeitung von 16MnCr5 mit einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 140 \text{ m/s}$ bei einem bezogenen Zeitspanvolumen von $Q'_w = 290 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ das Schleifverhältnis. Bei einer galvanisch gebundenen Schleifscheibe mit der Korngröße $K_G = B252$ wurde ein Verhältnis von $G = 35070$ und bei einer mehrschichtig metallisch gebundenen CBN-Scheibe der gleichen Korngröße ein Verhältnis von $G = 24880$ erzielt [Taw89].

2.1.5 Innenrundscheifen

Das Innenrundscheifen befindet sich fast immer am Ende der Produktionskette von komplexen Bauteilen und wird in der Regel eingesetzt, um enge Form-, Maß- und Lagetoleranzen einzuhalten und eine hohe Oberflächengüte am Werkstück zu erzeugen. Typische Bearbeitungsbeispiele finden sich nach [Per00] u. a. bei der Bearbeitung von innen liegenden Flächen und Einstichen bei Lagern am Innen- und Außenring, Kardanlager, Spannzangen, Zahnrädern oder langen, schlanken Werkstücken, wie z. B. bei Spindeln von Werkzeugmaschinen [HKUS14]. Durch eine werkstückseitige Schwenkachse werden zudem innen liegende Konen, wie z. B. bei Werkzeugaufnahmen oder Kegelrollenlagern, innengeschliffen [Per00, HKUS14].

Während beim Außen- und Flachscheifen Schleifscheiben mit einigen hundert Millimetern Durchmesser verwendet werden können, ist die limitierende Größe beim Innenrundscheifen bereits der kleine Innendurchmesser des Werkstücks. I. d. R. beträgt beim Innenrundscheifen das Durchmesser Verhältnis zwischen Werkzeug und Werkstück $d_s/d_w = 0,6$ bis $0,9$, wobei seitens der KSS-Versorgung ein möglichst kleines Verhältnis und seitens der Produktivität ein möglichst großes Verhältnis anzustreben ist. Bei zu großen Verhältnissen kann der Schleifspalt nur durch eine Überflutungskühlung versorgt werden, was sich nachteilig auf realisierbare Zeitspanvolumina auswirkt [Kly93]. Bei kleineren Verhältnissen kann zwar eine bessere Versorgung mit Kühlschmierstoff gewährleistet werden, aber es stehen durch den kleinen Werkzeugdurchmesser nur eine geringere Anzahl an Körnern zur Verfügung. Als einfaches Rechenbeispiel zum Vergleich seien eine galvanisch belegte Außenrundscheibe mit dem Durchmesser $d_s = 400$ mm und eine Innenrundscheibe mit dem Durchmesser $d_s = 50$ mm zu nennen. Bei einer spezifischen Kornanzahl pro Schleifscheibenoberfläche von $k_A = 40$ Körner/mm² resultieren pro Millimeter Schleifscheibenbreite bei der Außenrundscheibe $s_{st} = 50\,265$ Körner/mm und bei der Innenrundscheibe $s_{st} = 6\,283$ Körner/mm, welche den Materialabtrag am Werkstück leisten müssen. Somit stehen beim Außenrund- und Flachscheifen schon bedingt durch den größeren Werkzeugdurchmesser in diesem Beispiel achtmal so viele Körner bei vergleichbaren Prozessparametern zur Verfügung, wodurch die Kornbelastung und damit auch der Verschleiß deutlich geringer ausfallen. Bei einer Prozessoptimierung bezüglich hoher Zeitspanvolumina ist das Innenrundscheifen daher im Vergleich zu Außenrund- und Flachscheifverfahren werkzeugseitig begrenzt. Aufgrund der geometrischen Verhältnisse beim Innenrundscheifen liegen bei diesem Verfahren hohe Kontaktlängen vor, wodurch die Kühlschmierstoffversorgung, aber auch der Späneabtransport erschwert werden, sodass es auch nach kleinen Zerspanvolumina zu Schleifscheibenzusetzungen kommen kann [Con15]. Weiterhin benötigen Spindeln zum Innenrundscheifen hohe Drehzahlen, um die geforderten Schleifscheibengeschwindigkeiten zu erreichen. Durch die Hochgeschwindigkeitslager wird der Spindeldurchmesser an den Lagerstellen limitiert, was sich in Kombination mit kleinen Schaftdurchmessern der Werkzeugaufnahmen nachteilig auf die Nachgiebigkeit des Werkzeug-Spindel-Systems auswirkt. Die elastische Deformation der Spindel verursacht ungewollte Maß- sowie Formabweichungen, und die Grenzschleifbedingung, bei der ein instabiles Prozessverhalten bzw. Schwingungen auftreten, ist im Vergleich zum Außenrundscheifen bei geringeren Belastungen erreicht [Jür80, Con15]. Die klassischen Verfahren des zylindrischen Bohrungsscheifens können nach [DIN03b, HKUS14, Con15] in Einstechscheifen, Längsscheifen und Schältscheifen eingeteilt werden (vgl. Abbildung 2.7). Beim Einstechscheifen wird mit einer radialen Vorschubge-

geschwindigkeit $v_{f,r}$ und gegebenenfalls mit einer axialen Oszillation in das Werkstück eingestochen, wobei die Zustellung a_e pro Werkstückumdrehung vorliegt, siehe Abbildung 2.7a. Aufgrund der hohen effektiven Schleifscheibenbreiten treten im Prozess große globale mechanische Belastungen auf. Hierdurch werden Deformationen der Spindel hervorgerufen, weshalb eine Ausfeuerphase nach dem Schrupp- Schlicht-Feinschlichtvorgang [Sal91, HKUS14] erforderlich ist [KK09, Con15]. Dadurch wird die Spindelverlagerung abgebaut, wodurch der Solldurchmesser und die geforderte Oberflächengüte am Bauteil erzeugt werden kann. Der Vorteil dieses Verfahrens ist eine hohe Produktivität mit einem gleichmäßigen Werkzeugverschleiß entlang der Schleifscheibenbreite [NOU84, Wün92, Büc97]. Weiterhin können auch innenliegende Flächen mit größerer Werkstück- als Werkzeugbreite durch Mehrfach-Einsteichschleifen bearbeitet werden (vgl. Abbildung 2.7b).

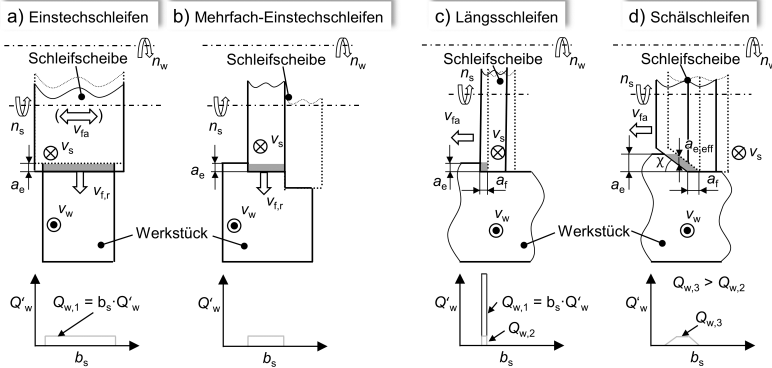


Abbildung 2.7: Übersicht über die gängigen Innenrundsleifverfahren, angelehnt an [Fin03, Büc97, Wün92]: a) Einsteichschleifen; b) Mehrfach-Einsteichschleifen; c) Längsschleifen; d) Schältschleifen.

Das Längsschleifen mit zylindrischen Schleifscheiben erfolgt im Gegensatz zum Einsteichschleifen mit einer axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} durch die Bohrung. Hierbei werden i. d. R. mehrere Schleifhübe pendelnd und eine geringe Einzelzustellung a_e pro Hub verwendet [HKUS14], damit die Kante der Schleifscheibe nicht übermäßig stark belastet wird. Dadurch dass die Schleifscheibe bei einem Hub denselben Bereich des Werkstücks mehrfach überdeckt, ist die erzeugte Oberflächengüte von der Überschleißzahl U maßgeblich abhängig, sodass bei diesem Verfahren im Vergleich zum Einsteichschleifen eine höhere Oberflächengüte erzeugt werden kann. Die Überschleißzahl U wird nach Gleichung 2.8 berechnet und entspricht dem Quotient von Schleifscheibenbreite $b_{s,f}$ und axialem Vorschub a_f . Aufgrund der hohen Oberflächengüte wird beim Mehrfach-Einsteichschleifen zumeist eine finale Längsschleifbearbeitung nachgelagert [Fin03].

$$U = \frac{b_{s,f}}{a_f} \quad (2.8)$$

Das globale Zeitspanvolumen Q_w und das bezogene Zeitspanvolumen Q'_w kann für das Einsteichschleifen nach Gleichung 2.9 und für das Längsschleifen nach Gleichung 2.10 berechnet werden. Das Zeitspanvolumen verteilt sich beim Einsteichschleifen auf die

komplette Werkstückbreite, während beim Längsschleifen eine lokale Belastung in einem kleinen Bereich des Werkstücks und des Werkzeugs vorliegt (vgl. Abbildung 2.7a und c). Es kommt bei einer Erhöhung der Zustellung a_e zu einer starken Verschleißentwicklung an der Kante des Werkzeugs und einer hohen, lokalen thermischen Belastung des Werkstücks, wodurch die Leistungsfähigkeit des Verfahrens eingeschränkt wird [Fin03].

$$\text{Einstechschleifen :} \quad Q_w = a_e \cdot v_w \cdot b_{s,\text{eff}} \quad Q'_w = a_e \cdot v_w \quad (2.9)$$

$$\text{Längsschleifen :} \quad Q_w = a_e \cdot v_w \cdot a_f \quad Q'_w = a_e \cdot v_w \quad (2.10)$$

Das IRS benutzt eine bifunktionale Werkzeuggeometrie. Die konische Schrappzone realisiert den Großteil des Materialabtrags, wohingegen die zylindrische Schlichtzone entsprechend der Überschleiffzahl (vgl. Gleichung 2.8) eine hohe Oberflächengüte in einem einzelnen Schleifhub realisiert. Hierdurch wird das globale Zeitspanvolumen über einen Schrappzonenwinkel χ innerhalb der Schrappzone verteilt, sodass das bezogene Zeitspanvolumen gesenkt wird und anstatt des hohen radialen Gesamtaufmaßes $a_{e,\text{ges}}$ die effektive Zustellung $a_{e,\text{eff}}$ als maßgebliche Eingriffsgröße vorhanden ist (vgl. Abbildung 2.7d). Durch diese lokale Senkung der Zustellung kann im Vergleich zum klassischen Längsschleifen bei gleicher Schleifscheibenspezifikation eine höhere Produktivität in Form einer Erhöhung des globalen Zeitspanvolumens Q_w gewährleistet werden [Fin03, Mar11].

Innenrundschälenschleifen

Im Rahmen dieser Arbeit werden neben dem Schrappzonenwinkel χ die vier kardinalen Prozessparameter beim IRS genutzt: die Schleifscheibengeschwindigkeit v_s , die Werkstückgeschwindigkeit v_w , der axiale Vorschub a_f und das radiale Gesamtaufmaß $a_{e,\text{ges}}$, siehe Abbildung 2.8.

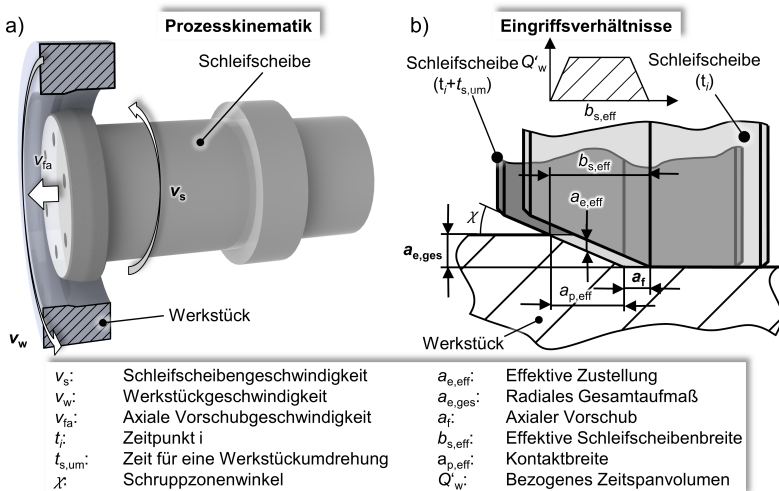


Abbildung 2.8: Innenrundschälenschleifen angelehnt an [Heg99, Mar11, Fin03] mit den Prozessgrößen: a) Prozesskinematik; b) Eingriffsverhältnisse am Spannungsquerschnitt.

Das Zeitspanvolumen beim Schältschleifen kann nach [Heg99, Fin03, Mar11] durch Gleichung 2.11 berechnet werden, wobei im Rahmen dieser Arbeit die zweite Form der Formulierung über die drei Prozessparameter verwendet wird.

$$Q_w = \pi \cdot d_w \cdot a_{e,ges} \cdot v_{fa} = a_f \cdot v_w \cdot a_{e,ges} \quad \text{mit} \quad v_{fa} = n_w \cdot a_f \quad (2.11)$$

Beim Schältschleifen existiert eine Grenzbedingung, bei der sich der Spannungsquerschnitt grundlegend verändert. Aus diesem Grund werden zwei Fälle bei der Bestimmung der effektiven Zustellung $a_{e,eff}$ unterschieden (vgl. Gleichung 2.12 und Gleichung 2.13). Wenn der axiale Vorschub über der Grenzbedingung liegt, wird die effektive Zustellung nicht mehr über den Schruppzonenwinkel und das radiale Gesamtaufmaß berechnet, sondern wird mit dem radialen Gesamtaufmaß gleichgesetzt [Heg99, Ger01, Fin03].

$$\text{Fall(I) :} \quad a_f < \frac{a_{e,ges}}{\tan(\chi)} \Rightarrow a_{e,eff} = a_f \cdot \tan(\chi) \quad (2.12)$$

$$\text{Fall(II) :} \quad a_f \geq \frac{a_{e,ges}}{\tan(\chi)} \Rightarrow a_{e,eff} = a_{e,ges} \quad (2.13)$$

Das bezogene Zeitspanvolumen im konstanten Bereich (vgl. Abbildung 2.7b) des Spannungsquerschnitts ergibt sich aus der Werkstückgeschwindigkeit v_w und der effektiven Zustellung $a_{e,eff}$ (vgl. Gleichung 2.14).

$$Q'_w = a_{e,eff} \cdot v_w \quad (2.14)$$

Die effektive Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$ kann beim IRS durch die Kontaktbreite $a_{p,eff}$ und den axialen Vorschub a_f berechnet werden:

$$b_{s,eff} = a_{p,eff} + a_f = \frac{a_{e,ges}}{\tan(\chi)} + a_f \quad (2.15)$$

Die Zerspankraft F_z beim IRS teilt sich auf die in die drei Raumrichtungen wirkenden Schleifkraftkomponenten, die Axialkraft F_a , die Tangentialkraft F_t und die Normalkraft F_n , auf. Aufgrund der Prozesskinematik ist die Axialkraft im Vergleich zu den beiden anderen Schleifkraftkomponenten verhältnismäßig klein [Fin03, Mar11], sodass diese im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht näher betrachtet wird.

Die energetisch entscheidenden Kenngrößen können aus [MG08, KK09, Mar11] entnommen werden. Die spezifische Schleifenergie e_c beschreibt die benötigte Leistung bezogen auf das Schleifen von einem Kubikmillimeter Material und ist in Kapitel 2.1.1 in Gleichung 2.1 schon auf der Mesoebene definiert worden. Auf der Prozessebene kann diese über die Prozessleistung, ausgedrückt über die Multiplikation von Tangentialkraft F_t und Schleifscheibengeschwindigkeit v_s , bezogen auf das globale Zeitspanvolumen Q_w berechnet werden (vgl. Gleichung 2.16), und ist eine entscheidende Auslegungsgröße für Schleifprozesse. Eine weitere wichtige Größe bei der energetischen Betrachtung von Schleifprozessen ist die flächenbezogene Schleifenergie E''_c . Diese beschreibt den Anteil der Prozessleistung, welche in Form von Wärme im Werkstück verbleibt, und kann nach Gleichung 2.17 ermittelt werden. Beide energetischen Größen sind ein Indiz für eine erhöhte thermische Belastung des Werkstücks, was letztendlich zu einer Randzonenschädigung

in Form einer Neuhärtungszone, Zugeigenspannungen oder Anlasszonen und somit zu Ausschuss in der Produktion führt.

$$e_c = \frac{F_t \cdot v_s}{Q_w} \quad (2.16)$$

$$E_c'' = \frac{F_t \cdot v_s}{b_{s,eff} \cdot v_w} \quad (2.17)$$

Die Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des IRS erstrecken sich hauptsächlich auf konventionelle und hochharte Schleifmittel in keramischer und galvanischer Bindung. *Nadolny et al.* führten Untersuchungen im Bereich der Werkzeugentwicklung zu Schleifscheiben beim IRS mit einer angepassten Spezifikation für die beiden funktionalen Bereiche des Werkzeugs durch. Hierbei wurden unterschiedliche Korngrößen für die Schrupp- ($K_G = F46$ nach FEPA [Din96]) und die Schlichtzone ($K_G = F80$ nach FEPA [Din96]) mit konventionellen Aluminiumoxid- und Sinterkorundscheifmitteln als Alternative zu hochhartem Kornmaterial verwendet [NKU17]. Es wurden Schruppzonenwinkel von $\chi = 0,38^\circ \dots 1,15^\circ$ mit konventionellen Schleifscheibengeschwindigkeiten von $v_s = 60$ m/s bei Zeitspanvolumina von $Q_w \leq 12,56$ mm³/s für die Schleifbearbeitung von gehärtetem 100Cr6 eingesetzt. Hierbei konnte gezeigt werden, dass mit einem kleinen Schruppzonenwinkel eine hohe Oberflächengüte von bis zu $R_z = 1$ µm mit Sinterkorundscheiben erzielt werden kann [NKU17]. In [Nad15b] konnte durch Scheiben mit einer Sinterkorundkörnung der Größe F46 nach FEPA [Din96] mit unterschiedlichen Werkzeugporositäten ein Zeitspanvolumen von $Q_w \approx 24$ mm³/s realisiert werden. Hierbei erzielten die offenporigsten Schleifscheiben das höchste Standvermögen mit einem Zerspanvolumen von $V_w = 3800$ mm³. Als Abbruchkriterium wurde die Prozessleistung von $P_s = 1$ kW verwendet, wobei durchgehend Rauheiten von $R_z < 3,5$ µm bei der Schleifbearbeitung von gehärtetem 100Cr6 gefertigt werden konnten. Weitere Untersuchungsschwerpunkte sind beim IRS die Analyse der auftretenden Kornverschleißmechanismen [Nad15b, NH15], der Werkzeugzusetzungen bzw. auftretenden Spanformen [NKU17, NKKU18], die Strukturierung von Schleifscheiben zur Erhöhung des Spanraums [Nad12] und eine auf der Zentrifugalkraft basierende Innenkühlung mit konventionellen Schleifmitteln [Nad15a].

In [Fin03] konnten die Vorteile von Schleifscheiben mit dem hochharten Kornwerkstoff CBN beim IRS mit einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 60$ m/s herausgestellt werden, wie es auch für das Hochleistungs-Außenrundschäl Schleifen in [Heg99] und das windschiefe Schäl Schleifen [Büc97, Ger01] unter Hochgeschwindigkeitsbedingungen gezeigt werden konnte. *Finke* erzielte mit keramisch gebundenen CBN-Schleifscheiben der Korngröße $K_G = B151$ bei der Schleifbearbeitung von gehärtetem 90MnCrV8 (63 HRC) ein Zerspanvolumen von $V_w = 150\,000$ mm³ bei einem Zeitspanvolumen von $Q_w = 37,7$ mm³/s. Das Abbruchkriterium war ein Überschreiten der gemittelten Rauhtiefe von $R_z = 1,3$ µm. Er empfiehlt eine Senkung des axialen Vorschubs a_f und eine Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit v_w zur Anpassung des Zeitspanvolumens zu verwenden, da kleine axiale Vorschübe eine größere Überschlifffzahl und daher eine bessere Oberflächengüte am Bauteil erzeugen. Die Werkstückgeschwindigkeit hat aufgrund der kürzeren Wärmeeinwirkungszeit zwischen Werkstück und Werkzeug zudem eine verringerte Randzonenbeeinträchtigung zur Folge. Beim IRS mit keramisch gebundenen CBN-Schleifscheiben entwickelt sich der Werkzeugverschleiß, wie z. B. auch beim Außenrundschäl Schleifen in [Heg99] gezeigt, zum einen in radialer und zum anderen in axialer

Richtung am Werkzeug. Verschleißbedingt verkleinert sich somit die Schlichtzonenbreite über das Zerspanvolumen, wodurch die Überschleißzahl und damit einhergehend auch die Oberflächengüte sinkt [Fin03].

Biermann et al. ermittelten durch eine spezielle Vorrichtung nach dem Messprinzip von *Shafto* [Sha74] die auf die Schleifscheibenbreite bezogenen Schleifkraftkomponenten beim IRS [BWM08]. In diesem Rahmen wurden keramisch gebundene CBN-Schleifscheiben bei der Bearbeitung von gehärtetem 90MnCrV8 eingesetzt. Es konnte herausgefunden werden, dass sich die Verteilung der bezogenen Tangential- und Normalkräfte qualitativ mit der Verteilung des bezogenen Zeitspanvolumens entlang der Breitenrichtung des Werkzeugs in Abbildung 2.8b deckt.

Aufgrund der oben beschriebenen Verschleißvorgänge und Zusetzungen der Werkzeuge bei einer keramischen Bindung wurden in [Mar11] galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben mit den in Kapitel 2.1.3 beschriebenen Vorteilen für das IRS eingesetzt. Hierbei wurde unter Hochgeschwindigkeitsbedingungen die Produktivitätssteigerung bei gleichzeitig hoher Oberflächengüte bei der Schleifbearbeitung von gehärtetem 100Cr6 herausgestellt. Durch ein Touch-Dressing der Schlichtzonenkörner konnte bei einem Zeitspanvolumen von $Q_w = 100 \text{ mm}^3/\text{s}$ bis zu einem axialen Vorschub von $a_f = 0,3 \text{ mm}$ eine gemittelte Rautiefe von $R_z \leq 2 \mu\text{m}$ prozesssicher erreicht werden. Zudem konnte ein Zeitspanvolumen von $Q_w = 400 \text{ mm}^3/\text{s}$ bei Normalkräften unter $F_n < 100 \text{ N}$ realisiert werden. Aufbauend auf den in Gleichung 2.16 und Gleichung 2.17 beschriebenen energetischen Kenngrößen, der spezifischen und flächenbezogenen Schleifenergie e_c und E_c'' wurden die Vorzüge von hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten herausgestellt. Es zeigte sich anhand der energetischen Größen, dass bei einem konstanten Zeitspanvolumen der Vorteil von hohen Werkstückgeschwindigkeiten gegenüber dem axialen Vorschub überwiegt. Hohe Werkstückgeschwindigkeiten senken die Kontaktzeit, wodurch die flächenbezogene Schleifenergie, d. h. der ins Bauteil fließende Wärmestrom, gesenkt wird. Kleine axiale Vorschübe bedingen ebenfalls hohe Überschleißzahlen und dadurch eine hohe Oberflächengüte der erzeugten Bohrung. Durch eine angepasste Werkzeuggeometrie konnte ebenfalls ein Axialflächenschältschleifen durchgeführt werden, sodass sowohl die Bohrung als auch die Stirnseite des Bauteils in einer Aufspannung bearbeitet werden konnten. Bei dem Vergleich eines wassermischbaren Kühlschmierstoffs (KSS) mit Schleiföl stellte *Marschalkowski* fest, dass bei der Verwendung von Emulsion ein höherer Werkzeugverschleiß resultiert [Mar11].

2.2 Simulative Nachbildung des Schleifprozesses

Zur Modellierung und Simulation des Schleifens gibt es eine große Anzahl an unterschiedlichen Methoden, um die unterschiedlichen Aspekte des Prozesses nachzubilden. Hierbei muss immer ein Kompromiss zwischen Rechenaufwand und Genauigkeit gemacht werden, sodass häufig auch die unterschiedlichen Ansätze miteinander kombiniert werden, wobei in hybriden Systemen die jeweiligen Vorteile der Methoden gekoppelt genutzt werden. *Brinksmeier et al.* nutzten unterschiedliche Kriterien und Ansätze, um alle gängigen Modelle einzugliedern, siehe Abbildung 2.9 [BAG⁺06]. Somit wird zwischen physikalischen, empirischen und heuristischen Modellen unterschieden und zwei unterschiedliche Betrachtungsebenen, die Makro- und Mesoebene⁴,

⁴Die Mikroebene nach [BTCH98] wird im Rahmen dieser Arbeit auch Mesoebene genannt.

definiert. Die physikalischen Prozessmodelle werden in grundlegende analytische Modelle [Kas69, Wer71, Lin07], Finite-Elemente-(FE-)Simulationen [ABB⁺09, UMK10, BHMS16], Geometrische-Physikalische-Simulationen (GPS) [Zit99, DDdP⁺10, Moh10], molekulardynamische Ansätze [RB05, RRBW13, MRDI13] und Regressionsmodelle [Ost94, Wür11, Ras15] weiter unterteilt. Bei empirischen Methoden werden zwischen Regressionsmodellen [Ger01, Fin03, Sch04] und dem Einsatz von künstlichen neuronalen Netzwerken [BTCH98, MAK03, APS⁺16] unterschieden. Die heuristischen Modelle sind regelbasiert gestaltet, sodass sie häufig in der Prozessoptimierung bzw. -überwachung eingesetzt werden [BTCH98, KWI00, KL05]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ein hybrides Simulationssystem, bestehend aus geometrisch-physikalischen und FE-Simulationen, verwendet. Daher wird im Folgenden auf diese Modellierungstechniken näher eingegangen.

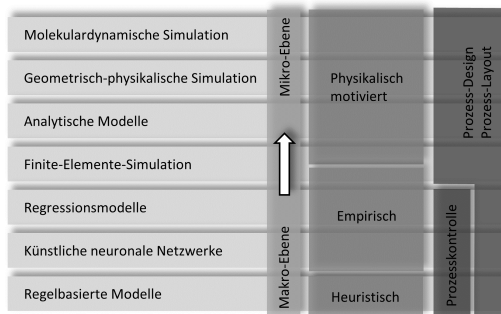


Abbildung 2.9: Übersicht und Einteilung gängiger Simulationsmethoden zur Nachbildung von Schleifprozessen nach [BAG⁺06].

2.2.1 Geometrisch-physikalische Modellierung

Grundlegende Modellierungstechnik

Die geometrisch-physikalische⁵ Modellierung kann nach [AKB⁺14] als Nachbildung des realen Prozesses verstanden werden, wobei die Prozesskinematik sowie Werkzeug- und Werkstückgeometrie mit berücksichtigt werden. In der Regel wird eine reine Durchdringungsrechnung unter Vernachlässigung von elastischen und plastischen Effekten durchgeführt. Somit bewegen sich Werkstück- und Werkzeugmodell relativ zueinander entsprechend der Prozesskinematik in diskreten Simulationsschritten. Der numerische Materialabtrag geschieht in der Regel durch eine Verschneidung von Werkstück- und Schleifscheibenmodell, welche durch gleiche oder unterschiedliche Modellierungstechniken in der Simulation repräsentiert werden können. Nach [AKB⁺14] können die einzelnen Komponenten der Simulation mit punktbasierten Methoden, Begrenzungsflächenmodellen, analytischen Modellen, Drahtgittermodellen, Voxel-, Dixel- bzw. Höhenfeldmodellen oder

⁵Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde eine geometrisch-physikalische Simulation genutzt, welche grundlegend auf einem geometrisch-kinematischen Ansatz basiert. Aus diesem Grund wird diese Simulation im Weiteren auch bei der Beschreibung des geometrisch-kinematischen Ansatzes als GPS bezeichnet.

der Constructive-Solid-Geometry-(CSG)Methode erstellt werden. In der vorliegenden Arbeit wurden die beiden zuletztgenannten Techniken verwendet, sodass diese im Fokus der nachfolgenden Beschreibungen stehen.

Die CSG-Methode basiert auf der Manipulation von geometrischen Primitiva durch boolesche oder geometrische Operatoren zur Erzeugung von komplexeren Körpern [FvDF99]. Diese Methodik wird aufgrund der effizienten Berechnung verstärkt im Bereich der Simulation von Zerspanungsprozessen eingesetzt, wie u. a. in [Sur06, Ker10, AKB⁺14] zu finden ist. Da die idealisierte Kornmorphologie von CBN und Diamant vereinfacht mit einer Verschneidung von geometrischen Primitiva modelliert werden kann [BH95, JD11], bietet sich diese Technik für die Repräsentation von hochharten Schleifkörnern im Rahmen der GPS an. Dabei kann CBN als eine Verschneidung von einem Oktaeder, einem Hexaeder und einem Tetraeder angesehen werden, wobei bei Diamant nur die beiden zuerst genannten Primitiva vorkommen. Diese Technik wurde bei der Modellierung von Schleifscheibentopographie von Werkzeugen mit hochhartem Schleifmittel im Rahmen von GPS verwendet, wie u. a. in [SRKB14, SSK⁺15, WSP18] beschrieben ist.

Zur Nachbildung von Oberflächen wird häufig die Dixelmodellierung aufgrund ihrer Flexibilität eingesetzt. Ein Dixel ist ein numerisches Element, welches einen Start- und Endpunkt hat. Es besitzt in Dixelrichtung eine hohe Genauigkeit. Durch die Anordnung von Dixeln in einem Gitter können mithilfe dieser Technik auch dreidimensionale Oberflächen modelliert werden. Diese Methodik wird Nagelbrettmethode [Jan07, Moh10], Höhenfeldmethode [BF12, KJK15, JKK15] oder auch z-Buffer-Technik [FJH03, AKB⁺14] genannt. Hierbei wird die laterale Genauigkeit über den Abstand zwischen den Dixeln bestimmt. Durch ein eindimensionales Höhenfeld können jedoch keine Hinterschnitte modelliert werden, sodass bei komplexeren Bearbeitungen drei Dixelfelder, die jeweils in eine Raumrichtung orientiert sind, verwendet werden. Mit dieser Modellierung können z. B. das NC-Formschleifen [Moh10], das Kernbohren von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen [BF12], das Bohrernutenschleifen [DDdP⁺10] und der Fräsprozess [ND14] nachgebildet werden.

Makroskopische geometrisch-physikalische Simulation beim Schleifen

Nach [BAG⁺06] können GPS in makroskopische und mesoskopische Modelle eingeteilt werden. Bei der letztgenannten Modellierungstechnik werden die Schleifscheibentopographie mit berücksichtigt, und diese wird in Kapitel 2.2.1 vorgestellt. Makroskopische GPS werden häufig zur Ermittlung der Kontaktsituation bei komplexen und zeitlich variierenden Eingriffsbedingungen eingesetzt. Beispiele für solche Anwendungen können u. a. im NC-Formschleifen [Jan07, Sch12], der fünffachsigen Freiformschleifbearbeitung von Tiefziehwerkzeugen [Moh10, Rau16a] oder Prothesen [DKvdM13], aber auch im Wälzschleifen von Verzahnungen [KSW12, XWYK14] oder dem Werkzeugschleifen [DDdP⁺10] gefunden werden.

Makroskopische GPS werden eingesetzt, um die geometrischen Kenngrößen bei Schleifverfahren mit komplexen Eingriffsbedingungen zu analysieren. Mit entsprechenden Kraftmodellen kann auch der Kraftverlauf während der Bearbeitung simuliert werden. *Jansen* und *Scheidler* nutzen eine GPS zur Ermittlung der Kontaktfläche und der effektiven Zustellung beim NC-Formschleifen mit Torusschleifscheiben [Jan07, Sch12]. Aufbauend auf den Eingriffsverhältnissen ist ein empirisches Kraftmodell verwendet und kalibriert

worden, um den Kraftverlauf über die gesamte Bearbeitungszeit zu ermitteln. *Mohn* nutzte ebenfalls eine solche Simulation, um das Zeitspanvolumen beim fünffachen Schleifprozess von Freiformflächen zu berechnen [Moh10]. Aufbauend auf den Arbeiten von *Mohn* wendete *Rausch* eine makroskopische GPS an, um die Eingriffssituation und das Zeitspanvolumen beim Schleifen von beschichteten Tiefziehwerkzeugen zu bestimmen. Durch die Vermessung von den mit Wolframkarbid-Kobalt (WC-Co) beschichteten Bauteilen mit den durch den Beschichtungsprozess bedingten Aufmaßschwankungen vor der Bearbeitung konnte durch eine lokale Anpassung der Prozessparameter, bzw. NC-Bahnen, eine optimale Prozessführung erzielt werden. Aufbauend auf einem linearen Zusammenhang zwischen dem simulierten Zeitspanvolumen und den Prozesskräften konnte die mechanische Belastung der Werkzeuge abgeschätzt werden [Rau16a].

Die makroskopische GPS kommt auch beim Zahnradschleifen aufgrund der komplexen Eingriffssituationen bei den unterschiedlichen Schleifstellungen zur Anwendung [DJSW14, BBH15]. Es wird die Kontaktzone und weitere Größen, wie z. B. das flächenbezogene Zeitspanvolumen Q''_w in Abhängigkeit von der Prozesszeit, berechnet. Durch die Kombination mit dem Kraftmodell von *Werner* [Wer71] können die bezogenen Kräfte aufgelöst über die Kontaktzone berechnet werden [BBH15]. Eine vergleichbare Anwendung findet sich auch bei dem Schleifen von Spannuten, wobei *Deichmüller et al.* eine makroskopische GPS nutzten, um die Spannungen innerhalb der Kontaktzone zu berechnen [DDdP⁺10]. *Gerent* und *Bücker* ermittelten mit einer makroskopischen GPS die Eingriffsverhältnisse beim Außenrundschälenschleifen mit achsparalleler und windschiefer Achsanordnung in Form der Kontaktfläche [Büc97, Ger01]. Diese Größe wurde für die Erstellung eines mehrdimensionalen Regressionsmodells genutzt, um die Normal- und Tangentialkräfte in Abhängigkeit von den Prozessparametern und der Werkzeuggeometrie empirisch zu bestimmen [Ger01]. Eine weitere Anwendung findet sich auf dem Gebiet des Schleifens von Wälzlagern mit strukturierten Werkzeugen [dSBdO⁺16]. Hierbei wurde die Strukturierung der Schleifscheibe mit einem Einzelkornabrichtdiamanten und einem Piezoaktor vorgenommen. In der Simulation wurde die daraus resultierende Musterierung durch eine Nachbildung der spezifischen Randbedingungen abgebildet, sodass die Strukturen auf dem Werkstück gut vorhergesagt werden konnten.

Mesoskopische geometrisch-physikalische Simulation beim Schleifen

Die mesoskopische GPS berücksichtigt die einzelnen Korneingriffe, sodass ebenfalls die Werkzeugtopographie mit modelliert werden muss [Zit99, BAG⁺06, AKB⁺14]. Aufgrund des im Vergleich zur makroskopischen GPS sehr großen Rechenaufwandes und Speicherbedarfes werden i. d. R. nur wenige Werkzeugumdrehungen simuliert. Daher konzentrieren sich die meisten Arbeiten auf Prozesse mit einfachen Eingriffssituationen [Zit99, RSKB14, Ras15], der daraus möglichen Verkleinerung der effektiven Schleifscheibenbreite [AHSM08, LWBG13], bzw. der Werkzeugoberfläche [BJK14, KBM16, MMWB17], und auf kleine zeitliche Prozessbereiche [AK12, Rau16a, WKB⁺15]. Ebenfalls werden zur Reduktion der Rechenzeit auch zweidimensionale anstelle von dreidimensionalen Modellierungen verwendet, wie z. B. in [dP13, LWBG13, MMWB17] dargestellt ist.

Brinksmeier et al. teilten die Nachbildung von Topographien im Rahmen von mesoskopischen GPS in zwei grundlegende Prinzipien ein [BAG⁺06]. Die numerische Topographie kann direkt auf Basis von zweidimensionalen taktilen Messungen [dP13, UKWR16,

MMWB17] der real existierenden Werkzeugoberfläche generiert werden. Ebenfalls kommen optische Verfahren, wie u. a. in [KJK15, KBM16, MMWB17] vorgestellt, zum Einsatz. Durch diese Messmethodik können bedingt durch die numerische Apertur der verwendeten Objektive [GRSB13] sowohl eine Anzahl nicht gemessener Punkte als auch nicht vorhandene Spitzen im Bereich steiler Flanken entstehen. Diese Fehlstellen müssen durch eine entsprechende Filterung vor der Simulation bereinigt werden [DWB13, JK13, MMWB17].

Eine andere Möglichkeit, die Werkzeugtopographie in der Simulation nachzubilden, ist unter Nutzung von vorgegebenen oder gemessenen Verteilungen bezüglich der Schleifscheibenoberfläche die Generierung von numerischen Körnern⁶, was z. B. in [Zit99, KP12, RSKB14] zu finden ist. In diesem Rahmen sind die entscheidenden Einflussgrößen u. a.:

- Kornform
- Korndurchmesser
- Kornanzahl
- Kornplatzierung/Kornorientierung
- Kornpositionierung
- Schneidenraumverteilung

Die Kornform wird meist aufgrund der effizienten Berechnung vereinfacht durch geometrische Primitiva [DWB06] nachgebildet. Somit werden z. B. Kugeln [CR96a, AB08, ZFH18], Kegel [KIE03, LWBG13], Kegelschäfte [KIE03, LWBG13, LYW⁺17], Pyramiden [CP08] oder Ellipsoide [Heg00] als Schleifkörner erstellt. Wie bereits beschrieben, kann aufbauend auf einem Tetraeder, einem Oktaeder und einem Hexaeder die idealisierte Kornform von hochharten Kornwerkstoffen nachgebildet werden. Bei dieser Kornformstellung werden entsprechende Indizes verwendet, welche angelehnt an die Morphologie von realen Körnern definiert werden [Zit99, PVW08, KBM16].

Die Korndurchmesser werden mit gleicher Größe [CR96a] oder nach Verteilungen, wie z. B. in [HK03, AB08, LWBG13] als Normalverteilung, nachgebildet. Die Grenzen dieser Normalverteilung werden entsprechend der Siebgrößen vorgegeben [DIN13, Din96], welche bei der Einteilung der Korngröße verwendet werden. Die Kornanzahl des Schleifwerkzeugs wird über die Kornanzahl pro Fläche bzw. -volumen k_A und die Spezifikation der Scheibe berechnet [Zit99, JGH13, RSKB14] oder durch Messungen ermittelt [HSMB13, AB15].

Bei der Kornplatzierung gibt es zwei Vorgehensweisen. Auf der einen Seite werden Körner in regelmäßigen Abständen innerhalb der Schleifscheibe platziert und dann durch Verteilungen und randomisierte Werte innerhalb gewisser Grenzen verschoben [Zit99, ZX02, LWBG13]. Auf der anderen Seite wird eine iterative Methodik genutzt, bei der gleichverteilte Kornkoordinaten vorgegeben werden [GWW02, RSKB14]. Bei einer Überlappung von Körnern wird das neue Korn verworfen, und die Routine beginnt erneut. Bei der Modellierung von gesetzten Schleifwerkzeugen werden hingegen die Positionen auf Basis des Kornsetzmusters als Eingangsgröße für die Kornplatzierung genutzt [Bra08, DGEG15, ZFH18]. Die Kornorientierung wird bei nicht radialsymmetrischen Körnern ebenfalls über Gleichverteilung der drei Rotationsachsen [Zit99, Her09, ROK⁺12] oder nach der Kornspitze ausgerichtet [KIE03, CP08, LYW⁺17]. Die Schneidenraumverteilung wird basierend auf Topographiemessungen bestimmt [CL99, Zit99, AB15] oder ergibt sich direkt aus der Kornplatzierung [CR96a, JGH13, RSKB14].

⁶Diese Methode wird auch nach [BAG⁺06, WZ98] synthetische Topographieerzeugung genannt.

Bezüglich der zeitlichen Auflösung bei diskret ausgeführten GPS gibt es im Stand der Technik nur vereinzelt Betrachtungen. Nach [BJK14] ist die optimale Zeitschrittauflösung bei einer GPS erreicht, wenn auf der einen Seite die Rechenzeit minimal und auf der anderen Seite der Diskretisierungsfehler möglichst gering ist. Hierzu stellten *Biermann et al.* bei einer Höhenfeld-basierten GPS des Langhubhonnens mehrere Zeitschrittauflösungen gegenüber, wobei ab einem Grenzwert einer zeitlichen Auflösung keine Veränderung bei den erzeugten Oberflächen mehr auftrat [BJK14]. *Steffens* ermittelte bei einer zweidimensionalen Stützstellen-Modellierung des Schleifprozesses einen Diskretisierungsfehler, welcher über das simulierte und vorgegebene bezogene Zeitspanvolumen berechnet wurde, in Abhängigkeit von der Stützstellendichte der Werkstückoberfläche [Ste83]. Der Schneideneingriff wurde dabei als geschlossener Kreis für jede Schneide pro Werkzeugumdrehung modelliert und nicht in diskreten Zeitschritten über den Korneingriff betrachtet. Hierdurch reichte eine Stützstellendichte von $\rho_{st} > 2 \text{ mm}^{-1}$ aus, um einen Interpolationsfehler von $f_{int} < 1 \%$ zu erreichen, wobei *Steffens* eine Abhängigkeit des Interpolationsfehler von dem Geschwindigkeitsverhältnis q herausstellte [KS82, Ste83].

Braun stellt im Rahmen seiner Dissertation [Bra08] Arbeiten aus einer Arbeitsgruppe „Modelling and Simulation in Grinding“ der Internationalen Akademie der Produktionstechnik (CIRP) bezüglich der Simulationsgüte von mesoskopischen GPS vor [CIR04], siehe Abbildung 2.10. In diesem Rahmen wird eine Modellierungsgüte als Quotient aus inneren und äußeren Zeitspanvolumen $G_s = Q_{w,i}/Q_{w,a}$ definiert.

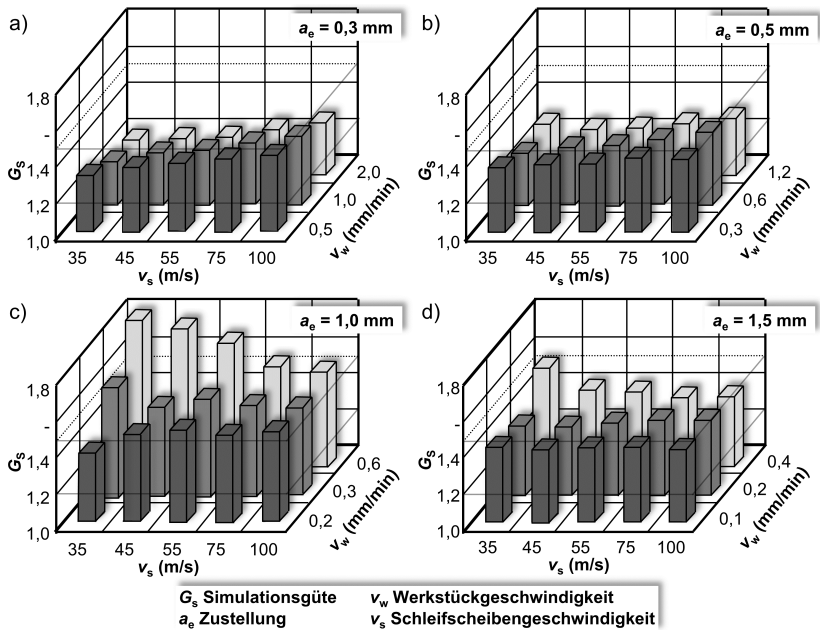


Abbildung 2.10: Diskretisierungsfehler von GPS nach [Bra08, CIR04] beim Flachsleifen: a) $a_e = 0,3 \text{ mm}$; b) $a_e = 0,5 \text{ mm}$; c) $a_e = 1,0 \text{ mm}$; d) $a_e = 1,5 \text{ mm}$.

Das innere Zeitspannvolumen $Q_{w,i}$ wurde über eine mesoskopische GPS und das äußere Zeitspannvolumen $Q_{w,a}$ über eine makroskopische GPS ermittelt. Eine Simulationsgüte von $G_S > 2$ liefert keine validen Informationen bezüglich der Eingriffssituation. Ab $G_S < 1,5$ können qualitative Aussagen und ab $G_S < 1,2$ quantitative Aussagen über den Prozess getroffen werden. Es werden simulative Ergebnisse gezeigt, welche bei einer Variation der Prozessparameter im vollfaktoriellen Design erstellt worden sind (vgl. Abbildung 2.10). Im Allgemeinen kann festgestellt werden, dass die meisten Simulationsgüten in einem Bereich von $G_S = 1,2 \dots 1,5$ liegen und stark schwanken, wobei wenige oberhalb von $G_S > 1,5$ und unterhalb von $G_S < 1,2$ liegen⁷. Nach *Braun* hängt der Diskretisierungsfehler stark von den kinematischen Randbedingungen ab [Bra08].

Mesoskopische GPS werden häufig verwendet, um die Oberflächentopographie des Werkstücks beim Schleifen vorherzusagen. In diesem Rahmen werden auf der einen Seite reine Durchdringungsrechnungen [Zit99, CP08, RSKB14] durchgeführt. Auf der anderen Seite werden mesoskopische Effekte, wie z. B. die sprödharten Abtragsmechanismen von Beton [DGE15] oder die laterale duktile Materialverdrängung von Metallen während des Korneingriffs [CR96b, STFI08, NB10], nachgebildet. Neben der Ermittlung der Rauheiten wird z. B. ebenfalls die Strukturierung von Oberflächen [UKWR16, KBB17] betrachtet. Weiterhin können die mesoskopischen Spannungsgrößen zur detaillierten Prozessanalyse ermittelt werden [Zit99, AK12, ZFHX18], wobei hierunter u. a. das Zeitspannvolumen Q_w , der Materialabtrag V_w , die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , die Anzahl der kinematischen Schneiden s_{kin} oder der Spannungsquerschnitt A_q in Schleifrichtung fallen. Ebenfalls können Spindelverlagerungen und Rundlauffehler [AK12, dP13, WSP18] mit einer mesoskopischen GPS nachgebildet werden, um den Einfluss auf die Schleifkräfte oder die Maßabweichung zu ermitteln. Einige Simulationssysteme ermöglichen zusätzlich das Abrichten von Schleifscheiben, wobei die Körner entsprechend der Kinematik mit einem numerischen Abrichtwerkzeug verschnitten werden [CR96b].

Um die lokale Nachgiebigkeit der Körner, z. B. bei keramisch gebundenen Schleifscheiben, zu modellieren, können unterschiedliche Ersatzmodelle verwendet werden. *Steffens* nutzte ein Feder-Dämpfer-System, sodass die einzelnen Körner entsprechend von der Feder- und Dämpfungskonstante zurück in die Bindung elastisch verschoben werden. Hierdurch konnte er eine Verlängerung der Kontaktlänge bedingt durch diese lokale Deformation von bis zu $l_{eff}/l_k = 1,8$ beim Flachsleifen simulativ nachbilden [Ste83]. *Chen* und *Rowe* leiteten die Kornnachgiebigkeit über eine Formulierung der Hertz'schen Pressung nach [NBS71] her, um über eine Konstante die Nachgiebigkeit bei der Oberflächengenerierung und der Nachbildung von Schleifkräften zu modellieren [CR96b]. *Sakura et al.* nutzten zur Modellierung der lokalen Nachgiebigkeit einen linearen Zusammenhang zwischen der Normalkraft und der Kornverdrängung. Sie konnten numerisch nachweisen, dass die elastische Verdrängung der Körner einen Anstieg der aktiven Schneiden am Werkzeug, auch in tiefer liegenden Topographieregionen, hervorruft und dadurch eine bessere Oberflächengüte am Werkstück entsteht [STFI08].

Weiterhin kann im Rahmen von mesoskopischen GPS der Kornverschleiß mitberücksichtigt werden, wobei unterschiedliche Ansätze verfolgt werden. *Zitt* entwickelte aufbauend auf simulierten Einzelkornkräften ein Verschleißmodell, welches die Mechanismen Kornsplintern, -anflachen und -ausbruch beinhaltet. Als Kriterium zum Auftreten der Verschleißmechanismen wurden die simulierten Tangentialkräfte genutzt. Bei geringen

⁷Dies entspricht einer prozentualen Abweichung von 20 % - 50 %.

Tangentialkräften tritt ein Anflachen des Kornes auf, während bei einer hohen mechanischen Belastung ein Kornsplittern stattfindet, welches in die Richtung der kristallinen Spaltebenen von CBN erfolgt. Durch die Berechnung des wirkenden Momentes am Einzelkorn konnte ebenfalls über einen Vergleichswert differenziert werden, ob bei einem Korneingriff ein Ausbruch auftritt [Zit99]. Eine weitere Modellierung des Einzelkornverschleißes ist in [Her09, AK12] dargestellt. Um Simulationen innerhalb der stationären Verschleißphase von definiert gesetzten und galvanisch gebundenen Schleifscheiben durchführen zu können, wurden die Körner mit einer Kornüberstandshöhe beschnitten, sodass sich die Topographie im oberen Bereich angleicht [Her09, AK12]. In [WSP18] wird ein Ansatz vorgestellt, welcher auf gemessenen Körnern zu unterschiedlichen Verschleißzuständen basiert. Hierzu wurden galvanisch gebundene Schleifstifte bei der Bearbeitung von WC-Co beschichteten Bauteilen eingesetzt. Durch die Verschleißmessungen in Abhängigkeit vom Zerspanvolumen steht eine Datenbank zur Verfügung, aus welcher die Körner in unterschiedlichen Verschleißzuständen auf dem Werkzeug platziert werden können. Eine Anwendung dieser mesoskopischen GPS konnte aufzeigen, dass die erzielten Rauheiten und Kräfte unter Berücksichtigung des Einflusses des Verschleißzustandes des Schleifstiftes gut nachgebildet werden können [WSP18].

Um die Kräfte im Schleifprozess aufbauend auf den Einzelkornkräften nachzubilden, sind im Stand der Technik verschiedene mesoskopische Kraftmodellierungen enthalten. Somit konnten anhand einer linearen Verknüpfung von der Eingriffsquerschnittsfläche und den Schleifkraftkomponenten durch eine spezifische Kraftkonstante in [AK12, SSK⁺15, WSP18] die Kräfte modelliert werden. Um den Abfall der spezifischen Energie e_c bzw. Kräfte F' zu berücksichtigen, wird u. a. auch eine Variante der Kienzle-Gleichung [KV52] im Rahmen der mesoskopischen GPS eingesetzt. Neben der spezifischen Kraftkonstante wird ebenfalls ein Exponent bezüglich der Einzelkornspannungsdicke benutzt [ROK⁺12, Raul6a]. Weiterhin können die Kräfte basierend auf mikromechanischen Kraftmodellen auf Basis der fundamentalen Gleichungen für die spezifische Schleifenergie (vgl. Gleichung 2.1) ermittelt werden, wobei in Abbildung 2.11 das Modell von *Chen* und *Rowe* nach [Sha72, CR96b] stellvertretend dargestellt ist. In Gleichung 2.18 bzw. Gleichung 2.19 ist die Berechnung der Einzelkorn tangentialkraft $f_{t,i}$ bzw. -normalkraft $f_{n,i}$ formuliert.

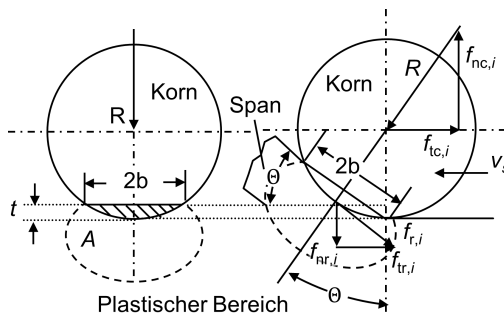


Abbildung 2.11: Mesoskopisches Kraftmodell nach [Sha72, CR96b] für ein idealisiertes, sphärisches Schleifkorn.

$$f_{t,i} = \frac{3 \cdot \pi \cdot b \cdot H}{4 \cdot t} \cdot \left(\frac{C'}{3}\right) \cdot (\sin(\Theta)) \cdot A_q + \frac{3 \cdot \pi \cdot b \cdot H}{4 \cdot t} \cdot \left(\frac{C'}{3}\right) \cdot (\mu \cdot \cos(\Theta)) \cdot A_q \quad (2.18)$$

$$f_{n,i} = \frac{3 \cdot \pi \cdot b \cdot H}{4 \cdot t} \cdot \left(\frac{C'}{3}\right) \cdot (\cos(\Theta)) \cdot A_q - \frac{3 \cdot \pi \cdot b \cdot H}{4 \cdot t} \cdot \left(\frac{C'}{3}\right) \cdot (\mu \cdot \sin(\Theta)) \cdot A_q \quad (2.19)$$

Der erste Term der beiden Gleichungen beschreibt den Schneidanteil, und der zweite Term bildet die Reibung nach. Im Rahmen der Formulierung beschreiben b und t die geometrischen Abmessungen, welche aus Abbildung 2.11 entnommen werden können. H ist die Härte des Werkstoff und C' ist das Verhältnis aus mittlerer Normalspannung innerhalb der Kontaktzone und der einachsigen Fließspannung. Dieser Wert wird in der Regel mit $C' = 3$ abgeschätzt [Sha72, CR96b]. Hieraus wird ersichtlich, dass neben den geometrischen und werkstoffspezifischen Werten die unabhängigen Variablen, der Spannungsquerschnitt A_q und Spanwinkel $\gamma = 90^\circ - \Theta$, für die Ermittlung der auftretenden Einzelkornkräfte maßgeblich sind.

Weitere mesoskopisch motivierte Kraftmodelle können u. a. in [BT00, SRG12, JGS⁺16] gefunden werden. *Rasim* ermittelte in [Ras15] die Anteile der spezifischen Energie in den drei Phasen des Spanbildungsmodells von *König* (vgl. Kapitel 2.1.1 und [KK09]). Hierbei werden die Energieanteile der Reibung, der plastischen Materialverdrängung und der Spanbildung einzeln aufgestellt. In diesem Kontext wurden die Tangentialkräfte zur Ermittlung der spezifischen Energie (vgl. Gleichung 2.1) modelliert bzw. durch Einzelkornversuche parametrisiert. *Rasim* bestimmte die Kraftfaktoren für die einzelnen Phasen der Spanbildung, welche einen linearen Zusammenhang zu der Kornquerschnittsfläche bei der Materialverdrängung und Spanbildung sowie der normalen Kontaktfläche bezüglich der Reibung haben. Der Reibkraftfaktor ist hauptsächlich von der Schleifscheibengeschwindigkeit und den Schmierbedingungen abhängig. Der plastische Verdrängungsfaktor hat als Einflussgröße die Kornform, wie den Spanwinkel γ , den Öffnungswinkel ψ und den Spitzenwinkel ω sowie die Schleifscheibengeschwindigkeit v_s . Der Spanbildungsfaktor wird, abgeschätzt nach der Schmelztemperatur des Werkstoffs entsprechend der fundamentalen Theorie von *Malkin* [MG08], als konstant angenommen, woraus ein linearer Zusammenhang zwischen der Tangentialkraft F_t und der Eingriffsquerschnittsfläche A_q resultiert. *Rasim* nutzte das aufgestellte Kraftmodell in Kombination mit einer Höhenfeldbasierten GPS, um für galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben bei der Bearbeitung von gehärtetem 100Cr6 die Tangentialkraftverteilung entlang der Kontaktlänge herzuleiten. Hierbei wurden konventionelle Schleifscheibengeschwindigkeiten und das Tiefschleifen als Prozessstrategie gewählt. Bei allen betrachteten Prozessparameterkombinationen wurde eine dreieckförmige Belastungsverteilung mit einem progressiven Anstieg für die Tangentialkraft ermittelt [Ras15].

In [NB05] wird die Nachbildung von Aluminiumoxid und Sinterkorund für das IRS mit zwei unterschiedlichen Korngrößen vorgestellt. Hierbei werden kornartspezifisch Basisfunktionen definiert, welche durch randomisierte Zufallswerte mit einem Rauschen belegt werden, wodurch die unregelmäßige Oberflächenstruktur der konventionellen Schleifmittel gut modelliert werden konnte. Die Körner werden mithilfe von Zellen auf der numerischen Schleifscheibe in Kombination mit randomisierten Werten in lateraler Richtung positioniert [NB05]. Mit dem Einsatz des System kann die Abhängigkeit der aktiven Schneiden von der Korngröße ermittelt werden, wobei eine sinkende kinematische Schneidenanzahl bei

einer größeren Korngröße festgestellt wurde. Weiterhin lässt sich das System verwenden, um die aktiven Schneiden bei unterschiedlichen Korngrößen, Kornmaterialien sowie der Teilung von Schlicht- und Schrubbereich zu bestimmen [NP08]. In [NB10] wurde zusätzlich der mesoskopische Spannungsquerschnitt der Einzelschneiden zur Beurteilung der Oberflächenqualität für die genannten Variationen berechnet. Diese Größe nimmt bei einer höheren Anzahl an kinematischen Schneiden die geringsten Werte an. In diesem Kontext wurde Sinterkorund der Korngröße F80 nach FEPA [Din96] für die Schlichtzone und F46 für die Schrubbzone vorgesehen. Simulationsbasiert wurde die optimale Kombination der unterschiedlichen werkzeugseitigen Einflussgrößen unter dem Kriterium des geringsten Spannungsquerschnitts ermittelt. Hieraus resultieren für optimale Oberflächen möglichst breite Schleifscheiben mit $b_s = 20$ mm und einem möglichst hohen Anteil an der Schlichtzone. Für ein radiales Gesamtaufmaß von $a_{e,ges} = 0,2$ mm ermittelten *Nadolny et al.* einen optimalen Anteil von 30 %. In experimentellen Untersuchungen mit einer solchen Spezifikation konnte tatsächlich eine bessere Oberflächengüte am Bauteil gegenüber einer konventionellen Schleifscheibe, welche nur aus Sinterkorund mit der Korngröße F46 hergestellt wurde, erzielt werden [NB10].

2.2.2 Thermische Modellierung des Schleifprozesses

Das Schleifen ist ein Verfahren mit einer hohen Energieumsetzung, bedingt durch die im Vergleich zum Hartdrehen hohen spezifischen Schleifenergien unter konventionellen Schleifbedingungen [MG07, Has10, ALH⁺13]. Bei einer thermischen Überlastung kommt es am Werkstück zu einer unerwünschten Randzonenveränderung. Somit ist es am Rand des Werkstücks aufgrund der hohen thermischen Gradienten und der Abkühlung durch den KSS möglich, dass weiße Schichten bzw. Neuhärtungszonen aufgrund von Kurzzeitaustenitisierung und nachfolgender Selbstabschreckung entstehen. Die weißen Schichten zeichnen sich durch ein feines Werkstoffgefüge und hohe Härte sowie sprödharten Charakter aus. Aufgrund des geringeren Temperaturgradienten und dem langsameren Abkühlungsvorgang tiefer im Werkstoff kann beim Überschreiten der Austenitisierungstemperatur durch Diffusion der Kohlenstoffatome aus dem Werkstoffgitter des Martensits eine Anlasszone auftreten. Die gelösten Verspannungen im Gitter des Werkstoffs haben einen Härteabfall zur Folge [MG07]. Neben diesen Randzonenveränderungen können ebenfalls Mikrorisse und Eigenspannungen [KOS98, BAG⁺06, DT11] am Bauteil entstehen. Durch die mechanische Belastung des Werkstücks kommt es i. d. R. zu Druckeigenspannungen, welche je nach thermischer Beeinflussung mit Zugeigenspannungen überlagert werden, woraus sich der finale Spannungszustand ergibt. Im Allgemeinen wirken sich Druckeigenspannungen positiv auf die Funktionseigenschaften des geschliffenen Bauteils aus [KOS98, Bri91], während Zugeigenspannungen vermieden werden sollten. Diese begünstigen die Entstehung und Ausbreitung von Mikrorissen, wodurch die Dauerfestigkeit des Bauteils im Einsatz beeinträchtigt wird. In [TSH83, MG07] wird z. B. der Einfluss einer zu hohen Wärmeentstehung bei geschliffenen Wälzlagern von 100Cr6 aufgezeigt. Es konnte gezeigt werden, dass sich bei einem Überschreiten der kritischen Schleifenergie die Lebensdauer beim Einsatz der Wälzlager signifikant senkt. Je nach Stärke der Randzonenschädigung reduzierte sich die Lebensdauer der Lager auf 20 % bis zu 2 %.

Hieraus wird ersichtlich, dass insbesondere die Temperaturentwicklung beim Schleifen

eine entscheidende Rolle für die Funktion des Bauteils im späteren Einsatz ist. Bei einer Produktivitätserhöhung ist die auftretende Temperatur ebenfalls für das erreichbare Grenzzeitspanvolumen die limitierende Grenze [MG07]. Die thermische Belastung beim Schleifen erfolgt nach [Row14] auf der einen Seite als lokale Temperatur und auf der anderen Seite als globale Temperatur. Die lokale Temperatur entsteht durch den Einzelkorneingriff und ist gekennzeichnet durch einen starken und kurzen Temperaturanstieg, welcher nur Mikrosekunden dauert. Durch den Materialabtrag von vielen einzelnen Schneiden kumuliert sich die Wärmemenge im Werkstück, wodurch die globale⁸ Temperaturverteilung entsteht (vgl. Abbildung 2.12a).

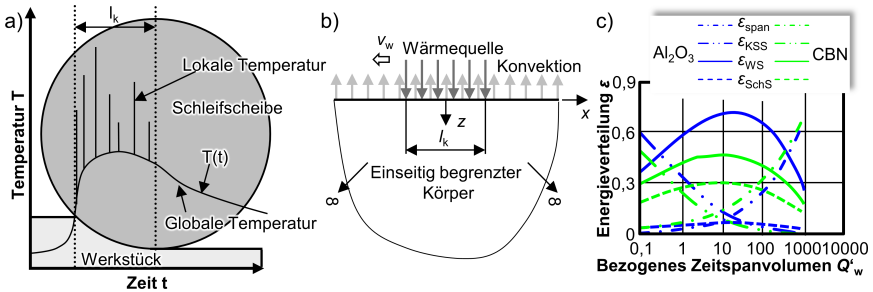


Abbildung 2.12: Thermische Simulation beim Schleifen: a) Unterscheidung zwischen lokaler und globaler Temperaturentwicklung beim Schleifen nach [Row14]; b) Grundmodell von *Carlslaw* und *Jaeger* nach [Jae42, CJ59] mit den Konvektionsbedingungen nach [Low80] adaptiert aus [Wür11]; c) Energieverteilung in Abhängigkeit vom bezogenen Zeitspanvolumen und den Komponenten des Schleifprozesses nach [SJ03, BAG⁺06]. Die vorgestellte Untersuchung wurde bei der Schleifbearbeitung von M50 Schnellarbeitsstahl mit einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 150$ m/s unter Verwendung von Schleiföl durchgeführt.

Um die hohen Temperaturgradienten beim lokalen Einzelkorneingriff und bei der Spanbildung zu modellieren, eignet sich u. a. die Gleitlinientheorie [Ste83, Lor75] sowie die Finite-Elemente-Methode [KBH⁺02, DWB09, Hol16]. Hierdurch können Einzelkornbelastungen entsprechend der mesoskopischen Eingriffsbedingungen, die Temperaturen und durch geeignete Phasenumwandlungsmodelle die Randzonenbeeinträchtigungen abgeschätzt werden [SUM⁺15].

Zur globalen thermischen Modellierung des Schleifprozesses wird das Kollektiv der eingreifenden Schneiden der Schleifscheibe nach den analytischen Modellvorstellungen von *Carlslaw* und *Jaeger* in einer Belastung zusammengefasst [Jae42, CJ59], siehe Abbildung 2.12b. Hierbei wird ein halbunendlicher Körper, welcher einseitig begrenzt ist, genutzt, um im stationären Prozessbereich die Temperaturen mit einer gleichverteilten Wärmequelle entlang der Kontaktlänge l_k abzuschätzen. Zur Nachbildung von dem Kühlschmierstoff im Prozess kann das Modell um Konvektionsbedingungen erweitert werden [Low80]. Die grundlegenden Modellvorstellungen von *Carlslaw*, *Jaeger* und *Lowin* können auch innerhalb einer FE-Simulation genutzt werden, um ebenfalls Ein- und Auslauftreff der Schleifscheibe und eine dreidimensionale Nachbildung des Prozesses zu berücksichtigen. Hierbei wird die bewegte Belastungsquelle entsprechend der Prozesskinematik des

⁸Diese Größe wird in der Literatur auch Hintergrundtemperatur bezeichnet [Row14].

Schleifprozesses über das aus finiten Elementen bestehende Werkstückmodell geführt. Der Kühlschmierstoff wird durch konvektive Randbedingungen abgebildet, welche an den Kontaktflächen mit dem KSS aufgebracht werden.

Um die Größe der Belastungsquelle zu quantifizieren, kann die mechanische Belastung über die Tangentialkraft F_t , die Normalkraft F_n und die rechteckige Kontaktzonenfläche, berechnet aus der Kontaktlänge l_k und der effektiven Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$, ermittelt werden, siehe Gleichung 2.20 und Gleichung 2.21. Der ins Werkstück fließende Wärmestrom kann über die flächenbezogene Schleifenergie – die Tangentialkraft F_t multipliziert mit der Schleifscheibengeschwindigkeit v_s , bezogen auf die Kontaktzonenfläche A_k – nach Gleichung 2.22 bestimmt werden [Low80]. Da nahezu die gesamte Prozessleistung beim Schleifen in Wärme umgewandelt wird [Low80, MG07], wird der Wärmeumwandlungsfaktor K_v gleich eins gesetzt. Wie in Gleichung 2.2 formuliert und in Kapitel 2.1.1 vorgestellt, verteilt sich die entstehende Wärme beim Einzelkorneingriff auf die unterschiedlichen Komponenten des Schleifprozesses. Hierbei ist für die Abschätzung der möglichen Randzonenschädigung am Werkstück entscheidend, welcher Anteil des Gesamtwärmestroms ins Bauteil fließt. Dies wird in der makroskopischen Formulierung mit dem Wärmeverteilungsfaktor K_w ⁹ berücksichtigt [BAG⁺06, MG07, DWB09].

$$\tau_t = \frac{F_t}{l_k \cdot b_{s,eff}} \quad (2.20) \quad \sigma_n = \frac{F_n}{l_k \cdot b_{s,eff}} \quad (2.21)$$

$$\dot{q}_w = \frac{F_t \cdot v_s}{l_k \cdot b_{s,eff}} \cdot K_w \cdot K_v \quad (2.22)$$

Sowohl bei analytischen Modellen als auch bei FE-Modellen ist der Wärmeverteilungsfaktor eine wichtige Größe, um die Temperaturen im Werkstück korrekt nachzubilden. In Abbildung 2.12c ist die Aufteilung der Wärme auf den KSS, die Späne, die Schleifscheibe und das Werkstück in Abhängigkeit von dem bezogenen Zeitspanvolumen und dem Korntyp dargestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass sich in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen ein komplexer Zusammenhang mit dem Wärmeverteilungsfaktor ergibt. Daher wird häufig bei analytischer und der FE-Modellierung der Wärmeverteilungsfaktor im Rahmen eines inversen Wärmeleitungsproblems ermittelt. Dazu werden gemessene und simulierte Temperaturen über die Höhe der Wärmequelle unter Variation des Wärmeverteilungsfaktors angeglichen [BAG⁺06, MG07, DWB09].

Zur Nachbildung einer möglichst realitätsnahen Temperaturverteilung im Werkstück ist ebenfalls die Verteilung der thermischen Belastung entscheidend. Im Grundmodell von *Carlsaw* und *Jaeger* wird eine rechteckige Wärmequelle verwendet. Viele Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Form der thermischen Belastungsverteilung und deren Einfluss auf die resultierende Temperaturverteilung im Bauteil [MG07, WJM⁺07, LDVK11]. Daher werden von vielen Forschern neben der rechteckigen [RMB98, ZK06, Wür11] dreieckförmige Belastungsquellen [MG07, AWB08, FZZ13] empfohlen, da die letztgenannte Form den Materialabtrag im Spanungsquerschnitt besser wiedergibt. In [SNZC12] wird basierend auf der Hertz'schen Flächenpressung zwischen einem Kreis und einer Fläche die Belastungsverteilung als Ellipsoid angenommen.

Weitere Ansätze berechnen die Wärmequellenverteilung basierend auf Messungen der Schubspannungen [Sch99, SB12a, Dus14], welche auf dem in Kapitel 2.1.2 beschrie-

⁹Dieser Faktor wird auch als energy partition ϵ_w im englischsprachigen Raum bezeichnet, vgl. [MG07]

benen Messprinzip von *Shafto* basieren [Sha74], wobei die Wärmestromdichte nach Gleichung 2.23 berechnet wird. Die Schubspannung ist in der Formulierung lokal aufgelöst entsprechend der Position in Richtung der Kontaktlänge l_k und der Schleifscheibenbreitenrichtung b_s definiert.

$$\dot{q}_w(l_k, b_s) = \frac{\tau_i(l_k, b_s) \cdot v_s}{l_k \cdot b_{s,\text{eff}}} \cdot K_w \cdot K_v \quad (2.23)$$

Aus den Messungen resultieren Verteilungen, welche qualitativ einer Gauß'schen Glockenkurve ähneln, dessen Maximum je nach Prozessrahmenbedingung zum Rand der Kontaktlänge verschoben sein kann. Bei komplexen Eingriffsbedingungen ist es möglich, die Belastungsverteilung auch mithilfe von makroskopischen GPS zu berechnen, wobei ein geeignetes Kraftmodell für die Bestimmung der Tangentialkraft vorhanden sein muss. Dadurch konnten Wärmequellenverteilungen, z. B. in [TLCH13] für das robotergeführte Trockenschleifen, in [SHBM13a] für das IRS und in [Gri06] für das Zahnflankenprofil-schleifen, ermittelt werden. Die berechneten lokalen Wärmestromdichten wurden dann für die Berechnung der Werkstücktemperaturen in einer FE-Simulation genutzt. Ein weiterer Ansatz, die Belastungsverteilung zu bestimmen, basiert auf der analytischen Modellierung der Korn-Werkstück-Interaktion, welche mit einem Kraftmodell und einem Wärmeverteilungsfaktor entlang der Kontaktlänge die Wärmestromdichte lokal berechnen kann [JGS⁺16]. Es werden die unterschiedlichen Phasen der Spanbildung mit ihren spezifischen Energien innerhalb des Gesamtmodells berücksichtigt. Dadurch ergibt sich eine progressiv ansteigende Dreiecksverteilung der Wärmestromdichte entlang der Kontaktlänge, welche als Wärmequelle in einer FE-Simulation beim Flachsleifen verwendet wurde.

Rowe erwähnt im Rahmen der thermischen Modellierung des Schleifprozesses insbesondere den starken Einfluss der Kontaktfläche auf die in der Kontaktzone simulierten Temperaturen des Schleifprozesses, sodass z. B. durch zu klein modellierte Kontaktlängen die simulierten Temperaturen deutlich überschätzt werden [Row14]. Wenn beispielsweise die in Gleichung 2.22 aufgestellte Wärmestromdichte auf eine halb so kleine Fläche unter denselben Rahmenbedingungen aufgebracht wird, erhöht sich die daraus resultierende Temperatur. Die Abweichung zwischen der effektiven und der geometrischen Kontaktlänge (vgl. Kapitel 2.1.2) beeinflusst daher die simulierten Temperaturen in der Kontaktzone, wie z. B. in [Low80] beim Außenrundsleifen rechnerisch ermittelt. Eine Verdopplung der Kontaktlänge zieht somit ein Absinken der Kontaktzonentemperatur von über $\Delta T = 25\%$ nach sich. Ebenfalls ist in [SB12c] für das Pendelschleifen ein Unterschied von bis zu $\Delta T = 36\%$ bei einer FE-Simulation unter Variation von geometrischer zu gemessener Kontaktlänge ermittelt worden.

Durch die Kombination einer thermischen FE-Modellierung mit einer mechanischen Modellierung können thermoelastische Deformationen am Werkstück nachgebildet werden. Eine solche gekoppelte Simulation kann die thermisch induzierten Fertigungsfehler bezüglich der Konturabweichung bestimmen, welche durch geeignete NC-Bahnanpassungen kompensiert werden können. Entsprechende Beispiele dieser Modellierungstechnik können aus [ONKH94, Web01, Hol16] entnommen werden. Die eingangs beschriebenen Randzonenveränderungen können ebenfalls mit der thermischen Nachbildung anhand der Temperaturverteilung im Werkstück ermittelt werden. Auf der einen Seite können einfache Vergleiche über die Austenitisierungstemperatur erfolgen [MG07, ZGJZ09]. Auf der anderen Seite ist es möglich, die durch das Schleifen induzierten Eigenspannung, aber auch

die werkstoffspezifischen Veränderungen in Abhängigkeit von der thermomechanischen Belastung mithilfe von geeigneten Phasenumwandlungsmodellen zu ermitteln [DWB09, FZZ13, Dus14]. Dies kann einerseits zur Vermeidung von Randzonenveränderungen oder andererseits z. B. zum gezielten Einstellen der Randzone beim Schleifhärten geschehen [FZZ13, Sal14].

In [BMNW08] wird eine thermische FE-Simulation für das IRS mit keramisch gebundenen CBN-Schleifscheiben vorgestellt. Hierbei wird nur ein FE-Volumensegment betrachtet, welches in Umfangsrichtung der Kontaktlänge und in axialer Richtung der Werkstücktiefe entspricht. Die Wärme wird pro Werkstückumdrehung in einem Belastungsschritt in Form einer gleichverteilten Wärmequelle aufgebracht, wonach Abkühlschritte mit konvektiven Randbedingungen folgen. Aus der Simulation konnten folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die Steigerung der Schleifscheibengeschwindigkeit erhöht die thermische Belastung.
- Bei einem konstant gehaltenen Zeitspanvolumen resultiert aus einer Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit mit proportionaler Senkung des axialen Vorschubs eine geringere thermische Belastung. Dies kann auf die Verringerung der Kontaktzeit zwischen Werkstück und Werkzeug zurückgeführt werden.
- Eine Erhöhung des axialen Vorschubs erhöht das Zeitspanvolumen, wodurch die einzelnen Körner im Prozess mehr leisten müssen. Dadurch steigt die thermische Werkstückbelastung an.
- Geringere Korngrößen, höhere Porositäten und geringere Kornkonzentrationen wirken sich grundlegend senkend auf die thermische Werkstückbelastung aus.
- Der Kornwerkstoff CBN ermöglicht gegenüber einer Sinterkorundkörnung einen geringen Wärmeeintrag ins Werkstück.
- Bei einem Vergleich zwischen einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ und $\chi = 2,5^\circ$ zeigt sich, dass bei kleineren Winkeln auch eine geringere Temperatur in der Kontaktzone simuliert wird. Dies kann auf die Umverteilung des Zeitspanvolumens auf eine größere Schleifscheibenbreite zurückgeführt werden.
- Im Vergleich zum Innenrundeinstechschleifen sind die Kontaktzonentemperaturen beim IRS höher, da der Materialabtrag in einem kleinen Bereich konzentriert ist.

2.2.3 Hybride Simulationssysteme beim Schleifen

Hybride Simulationssysteme kombinieren die unterschiedlichen Modellierungstechniken in mehreren Einzelkomponenten, um aus den speziellen Simulationsansätzen Synergieeffekte zu generieren, vgl. Kapitel 2.2.1. Beim Schleifen bietet sich somit an, den Einzelkorneingriff zu modellieren und dann die Ergebnisse durch geeignete Methoden, welche die Eingriffsbedingungen nachbilden, auf die Makroebene zu übertragen. Ein zweidimensionales Beispiel hierfür kann in [Ste83] gefunden werden. Der Einzelkorneingriff wurde von *Steffens* mit der zweidimensionalen Gleitlinientheorie modelliert, wobei nach der Berechnung für die einzelnen Körner die Korneinzelkräfte und der Wärmestrom zur Verfügung stehen. Durch eine mesoskopische GPS können die einzelnen Korneingriffe

unter Berücksichtigung der Kornnachgiebigkeit – basierend auf einem Feder-Dämpfer-System – berechnet werden, woraus die Gesamtkräfte und die Wärmestromdichte resultieren. Ebenfalls konnte aus dem Simulationssystem die Verteilung der Normal- und Schubspannungen sowie der Wärmestromdichte ermittelt werden, wobei *Steffens* hierzu im Ablauf der GPS ein mitlaufendes Koordinatensystem in Kontaktzonenkoordinaten implementierte. Die thermische Belastungsverteilung der genannten Größen entspricht einer Gauß'schen Verteilung, deren Maximum zu dem Rand der Kontaktzone verschoben ist [Ste83]. In [WZ98, Zit99] wird ein ähnlicher Ansatz eines umfassenden, hybriden Simulationssystems vorgestellt. Die Kräfte und der Wärmestrom wurden basierend auf einer mesoskopischen GPS unter der Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen den Einzelkornspannungsgrößen modelliert. Weitere gekoppelte Module aus dem Bereich der FE-Simulationen modellieren die Kornnachgiebigkeit, die mechanische Verlagerung von Werkstück und Schleifscheibe, die thermische Belastung des Werkstücks und daraus resultierende Verschiebungen. Durch die Superposition der einzelnen simulierten Ergebnisse konnten die auftretenden Maß- und Formabweichungen berechnet werden, wobei eine gute Übereinstimmung beim Flachsleifen zwischen Simulation und Messung erzielt wurde.

Holtermann modellierte beim IRS die Einzelkornbelastung in Abhängigkeit von den mesoskopischen Eingriffsbedingungen in einer zweidimensionalen FE-Spannungssimulation [Hol16]. Durch die Simulationen wurden Regressionsmodelle aufgestellt, welche im Rahmen einer mesoskopischen GPS ausgewertet und zeitlich superpositioniert wurden [HSMB14, HMS⁺15]. Die globalen Kräfte und der Wärmestrom dienten als Eingang für ein von *Holtermann* entwickeltes, axialsymmetrisches FE-Modell einer bewegten, gleichverteilten Wärmequelle [Hol16]. Durch diesen Ansatz kann die Einspannsituation, die thermoelastische Deformation und der Materialabtrag während des Schleifens nachgebildet werden. Aufbauend auf dem Modell konnte eine NC-Kompensationsbahn ermittelt werden, durch deren Anwendung sich die Durchmesserabweichungen entlang der Bohrungstiefe um 50 % reduzieren ließen [BHMS16, Hol16].

Weitere Anwendungen von hybriden Simulationssystemen finden sich u. a. beim Werkzeugschleifen [DDdP⁺10, dP13, dPK15], um statische und dynamische Deformationen während des Prozesses und deren Auswirkungen auf die geschliffene Spannut zu berücksichtigen. Hierbei wurden eine makroskopische und eine mesoskopische GPS in Kombination mit einem empirischen Kraftmodell und einem analytischen Temperaturmodell genutzt. Um die sich zeitlich veränderlichen Deformationen im Schleifprozess am Werkzeugrohling nachzubilden, wurde ein einseitig eingespannter Biegebalken mit einer elastischen Einspannung auf der Werkstückseite in Kombination mit einem FE-Dynamikmodell genutzt. Durch die Anwendung der Simulation konnte der relative Fehler zur Sollkontur der Spannut berechnet werden. Die angepasste Schleifbahn konnte den relativen Fehler in der Simulation um 60 % reduzieren [dP13].

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Hochleistungs-IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben ist ein hoch-effizientes Fertigungsverfahren, welches großes Potential in der Hartfeinbearbeitung bezüglich hoher Produktivität beim Bohrungsschleifen bietet. Aufgrund der Komplexität der Eingriffsbedingungen stellt es in seiner Prozessbeherrschung immer noch eine große Herausforderung dar. Eine vollständige Durchdringung des Verfahrens im gesamten Parameterraum auf mehreren Ebenen ist bis zum derzeitigen Zeitpunkt noch nicht vorhanden. Jedoch ist die Vertiefung des Grundlagenverständnisses unerlässlich, um das Verfahren erfolgreich und wirtschaftlich einzusetzen.

Daher besteht das Hauptziel dieser Arbeit in der Vertiefung des Prozessverständnisses beim IRS, um das Potential des Verfahrens vollständig auszuschöpfen (vgl. Abbildung 3.1). Um dieses Ziel zu erreichen, ist auf der einen Seite eine umfassende Betrachtung der Zielgrößen unter Berücksichtigung der Prozessrahmenbedingungen notwendig. Auf der anderen Seite müssen sowohl die Prozess- als auch Mesoebene betrachtet werden, um alle relevanten Wirkzusammenhänge im Detail ermitteln und analysieren zu können.

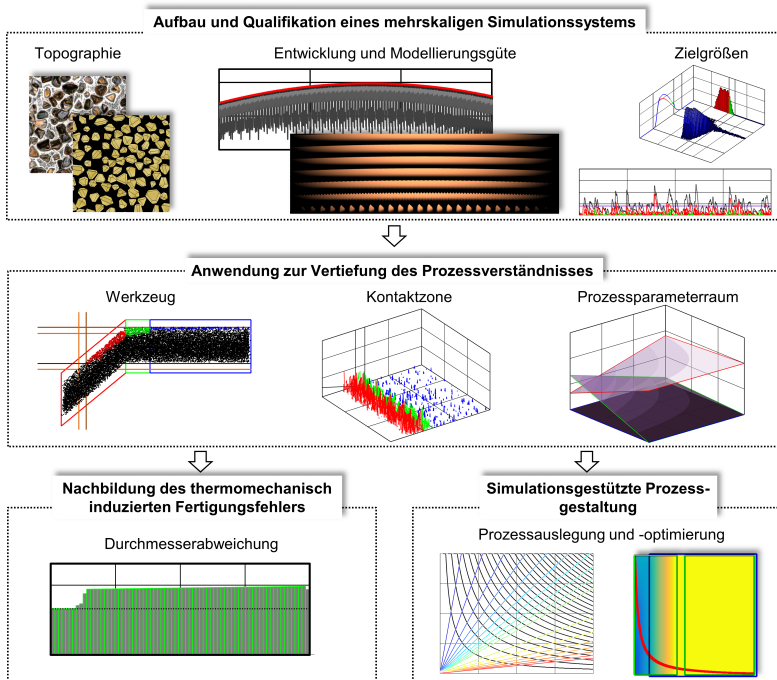


Abbildung 3.1: Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung

Aus diesen Gründen leitet sich das erste Teilziel der vorliegenden Arbeit von dem Aufbau und der Qualifizierung eines mehrskaligen Simulationssystems für das IRS ab. Um eine möglichst hohe Abbildungsgenauigkeit des Simulationssystems zu gewährleisten, sind

im ersten Schritt geeignete Methoden zu ermitteln, um die Schleifscheibentopographie akkurat zu modellieren. Aufgrund des hohen Rechenaufwandes bei der Simulation des anspruchsvollen IRS und des starken Einflusses der zeitlichen Diskretisierung auf die Modellierungsgüte sind Verfahren zu entwickeln, um die GPS in einer vertretbaren Rechenzeit mit einem tolerierbaren Abbildungsfehler durchführen zu können. Weiterhin sollen geeignete Zielgrößen definiert werden, welche die entscheidenden Charakteristika des IRS abbilden. Zum derzeitigen Stand der Technik ist es nicht möglich, die auftretenden Schub- und Normalspannungen oder die thermische Belastungsverteilung innerhalb der Kontaktzone beim IRS messteschnisch zu erfassen. Insbesondere die auftretenden Spannungen, aber auch das flächenbezogene Zeitspannvolumen innerhalb der Kontaktzone sind von großem Interesse für die Werkzeugauslegung in Abhängigkeit von den vorliegenden Prozessrahmenbedingungen. Hierdurch können Belastungen abgeschätzt werden, welche wiederum ein Indiz für Verschleißvorgänge oder die lokale Schleifscheiben- und Werkstückbeanspruchung darstellen. Aus diesem Grund ist ein weiteres Teilziel der vorliegenden Arbeit, eine geeignete Methode zu erarbeiten, um basierend auf den Einzelkorneingriffen die genannten Zielgrößen innerhalb der Kontaktzone zu ermitteln. Die thermische Belastungsverteilung ist die entscheidende Größe, um den Schleifprozess im Rahmen einer FE-Simulation hochgenau nachzubilden und Rückschlüsse auf die auftretenden Kontaktzonen Temperaturen zu ziehen, sodass ebenfalls ein solches Modul in das Simulationssystem zu integrieren ist.

Durch die mehrskalige Betrachtung sollen die mesoskopischen und makroskopischen Besonderheiten des IRS analysiert werden, um ein grundlegendes Prozessverständnis des IRS aufzubauen. Somit sollen die Wechselwirkungen zwischen den Prozessparametern und der Werkzeuggeometrie sowie deren Einfluss auf die thermomechanische Belastung analysiert werden. Neben den numerischen Analysen des Werkzeugs sollen ebenfalls Betrachtungen innerhalb der Kontaktzone ermöglicht werden, um die Veränderung der Zielgrößen in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen herauszustellen. Aufgrund der hohen Komplexität des IRS bezüglich der Eingriffssituation ist es zwingend erforderlich, diese Betrachtungen im gesamten Prozessparameterraum durchzuführen, um allgemeingültige Zusammenhänge ableiten zu können.

Aufbauend auf den grundlegenden Erkenntnissen sollen mit geeigneten Methoden die Abweichung der Werkstückkontur auf Basis der physikalischen Zusammenhänge durch fortgeschrittene Ansätze quantifiziert und visualisiert werden. Die Auswirkung der einzelnen überlagerten Effekte auf die Maßabweichung in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen ist zum derzeitigen Stand der Technik beim IRS nicht bekannt. Insbesondere die Maßabweichung stellt eine entscheidende Größe in der Prozessauslegung, insbesondere bei hohen Zeitspannvolumina, dar, um den gewünschten Soll Durchmesser auch bei einer Veränderung der Prozessparameter ohne aufwendige Einfahrversuche zu erreichen. Eine große Herausforderung stellt in diesem Zusammenhang die Ermittlung der einzelnen thermomechanisch bedingten Abweichungen dar, da nach dem Fertigungsprozess nur die Überlagerung von allen vorherrschenden Einflüssen gemessen und daher deren Anteile nicht geschlossen nachvollzogen werden können. Nur unter Zuhilfenahme von simulativen Methoden können somit die einzelnen im Prozess auftretenden Effekte getrennt voneinander bestimmt und analysiert werden. Daraus leitet sich ein weiteres Teilziel dieser Arbeit ab, die simulationsgestützte Ermittlung der Maßabweichung beim IRS in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen, siehe Abbildung 3.1.

Abschließend sollen die Grundlagenerkenntnisse durch eine holistische Zusammenführung der Modelle für die industrielle Prozessauslegung und -optimierung nutzbar gemacht werden. Somit soll für die Anwendung eine einfache Methode entwickelt werden, um das optimale Prozessfenster im Parameterraum in Abhängigkeit von den Stellgrößen und der Werkzeuggestalt zu identifizieren. In diesem Zusammenhang soll eine flexible Prozessoptimierung ermöglicht werden, welche an die jeweilige industrielle Anforderung angepasst werden kann, um einen hocheffizienten Schleifprozess zu ermöglichen.

4 Experimentelle Rahmenbedingungen

4.1 Eingesetzte Versuchstechnik

4.1.1 Versuchsmaschine und Hilfsmittel

Die schleiftechnischen Untersuchungen wurden auf einer Innenrundschleifmaschine vom Typ *IC 400* der Fa. *Danobat Overbeck* durchgeführt, siehe Abbildung 4.1a. Die verwendete Schleifspindel *HV-P 120-40000/18* der Fa. *GMN Paul Müller Industrie GmbH & Co. KG* besitzt eine maximale Drehzahl von $n_s = 40\,000\text{ min}^{-1}$ bei einer maximalen Leistung von $P_s = 18\text{ kW}$ und eine HSK-C50-Werkzeugschnittstelle. Werkstückseitig verfügt die Maschine über eine Spindel mit einer maximalen Drehzahl von $n_w = 5000\text{ min}^{-1}$, die in einem Winkelbereich von $\alpha_{WS} = -5^\circ \dots 45^\circ$ zur konischen Innenrundbearbeitung geschwenkt werden kann. In den Versuchen wurde aufgrund der zylindrischen Bearbeitung der Winkel bei $\alpha_{WS} = 0^\circ$ konstant gehalten. Die Maschine verfügt über zwei lineare NC-Achsen, welche über Kugelgewindetriebe verfahren werden. Somit erfolgt die Zustellbewegung über die x -Achse und die Vorschubbewegung über die z -Achse. Die Steuerung der Maschine ist eine *Sinumerik 840D* der Fa. *Siemens AG* und ermöglicht dem Benutzer über eine werkstatorientierte Programmierung die Gestaltung von unterschiedlichen Innenrundschleifzyklen. Zur Anschnitterkennung für das Touch-Dressing wird an der Abrichteinheit ein Körperschallsensor vom Typ *F-Sensor* der Fa. *Dittel Messtechnik GmbH* eingesetzt, welcher in die Maschinensteuerung integriert ist und den Notrücklauf bei zu hoher Belastung während des Abrichtens auslöst. Zur Überwachung der Einsatzvorbereitung steht ein Steuer- und Überwachungsmodul vom Typ *AE-6000*, ebenfalls von der Fa. *Dittel Messtechnik GmbH*, zur Verfügung, welches mittels der Software *Dittel System Control Center* eingestellt und visualisiert wird.

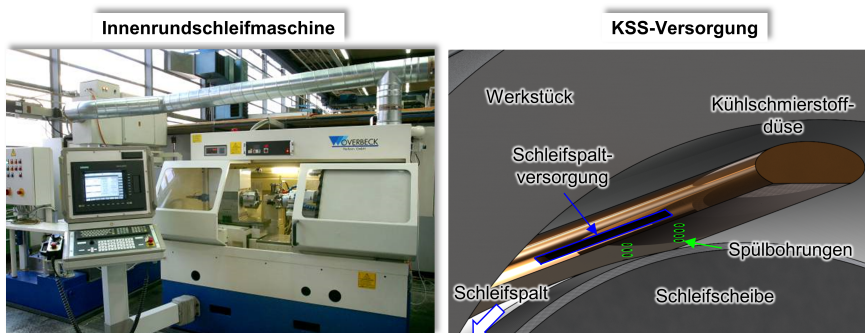


Abbildung 4.1: Versuchsmaschine und Kühlschmierstoffversorgung: a) Innenrundschleifmaschine *IC 400* der Fa. *Danobat Overbeck*; b) Funktionale Kühlschmierstoffdüse.

Als KSS kam das Mineralöl *Garia 404 M-10* der Fa. *Shell Deutschland Oil GmbH* zum Einsatz, was eine Viskosität von $\vartheta(T = 40^\circ) = 10\text{ mm}^2/\text{s}$ besitzt. Um den hohen Belastungen beim Hochleistungs-IRS standzuhalten, ist das Schleiföl hoch additiviert, sodass

Extreme-Pressure-(EP) und Anti-Wear-(AW-)Additive auch für eine Reibungsminderung im oberen Temperaturbereich vorhanden sind. Zur Versorgung des Schleifspaltes kommt eine Pumpe ($\dot{V} = 60 \text{ l/min}$; $p = 3 \text{ bar}$) in Kombination mit einer zuschaltbaren Hochdruckpumpe mit einem maximalen Druck von $p = 60 \text{ bar}$ zum Einsatz. Die eigentliche Zuführung erfolgt über eine spezielle Kühlschmierstoffdüse, welche kleine Austrittsöffnungen besitzt, durch welche die Schleifscheibe freigespült wird. Zur Schleifspaltversorgung mit KSS ist ein Spalt entsprechend der Schleifscheibenbreite in Umfangsrichtung an der Düse vorhanden, siehe Abbildung 4.1b. Sämtliche gezeigten Untersuchungen wurden mit einem Kühlschmierstoffdruck – gemessen kurz vor dem Austritt aus der Düse – von $p = 24 \text{ bar}$ durchgeführt. Die Maschine verfügt über eine Ölnebelabsauganlage mit einem elektrostatischen Ölabscheider, welche das durch den Bearbeitungsprozess entstehende Aerosol aus dem Arbeitsraum entfernt. Aus sicherheitsrelevanten Bestimmungen ist eine CO₂-Löschanlage an der Schleifmaschine vorhanden, um im Brandfall innerhalb des Arbeitsraumes das Schleiföl zu löschen.

4.1.2 Versuchsmaterialien

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Demonstratorbauteile verwendet, welche angelehnt an die Geometrie eines Zahnrades gestaltet wurden, siehe Abbildung 4.2a. Das Bauteil besitzt zwei unterschiedliche zylindrische Bereiche, wobei der mittlere Bereich für die Zähne vorgesehen ist. Der dritte Bereich des Bauteils besitzt eine konische Außenkontur. Die Abmessungen der Bauteile können aus Abbildung 4.2b entnommen werden, wobei der zu schleifende Anfangs-Innendurchmesser $d_{w,i} = 75 \text{ mm}$ beträgt.

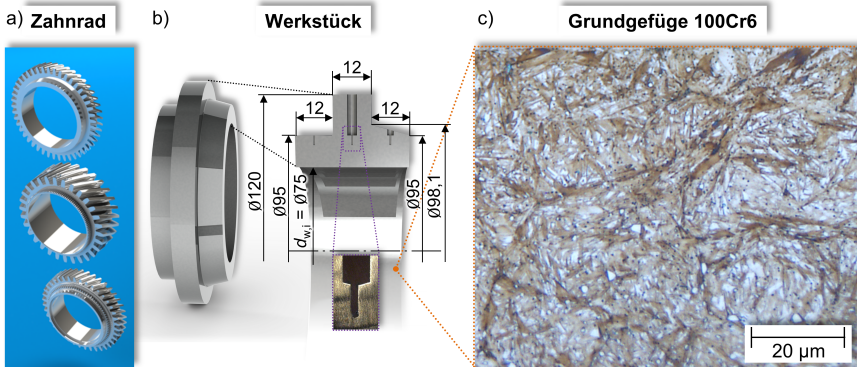


Abbildung 4.2: Versuchsbauerteil: a) Anwendungsbeispiel; b) Abstrahierte Werkstückgeometrie; c) 100Cr6 Grundgefüge.

Die Bauteile wurden in der Weichbearbeitung drehtechnisch bearbeitet, wonach die Werkstücke durch einen Härteprozess behandelt wurden. Die Stirnseiten als axiale Spannflächen wurden im Abschluss der Vorbearbeitung flachgeschliffen, um eine gute Spannung in der Werkstückvorrichtung zu gewährleisten. Bei den Schleifuntersuchungen wird der Innendurchmesser entsprechend des jeweiligen radialen Gesamtaufmaßes weiter aufgeschliffen. Um gleichbleibende Versuchsbedingungen zu realisieren, wurde zu Beginn der

Versuche an einem Bauteil zunächst die Oxidationsschicht schleiftechnisch entfernt. Zur Kalibrierung des Wärmeeintrags des FE-Modells wurden die Temperaturen während des Schleifens durch Thermoelemente des Typs K (Ni/CrNi) gemessen. Hierzu wurden an definierten Position am Werkstück bei einem Durchmesser von $d_{w,th} = 89$ mm von außen Bohrungen mit einem Durchmesser von $d_{th} = 0,5$ mm mittels des Senkerodierens in die gehärteten Bauteile eingebracht. Als Versuchswerkstoff ist der Wälzlagerstahl 100Cr6 verwendet worden (vgl. Abbildung 4.2c), welcher auf 60 ± 2 HRC durchgehärtet worden ist. Die chemische Zusammensetzung kann nach [Din14] aus Tabelle 4.1 entnommen werden.

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung von dem Wälzlagerstahl 100Cr6 (1.3505)

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
Mittlerer Anteil in Gewichtsprozent	0,99	0,25	0,35	0,025	0,015	1,48	0,10

4.1.3 Schleifscheiben und Abrichtwerkzeuge

Als Versuchswerkzeuge sind galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben mit den Korngrößen $K_G = B126, B181$ und $B252$ von der Fa. *August Rüggeberg GmbH & Co. KG* eingesetzt worden. Hierbei sind sämtliche Werkzeuge mit einer Schleifscheibenbreite der Schrupp- und der Schlichtzone von $b_{s,r} = b_{s,f} = 4$ mm gestaltet und an den Rändern beider Zonen ist eine Schutzfase von 45° vorhanden. In Abbildung 4.3 sind die entsprechenden Abmessungen des Grundkörpers eingetragen, wobei eine geringe Rund- und Planlaufabweichung aufgrund der hohen Schleifscheibengeschwindigkeiten an die Herstellung gefordert wurde.

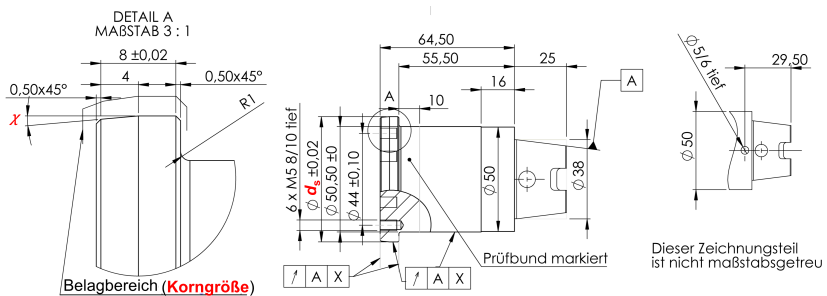


Abbildung 4.3: Fertigungszeichnung der eingesetzten Werkzeuge. Die im Rahmen der Arbeit veränderten Größen, der Schruppzonenwinkel χ , der Werkzeugdurchmesser d_s sowie die Korngröße K_G sind in rot eingezeichnet.

Um die dynamischen Eigenschaften der Schleifscheiben optimal zu gestalten, wurden die Werkzeuge vom Hersteller in 2 Ebenen dynamisch ausgewuchtet. Zusätzlich wurde jedes Werkzeug vor dem Einsatz mithilfe eines Wuchtgerätes vom Typ *BMT150M* der Fa.

MPM Micro Präzision Marx GmbH unter Nenndrehzahl auf eine Güte von $W_G \leq G1$ nach DIN ISO 1940-1 [DIN40] feingewuchtet. Hierzu sind am Werkzeug auf einem Teilkreis von $d_{TK} = 44$ mm sechs M5-Gewindebohrungen an der Stirnfläche zur Platzierung von Feinwuchtschrauben vorgesehen (vgl. Abbildung 4.3).

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die in Abbildung 4.3 rot eingezeichneten Abmessungen bzw. Spezifikationen am Werkzeug variiert. In Tabelle 4.2 sind die entsprechenden Werkzeuge mit den relevanten Größen aufgeführt. Hierbei sind die entscheidenden Größen der Schrappzonenwinkel χ , die Korngröße K_G , die Abrichtzustellung $a_{ed,ges}$, der Schleifscheibendurchmesser d_s , die Breite der Schrappzone $b_{s,r}$ und der Schichtzone $b_{s,f}$.

Tabelle 4.2: Verwendete Werkzeugabmessungen

Werkzeug	χ	K_G	$a_{ed,ges}$	d_s	$b_{s,r}$	$b_{s,f}$
WZ _A	5°	B126	0 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _B	5°	B181	0 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _C	5°	B252	0 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _D	5°	B126	20 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _E	5°	B181	20 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _F	5°	B252	20 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _G	10°	B181	20 μm	60,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _H	7,5°	B181	20 μm	62,4 mm	4 mm	4 mm
WZ _I	5°	B181	0 μm	52,4 mm	4 mm	4 mm

Zur Einsatzvorbereitung wurden die in Tabelle 4.3 dargestellten Parameter verwendet, wobei die Vorschubgeschwindigkeit v_{fd} und die Abrichtzustellung pro Überlauf a_{ed} bei allen Abrichtvorgängen konstant gehalten worden sind. Die Schleifscheibengeschwindigkeit bei der Einsatzvorbereitung beträgt wie bei allen durchgeführten Versuchen $v_s = 120$ m/s. Die einzige variierende Größe ist die Gesamtabrichtzustellung $a_{ed,ges}$, sodass diese als einzige Größe bezüglich des Abrichtvorganges in allen folgenden Abbildungen angegeben wird. Als Abrichtwerkzeug wurde eine Abrichtplatte mit zwei synthetischen monokristallinen Diamantnadeln der Breite $b_{Abwz} = 0,8$ mm verwendet.

Tabelle 4.3: Verwendete Abrichtparameter zum Touch-Dressing der Schleifscheiben

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Vorschubgeschwindigkeit	v_{fd}	25	mm/min
Schleifscheibengeschwindigkeit	v_s	120	m/s
Abrichtzustellung pro Überlauf	a_{ed}	2	μm
Gesamtabrichtzustellung	$a_{ed,ges}$	0...20	μm

4.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Um die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen zu kalibrieren und zu validieren, wurden Untersuchungen zur Aufnahme der thermischen und mechanischen Belastungen während des IRS durchgeführt. In Abbildung 4.4a ist der Aufbau für diese experimentellen Untersuchungen dargestellt.

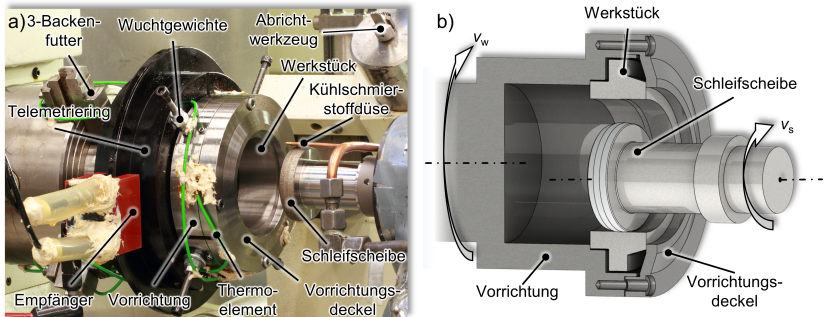


Abbildung 4.4: Verwendeter Versuchsaufbau: a) Versuchsaufbau zur Aufnahme der thermomechanischen Belastungen beim IRS; b) Eingriffs- und Spansituation beim IRS.

Das Werkstück wird in eine Vorrichtung eingespannt, welche sich in einem Drei-Backen-Futter befindet. Im Werkstück sind von außen Thermoelemente in die senkerodierten Bohrungen eingebracht. Durch die Verwendung der Messtelemetrie können die gemessenen Temperaturen während des Schleifens aus dem drehenden Werkstücksystem an die Messkette übergeben werden. Neben der hier gezeigten Vorrichtung wurde ebenfalls eine kürzer spannende Werkstückvorrichtung verwendet, die direkt in die MK 5 Steilkegelaufnahme der Werkstückspindel gespannt wurde. Durch das Entfernen des Dreibackenfutters und der kürzeren Auskräglänge ist die Werkstückspannung deutlich steifer, wobei die neue Spansituation im Rahmen der Modellierung der Spindelnachgiebigkeiten verwendet wurde. Bei beiden Vorrichtungen ist die gleiche Spansituation der Werkstücke vorhanden, welche in Abbildung 4.4b dargestellt ist.

Um die mechanische Belastung beim IRS aufzunehmen, ist die Schleifspindel über eine Vorrichtung auf der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Kraftmessplattform befestigt. Neben den Schleifscheiben, welche, wie in Unterabschnitt 4.1.3 beschrieben, dynamisch gewuchtet und fein gewuchtet wurden, sind auch die Vorrichtungen auf maximaler Nenndrehzahl von $n_w = 900 \text{ min}^{-1}$ auf eine Wuchtgüte von $W_G \leq G2,5$ gewuchtet worden.

4.3 Eingesetzte Analyse- und Messtechnik

4.3.1 Kraftmesstechnik

Zur Erfassung der mechanischen Belastung wurde eine Kraftmessplattform (KMPF) des Typs 9255B der Fa. Kistler Instrumente GmbH eingesetzt. Hierdurch war es möglich, in drei Raumrichtungen die Kraftkomponenten der Zerspankraft während des Schleifens

aufzunehmen. Um die aus den vier piezoelektrischen Sensoren erzeugten Ladungen in verwertbare Spannungen zu transformieren, wurde ein Ladungsverstärker des Typs 5070A der Fa. *Kistler Instrumente GmbH* verwendet. Diese Spannungen wurden am Ende der Messkette mit einem Messrechner aufgenommen, wobei im Rahmen dieser Arbeit ein Mess-PC *Dimension 4i* der Fa. *LDS Test and Measurement GmbH* mit 24-bit Analog-Digital- (AD-)Wandlung bei einer Abtastrate von 5 kHz verwendet wurde. Vor jeder Messung wurde ein Reset durchgeführt, um einen ladungsbedingten Drift des Messsignals zu reduzieren. In Tabelle 4.4 sind die Messunsicherheiten für die Messkette angegeben, wobei der Full Scale Output (FSO) die Spanne des jeweiligen Messbereiches angibt und MW für die Abweichung vom Messwert steht.

Tabelle 4.4: Messunsicherheiten der Kraftmesstechnik der einzelnen Messeinrichtungen nach [Kal12, Kal09] und Herstellerangaben

Größe	Komponente	Messbereich	Messunsicherheit
Linearität/Hysterese	KMPF 9255B	0...2 kN	$F_x \leq 0,01 \% \text{ FSO}$
Linearität/Hysterese	KMPF 9255B	0...2 kN	$F_y \leq 0,03 \% \text{ FSO}$
Linearität/Hysterese	KMPF 9255B	0...4 kN	$F_z \leq 0,03 \% \text{ FSO}$
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_x \rightarrow F_y$ 0,6 % MW
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_x \rightarrow F_z$ -0,9 % MW
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_y \rightarrow F_x$ 0,4 % MW
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_y \rightarrow F_z$ 0,1 % MW
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_z \rightarrow F_x$ -0,2 % MW
Übersprechen	KMPF 9255B	-	$F_z \rightarrow F_y$ -0 % MW
Ansprechschwelle	KMPF 9255B	-	0,01 N
Abweichung	Ladungsverstärker	-	0,12 % MW
AD-Wandlung	Dimension 4i	$\pm 1000 \text{ N}$	$\pm 5,96 \cdot 10^{-5} \text{ N}$

Der Haupteinfluss auf die Messunsicherheit kann bei der Kraftmessplattform gefunden werden. Nach der angegebenen Linearität/Hysterese resultieren Unsicherheiten von $\Delta F_x = \pm 0,2 \text{ N}$, $\Delta F_y = \pm 0,6 \text{ N}$ und $\Delta F_z = \pm 1,2 \text{ N}$. Diese Angaben sind auf den kompletten Messbereich bezogen und fallen beim IRS noch deutlich geringer aus, da die Kräfte nur in einem Bereich von $F \leq 100 \text{ N}$ vorliegen. Die Komponenten der restlichen Messkette verursachen einen Messfehler von $\Delta F_{\text{mk}} \leq \pm 0,24 \text{ N}$ bei dem Messwert von $F = 100 \text{ N}$. Hieraus wird ersichtlich, dass sich die verwendete Messtechnik gut eignet, um die mechanische Belastung beim Innenrundscheifen aufzunehmen.

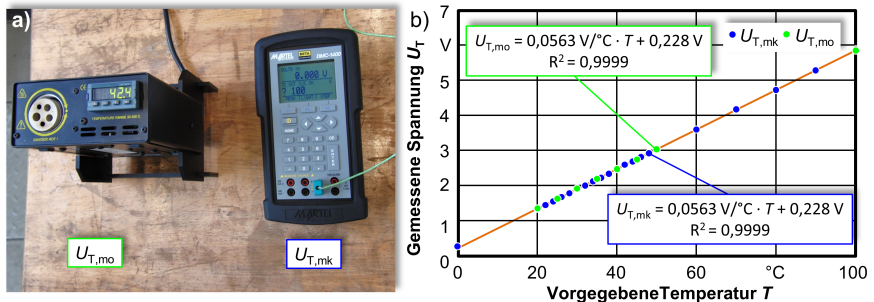
4.3.2 Temperaturmesstechnik

Zur Ermittlung der thermischen Belastungen ist eine Messkette aus Temperatursensoren und einer Messtelemetrie der Fa. *Manner Sensortelemetrie GmbH* eingesetzt worden. Bei den Temperatursensoren handelt es sich um Thermoelemente mit einem Mantel aus Inconel und einer NiCr/Ni Zusammensetzung mit einem Durchmesser von $d_{\text{th}} = 0,25 \text{ mm}$. Die Thermoelemente wurden von außen durch einen Schlitz der Vorrichtung in die senkeroierten Bohrungen eingesetzt, um an definierten Punkten im Werkstück die Temperaturen

Tabelle 4.5: Messunsicherheiten der Temperaturmesstechnik nach den Herstellerangaben

Größe	Komponente	Messbereich	Messunsicherheit
Genauigkeit	Thermoelement Typ K	-40...1200°C	$\pm 2,5^\circ\text{C}$
AD-Wandlung	Telemetrie	0...200°C	0,048°C
AD-Wandlung	Dimension 4i	0...200°C	$\pm 1,19 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}$

während des Schleifens zu bestimmen. Die Messtelemetrie verfügt über drei Messkanäle, über die aus dem rotierenden Werkstücksystem Messdaten mit einer 12 bit AD-Wandlung übertragen werden können. Hierbei wird zum einen die Energieversorgung der Telemetrie und zum anderen die Übermittlung der Messsignale mithilfe der induktiven Übertragung unter Verwendung von Frequenzmodulation sichergestellt. Die Messdaten aus der Telemetrie werden mit einem Mess-PC *Dimension 4i* der Fa. *LDS Test and Measurement GmbH* mit 24-bit A-D-Wandlung und einer Abtastrate von 5 kHz aufgenommen. Die Messunsicherheiten der Temperaturmesstechnik sind in Tabelle 4.5 dargestellt. Da für die Messkette mit Einbeziehung der Telemetrie keine Übertragungsfunktion zwischen der vorliegenden Temperatur und resultierenden Spannung vorhanden war, wurden Kalibriermessungen durchgeführt. In Abbildung 4.5a sind die verwendeten Mess- und Hilfsmittel für zwei Messmethoden dargestellt. Auf der einen Seite wurde ein Kalibrierofen in Kombination mit einem Thermoelement genutzt, welches mit der Telemetrie verbunden ist. Durch das Einstellen von unterschiedlichen Temperaturen des Ofens konnten die resultierenden Spannungen U_T gemessen werden. Auf der anderen Seite wurde ein multifunktionales Kalibriergerät *DMC-1400* von der Fa. *Chevrier Instruments Inc.* verwendet, welches die entsprechenden Thermospannungen innerhalb der Messkette erzeugt.

**Abbildung 4.5:** Kalibrierung der Temperaturmesstechnik: a) Verwendete Geräte b) Ermittelte Übertragungsfunktion für den Temperaturmesskanal 1 der Messkette.

In Abbildung 4.5b ist die resultierende Messspannung U_T über die vorgegebene Temperatur T für beide Kalibriermethoden dargestellt. Durch Anwendung einer linearen Regressionsberechnung kann die entsprechende Kalibrierkurve bzw. -funktion ermittelt werden. Es wird ersichtlich, dass ein linearer Zusammenhang zwischen vorgegebener Temperatur T und den resultierenden Spannungen $U_{T,mo}$ und $U_{T,mk}$ vorliegt. Beide Messmethoden ergeben eine vollkommen identische Übertragungsfunktion. Für jeden Temperaturmesskanal

der Messtelemetrie wurde die in Abbildung 4.5 gezeigte Vorgehensweise durchgeführt und gesondert in der Auswertesoftware des Mess-PCs hinterlegt.

Weitere Unsicherheiten in der Messkette liegen bei den Anschlussverbindungen der Thermoelemente, welche anfällig gegenüber Schwankungen der Umgebungstemperatur sind. Aus diesem Grund wurden bei der messtechnischen Umsetzung der Versuche die Anschlussverbindungen mit X60 Kleber der Fa. *Hottinger Baldwin Messtechnik* verklebt, um Temperaturschwankungen an der Steckverbindung des Thermoelementes möglichst gering zu halten. Eine weitere messtechnische Herausforderung ist die Ankopplung des Thermoelementes an den Bohrungsgrund, da insbesondere Luft in der Bohrung die Wärmeaufnahme des Thermoelementes deutlich reduziert. Um einen optimalen Wärmeübergang zwischen Bohrungswand und Thermoelement sicherzustellen, wurde die Bohrung vor Platzierung des Thermoelementes mit Wärmeleitpaste ausgefüllt. Um mögliche Störeinflüsse bezüglich der Positionierung des Thermoelementes bzw. der Wärmeanopplung in der Bohrung vergleichbar zu halten, wurden nur thermische Analysen an Prozessen mit demselben Bauteil durchgeführt.

4.3.3 Rauheitsmessung

Die Rauheiten wurden im Rahmen der vorgestellten Untersuchungen direkt in der Maschine im eingespannten Zustand der Werkstücke gemessen. Hierbei wurde ein mobiles Rauheitsmessgerät *Hommel-Etamic W5* der Fa. *Jenoptik AG* eingesetzt. Der Radius der Tastspitze beträgt $2\ \mu\text{m}$, der Kegelwinkel 60° , und die Grenzwellenlänge λ_{cutoff} wurde entsprechend der Normen [DIN98, DIN97] ausgewählt.

4.3.4 Messung der statischen Spindelnachgiebigkeit

Um die Spindelabrdrängung im mehrskaligen Simulationssystem nachzubilden, sind Messungen bezüglich der statischen Nachgiebigkeit der Spindeln durchgeführt worden. Durch das Verfahren eines Werkzeugs gegen die Werkstückvorrichtung konnte an definierten Punkten an Werkzeug und Vorrichtung mit induktiven Wegmessaufnehmern des Typs *WI/2mm-T* der Fa. *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH* die lokale Deformation gemessen werden. Zur Ermittlung eines funktionellen Zusammenhangs zwischen der Prozessnormalkraft und der Deformation der Spindelssysteme wurde gleichzeitig ein Kraftmess-element vom Typ *9331B* der Fa. *Kistler Instrumente GmbH* verwendet.

4.3.5 Messung des Werkstückdurchmessers

Um den Einfluss der Deformation durch die Werkstückeinspannung zu bestimmen, sind die lokalen Deformationen entlang der Bohrungstiefe in Abhängigkeit von der Werkstückspannsituation gemessen worden. Hierzu wurde eine 3D-Koordinatenmessmaschine *PRISMO VAST 5 HTG* der Fa. *Carl Zeiss AG* genutzt. Durch das Aufbringen unterschiedlicher Spannmomente konnte in Abhängigkeit von dieser Größe die Verspannung der Werkstückkontur ermittelt werden.

4.3.6 Schleifscheibentopographie

Da eine Vermessung der Schleifscheibentopographie aufgrund der transluzenten Eigenschaften von CBN mit optischen Verfahren nur bedingt möglich ist, wurde zur Erfassung der vorliegenden Schneidenraumverteilung die Replicamasse *GF1* der Fa. *Struers GmbH* digitalisiert. Die Auflösung der Replicamasse ist nach Herstellerangaben mit $0,1\ \mu\text{m}$ angegeben. Die entnommenen Negativabdrücke des Werkzeuges wurden mit einem Streifenlichtmikroskop des Typs *LMI MikroCAD plus* der Fa. *GFM Messtechnik GmbH* verwendet. Die Auflösungsgenauigkeit des Messgerätes ist in lateraler Richtung mit $0,7\ \mu\text{m}$ und die Höhenauflösung mit $0,07\ \mu\text{m}$ angegeben. Somit muss eine Messungenauigkeit von $0,8\ \mu\text{m}$ in lateraler Richtung und in Höhenrichtung von $0,17\ \mu\text{m}$ berücksichtigt werden, wobei die erstgenannte Abweichung nicht relevant für die Ermittlung der Schneidenraumverteilung ist. Somit wird ersichtlich, dass durch die hohe Genauigkeit des Messgerätes und die hohe Abbildungstreue der Replicamasse es gut möglich ist, die statischen Schneiden von Schleifscheibentopographien aufzunehmen.

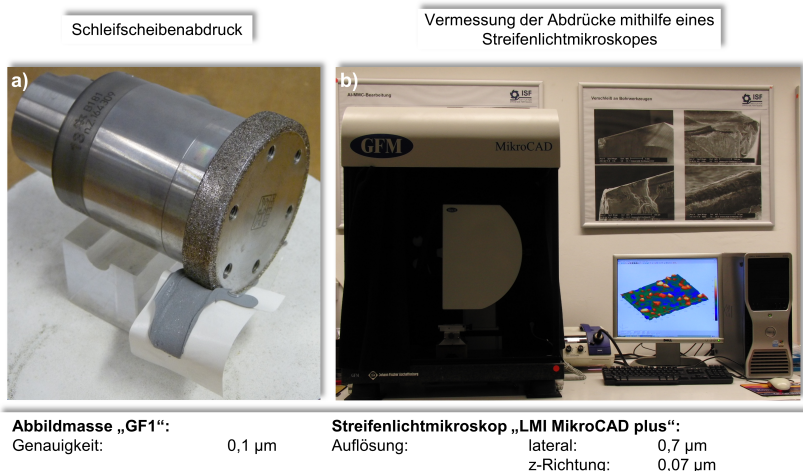


Abbildung 4.6: Aufnahme der Schleifscheibentopographie: a) Erstellung eines Negativs der Schleifscheibentopographie; b) Vermessung des Topographieabdrucks.

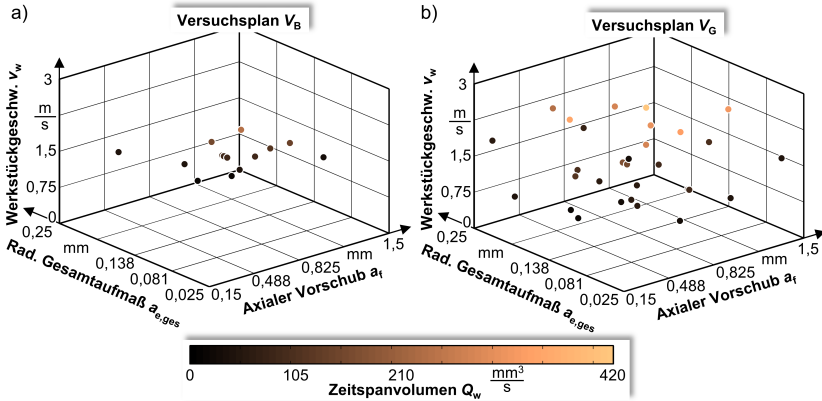
4.4 Versuchssystematik

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden unterschiedliche Schleifwerkzeuge unter der Variation der Prozessparameter eingesetzt. Um einen gesteigerten Erkenntnisgewinn innerhalb des Prozessparameterraums mit einem vertretbaren Versuchsumfang sicherzustellen, wurde statistische Versuchsplanung eingesetzt. Zur Kalibrierung des grundlegenden Kraftmodells wurde ein Vergleichsversuchsatz verwendet, welcher mit dem raumfüllenden Versuchsplandesign nach dem Latin Hyper Cube Design unterschiedliche Einflussgrößen variiert. Hierbei wurden Werkzeuge mit unterschiedlichen Korngrößen K_G

Tabelle 4.6: Vergleichsversuchsätze der verwendeten Versuchspläne

Name	χ	K_G	$a_{ed,ges}$	v_w	$a_{e,ges}$	a_f
$V_A(14)$	5°	B126	$0\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_B(14)$	5°	B181	$0\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_C(14)$	5°	B252	$0\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_D(14)$	5°	B126	$20\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_E(14)$	5°	B181	$20\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_F(14)$	5°	B252	$20\ \mu\text{m}$	2 m/s	0,025-0,15 mm	0,15-1 mm
$V_G(31)$	10°	B181	$20\ \mu\text{m}$	0,25-3 m/s	0,025-0,25 mm	0,15-1,5 mm

und variierenden Gesamtabrictzustellungen $a_{ed,ges}$ verwendet, um eine große Datenbasis zur Kalibrierung des mesoskopisch basierten Kraftmodells und zur Prozessanalyse zur Verfügung zu stellen, siehe Tabelle 4.6: V_A - V_G . Die Kurzbezeichnung der entsprechenden Versuchspläne sind mit V_A - V_G bezeichnet, wobei die Versuchsanzahl in den Klammern hinter dem Namen aufgeführt ist. Im Weiteren werden der Schruppzonenwinkel χ , die Korngröße K_G , die Gesamtabrictzustellung $a_{ed,ges}$, die Werkstückgeschwindigkeit v_w , das radiale Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ und der axiale Vorschub a_f in den angegebenen Grenzen variiert. Exemplarisch sind die Versuchspläne V_B und V_G im Prozessparameterraum dargestellt (vgl. Abbildung 4.7), wobei die Höhe des Zeitspanvolumens Q_w farblich codiert ist.

**Abbildung 4.7:** Versuchspunkte im Parameterraum für die Versuchspläne V_B und V_G .

5 Simulation des Innenrundschleifens

Das IRS ist ein vielversprechendes Hochleistungsverfahren, was die Möglichkeit einer deutlichen Produktivitätssteigerung mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben auch beim Innenrundsleifen bietet. Um das Leistungspotential dieses Verfahrens voll auszuschöpfen, müssen die komplexen Wirkzusammenhänge auf verschiedenen Betrachtungsebenen in Bezug auf die limitierenden Faktoren nachvollzogen werden. Dies kann nicht nur durch messtechnische Untersuchungen erfolgen, da der Einblick in die Kontaktzone des Prozesses durch die hohen Geschwindigkeiten, den Kühlschmierstoff und der Prozesskinematik zum derzeitigen Stand der Technik nicht möglich ist. Mehrskalige Simulationssysteme, welche die thermomechanische Belastung am Einzelkorn auf die Prozessebene übertragen können, eignen sich für eine detaillierte Prozessanalyse zur Prozessoptimierung. Im Folgenden wird auf das entwickelte mehrskalige Simulationssystem des IRS eingegangen, insbesondere auf den Aufbau, die Wechselwirkung zwischen den einzelnen Modulen und den Anwendungsmöglichkeiten. Es werden mithilfe des Simulationssystems praxisrelevante Prozesse im Detail analysiert, wie z. B. die thermomechanische Belastung oder die mesoskopischen Eingriffsverhältnisse im gesamten relevanten Prozessparameterraum. Ebenfalls werden die thermomechanisch induzierten Fertigungsabweichungen durch den Schleifprozess behandelt, wobei durch das Simulationssystem die Maßabweichungen quantitativ bestimmt werden. Im abschließenden Teil werden die vorher wissenschaftlich erarbeiteten Erkenntnisse für die Praxis in einer simulationsgestützten Gestaltungsrichtlinie für das IRS zusammengefasst. Den Abschluss bildet eine Prozessoptimierung zur Bestimmung von bestmöglichen Rahmenbedingungen für konkrete Anwendungsfälle. Diese kann durch Anpassung der Eingangsgrößen nicht nur für galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben, sondern auch für andere Bindungstypen oder konventionelle Schleifmittel beim IRS eingesetzt werden.

5.1 Mehrskaliges Simulationssystem

Eine große Herausforderung bei der Auslegung von Schleifprozessen in Bezug auf die auftretenden thermomechanischen Belastungen liegt in der Natur des Schleifprozesses an sich: Die Aufteilung des Gesamtmaterialabtrages auf eine unbekannte Anzahl an deutlich unterschiedlichen Korneingriffen bei unbekanntem, stark variierenden mesoskopischen Eingriffsverhältnissen. Jede einzelne Schneide belastet das Werkstück lokal, wobei sich aus der Überlagerung aller Einzelschneiden unter Berücksichtigung der räumlichen und zeitlichen Eingriffsbedingungen die globale Belastung im Schleifprozess ergibt. In diesem Zusammenhang wirkt sich neben den Prozessparametern und der Werkzeuggeometrie die Schleifscheibentopographie signifikant auf die lokale und globale Belastung am Werkstück aus. Aus diesem Grund wird der mesoskopischen Nachbildung des Werkzeugs eine verstärkte Aufmerksamkeit geschenkt. Auf Basis der Schleifscheibentopographie ist ein mehrskaliges Simulationssystem entwickelt worden, welches die thermomechanischen Belastungen beim IRS ausgehend vom einzelnen Korn abbildet.

In Abbildung 5.1 ist das komplette Simulationssystem schematisch dargestellt. Grundlegend besteht das System aus Modulen, sodass einzelne Teile flexibel ausgetauscht werden können. Dadurch kann es beim Austausch/Anpassen der Komponenten auch für andere Schleifprozesse eingesetzt werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden

die verwendeten Module auf das IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben ausgelegt. Aufgrund des signifikanten Einflusses der Topographie auf die mesoskopischen Eingriffsverhältnisse wird im Rahmen dieser Arbeit sehr großen Wert auf eine möglichst genaue Nachbildung dieser werkzeugseitigen Einflussgröße gelegt. Auf Basis von lichtmikroskopischen Aufnahmen und der digitalen Bildverarbeitung werden daher im ersten Modul die Verteilung der Korndurchmesser $\xi_{\log n}(K_G)$ unterschiedlicher Kornspezifikationen $K_G = B126, B181$ und $B252$ ermittelt. Ebenfalls wird durch Höhenfeldaufnahmen der Werkzeugtopographie eine auf die Schleifscheibenfläche bezogene Kornanzahl k_A und die Schneidenraumverteilung $\xi_{\text{weib}}(K_G)$ bestimmt, siehe Kapitel 5.3.1. Beide Verteilungen und die spezifische Kornanzahl werden an das Simulationssystem übergeben und bilden neben der Kornform (vgl. Kapitel 5.4.1) die Grundlage der mesoskopischen Ausprägung des Werkzeugmodells. Hiernach erfolgt je nach Schleifscheibenspezifikation und Geometrie die Erstellung der numerischen Abbildung der Topographie. Hierzu werden die Körner entsprechend der Verteilung auf der Oberfläche verteilt und entsprechend der Schneidenraumverteilung in Höhenrichtung verschoben (Kapitel 5.3.3). Nach diesem Vorgang stehen Topographiedaten für das Werkzeug zur Verfügung, wobei die Daten in einem Format vorliegen, welches von der mesoskopischen GPS eingeladen werden kann.

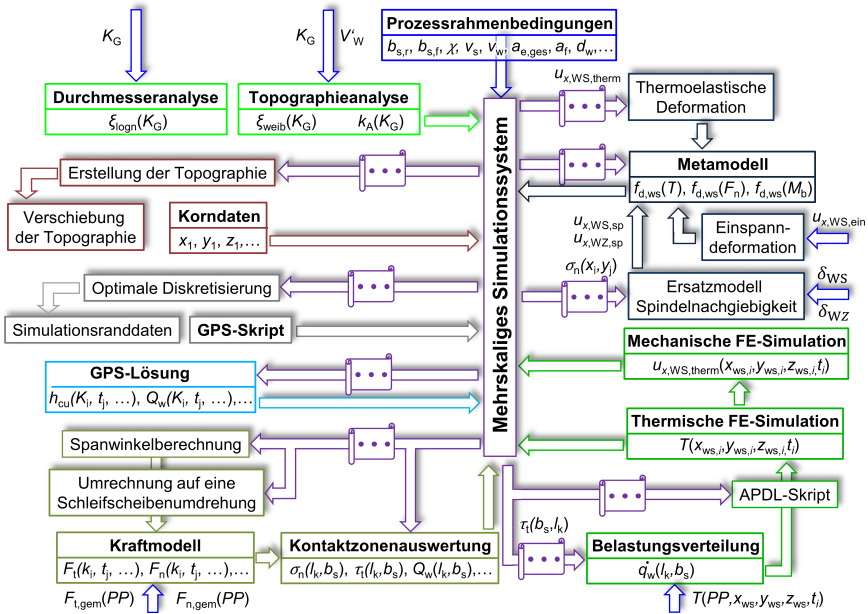


Abbildung 5.1: Übersicht über das entwickelte Simulationssystem mit den einzelnen Modulen. Die unterschiedlichen Module des Systems sind mit unterschiedlichen Farben hinterlegt. Die lilanen Pfeile visualisieren den Informationsfluss von dem mehrskaligen Simulationssystem. Die blauen Pfeile sind Eingangsgrößen, welche auf Messungen oder den Prozessrahmenbedingungen basieren.

Bei der Erstellung der mesoskopischen GPS werden Skripte genutzt, in denen sämtliche relevanten Simulationsparameter hinterlegt werden. Um eine flexible Anwendung des Simulationssystems zu gewährleisten und weitere Hilfsmodule zu nutzen, erfolgt die Skripterstellung automatisiert in Matlab. Die Vorgabeparameter, wie z. B. die Prozessparameter (PP) oder Werte bezüglich räumlicher und zeitlicher Diskretisierung, werden an den entsprechenden Stellen im GPS-Skript definiert. Bezüglich der Diskretisierung steht ein Modul zur Verfügung, welches auf Grundlage der geometrischen Randbedingungen die optimale Zeitschrittauflösung hinsichtlich der Genauigkeit der mesoskopischen Zielgrößen und der Simulationszeit berechnet (vgl. Kapitel 5.4.5). Um den hohen Rechenaufwand der mesoskopischen GPS des IRS zu reduzieren, wird in diesem Rahmen auch das Werkstückmodell reduziert, sodass deutlich weniger Schnittberechnungen während des Simulationsvorgang erfolgen, siehe Kapitel 5.4.6. Nach der GPS-Skript-Erstellung ist die Vorbereitung der mesoskopischen GPS abgeschlossen, das Skript wird an die Simulation übergeben und die Berechnung der mesoskopischen Größen durchgeführt. Dadurch werden die Zielgrößen der mesoskopischen Eingriffssituationen, wie u. a. die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , das Zeitspannvolumen Q_w oder die Kornkontaktfläche $A_{k,meso}$, in diskreten Zeitschritten berechnet.

Aufgrund der diskreten Dixel-Modellierung ist die Berechnung des Spanwinkels γ nur bedingt bzw. nur durch nachgelagerte Berechnungen zu bestimmen. Daher wird dieser in einem kinematischen Ersatzmodell ermittelt. In diesem wird die Eingriffssituation der Simulation nachgebildet, und durch ein analytisches Ersatzmodell entsprechend der Korn-Werkstück-Interaktion wird der effektive Spanwinkel γ_{eff} berechnet (vgl. Kapitel 5.4.2). Weiterhin werden die vorliegenden Zielgrößen mithilfe eines weiteren kinematischen Ersatzmodells von dem reduzierten Werkstückmodell auf eine Schleifscheibenumdrehung im Volleingriff des Werkzeuges zurückgerechnet, siehe Kapitel 5.4.6. Durch die Ankopplung von einem Kraftmodell in Abhängigkeit von den Eingriffsgrößen können die Kräfte am Einzelkorn zu allen Zeitpunkten berechnet werden. Hierzu werden zur Kalibrierung beim IRS gemessene Normal- und Tangentialkräfte genutzt (vgl. Abschnitt 5.6.1). Um ebenfalls die ermittelten Zielgrößen räumlich über die Kontaktzone zu verteilen, wird ein kinematisches Ersatzmodell genutzt, welches basierend auf der Simulationszeit die Größen in die Koordinaten der Kontaktzone transformiert, siehe Kapitel 5.4.4. Durch die Kombination von dem Kraftmodell und der Kontaktzonenformulierung stehen auch die räumlich aufgelöste Schubspannung $\tau_t(l_k, b_s)$ und die Normalspannung $\sigma_n(l_k, b_s)$ innerhalb des Kontaktes zwischen Schleifscheibe und Werkstück für weitere Auswertungen zur Verfügung.

Alternativ zu den bis hierhin beschriebenen Modulen kann eine makroskopische GPS genutzt werden, welche im Vergleich zu mehreren Stunden bei der Berechnung der mesoskopischen GPS die Eingriffssituation in unter einer Sekunde erfassen kann. Je nach Anwendungsfall können beide Simulationen verwendet werden, sodass ebenfalls ein makroskopisches Kraftmodell aus den Kraftmessungen hergeleitet werden kann. Somit kann auch mit diesem Simulationsmodul zusätzlich die mechanische Belastung verteilt über die Kontaktzone bestimmt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus hauptsächlich auf der Auswertung der mesoskopischen GPS liegen, wobei z. B. eine Anwendung der makroskopischen GPS in [SHBM13b] zu finden ist.

Aufbauend auf der Schubspannung wird im Weiteren eine thermische Belastungsverteilung berechnet, welche eine modifizierte Variante der Prozessleistungstheorie von *Lowin*

[Low80] nach [Noy08] verwendet. Hierdurch wird die räumlich aufgelöste Wärmestromdichte innerhalb der Kontaktzone $\dot{q}_w(l_k, b_s)$ ermittelt, siehe Kapitel 2.2.2. Diese wird im Rahmen einer automatisierten Erstellung in der ANSYS-internen Skriptsprache ANSYS Parametric Design Language (APDL) innerhalb der Belastungsphase eingebunden, um die thermischen, globalen Belastungen beim IRS nachzubilden. In diesem Rahmen wird der in das Werkstück fließende Wärmestrom Q_{ws} durch ein inverses FE-Wärmeleitungsproblem gelöst, wodurch die örtlichen und zeitlichen Informationen bezüglich der Temperatur $T(x_{ws}, y_{ws}, z_{ws}, t_i)$ im gesamten Bauteil über den Prozessverlauf bestimmt werden. Hierbei werden simulierte und gemessene Maximaltemperaturen an definierten Punkten durch den Wärmeeintrag in der Simulation angepasst. Durch eine Übertragung auf eine mechanische FE-Simulation, welche die Werkstückeinspannung mitberücksichtigt, kann ebenfalls die thermoelastische Deformation über die Prozesszeit an allen Punkten des Werkstücks $u_{x,ws,therm}(x_{ws}, y_{ws}, z_{ws}, t_i)$ berechnet werden. Um die Deformationen bezüglich der Spindelnachgiebigkeiten innerhalb des Simulationssystems zu modellieren, wird für die Werkstück- und Schleifspindel jeweils ein analytisches Ersatzmodell nach der Biegelinientheorie verwendet. Dieses Modell wird mithilfe von Messungen entsprechend kalibriert, sodass in Abhängigkeit von der auftretenden Normalkraft die Deformation von Werkstück und Schleifscheibe berechnet werden kann. Die genannten Zielgrößen werden wiederum zurück an das Simulationssystem übergeben.

Im abschließenden Schritt werden die ermittelten Deformationen in einem Metamodell, bestehend aus einer makroskopischen GPS, aufgebracht. Durch die Manipulation der Oberflächenpunkte kann der jeweilige Fertigungsfehler nachgebildet werden. Hierbei werden Abweichungen bedingt durch thermoelastische Deformationen, den Spindelnachgiebigkeiten und der Einspannsituation berücksichtigt. Letztgenannte Abweichung wird durch eine Vermessung der Durchmesser entlang der Werkstücktiefe bei ungespanntem und gespanntem Werkstück ermittelt.

5.2 Makroskopische Betrachtung des Innenrundschälchleifens

Eine effiziente Möglichkeit, das IRS und dessen makroskopische Eingriffsbedingungen zu analysieren, ist die Nachbildung des Prozesses durch ein zweigestuftes analytisches Verfahren. Entsprechend den Prozessparametern, dem axialen Vorschub a_f , dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ und dem Schrappzonenwinkel χ können sämtliche Eingriffsbedingungen beschrieben werden. Hierbei wird zunächst der Spannungsquerschnitt, welcher in Abbildung 5.2a schematisch dargestellt ist, ermittelt. Vereinfacht kann er mithilfe eines Parallelogramms nachgebildet werden, bei dem der axiale Vorschub a_f die horizontale Strecke und die Kontaktbreite $a_p = a_{ges}/\tan(\chi)$ den horizontalen Anteil der Diagonale begrenzt. Hierbei werden zwei Fälle bei der Erstellung des Spannungsquerschnittes unterschieden, bei denen die effektive Zustellung $a_{e,eff}$ des Prozesses im konstanten Bereich je nach den Prozessbedingungen unterschiedlich berechnet wird:

$$\text{Fall(I)} \quad a_{e,eff} = a_f \cdot \tan(\chi) \qquad \text{Fall(II)} \quad a_{e,eff} = a_{e,ges} \qquad (5.1)$$

Aus den geometrischen Bedingungen kann mithilfe einer diskreten Formulierung entsprechend einer Diskretisierung Δb_s entlang der effektiven Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$ die effektive Zustellung $a_{e,eff,i}$ und die Durchmesser von Werkzeug $d_{s,i}$ und Werkstück

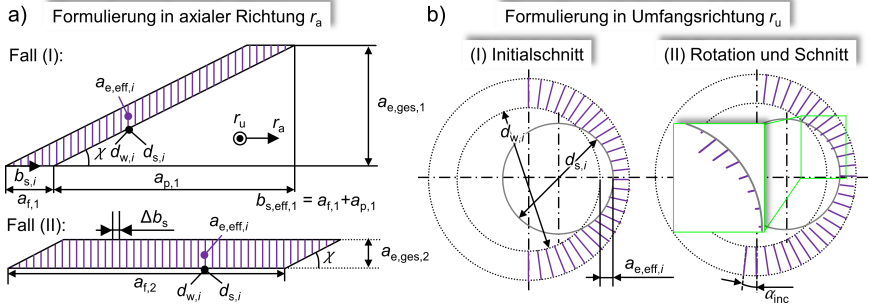


Abbildung 5.2: Nachbildung der makroskopischen Eingriffsbedingungen des IRS: a) Diskretisierung entlang der effektiven Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$; b) Diskrete Formulierung in Umfangsrichtung entlang des Kontaktbogens. 1. Schnitt: Initialverschneidung; 2. Schnitt: Kinematische Verschneidung (für das Beispiel ist der Materialabtrag um den Faktor 10 verstärkt dargestellt).

$d_{w,i}$ für die Teilbereiche bestimmt werden. Somit ist es u. a. möglich, das diskrete spezifische Zeitspanvolumen in Kombination mit der Werkstückgeschwindigkeit v_w oder das globale Zeitspanvolumen zu ermitteln (vgl. [SHBM13a, SHBM13b]). Um eine räumliche makroskopische Verteilung des Zeitspanvolumens innerhalb der Kontaktzone zu erhalten, wird für sämtliche Teilbereiche mit der effektiven Zustellung und dem Werkstück- und Schleifscheibendurchmesser die Eingriffssituation in Richtung der Kontaktzone nachgebildet (vgl. Abbildung 5.2b). Hierzu werden zunächst Dexel entsprechend einer Winkelteilung α_{inc} entlang des Werkstückdurchmessers $d_{w,i}$ definiert. Das Werkzeug wird anhand einer Kreisgleichung mit dem Durchmesser $d_{s,i}$ berücksichtigt. Über die effektive Zustellung $a_{eff,i}$ im entsprechenden Teilbereich werden beide Modelle relativ zueinander so verschoben, dass die Eingriffsbedingungen nachgebildet werden. Zunächst wird für jeden Strahl der Schnittpunkt mit dem Kreis bestimmt, wobei der Schnittpunkt nicht kleiner als der Werkstückdurchmesser $d_{w,i}$ sein darf. Die Dexel werden dementsprechend beschnitten (vgl. Abbildung 5.2b: 1. Schnitt). Durch eine Rotationsmatrix werden sämtliche Dexel um ihren Mittelpunkt um das Winkelinkrement α_{inc} gedreht. Hiernach erfolgt wiederum der Schnittvorgang, woraus sich der Materialabtrag bzw. das Zeitspanvolumen in Umfangsrichtung nach Gleichung 5.2 (vgl. Abbildung 5.2b: 2. Schnitt) berechnen lässt. Über die Werkstückgeschwindigkeit v_w , bzw. die Zeit der Drehung t_{inc} , kann hieraus das Zeitspanvolumen Q_w , bzw. die bezogenen Zeitspanvolumina $Q'_w(b_s)$ und $Q''_w(l_k, b_s)$, berechnet werden, siehe Gleichung 5.2.

$$Q_w = \frac{\Delta b_s \cdot \Delta l_k \cdot \Delta d_h}{t_{inc}} \quad Q'_w(b_s) = \frac{\Delta b_s \cdot \Delta d_h}{t_{inc}} \quad Q''_w(l_k, b_s) = \frac{\Delta d_h}{t_{inc}} \quad (5.2)$$

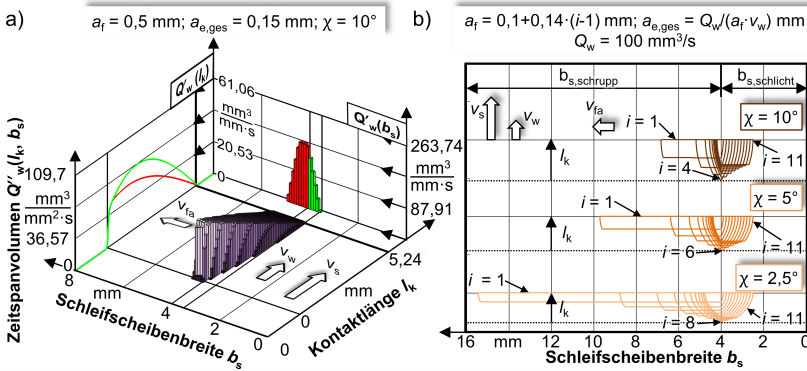
Durch eine sehr feine Diskretisierung wird somit die lokale, geometrische Kontaktlänge $l_{g,i}$ ermittelt, welche näherungsweise aufgrund der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Geschwindigkeitsverhältnisse $q_d \geq 40$ der Kontaktlänge l_k entspricht¹. In Tabelle 5.1

¹Die Abweichung der geometrischen von der kinematischen Kontaktlänge beträgt bei den in dieser Arbeit verwendeten Geschwindigkeitsverhältnissen zwischen 0,4 % und 2,5 %.

Tabelle 5.1: Gewählte Diskretisierung

Diskretisierungsparameter	Symbol	Wert	Einheit
Winkelinkrement	α_{inc}	0,1	°
Axiale Diskretisierung	Δb_s	0,01	mm

sind die verwendeten Diskretisierungsparameter angegeben. Durch die sektionweise Durchführung kann somit das flächenbezogene Zeitspanvolumen innerhalb der Kontaktzone bei einer makroskopischen Betrachtung berechnet werden, exemplarisch für einen Prozessparametersatz gezeit in Abbildung 5.3a.



Prozessparameter:		Schleifscheibe:	
Werkstückgeschwindigkeit:	$v_w = 2 \text{ m/s}$	Durchmesser:	$d_s = 60,4 \text{ mm}$
Schleifscheibengeschwindigkeit:	$v_s = 120 \text{ m/s}$	Schruppzonenwinkel:	$\chi = \text{var.}$
Axialer Vorschub:	$a_r = \text{var.}$	Gesamtabrichtzustellung:	$a_{e,ges} = \text{bel.}$
Radiales Gesamtaufmaß:	$a_{e,ges} = \text{var.}$	Korngröße:	$K_G = \text{bel.}$

Abbildung 5.3: Makroskopische Betrachtung des IRS: a) Verteilung des flächenbezogenen Zeitspanvolumens $Q''_w(l_k, b_s)$ innerhalb der Kontaktzone; b) Ausprägung der Fläche der Kontaktzone in Abhängigkeit von den ausschlaggebenden Prozessparametern, dem axialen Vorschub a_r und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ sowie dem Schruppzonenwinkel χ unter Verwendung eines konstanten Zeitspanvolumens $Q_w = 100 \text{ mm}^3/\text{s}$.

Durch den Gleichlaufeingriff wird das meiste Material am Einlauf der Kontaktzone abgenommen, welches in Richtung des Auslaufes annähernd linear abnimmt. In Schleifscheibenbreitenrichtung kommen nach der Modellierung die aus der Literatur bekannten Eingriffsbedingungen zustande, sodass sich im mittleren Bereich ein konstantes bezogenes Zeitspanvolumen ergibt, während dieses an den Rändern abfällt [Fin03, Ger01, Mar11]. In Richtung der Kontaktlänge kommt es im Gegensatz zu Schleifverfahren mit einfachen Eingriffsbedingungen, wie z.B dem Flachschleifen oder Einstechschleifen, nicht zu einer Dreiecksverteilung des bezogenen Zeitspanvolumens mit einem Maximum im Einlaufbereich. Die Größe steigt zunächst degressiv an und fällt dann – ausgeprägt mit einer Rundung – in Richtung Ende der Kontaktzone ab, sodass die Verteilung einer invertierten, verschobenen Parabel gleicht. Hierbei ist zu erwähnen, dass das Maximum sich nicht

am Einlauf der Kontaktzone befindet, sondern sich aufgrund der Änderung der axialen Eingriffsbedingung mehr zur Mitte der Kontaktzone verschiebt. Der Eingriffsbereich in Schleifscheibenrichtung erstreckt sich bei dieser Betrachtung nur in der Schrupp- und Übergangszone. In Abbildung 5.3b sind die resultierenden Flächen der Kontaktzonen – aufgestellt nach der makroskopischen Formulierung – für drei unterschiedliche Schruppzonenwinkel χ unter Variation der beiden hierfür entscheidenden Prozessparameter a_f und $a_{e,ges}$ dargestellt. Bei der Ausprägung der Kontaktzone spielt die Werkstückgeschwindigkeit aufgrund des Geschwindigkeitsverhältnisses von $q \geq 40$ nur eine untergeordnete Rolle. In der Darstellung wird das Zeitspanvolumen bei $Q_w = 100 \text{ mm}^3/\text{s}$ angenommen, wobei eine Werkstückgeschwindigkeit von $v_w = 2 \text{ m/s}$ verwendet wird.

Somit wird der axiale Vorschub ausgehend von $a_f = 0,1 \text{ mm}$ in Schritten erhöht, während das radiale Gesamtaufmaß entsprechend ausgehend von $a_{e,ges} = 0,5 \text{ mm}$ gesenkt wird. Bei kleinen axialen Vorschüben entsteht im Allgemeinen eine in axialer Richtung langgezogene Kontaktzone, während sie bei hohen axialen Vorschüben kompakter ist. Dieser Effekt tritt stärker bei kleinen Schruppzonenwinkeln auf, wobei die Kontaktlänge ebenfalls bei kleiner werdenden Winkeln geringer ist². Bei allen Schruppzonenwinkeln gibt es eine Kombination von axialem Vorschub und radialem Gesamtaufmaß, bei der sich eine maximale Ausprägung der Kontaktlänge ergibt (vgl. Abbildung 5.3b $i > 1$). Hiernach sinkt die maximale Kontaktlänge bei einer Erhöhung des axialen Vorschubs und Erhöhung des radialen Gesamtaufmaßes wieder. Bedingt durch kleinere Schruppzonenwinkel wandert dieser Prozessparameterbereich zu höheren axialen Vorschüben.

5.3 Nachbildung der Schleifscheibentopographie

Beim Schleifen ist die Topographie die entscheidende Einflussgröße, da diese in Kombination mit den anderen Rahmenbedingungen die mesoskopischen Eingriffsbedingungen vorgibt. Aus diesen resultieren sämtliche Fertigungsabweichungen, aber auch die thermomechanische Belastung und deren Auswirkung auf das Werkstück. In diesem Rahmen spielen die Korngröße und deren Variation und die Schneidenraumverteilung die ausschlaggebende Rolle, nicht nur bei einschichtigen Werkzeugsystemen, da sich aus dieser die aktiven Schneiden des Prozesses ergeben. Weil sich das Herstellungsverfahren, die Einnickeltiefe, die Kornart und die Prozessführung bei der Belegung auf die mesoskopischen Eigenschaften des Werkzeugs, wie z. B. die Veränderung durch den Einlaufverschleiß, auswirken, ist es nötig, herstellerepezifisch die repräsentativen Größen zu ermitteln. Für belastbare Simulationsergebnisse ist es daher unentbehrlich, eine möglichst genaue numerische Abbildung der Schleifscheibentopographie zu gewährleisten. Im folgenden Kapitel wird die verwendete Methode und numerische Umsetzung zur Nachbildung der Werkzeugtopographie beschrieben. Hierbei wird zunächst auf die Ermittlung der Schneidenraumdichte, des Durchmessers und der Körner pro Oberfläche eingegangen. Danach wird der Aufbau der numerischen Topographie mittels der synthetischen Nachbildung unter Berücksichtigung der ermittelten Verteilungen beschrieben.

²Die in dieser Abbildung dargestellten Kontaktzonenausprägungen decken sich mit den Arbeiten von Gerent, welcher beim Außenrundschäl Schleifen ebenfalls eine geometrische Modellierung und eine Verschneidungsbeziehung in einem CAD-Programm durchgeführt hat [Ger01].

5.3.1 Topographieanalyse

Um eine Verteilung der Schneidenhöhe der einzelnen Körner der Schleifscheibe zu ermitteln, ist die Aufnahme der realen Schleifscheibentopographie notwendig. Aufgrund der transluzenten Eigenschaften von CBN ist eine direkte Vermessung der Topographie nicht möglich. Daher wurde Replicamasse *GFI* der Firma *Struers* verwendet, welche anschließend optisch mit einem Streifenlichtmikroskop *LMI MikroCAD plus* der Firma *GF Messtechnik GmbH* vermessen wurde. Galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben zeichnen sich grundlegend durch eine gleichmäßige Nickelschicht aus, aus der die CBN-Körner mit einem hohen Kornüberstand herausragen. Aufgrund dieser charakteristischen Eigenschaft des Bindungstyps können die Schleifkörner in Messungen gut identifiziert werden. Ebenfalls ist es möglich, verschiedene Messungen von kleinen Abschnitten der Schleifscheibe untereinander zu vergleichen, da das Bezugsniveau in der gleichmäßigen Nickelschicht gefunden werden kann. In Abbildung 5.4 ist die grundlegende Methode zur Ermittlung der Schneidenraumdichte, ausgehend von der Aufnahme des Abdrucks bis hin zur errechneten Verteilung dargestellt. Um den Einlaufverschleiß zu negieren, wurden alle Scheiben vor der Topographieaufnahme mit einem Zeitspanvolumen von $Q_w = 225 \text{ mm}^3/\text{s}$ bis zu einem Zerspanvolumen von $V_w \geq 25\,000 \text{ mm}^3$ angeschliffen. Hierdurch konnten Veränderungen der Topographie bedingt durch den Einlaufverschleiß der galvanischen Bindung (vgl. Kapitel 2.1.3) gezielt hervorgerufen werden. Somit befinden sich die Werkzeuge in der stationären Verschleißphase, in der nur noch geringe Veränderungen der Schneidenraumverteilung stattfinden [YR88, SM05, UM04].

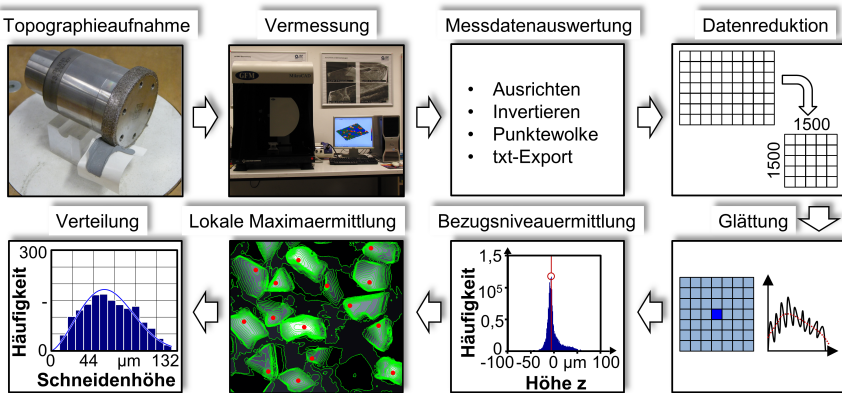


Abbildung 5.4: Ermittlung der Verteilung der statischen Schneiden.

Nach der Erstellung des Abdrucks und dessen Vermessung wird eine Ausrichtung und eine Invertierung der Daten in Höhenrichtung vorgenommen, um vergleichbare Einzelmessungen und die Topographie der Schleifscheibe zu erhalten (vgl. Abbildung 5.5). Abschließend werden die Höhenwerte mit den entsprechenden Positionen als Punktwolke (x -, y - und z -Koordinate) exportiert und in Matlab für die weitere Auswertung eingeladen. Zunächst werden die Daten mithilfe eines zweidimensionalen gleitenden Mittelwerts, bei dem eine Gleichgewichtung von 7×7 Höhenwerten in lateraler Richtung verwendet wird, geglättet.

Um die unterschiedlichen Bereiche der Schleifscheibe aufeinander zu beziehen, wird im Folgenden eine Bezugshöhe der Aufnahme bestimmt.

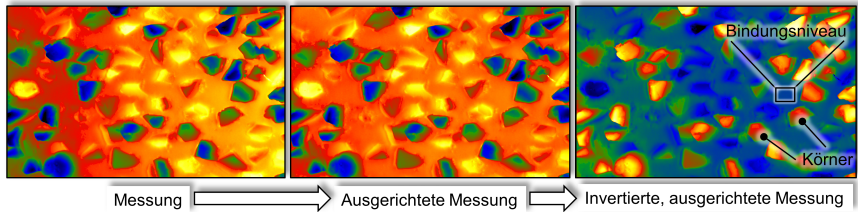


Abbildung 5.5: Aufbereitung der Messdaten innerhalb der Software *ODSCAD 6.3*.

Hierzu wird ein Histogramm der Höhe der einzelnen Werte der Aufnahme erstellt, bei dem der am häufigsten auftretende Wert als Bezugshöhe definiert wird. Diese Höhe entspricht der Höhe der Nickelschicht an der Schleifscheibe und wird bei allen Bereichen der Schleifscheibe auf einen Höhenwert von $z = 0\ \mu\text{m}$ gesetzt. Sämtliche Höhenwerte, welche sich nach der Ermittlung der Bezugshöhe im negativen Bereich befinden, werden ebenfalls $z = 0\ \mu\text{m}$ gesetzt. In Abbildung 5.6a ist eine exemplarische Topographiaufnahme dargestellt, bei der die oben beschriebene Methode angewendet worden ist.

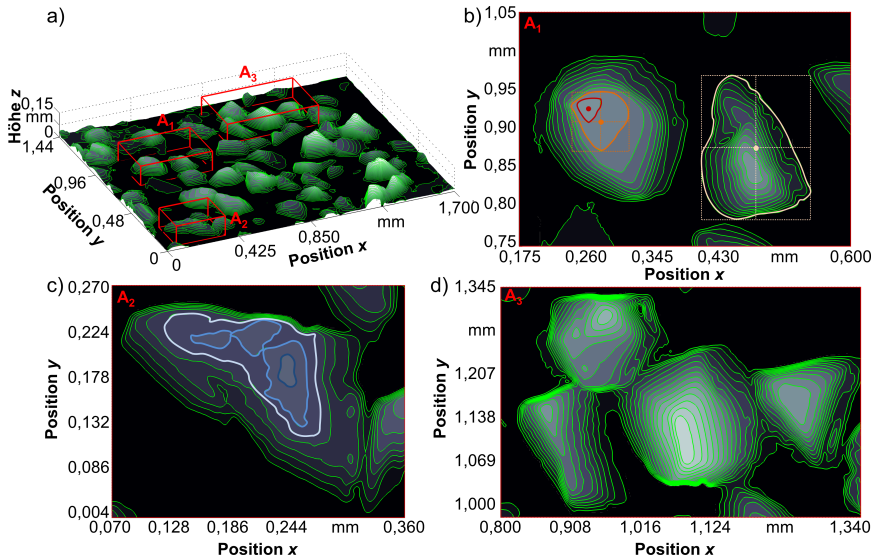


Abbildung 5.6: Aufbereitete Topographiaufnahme: a) Übersicht über die Höhenwerte eines Einzelbildes; b) Draufsicht auf zwei klar voneinander getrennten Körnern; c) Draufsicht auf ein längliches Korn, welches eine Verbindung zu angrenzenden Körnern hat; d) Draufsicht auf eine Ansammlung von Körnern.

In der Topographie können verschiedene Bereiche identifiziert werden. Es liegen klar voneinander getrennte einzelne Körner vor (vgl. Abbildung 5.6b). Weiterhin existieren Körner, welche an einigen Stellen in lateraler Richtung mit angrenzenden Körnern verbunden sind (vgl. Abbildung 5.6c). In Abbildung 5.6d lässt sich eine Kornanhäufung erkennen, welche sich bedingt durch den Herstellungsprozess und der stochastischen Verteilung der Körner ergeben kann.

Zur Bestimmung der statischen Schneiden wird ein einfaches Optimierverfahren verwendet, um das lokale Maximum der Körner zu bestimmen. Dieses sucht nach Gleichung 5.3 ausgehend von einem Startwert in einem Bereich von einem Feld von 10×10 Werten $\{z_i(x_i, y_i)\}$ in lateraler Richtung nach dem lokalen Maximum (vgl. Abbildung 5.7a).

$$z_{st,j+1} = \max(z(x_i, y_i)) \quad \text{mit} \quad x_i = \{x_1 \dots x_n\} \quad \wedge \quad y_i = \{y_1 \dots y_n\} \quad (5.3)$$

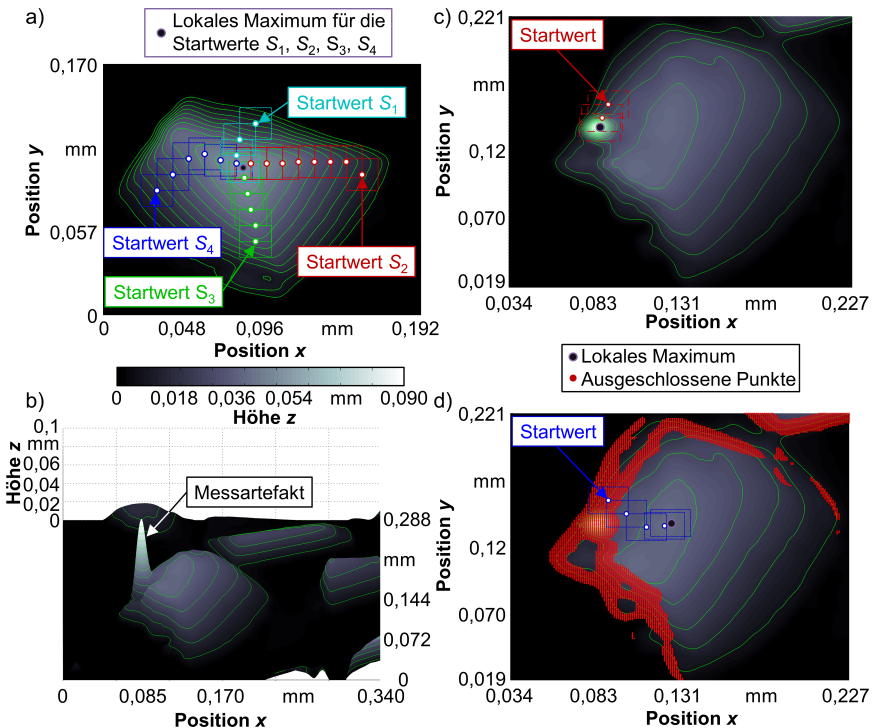


Abbildung 5.7: Optimierungsverfahren zur Ermittlung des lokalen Maximums mit einer gradientenbasierten Nebenbedingung: a) Optimierer zur Bestimmung des lokalen Maximums der einzelnen Körner bei 4 unterschiedlichen Startwerten; b) Auftretende Messartefakte bedingt durch die Messmethode; c) Optimier-Algorithmus ohne gradientenbasierter Nebenbedingung; d) Optimier-Algorithmus mit gradientenbasierter Nebenbedingung.

Nach der Ermittlung des lokalen Maximums wird das Feld zu diesem verschoben, woraufhin eine erneute Suche nach einem lokalen Maximum im neuen Suchfenster beginnt. Die Suche wird abgebrochen, wenn das alte Maximum gleich dem neuen Maximum $s_{st,j} = s_{st,j+1}$ ist und somit die statische Schneide s_{st} detektiert wird. Dieses Berechnungsprinzip ist in Abbildung 5.7a für vier unterschiedliche Startwerte dargestellt. Unabhängig vom Startwert wird das lokale Maximum, die statische Schneide des Kornes, an derselben Stelle bestimmt. Da es aufgrund des Abbildungsverfahrens sowie der Messmethode an einigen Stellen zu unlogischen Messartefakten in Form von Peaks (vgl. Abbildung 5.7b), insbesondere im Bereich von steilen Flanken, kommen kann, wird weiterhin ein gradientenbasiertes Ausschlusskriterium definiert. Aufgrund der blockigen Kornform in der Nähe des lokalen Maximums liegen am realen Korn keine großen Höhengschwankungen vor, wodurch sich ein gradientenbasiertes Kriterium sehr gut eignet. Hierzu wird der Betrag des vektoriiellen Gradienten verwendet, berechnet für die Hauptrichtungen des kartesischen Koordinatensystems (vgl. Gleichung 5.4). Bei einem Überschreiten eines definierten Schwellwerts³ werden sämtliche z -Werte bei der Berechnung des Maximums des Wertefeldes nicht zugelassen und gleich 0 gesetzt.

$$|\vec{z}_{\text{grad}}| = \sqrt{\left(\frac{z(x,y)}{\delta x}\right)^2 + \left(\frac{z(x,y)}{\delta y}\right)^2} \quad (5.4)$$

In Abbildung 5.7c und d ist die Suche des lokalen Maximums ohne und mit der gradientenbasierten Nebenbedingung dargestellt. Bei keiner Verwendung dieser Nebenbedingung wird das Messartefakt als statische Schneide detektiert. Durch den Ausschluss von Punkten bei einem Überschreiten des Grenzwertes werden die rot markierten Punkte im Rahmen der Optimierung ausgeschlossen. Hierdurch ergibt sich das korrekte, lokale Maximum in der Mitte des Kornes (vgl. Abbildung 5.7d).

Durch eine endliche Anzahl von subjektiv gewählten Startwerten können somit sämtliche statischen Schneiden innerhalb einer Topographieaufnahme ermittelt werden, siehe Abbildung 5.4: Lokale Maximaermittlung. Durch die Anwendung dieser Vorgehensweise auf eine ausreichende Zahl an einzelnen Topographieaufnahmen kann die Schneidenraumverteilung $\xi_{\text{weib}}(K_G)$ und die Körner pro Schleifscheibenoberfläche $k_A(K_G)$ bestimmt werden, siehe Abbildung 5.4: Verteilung. Über die Anzahl der Körner und die beinhaltende Fläche der Mikroskopaufnahme kann auf die zuletztgenannte Größe $k_A(K_G)$, welche in Tabelle 5.2 für die drei Korngrößen angegeben ist, zurückgeschlossen werden.

Tabelle 5.2: Ermittelte Körner pro Schleifscheibenoberflächeneinheit $k_A(K_G)$ für die unterschiedlichen Korngrößen.

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Körner pro Schleifscheibenoberfläche (B126)	$k_A(B126)$	39,47	Körner/mm ²
Körner pro Schleifscheibenoberfläche (B181)	$k_A(B181)$	20,84	Körner/mm ²
Körner pro Schleifscheibenoberfläche (B252)	$k_A(B252)$	15,50	Körner/mm ²

³Im vorliegenden Fall liegt der Schwellwert bei 0,001.

Aurich *et al.* bestimmten bei einer galvanisch gebundenen Schleifscheibe mit einer B252 Körnung mit einem Durchmesser von $d_s = 400$ mm die spezifische Kornanzahl $k_A = 14$ Körner/mm² [AK12]. Zhi und Malkin ermittelten ebenfalls bei einer neuen, galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheibe durch Messungen bei einem Durchmesser von $d_s = 50,8$ mm und einer B126-Korngröße eine spezifische Kornanzahl von $k_A(B126) = 48$ Körner/mm² [SM03]. Während die Größen im Vergleich zur ersten Quelle gut übereinstimmen, ergibt sich im Vergleich zu der spezifischen Kornanzahl in [SM03] ein kleinerer Wert. Hieraus wird ersichtlich, dass der Herstellungsprozess ebenfalls einen großen Einfluss auf die spezifische Kornanzahl hat und es sinnvoll ist, diese Kennzahl für jede Schleifscheibenspezifikation, insbesondere bei der synthetischen Generierung der Topografie im Rahmen einer GPS, zu ermitteln. Hierbei ist entscheidend, ob z. B. ein Wirbelverfahren oder Streuungsverfahren bei der Anbindung im Nickelbad verwendet wurde. In Abbildung 5.8a–c sind die Histogramme für die Korngrößen B126, B181 und B252 dargestellt. Die Ausprägung der Verteilung ist nach links geneigt, wie z. B. auch in [Hol16, AK12] zu finden ist.

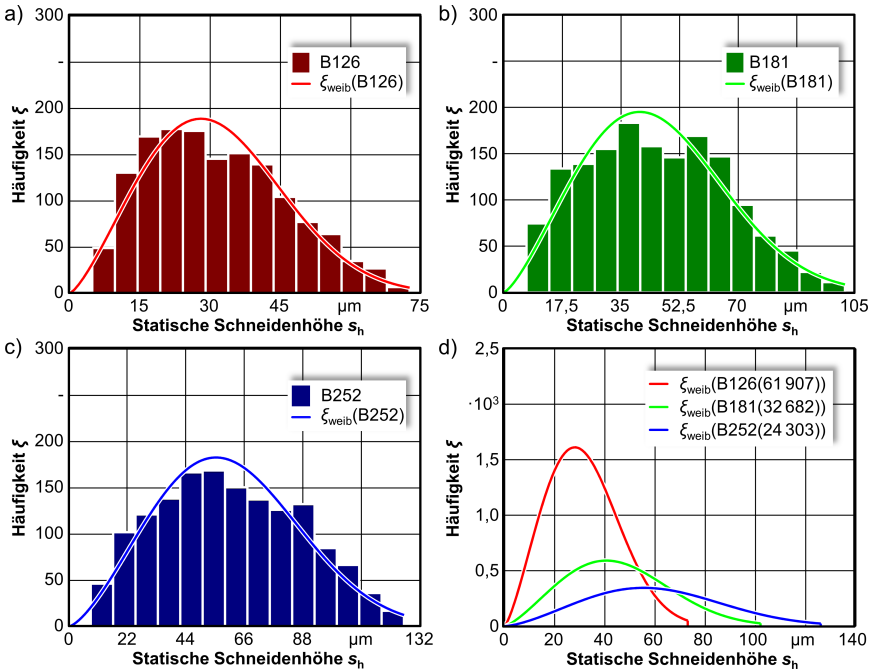


Abbildung 5.8: Ermittelte Histogramme der Schneidenraumverteilung: a) Korngröße B126; b) Korngröße B181; c) Korngröße B252 d) Effektive Schneidenraumverteilungen $\xi_{\text{weib}}(K_G(\mu_{\text{Korn}}))$ der Korngrößen B126, B181 und B252 für die Fläche eines IRS-Werkzeuges mit einem Nenndurchmesser von $d_s = 62,4$ mm, einem Schrappzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ und einer Länge von Schrapp- und Schlichtzone von $b_{s,f} = b_{s,f} = 4$ mm ($A_{\text{ob}} = 1565,455$ mm²). Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die Diskretisierung der Verteilung 1 μm beträgt.

Daher eignet sich eine Weibullverteilung, um die Verteilung in erster Näherung nachzubilden. Der maximale Kornüberstand $s_{h,\max}$ erhöht sich ausgehend von der Korngröße B126 $s_{h,\max}(B126) \approx 73 \mu\text{m}$ über die Korngröße B181 $s_{h,\max}(B181) \approx 102 \mu\text{m}$ bis hin zu der Korngröße B252 $s_{h,\max}(B252) \approx 126 \mu\text{m}$. Dies entspricht einem prozentualen Kornüberstand von $\Delta r_{\text{Korn,max,\%}} = 50,2 \dots 58 \%$. Um einen realitätsnahen Vergleich auf das Schleifwerkzeug zu ziehen, sind in Abbildung 5.8d die Schneidenraumverteilungen bezogen auf die Kornanzahl im relevanten Topographiebereich ermittelt worden. Hierzu kann ausgehend von den normierten Verteilungen $\xi_{\text{weib,norm}}(K_G)$ über die Oberfläche der Schleifscheibe und den $k_A(K_G)$ -Kennwert die Anzahl der Körner berechnet werden. Darauf aufbauend wird die effektive Schneidenraumverteilungen $\xi_{\text{weib}}(K_G(n_{\text{Korn}}))$ bestimmt:

$$\xi_{\text{weib}}(K_G(n_{\text{Korn}})) = \xi_{\text{weib,norm}}(K_G) \cdot k_A(K_G) \cdot A_{\text{ob}} \quad (5.5)$$

mit $A_{\text{ob}} = A_s + A_r = \pi \cdot d_s \cdot b_{s,f} + \left(\frac{d_s}{2} + \left(\frac{d_s}{2} - b_{s,r} \cdot \tan(\chi) \right) \right) \cdot \pi \cdot \frac{b_{s,r}}{\cos(\chi)}$.

Im Rahmen der Formulierung ist A_{ob} die Oberfläche der Schleifscheibe, welche über die Oberfläche der zylindrischen Schlichtzone A_f und der konischen Schrappzone A_r berechnet wird. Die Breite der Schlichtzone ist $b_{s,f}$, die Breite der Schrappzone $b_{s,r}$, der Nenndurchmesser der Schleifscheibe ist d_s und der Schrappzonenwinkel ist χ .

Aufgrund der geringen Korngröße B126 und dem kleinsten Kornüberstand befinden sich mehr Körner auf einem solchen Werkzeug ($n_{B126} = 61\,907$), was sich in einer konzentrierten effektiven Schneidenraumverteilung widerspiegelt. Mit ansteigender Korngröße verbreitert sich die effektive Schneidenraumverteilung bedingt durch die geringere Kornanzahl und den ansteigenden Kornüberstand. Somit stehen weniger Körner im oberen Topographiebereich für die Zerspanung zur Verfügung, welche mehr Material abnehmen müssen.

5.3.2 Ermittlung der Verteilung der Durchmesser der Schleifkörner

Zur Modellierung der Schleifscheibe wird neben der Schneidenhöhenverteilung ebenfalls eine Verteilung für die Korndurchmesser benötigt. Da die Körner über eine umhüllende Kugel mit einem definierten Durchmesser im Rahmen der Simulation modelliert werden, muss aus geeigneten Aufnahmen eine äquivalente Größe ermittelt werden. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Methode entwickelt, um aus zweidimensionalen Mikroskopaufnahmen den umhüllenden Kreis von Körnern zu ermitteln und diesen in erster Näherung als Skalierungsgröße für die umhüllende Kugel zu verwenden.

Im ersten Schritt werden die Körner einzeln und mit einem Lichtmikroskop VHX 5000 der Firma Keyence Deutschland GmbH aufgenommen, siehe Abbildung 5.9a. Die Bilder werden in Matlab geladen und mithilfe der Image Processing Toolbox weiterverarbeitet⁴. Das Bild wird mit optimalen Schärfe- und Kontrastattributen versehen, sodass die anschließende Kantendetektion erleichtert wird. Da je nach Bildformat für ein Farbbild mehrere Farbkanäle pro Bildpunkt vorliegen, wird im nächsten Schritt eine Konvertierung

⁴Insbesondere bei der Bildaufnahme und der -verarbeitung mit der Image Processing Toolbox wirkte Herr Faramarz Hojati maßgeblich mit. Ebenfalls führte er den iterativen Abgleich von den Licht- und Kontrasteinstellungen des Mikroskops und den relevanten Parametern der genutzten Toolboxfunktionen durch, da diese einen starken Einfluss auf die Güte der Randerkennung der Körner haben.

des Bildes in ein Graustufenbild vorgenommen. Bei diesem Bildtyp existiert pro Bildpunkt nur ein Farbkanal, der von weiß bis schwarz geht (vgl. Abbildung 5.9b) und sich daher besser zur automatisierten Detektion von Bildformen eignet. Das Graustufenbild wird mithilfe eines adaptiven Schwellwertalgorithmus in ein Binärbild umgerechnet und der Hintergrund vom Vordergrund getrennt⁵. In Abbildung 5.9c ist das Ergebnis nach der Bildverarbeitung dargestellt.

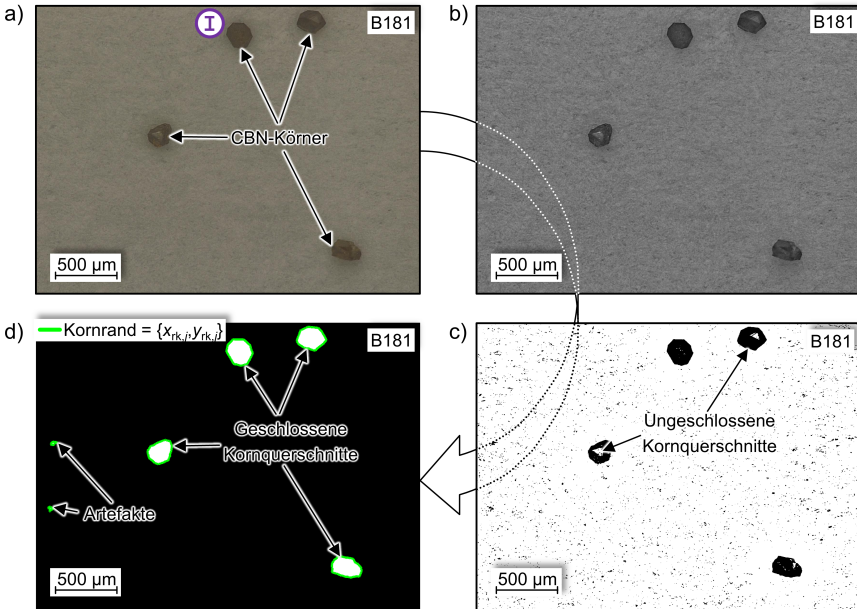


Abbildung 5.9: Detektion der Kornränder mithilfe der Matlab-Image-Processing-Toolbox: a) Mikroskopaufnahme b) Eingeladenes und geschärftes Graustufenbild c) Grundlegende Trennung von Kornbereichen und dem Hintergrund d) Entfernung von kleinen Artefakten sowie Verschließung von Kornquerschnitten bei der Kornbereichsdetektion.

Durch die binäre Bildinformation gibt es nur zwei Bildzustände, die voneinander getrennt in schwarz und weiß dargestellt sind. Im Bild existieren kleine Vordergrundelemente sowie ungeschlossene Kornquerschnitte. Um diese ungewünschten Bildartefakte zu entfernen, werden morphologische Filter angewendet. Zuerst werden die kleinen Bildartefakte im Hintergrund entfernt. Hierzu wird ein „connected-component-Algorithmus“ verwendet, welcher zusammenhängende Bereiche im Bild über die Nachbarschaft-Konnektivität von Pixeln detektiert. Im Weiteren werden die Größen der detektierten Bereiche mit einem Grenzwert verglichen und bei einer Unterschreitung des Wertes entfernt. Im Weiteren wird mithilfe von Methoden morphologischer Filter sowie morphologischer Rekonstruktion innenliegende, nicht ausgefüllte Bereiche der Kornquerschnitte identifiziert und für diese dann Vordergrundeigenschaften definiert, was i. d. R. zu einem geschlossenen Kornquer-

⁵Die entsprechende Matlab-Funktion „adaptiveThreshold“ wurde der Matlab-File-Exchange-Datenbank entnommen und von Herrn *Guanglei Xiong* entwickelt und freundlicherweise bereitgestellt.

schnitt führt. In Abbildung 5.9d ist das Bild nach dem Einsatz der morphologischen Filter dargestellt, wobei eine Invertierung zwischen den Eigenschaften von den Vordergrund- und Hintergrundelementen durchgeführt wurde. Abschließend werden für die einzelnen Kornregionen wiederum mit einem „connected-component-Algorithmus“ die Ränder des Kornes gefunden⁶.

Wie oben erwähnt, wird der umhüllende Kreis der Punktmenge des Kornrandes gesucht, wobei als Beispiel das Korn **I** für die folgende Betrachtung gewählt worden ist (vgl. Abbildung 5.9a). Zur Lösung dieses Problems, wird ein iteratives Optimierungsverfahren genutzt, was im Folgenden anhand von Abbildung 5.10 erläutert wird.

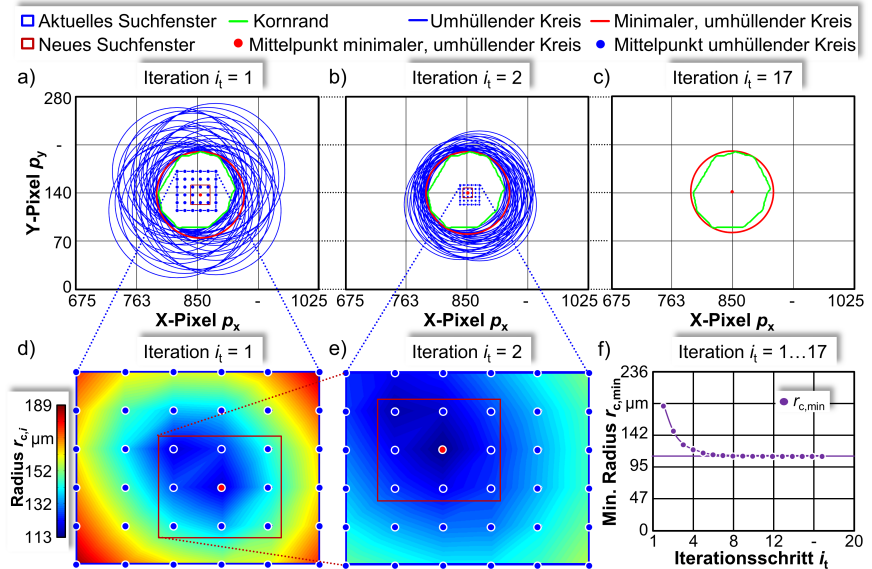


Abbildung 5.10: Ermittlung des Radius des minimalen, umhüllenden Kreises mithilfe des iterativen Optimierverfahrens: a) Optimierung mit dem initialen Suchfenster mit 6×6 -Werten für den Kreismittelpunkt mit eingezeichneten minimal umhüllenden Kreisen im Iterationsschritt $i_t = 1$; b) Optimierung mit Suchfenster und eingezeichneten Werten für den Iterationsschritt $i_t = 2$; c) Optimierung mit Suchfenster und eingezeichneten Werten für den Iterationsschritt $i_t = 17$; d) Kreisradius r_i für die einzelnen Kreismittelpunkte $\{x_{c,i}, y_{c,i}\}$ im Iterationsschritt $i_t = 1$; e) Kreisradius r_i für die einzelnen Kreismittelpunkte $\{x_{c,i}, y_{c,i}\}$ im Iterationsschritt $i_t = 2$; f) Entwicklung des minimalen, umhüllenden Kreisradius $r_{i,\min}$ nach der Iterationsschrittzahl.

Ein Kreis kann vollständig mit dem x_c - und y_c -Wert des Kreismittelpunktes sowie dem Radius des Kreises r_c beschrieben werden. Im Rahmen der Optimierung wird der Mittelwert aller x - bzw. y -Werte der Punktmenge definiert. Ausgehend von diesem Punkt werden entsprechend einer initialen Suchfenstergröße 6×6 -Werte für den Kreismittelpunkt, die Werte $x_{c,i}$ und $y_{c,i}$, definiert (vgl. Abbildung 5.10a). Für jeden Mittelpunkt $\{x_{c,i}, y_{c,i}\}$ wird

⁶Im Rahmen der Bildverarbeitung wurden folgende Funktionen der Matlab-Image-Processing-Toolbox verwendet: imsharpen, rgb2gray, bwareaopen, imfill, bwmorph, imclose

der maximale Abstand von den Punkten des Kornrandes $r_{c,i}$ nach Gleichung 5.6 berechnet und als Radius dieses Kreises definiert. Dieser Kreis beinhaltet somit für den gegebenen Mittelpunkt sämtliche Punkte des Kornrandes $\{y_{rk,j}, y_{rk,j}\}$.

$$r_{c,i} = \max\left(\sqrt{(x_{c,i} - x_{rk,j})^2 + (y_{c,i} - y_{rk,j})^2}\right) \quad \text{mit} \quad x_{c,i} = \{x_{c,1} \dots x_{c,n}\} \quad (5.6)$$

$$y_{c,i} = \{y_{c,1} \dots y_{c,n}\} \quad x_{rk,j} = \{x_{rk,1} \dots x_{rk,n}\} \quad y_{rk,j} = \{y_{rk,1} \dots y_{rk,m}\}$$

In Abbildung 5.10a sind für den ersten Schritt sämtliche so bestimmten Kreise $\{x_{c,i}, y_{c,i}, r_{c,i}\}$ der 6×6 -Mittelpunkte in blau eingezeichnet. Die ermittelten Radien sind in Abbildung 5.10b eingezeichnet, aus denen der minimale gültige Radius über $r_{c,\min} = \min(r_{c,i})$ ermittelt wird. Das so ermittelte Werte-Tripel $\{x_{c,\min}, y_{c,\min}, r_{c,\min}\}$ wird als minimaler, umhüllender Kreis für den Iterationsschritt $i_t = 1$ definiert. Um den Mittelpunkt $\{x_{c,\min}, y_{c,\min}\}$ wird im nächsten Iterationsschritt ein neues Suchfenster mit halber Breite und Länge erstellt. Wiederum werden 6×6 äquidistante Mittelpunkte definiert, und die Ermittlung des minimalen Radius $r_{c,\min}$ verläuft wieder nach dem oben beschriebenen Berechnungsprinzip (vgl. Abbildung 5.10b und e).

Wenn die Höhe oder die Breite des Suchfensters unter einer Pixellänge von $p_1 < 0,001$ liegt⁷, ist das Abbruchkriterium erreicht, und der minimale umhüllende Kreis ist für das Korn $\{x_{c,\text{opt}}, y_{c,\text{opt}}, r_{c,\text{opt}}\}$ gefunden. Im vorliegenden Fall tritt das Abbruchkriterium im Iterationsschritt $i_t = 17$ ein (vgl. Abbildung 5.10c). Der minimale Radius $r_{c,\min}$ über die Iterationsschritte ist in Abbildung 5.10f dargestellt. Dieser Wert nähert sich von oben mit steigender Iteration dem Grenzwert $r_{c,\text{opt}}$ an. Über den Maßstab der Bilder kann ein Zusammenhang zwischen dem Radius in Pixel- und der wirklichen Länge ermittelt werden. Im vorliegenden Fall entspricht eine Pixellänge von 1 einer wirklichen Länge von $1,89 \mu\text{m}$. In Abbildung 5.11a ist eine exemplarische Mikroskopaufnahme dargestellt, auf die die beschriebene Vorgehensweise angewendet worden ist. Insgesamt werden sechs Kornbereiche detektiert, wobei zwei Messartefakte ausgewählt wurden, welche aus dem Hintergrund resultieren.

Unter der Anwendung der Methode auf eine endliche Anzahl an Mikroskopaufnahmen und der Umrechnung auf den umhüllenden Durchmesser d_{Korn} (vgl. Gleichung 5.7) ergibt sich das in Abbildung 5.11b gezeigte Histogramm für eine Korngröße von B126. In diesem befinden sich zwei lokale Maxima bei $d_{\text{Korn}} \approx 50 \mu\text{m}$ sowie $d_{\text{Korn}} \approx 180 \mu\text{m}$, von denen aus die Häufigkeit in beide Richtungen abnimmt. Unter Berücksichtigung der Korngröße kann die ansteigende Häufigkeit auf das zweite lokale Maximum eingeschränkt werden, während das erste lokale Maximum durch die kleinen Messartefakte zustande kommt. In Abbildung 5.11c sind exemplarisch einige für die Ermittlung des umhüllenden Durchmessers kritische Messbereiche dargestellt.

$$d_{\text{Korn}} = r_{c,\text{opt}} \cdot 1,89 \mu\text{m} \cdot 2 \quad (5.7)$$

Somit kann es an den Bildrändern zu nicht vollständig detektierten Kornbereichen kommen. Weiterhin können neben den kleinen Messartefakten ebenfalls große Messartefakte, welche aber im Allgemeinen eine längliche Ausprägung besitzen, auftreten.

⁷Diese Pixellänge entspricht bei den aufgenommenen Bildern einer realen Länge von $0,00189 \mu\text{m}$

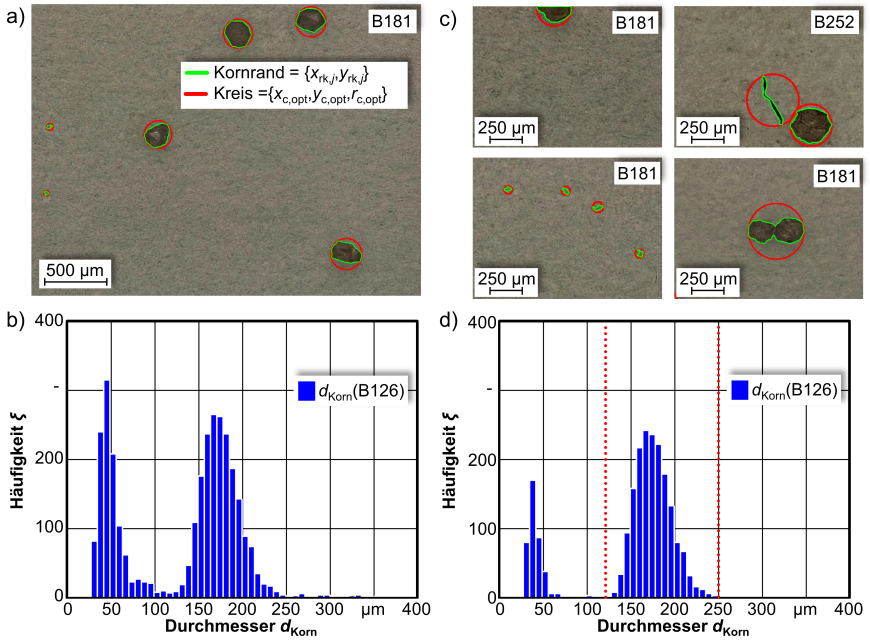


Abbildung 5.11: Ermittlung des Histogramms für die Korndurchmesser d_{Korn} des umhüllenden, minimalen Kreises: a) Bearbeitete Mikroskopaufnahme mit eingezeichneten Kornrändern und minimal umhüllenden Kreisen; b) Ermitteltes Histogramm für die Korndurchmesser bei einer Korngröße von B126; c) Relevante Bildbereiche für die Filterung; d) Gefiltertes Histogramm mit eingezeichneten, relevanten Bereichen für die Bestimmung der Durchmesserverteilungen bei einer Korngröße von B126.

Ebenfalls kann es durch eine unzureichende Vereinzelung der Körner zu der Detektion eines Mehrfachkorns kommen. Aus diesen Gründen werden ermittelte Korndurchmesser nach folgenden Kriterien aussortiert:

1. Aussortierung von Kornbereichen, welche einen direkten Kontakt zu den Rändern haben.
2. Über Gleichung 5.8 wird ein normiertes Flächenverhältnis A_{norm} zwischen der detektierten Kornquerschnittsfläche A_{Korn} und der Fläche des umhüllenden Kreises A_{uK} berechnet. Bei der verwendeten Kornart handelt es sich um blockiges Korn. Daher werden längliche Körner, welche ein normiertes Flächenverhältnis von $A_{\text{norm}} < 0.5$ besitzen und auf Messartefakte sowie eine Mehrfachkorndetektion hindeuten, aussortiert.

$$A_{\text{norm}} = A_{\text{Korn}} / (\pi/4 \cdot d_{\text{Korn}}^2) \quad (5.8)$$

Nach der Anwendung der beiden Kriterien ergibt sich das in Abbildung 5.11d dargestellte Histogramm. Während um den Bereich um das zweite lokale Maximum $d_{\text{Korn}}(\text{B126}) \approx 180 \mu\text{m}$ nur geringfügige Veränderungen aufgetreten sind, haben sich die Häufigkeiten

im Kornbereich des ersten lokalen Maximums $d_{\text{Korn}}(\text{B126}) \approx 50 \mu\text{m}$ und im Übergangsbereich zwischen beiden lokalen Maxima deutlich reduziert. Für die Ermittlung der Verteilung der Durchmesser wird der in Abbildung 5.11d mit roten Linien markierte Bereich gewählt, da es sich bei den anderen auftretenden Durchmessern aufgrund ihrer Größe um noch im Histogramm verbliebene Messartefakte handelt.

In Abbildung 5.12a ist eine so ermittelte Verteilung für eine Korngröße B126 dargestellt. Aufgrund der leicht nach links geneigten Häufigkeitsverteilung wurde eine logarithmische Normalverteilung zur Nachbildung gewählt. Durch die normierte Ermittlung der Verteilung kann diese für eine beliebige Anzahl an Körnern bestimmt werden.

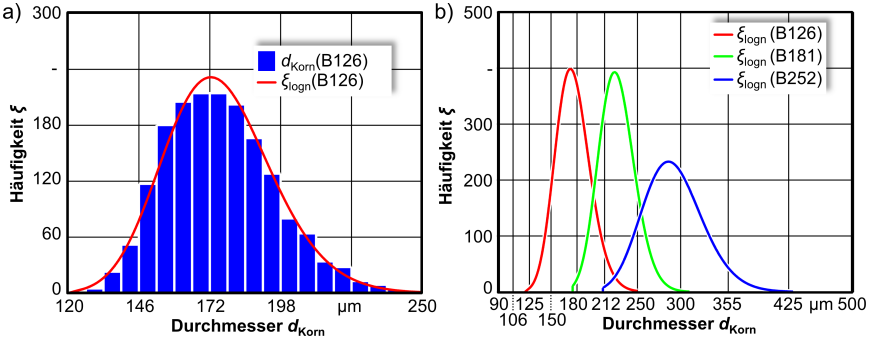


Abbildung 5.12: Ermittlung der Verteilungen der Korndurchmesser: a) Verteilung der Korndurchmesser d_{Korn} , nachgebildet durch eine logarithmische Normalverteilung, für die Korngröße B126; b) Logarithmische Normalverteilung der Korngrößen B126, B181 und B252 bei einer Kornanzahl von $n_{\text{Korn}} = 20\,000$ und einer Einteilung der Klassen in $1 \mu\text{m}$ Schritten.

In Abbildung 5.12b sind für die Korngrößen $K_G = \text{B126, B181 und B252}$ die ermittelten logarithmischen Normalverteilungen für eine Kornanzahl von $n_{\text{Korn}} = 20\,000$ dargestellt. Mit einer Erhöhung der Korngröße vergrößert sich ebenfalls das Maximum der Verteilungen entsprechend. Dieses befindet sich aufgrund der Berechnungsweise des umhüllenden Kreises über dem Nennwert der Korngröße ($d_{\text{Korn}}(\text{B126}) = 172,5 \mu\text{m}$; $d_{\text{Korn}}(\text{B181}) = 223,2 \mu\text{m}$; $d_{\text{Korn}} = 285,9 \mu\text{m}$). Die Verteilungen verbreitern sich mit ansteigender Korngröße, wodurch sich das Maximum ebenfalls verkleinert. In Abbildung 5.12b ist die Einteilung der x-Achse entsprechend der Nennmaschinenweite [DIN13] in Mikrometern angegeben. Diese steigt mit grober werdenden Siebklassen an, sodass eine höhere Streuung bei den größeren Korngrößen vorliegt.

5.3.3 Nachbildung der Topographie im Simulationssystem

Innerhalb dieses Kapitels wird auf den Aufbau der synthetischen Topographie eingegangen. Die Kornmorphologie wird über die Verschneidung von einem Oktaeder, einem Tetraeder und einem Kubus mit der Skalierung des Durchmessers der umhüllenden Kugel erstellt. Hierbei wird aufbauend auf den Arbeiten von *Baily und Morphes* [BH95] zur Modellierung von unterschiedlichen Kornformen das einzelne Korn mittels einer Verschneidung aus einem Tetraeder, einem Oktaeder und einem Kubus die entsprechende

Kornform modelliert (vgl. Abbildung 5.13a). Um die unterschiedlichen Kornformen zu erhalten, wird die Größe der einzelnen Primitiva relativ zueinander verändert, sodass sich die Kornformen, die in Abbildung 5.13a dargestellt sind, ergeben. In diesem Rahmen werden Kornindizes in zwei Richtungen definiert, welche die Größe von jeweils zwei Primitiva skaliert, siehe Abbildung 5.13b. Die Größe bzw. der Durchmesser des Kornes wird über die umhüllende Kugel nachgebildet, wodurch das numerische Element skaliert werden kann.

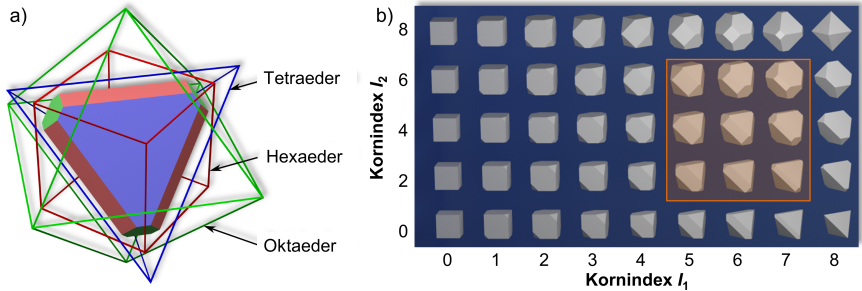


Abbildung 5.13: Kornmodellierung nach [SSK⁺15, HMS⁺15]: a) Verschnidung der einzelnen Primitiva zur Kornerstellung; b) CBN-Kornmorphologie, eingeteilt nach den beiden Kornindizes.

Weiterhin wird eine Normalverteilung innerhalb der vorgegebenen Kornformgrenzen verwendet, siehe Abbildung 5.13b. Die Kornform wird somit über die Skalierung der einzelnen Primitiva erzeugt (vgl. Abbildung 5.13a). Die Kornmorphologie wurde entsprechend den Herstellerangaben des Kornes angegeben und zusätzlich mit lichtmikroskopischen Aufnahmen überprüft. In Abbildung 5.14a ist der grundlegende Ablauf bei der Korngenerierung dargestellt. Das Korn wird als umhüllende Kugel mit einem Durchmesser $d_{s,um}$ und einem Mittelpunkt $m_k(x, y, z)$ definiert. Hierbei wird die in Kapitel 5.3.2 ermittelte Verteilung der umhüllenden Kugel in Form des Durchmessers des zu modellierenden Kornes verwendet. Zunächst erfolgt eine Verschiebung des Mittelpunktes entlang der z -Achse unter Nutzung einer Gleichverteilung, wodurch die axiale Position des Kornes festgelegt wird. Ebenfalls wird die x -Position auf den vorliegenden Ausgangsradius der Nickelschicht $r_{s,Ni}$ gesetzt, welcher in der Schlichtzone konstant ist und in der Schrappzone über den Schrappzonenwinkel χ berechnet wird. Im Weiteren wird die x -Koordinate des Kornmittelpunktes der umhüllenden Kugel nach Gleichung 5.9 festgelegt. In dieser Gleichung entspricht $s_{h,um}$ dem vorgegebenen Kornüberstand.

$$m_k(x) = r_{s,Ni} + s_{h,um} - \frac{1}{2} \cdot d_{s,um} \quad (5.9)$$

Durch eine Gleichverteilung der ermittelten Winkel φ_{xy} wird der Mittelpunkt des Kornes um die Werkzeugachse rotiert, sodass hiernach die y -Koordinate $m_k(y)$ und die x -Koordinate $m_k(x)$ final festgelegt sind. Um übereinanderliegende Körner bei der Platzierung zu vermeiden, findet anhand des Mittelpunktes des Kornes $m_k(x, y, z)$ und dem Durchmesser der umhüllenden Kugel $d_{s,um}$ eine Kollisionsprüfung mit bereits existierenden Körnern

statt. Hierbei wird einer Überschneidung der umhüllenden Kugel der Körner um 20 % der Streubreite der jeweiligen Korngröße zugelassen (vgl. Abbildung 5.8). Dies dient zur Modellierung von Kornanhäufungen, welche auch bei den realen Schleifscheiben auftreten können (vgl. Abbildung 5.6d). Sollte dieser Abstand überschritten werden, wird das Korn gelöscht und die Schritte ①–④ beginnen erneut. Im Weiteren wird die Kornorientierung festgelegt, bei der das CSG-Objekt um seine drei Kornachsen $r_1 \dots r_3$ rotiert wird, wobei dieser Vorgang mit gleichverteilten Winkeln von $\varphi_{12} = \varphi_{23} = \varphi_{31} = 0^\circ\text{--}360^\circ$ geschieht, siehe Abbildung 5.14a.

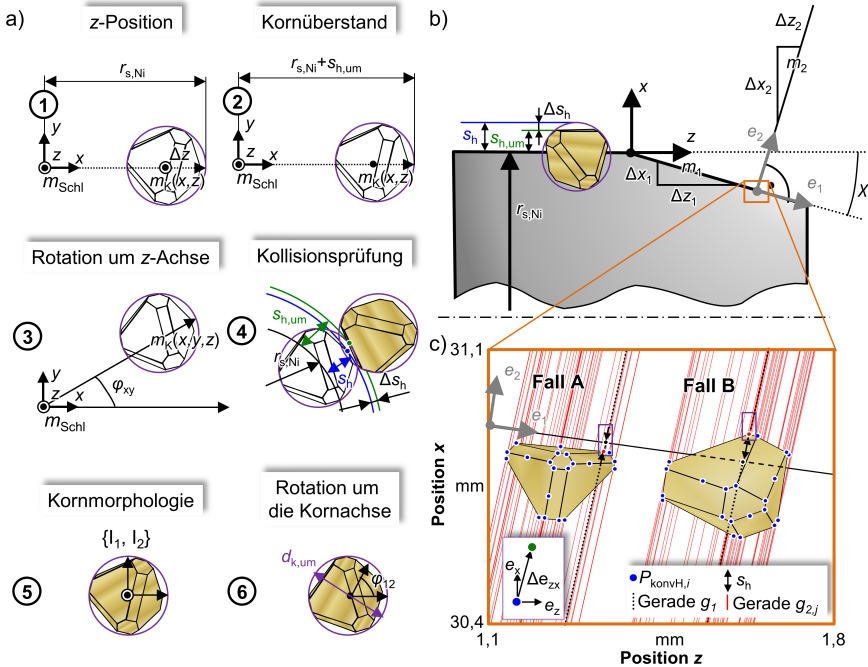


Abbildung 5.14: Herausforderung bei der Implementierung der Schneidenraumhöhe in der mesoskopischen GPS: a) Grundlegende, originale Vorgehensweise bei der Kornplatzierung; b) Vorgehensweise zur Berechnung des wirklichen Kornüberstandes innerhalb der Schlichtzone; c) Vorgehensweise bei der Berechnung des Kornüberstandes innerhalb der Schrappzone.

In Abbildung 5.14a ④ ist die wirklich vorliegende, äquivalente Schneidenraumhöhe s_h im Vergleich zur vorgegebenen Schneidenraumhöhe $s_{h, um}$ basierend auf der Umhüllenden des Korns eingezeichnet. Es wird ersichtlich, dass bedingt durch die Kornlage innerhalb der Umkugel eine Abweichung Δs_h zwischen den beiden Größen vorliegt. Diese ist abhängig von der Kornorientierung, der Kornform sowie der Korngröße und somit von der Lage der Eckpunkte des Korns. Um die wirklich vorliegende Schneidenraumhöhe der Körner $s_{h, um}$ zu bestimmen, werden die Eckpunkte des Korns durch die Punkte der konvexen Hülle

$\{x_{\text{konvH},i}, y_{\text{konvH},i}, z_{\text{konvH},i}\}$ der CSG-Formulierung berechnet⁸. Im Weiteren werden die Körner in Abhängigkeit von Schrupp- und Schlichtzone getrennt voneinander betrachtet. Im Bereich der Schlichtzone wird die Schneidenhöhe des Kornes s_h über den maximalen Radius der dem Korn zugehörigen Punkte der konvexen Hülle und dem Radius der Nickelschicht $r_{s,\text{Ni}}$ nach Gleichung 5.10 ermittelt (vgl. Abbildung 5.14b).

$$s_h = \max\left(\sqrt{(x_{\text{konvH},i})^2 + (y_{\text{konvH},i})^2}\right) - r_{s,\text{Ni}} \quad (5.10)$$

Innerhalb der Schruppzone muss die konische Form mitberücksichtigt werden. Zunächst werden die Punkte des Kornes zurück auf den Winkel $\varphi_{xy} = 0^\circ$ rotiert und dann innerhalb der x - z -Ebene betrachtet. In Abbildung 5.14c ist in Abhängigkeit von der z - und x -Koordinate entlang der axialen Richtung der Schleifscheibe der Kornüberstand senkrecht zum Konus ausgehend von dem eingezeichneten Koordinatensystem dargestellt. Die Steigung parallel zur Schruppzone kann mit $m_1 = -\tan(\chi)$ und lotrecht zu dieser mit $m_2 = 1/\tan(\chi)$ ausgedrückt werden. Ausgehend von jedem konvexen Eckpunkt des Kornes werden nun Geraden in Richtung e_2 definiert, für die der Schnittpunkt mit der Geraden in Richtung der Schruppzone e_1 gesucht wird (vgl. Abbildung 5.14c). Für jeden konvexen Punkt $\{z_{\text{konvH},i}, x_{\text{konvH},i}\}$ wird somit der Schnittpunkt $\{z_{\text{sp},j}, x_{\text{sp},j}\}$ von den jeweils vorliegenden Geraden berechnet:

$$\begin{aligned} x_j &= m_1 \cdot z_j + b_1 \quad \wedge \quad x_j = m_2 \cdot z_j + b_{2,j} \\ \Leftrightarrow \quad z_{\text{sp},j} &= \frac{b_1 - b_{2,j}}{(m_2 - m_1)} \quad \wedge \quad x_{\text{sp},j} = m_1 \cdot z_{\text{sp},j} + b_1. \end{aligned} \quad (5.11)$$

Hierbei ist b_1 bzw. $b_{2,j}$ der x -Achsenabschnitt der beiden Geraden, wobei der Punkt $P_1 = \{0, r_{s,\text{Ni}}\}$ bzw. $P_2 = \{z_{\text{konvH},i}, x_{\text{konvH},i}\}$ zur Ermittlung genutzt wird. Über Gleichung 5.12 kann von den Schnittpunkten die Distanz der jeweiligen konvexen Punkte berechnet werden.

$$\Delta d_i = \sqrt{((z_{\text{sp},j} - z_{\text{konvH},i})^2 + (x_{\text{sp},j} - x_{\text{konvH},i})^2)}. \quad (5.12)$$

Im Weiteren werden zwei auftretende Fälle unterschieden. Wenn alle konvexen Punkte des Kornes sich unter der Schruppzone befinden, wird als Kornüberstand $s_h = \min(\Delta d_i)$ berechnet (vgl. Abbildung 5.14c: Fall A). Falls einer oder mehrere konvexe Punkte des Kornes oberhalb der Schruppzone liegt, wird der Kornüberstand als $s_h = -\max(\Delta d_i)$ definiert. In Abbildung 5.15a sind die auftretenden Häufigkeitsverteilungen von der original, vorgegebenen Schneidenraumverteilung $s_{h,\text{um}}$ dargestellt. In Abbildung 5.15b ist die Differenz dieser Größe von der tatsächlich, vorliegenden Schneidenraumhöhe s_h , welche nach Gleichung 5.13 berechnet wurde, eingezeichnet.

$$\Delta s_h = |s_{h,\text{um}} - s_h| \quad (5.13)$$

Bei einer Differenz von $\Delta s_h = 0 \mu\text{m}$ tritt die größte Häufigkeit auf, welche bis hin zu einer Differenz von $\Delta s_{h,\text{max}} = 38,5 \mu\text{m}$ abfällt. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die y -Achse in Abbildung 5.15b mit einer logarithmischen Teilung erstellt wurde, um die

⁸Im vorliegenden Fall wurde das Grafikprogramm „Blender“ mit einem Python-Skript, welches freundlicherweise von Tobias Siebrecht bereitgestellt wurde, für diese Aufgabe verwendet. Die weitere Umsetzung der Ermittlung des Kornmaximums und der Kornverschiebung erfolgte in Matlab.

maximale Abweichung $s_{h,max}$ deutlich zu machen. Bei der Korngröße B126 beträgt somit die maximale Abweichung der Kornüberstandshöhe 50 % vom maximalen vorgegebenen Kornüberstand. Da insbesondere für die genaue Nachbildung des Schleifprozesses der obere Teil der Topographie entscheidend ist, da hier die Korneingriffe vollzogen werden, kann diese Abweichung nicht vernachlässigt werden.

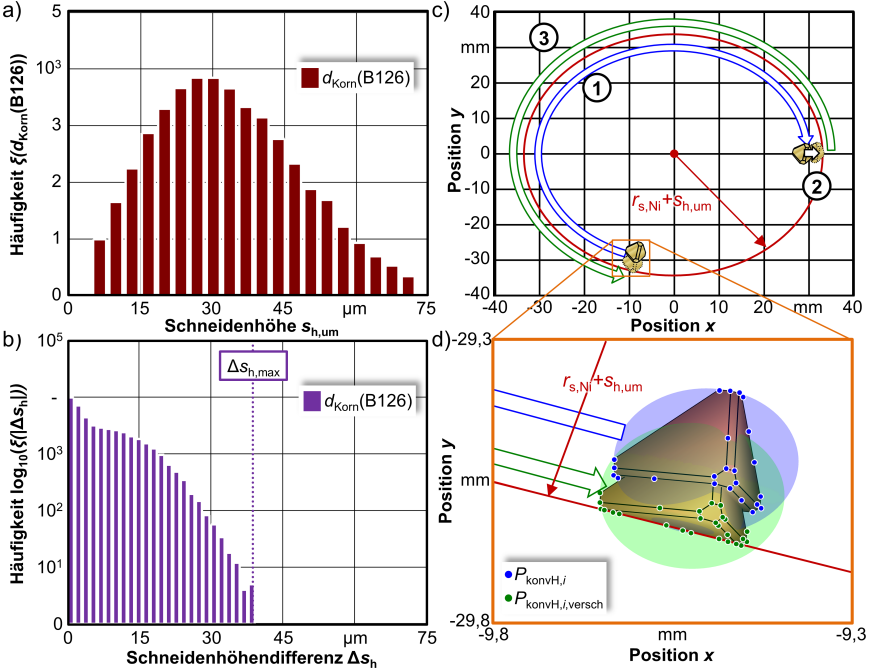


Abbildung 5.15: Ermittlung der genauen Topographie: a) Vorgegebene Schneidenraumverteilung für eine Korngröße $K_G = B126$; b) Differenz zwischen vorgegebenem Schneidenüberstand $s_{h,um}$ und erzeugtem Schneidenüberstand s_h c) Grundlegende Vorgehensweise bei der Kornverschiebung; d) Konvexe Hülle eines CSG-Korns mit Kornumhüllenden vor und nach der Verschiebung.

Die grundlegende Vorgehensweise zum Erhalt der wirklichen Topographie ist in Abbildung 5.15c dargestellt. Zunächst wird das Korn mit seinen konvexen Punkten zurück in die Modellierungsebene rotiert. Hiernach wird das Korn basierend auf der Differenz Δs_h , welche nach der oben beschriebenen Vorgehensweise in Abhängigkeit von der axialen Position getrennt nach Schlicht- und Schruppzone berechnet wird, in die entsprechende Richtung entlang der x -Achse um den Betrag Δx bzw. in e_{zx} -Richtung um den Betrag Δe_{zx} verschoben (vgl. Gleichung 5.14).

$$\begin{aligned}
 &\text{für die Schlichtzone : } \Delta x = s_h \pm s_{h,um} && \wedge \Delta y = \Delta z = 0 \\
 &\text{für die Schruppzone : } \Delta e_{zx} = s_h \pm s_{h,um} && \wedge \Delta y = 0 \\
 &\text{mit } \pm := - \text{ für Fall A} && \wedge \text{ mit } \pm := + \text{ für Fall B}
 \end{aligned} \tag{5.14}$$

Für die Verschiebung innerhalb der Schrappzone wird das lokale Koordinatensystem e_z - e_x eingeführt, welches den Ursprung in dem maximal herausragenden Punkt der konvexen Hülle – vor der Verschiebung – besitzt (vgl. Abbildung 5.14d ① blauer Punkt). Im Weiteren werden zwei Bedingungen für den zu verschiebenden Punkt definiert. Zum einen muss sich der Punkt auf der Geraden in Richtung e_{zx} befinden und zum anderen den Abstand Δe_{zx} vom Ursprung besitzen (vgl. Abbildung 5.14d ① grüner Punkt). Hieraus ergeben sich die in Gleichung 5.15 dargestellten Formulierungen, welche durch die Verwendung der pq-Formel zu den jeweiligen resultierenden Δe_x - und Δe_z -Werten führt.

$$\begin{aligned}
 e_x &= m_2 \cdot e_z + b \quad \wedge \quad e_z^2 + e_x^2 = \Delta e_{zx}^2 \\
 \Leftrightarrow \quad (e_z)^2 + (m_2 \cdot e_z + b)^2 - \Delta e_{zx}^2 &\Leftrightarrow \quad e_z^2 - \frac{\Delta e_{zx}^2}{(m_2^2 + 1)} = 0 \\
 \Rightarrow \Delta e_{zx} > 0 \Rightarrow e_z &= \pm \sqrt{\frac{\Delta e_{zx}^2}{(m_2^2 + 1)}} \quad \Delta e_z = \Delta z \wedge \Delta x = m_2 \cdot \Delta z \wedge \Delta y = 0 \\
 \text{mit } \pm := + \text{ für } \Delta e_{zx} > 0 \quad \wedge \quad \text{mit } \pm := - \text{ für } \Delta e_{zx} < 0
 \end{aligned} \tag{5.15}$$

Danach wird das Korn wiederum mithilfe einer Rotationsmatrix zurückrotiert. Der erste und der finale Schritt dieser Vorgehensweise können aus Abbildung 5.15d entnommen werden. Zur Verdeutlichung sind ebenfalls die Kornumhüllenden eingezeichnet, wobei das Ausgangskorn blau und das finale Korn grün dargestellt ist. Die vorgegebene Schneidenraumhöhe des Korns ist in rot in der Abbildung markiert. Die Kornumhüllende des Ausgangskorns endet auf der vorgegebenen Schneidenraumhöhe, wobei der am höchsten herausragende Punkt der konvexen Hülle des verschobenen Korns sich auf der vorgegebenen Höhe befindet. Für sämtliche in dieser Arbeit vorgestellten GPS wurde für jedes einzelne Korn die oben beschriebene Vorgehensweise durchgeführt, um die Topographie mit hoher Abbildungsgüte in die Simulation zu implementieren. In Abbildung 5.16 sind für die in dieser Arbeit verwendeten Korngrößen lichtmikroskopische Aufnahmen den synthetisch erzeugten Topographien gegenübergestellt. Insbesondere die stochastisch verteilten großen Spanräume, die Schneidenraumverteilung, aber auch die Kornanhäufungen und die Kornformen können bei allen Topographien den Korngrößen entsprechend mit hoher Genauigkeit modelliert werden.

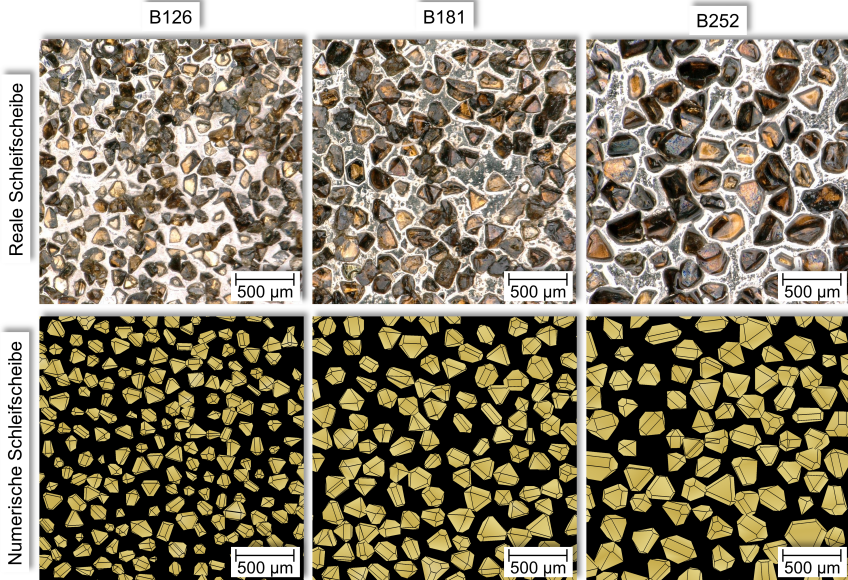


Abbildung 5.16: Gegenüberstellung von lichtmikroskopischen Aufnahmen der Schleifscheiben und der synthetisch erzeugten Topographien für die verwendeten Korngrößen B126, B181 und B252.

5.4 Geometrisch-physikalische Simulation

5.4.1 Grundlegender Aufbau

In den vorangegangenen Kapiteln ist vorgestellt worden, wie eine hochgenaue Abbildung der Werkzeugtopographie erzeugt werden kann. Diese wird als Eingangsgröße für eine mesoskopische GPS des IRS⁹ eingesetzt. Da zum derzeitigen Stand der Technik die Korn-Werkstück-Interaktion im Schleifprozess nicht messtechnisch ermittelt werden kann, werden solche Modellierungstechniken zur Nachbildung der Korneingriffe genutzt (vgl. Kapitel 2.2.1). Das Werkstück wird durch eine endliche Anzahl an Dexeln repräsentiert, wobei ein Dixel ein numerisches Element ist, welches durch einen Anfangspunkt, eine Orientierung und eine Länge beschrieben wird. Durch die Anordnung dieser Elemente mit gleichem Abstand in Form eines Gitters mit radialer Orientierung kann ein zylindrisches Bauteil modelliert werden, siehe Abbildung 5.17. Im Rahmen der verwendeten Methode beschreibt der Dixel ein Volumen, welches durch den Dixelabstand in y - und z -Richtung Δx bzw. Δy definiert wird (vgl. Abbildung 5.17). Somit ist Δ_d die laterale Dixelauflösung im Werkstückgitter, wobei d_z in die axiale Richtung des Werkstückes gerichtet und Δd_y besitzt eine Orientierung in Umfangsrichtung und ist in Bogenlänge definiert. d_r ist in Radiusrichtung zum Werkstückmittelpunkt orientiert.

⁹Im Rahmen der Arbeit wurde die GPS des IRS nur zur Berechnung der mesoskopischen Eingriffsverhältnisse genutzt. Die grundlegende Erstellung der GPS wurde von Sven Odendahl, Rafael Joliet und Tobias Siebrecht am ISF vollzogen.

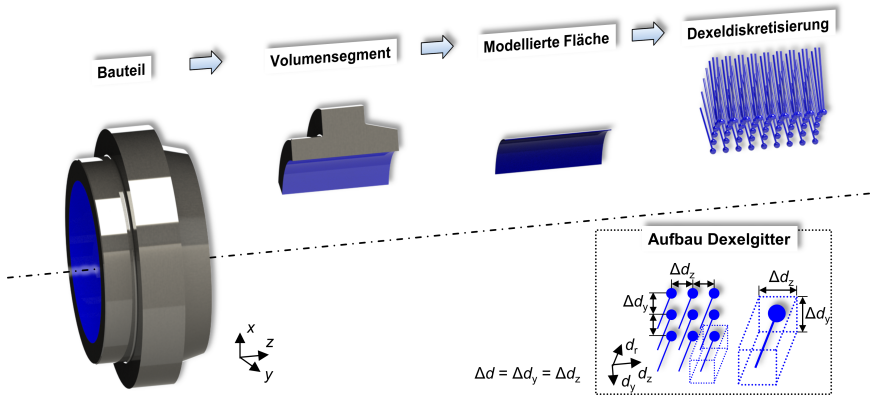


Abbildung 5.17: Abstraktion und Diskretisierung des Werkstücks durch ein radial angeordnetes Daxelgitter.

Bei der geometrisch-physikalischen Modellierung, welche überwiegend bei Prozessen mit einfachen Eingriffsbedingungen, wie z. B. Flachsleifen, verwendet wird, reicht es in der Regel aus, nur zwei Umdrehungen der Schleifscheibe bei einer reduzierten Werkstückbreite nachzubilden [ABB⁺09, Zit99]. Hierbei wird bei der ersten Schleifscheibenumdrehung ein Referenzzustand der Oberfläche geschaffen, wobei im zweiten Überlauf des Werkzeugs meso- und makroskopische schleifspezifische Kenngrößen, wie u. a. die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} oder das Zeitspannvolumen Q_w , berechnet werden können. Das IRS als Längsschleifprozess mit einer axialen Überdeckung der Schleifscheibe mit dem Werkstück zeichnet sich durch einen Einlaufvorgang mit stark variierenden Eingriffsbedingungen aus. In diesem tritt die Schleifscheibe in das Werkstück in axialer Richtung ein, wobei die effektive Breite der Schleifscheibe sich mit der Zeit vergrößert. Entsprechend des Verhältnisses zwischen axialem Vorschub a_f und der effektiven Breite der Schleifscheibe $b_{s,eff}$ wird die stationäre Prozessphase erst nach mehreren Werkstückumdrehungen erreicht. Hierbei beeinflussen die Korneingriffe der vorangegangenen Umdrehungen die resultierenden schleifspezifischen Ergebnisgrößen der aktuellen Umdrehung. Daher muss der Prozess ausgehend vom Anfangszustand bis hin zum stationären Prozessbereich mit einer großen Anzahl von Schleifscheibenumdrehungen simuliert werden. Die Modellierung abstrahiert das komplette Werkstück in Form der innenliegenden Fläche der Bohrung, welche im ersten Schritt als Fläche und dann als radiales Daxelgitter diskret abgebildet wird (vgl. Abbildung 5.17). Im Gegensatz zum Werkstück wird das Schleifwerkzeug durch Constructive-Solid-Geometry-(CSG-)Elemente modelliert. Entsprechend der Daten und Verteilungen basierend auf der Topographieanalyse (vgl. Kapitel 5.3.1) und der ermittelten Durchmesservertelung (vgl. Kapitel 5.3.2) werden die Körner, wie es in Kapitel 5.3.3 ausführlich behandelt wird, modelliert.

Um ebenfalls das Touch-Dressing der CBN-Schleifscheiben im Simulationsmodell zu berücksichtigen, werden die numerischen Körner des CSG-Werkzeugs mit einem idealen Zylinder verschnitten, dessen Durchmesser dem letztendlichen Abrichtdurchmesser entspricht. Somit entstehen abgeflachte Körner, welche auch am realen Werkzeug vorhanden sind. *Herzenstiehl* nutzte eine ähnliche Modellierungstechnik bei der Nachbildung

von gesetzten CBN-Schleifscheiben (vgl. [Her09]). Durch einen Zylinder wurden die Schleifkörner im Rahmen einer mesoskopischen GPS beschnitten, um den stationären Verschleißzustand des Werkzeugs näherungsweise abzubilden.

Während der Simulation werden sowohl das Werkstück als auch die Schleifscheibe entsprechend der Prozesskinematik bzw. der eingestellten -parameter relativ zueinander in diskreten Zeitschritten bewegt, siehe Abbildung 5.18. Bei einer Überlappung eines CSG-Korns mit einem Werkstück-Dexel wird letztgenanntes Element abgeschnitten, sodass die Höhe des Dexels dem Berührungspunkt zwischen Dexel und CSG-Körper entspricht. Hierdurch entsteht der numerische Materialabtrag innerhalb des Simulationssystems. Weiterhin ist es möglich, die Veränderung der schleifspezifischen Zielgrößen, wie z. B. die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} in Abhängigkeit von den Werkstückumdrehungen zu betrachten. Hierfür kann ein repräsentativer Dexel bzw. eine kleine Sektion des Werkstückgitters gewählt werden, um die zeitlichen lokalen Eingriffsbedingungen näher zu analysieren. In Abbildung 5.18b ist ein solcher, repräsentativer Dexel (vgl. blauer Dexel) mit seiner Höhenreduzierung bedingt durch die Schrupp- und Schlichtzone über die Werkstückumdrehungen schematisch dargestellt. Dies erfolgt, um z. B. die Eingriffshistorie von Körnern innerhalb eines Werkstückbereiches beim Innenrundschälens zu ermitteln, nachzubilden und darauf aufbauend FE-Spannungssimulationen durchzuführen [HSZ⁺16].

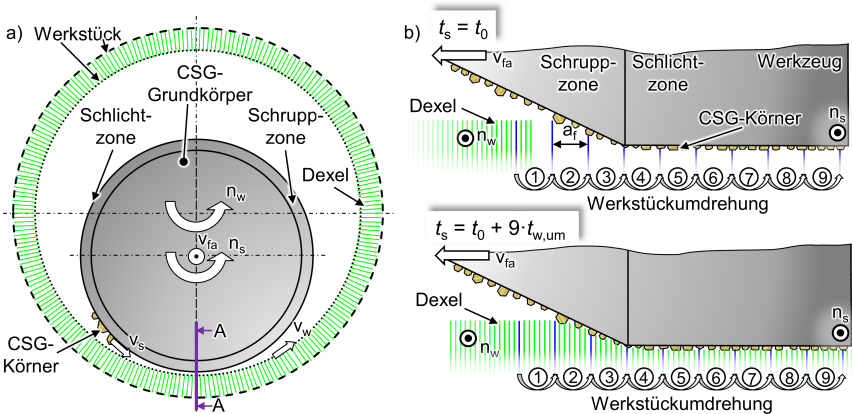


Abbildung 5.18: Aufbau der GPS des IRS: a) Vorderansicht b) Schnitt A-A zu zwei unterschiedlichen Zeitschritten.

Ein einzelnes Korn bewegt sich beim Innenrundschleifen auf einer Helixbahn, welche aus den überlagerten Geschwindigkeiten v_s sowie v_{fa} entsteht. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass ein solches Modellierungsprinzip eine reine Durchdringungsrechnung darstellt, sodass u. a. die elastische und plastische Werkstoffdeformation bei der Spanabnahme, die Spindelnachgiebigkeiten und auch die thermoelastischen Deformationsvorgänge nicht mitberücksichtigt werden können.

5.4.2 Ermittlung des effektiven Spanwinkels

Wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben, ist der Spanwinkel eine entscheidende Einflussgröße auf die am Einzelkorn entstehenden Kräfte und muss daher für eine Kraftmodellierung zur Verfügung stehen. Durch die diskrete Dexelmodellierung der Werkstückoberfläche ist es zum derzeitigen Stand nicht möglich, den Spanwinkel für alle auftretenden Eingriffsbedingungen direkt zu berechnen. Zur Berechnung des Spanwinkels γ_{eff} der einzelnen Eingriffssituationen wurde daher ein geometrisches Ersatzmodell erstellt, welches zum einen die Kornform sowie die aktuelle Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und zum anderen die axiale Position des Dexelschnittes in Kornkoordinaten als Eingangsgrößen verwendet. Aufgrund der ortsbezogenen Formulierung der Einzelkornspannungsdicke wird ebenfalls der Spanwinkel pro Dexelreihe lokal berechnet. In Abbildung 5.19a ist ein CSG-Korn mit den entsprechenden Schnittebenen dargestellt.

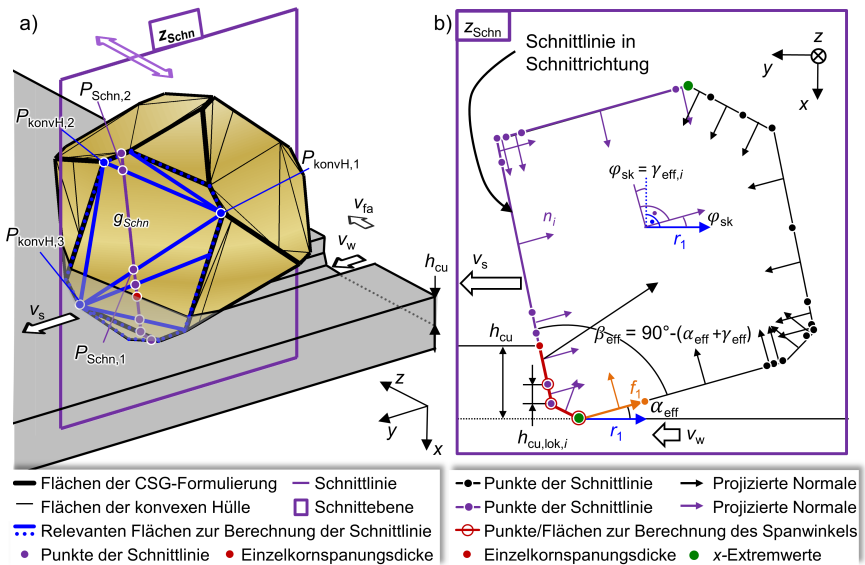


Abbildung 5.19: Methode zur Berechnung des Spanwinkels in Abhängigkeit von der Position z_{Schn} im Kornkoordinatensystem: a) Repräsentation des Kornes durch die CSG-Formulierung und die triangulierte konvexe Hülle mit eingezeichneten Schnittebenen und -linien; b) Schnitt des Kornes an der Position z_{Schn} mit eingezeichneten relevanten Winkeln, Elementen und Parametern, welche zur Berechnung nötig sind.

Die Kornform wird aus dem Simulationssystem exportiert, und innerhalb des Grafikprogramms „Blender“ werden die Punkte der konvexen Hülle berechnet, welche wiederum in Matlab zur weiteren Berechnung eingeladen werden. Dann wird von den Punkten der konvexen Hülle eine Delaunay-Triangulation durchgeführt. Der Unterschied zwischen der CSG-Formulierung mit der Verschneidung von den drei Primitiven und der triangulierten konvexen Fläche kann in Abbildung 5.19a nachvollzogen werden. Die aktuelle Position der Schnittebene am Korn wird aus dem Abstand zwischen Korn und Dexelposition im

Initialzustand der Simulation $\Delta z_{K \leftrightarrow \text{dex}}$ unter Zuhilfenahme der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} und der aktuellen Simulationszeit t_s ermittelt (vgl. Gleichung 5.16). In dieser Formulierung beschreibt $\Delta z_{K \leftrightarrow \text{dex}}$ den Abstand zwischen dem Korn und der jeweiligen Dixelreihe zu Simulationsbeginn.

$$z_{\text{Schn}} = \Delta z_{K \leftrightarrow \text{dex}} - t_s \cdot v_{\text{fa}} \quad (5.16)$$

Im Orthogonalschnitt kann einem Schneidkorn der Freiwinkel α , der Keilwinkel β und der Spanwinkel γ zugeordnet werden (vgl. Abbildung 5.19b und [KK09]). *Holtermann* verwendete in seinen Arbeiten lineare Regressionsrechnungen basierend auf Messdaten in Form von Höhenfeldern, um diese Größe zu bestimmen [HSMB13]. *Rasim* nutzte eine ähnliche Technik und ermittelte zusätzlich noch den Öffnungs- und den Spitzenwinkel des Korns [Ras15].

Angelehnt an den Orthogonalschnitt werden sämtliche Dreieckselemente identifiziert, welche die Schnittebene, die durch die axiale Position z_{Schn} definiert wird, schneiden. Hierbei wird unter Nutzung der Normalform zweier Ebenen – die Schnittebene sowie die jeweilige durch die Punkte $\{P_{\text{konvH},1}, P_{\text{konvH},2}, P_{\text{konvH},3}\}$ der Dreiecksfläche aufgespannte Ebene – die Schnittgerade g_{Schn} ermittelt (vgl. Abbildung 5.19a). Aufbauend auf dieser Schnittgeraden und den Vektoren zwischen den Punkten der Dreiecksfläche können die Schnittpunkte $P_{\text{Schn},1}$ und $P_{\text{Schn},2}$ bestimmt werden. Analog zu dieser Vorgehensweise werden die Schnittpunkte zwischen sämtlichen relevanten Dreiecksflächen und der Schnittebene berechnet, aus deren Gesamtheit sich die Schnittlinie in Schnittrichtung ergibt, siehe Abbildung 5.19a.

Im Weiteren werden die einzelnen Punkte der Schnittlinie ausgehend von x -Minimum und x -Maximum in zwei Bereiche eingeteilt. Die in Abbildung 5.19b lila gezeichnete Linie wird als mögliche Spanfläche definiert, aus der sich der Spanwinkel γ berechnet lässt. Ausgehend vom tiefsten Punkt des Korns werden die relevanten Punkte in Schnittrichtung identifiziert, welche wiederum durch die vorliegende Einzelkornspannungsdicke h_{cu} begrenzt werden. Im Weiteren werden die Normalenvektoren der einzelnen Bereiche benutzt, um einen angenäherten Spanwinkel γ_{eff} zu bestimmen. Durch eine Projektion der Normalenvektoren in die Schnittebene – hierbei wird die z -Komponente der Vektoren gleich 0 gesetzt – und der Annahme eines Vektors r_1 entgegen der Schnittrichtung kann über das Skalarprodukt beider Vektoren der Winkel φ_{sk} berechnet werden. Dieser Winkel entspricht aufgrund der geometrischen Verhältnisse dem Spanwinkel. Wie aus Abbildung 5.19 ersichtlich wird, existieren mehrere Kontaktbereiche zwischen Korn und Werkstück, welche unterschiedliche effektive Spanwinkel $\gamma_{\text{eff},i}$ besitzen. Zur Ermittlung des effektiven Spanwinkels γ_{eff} der Korneingriffssituation wird der gewichtete Mittelwert aller an der Spanabnahme teilnehmenden Bereiche berechnet. Durch eine Gewichtung w_i der entsprechenden Bereiche über die Höhe des Bereichs $h_{\text{cu,lok},i}$ kann nach Gleichung 5.17 ein gewichteter Mittelwert γ_{eff} berechnet werden.

$$\gamma_{\text{eff}} = \frac{\sum_{i=1}^n \gamma_{\text{eff},i} \cdot w_i}{\sum_{i=1}^n w_i} \quad \text{mit} \quad w_i = \frac{h_{\text{cu,lok},i}}{h_{\text{cu}}} \quad (5.17)$$

In der Formulierung bezeichnet $\gamma_{\text{eff},i}$ den jeweiligen Spanwinkel des Bereiches und w_i die Gewichtung dieses Bereiches. Die Gewichtung selbst wurde auf Basis der Abhängigkeit des Spanwinkels vom Zeitspannvolumen gewählt, da bei kleinen negativen Spanwinkeln auch mehr Material zerspannt wird. Weiterhin beschreibt h_{cu} die Einzelkornspannungsdicke des Schnittbereiches und $h_{\text{cu,lok},i}$ die Höhe des jeweiligen Bereiches (vgl. Abbildung 5.19b). Der Freiwinkel des Kornes wird anhand des maximal herausragenden Punktes und des dahinterliegenden Punktes entgegen der Schnittrichtung berechnet, wobei wiederum ein Skalarprodukt zwischen diesem Vektor und dem Vektor r_1 herangezogenen wird.

In Abbildung 5.20a ist für ein exemplarisches Korn die lokale Berechnung des Spanwinkels mit allen relevanten Punkten bei einer theoretischen Einzelkornspannungsdicke von $h_{\text{cu}} = 20 \mu\text{m}$ in mehreren Schnittebenen eingezeichnet. Es wird ersichtlich, dass sich bei einer vorgegebenen Einzelkornspannungsdicke je nach axialer Position die Kontaktlänge – Punkte und Linien in rot markiert – und auch die zur Berechnung der Winkel genutzten Flächen ändern.

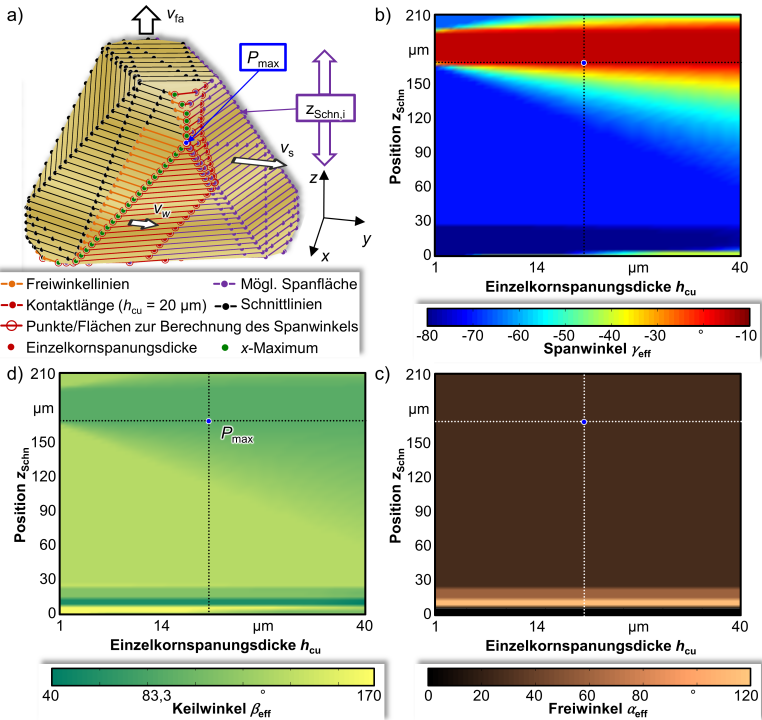


Abbildung 5.20: Berechnungen der Winkel am Schneidkeil in Abhängigkeit von der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und der axialen Position am Korn z_{Schn} : a) Exemplarisches Korn mit eingezeichneten relevanten Elementen zur Berechnung der Winkel; b) Lokal ermittelte Spanwinkel γ_{eff} ; c) Lokal ermittelte Freiwinkel α_{eff} ; d) Lokal ermittelte Keilwinkel β_{eff} .

In Abbildung 5.20b-d sind die fundamentalen Winkel der Zerspanung, der Spanwinkel γ_{eff} , der Freiwinkel α_{eff} sowie der Keilwinkel β_{eff} abhängig von der Eingriffssituation, d. h. der axialen Position der Schnittebene z_{Schn} und unterschiedlicher Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , dargestellt. Dabei ist in allen Unterabbildungen der am weitesten herausragende Punkt P_{max} in blau dargestellt. Bei diesem Korn befindet sich dieser maximal herausstehende Punkt nicht in der Mitte, sondern eher im oberen Bereich des Eingriffs bei $z_{\text{Schn}} = 170 \mu\text{m}$. Der Spanwinkel besitzt im Bereich von $z_{\text{Schn}} = 160 \mu\text{m} \dots 190 \mu\text{m}$ das globale Maximum $\gamma_{\text{eff}} \approx -10^\circ$, von dem er in beide Richtungen abfällt. Er besitzt im Bereich um $z_{\text{Schn}} = 15 \mu\text{m}$ sein globales Minimum $\gamma_{\text{eff}} \approx -80^\circ$. Bedingt durch die Einzelkornspannungsdicke kommt es in einigen Bereichen zu Änderungen des effektiven Spanwinkels, da bei größeren Werten mehrere Flächen für den gewichteten Mittelwert mit einbezogen werden. Ebenfalls kommt es zu großen Veränderungen im Randbereich des Kornes, was auf die sehr kleinen Querschnittsflächen zurückgeführt werden kann.

Die Einzelkornspannungsdicke hat keinen Einfluss auf den Freiwinkel α_{eff} , da er sich auf der der Zerspanung abgeneigten Seite befindet. Die meisten auftretenden Werte befinden sich bei $\alpha_{\text{eff}} \approx 26^\circ$, während der minimale Wert bei $\alpha_{\text{eff}} = 0,378^\circ$ und der maximale Wert bei $\alpha_{\text{eff}} = 114,25^\circ$ liegen. Der Keilwinkel wird über die beiden anderen Winkeln nach Gleichung 5.18 ermittelt und befindet sich im Bereich um $\beta_{\text{eff}} = 40^\circ \dots 170^\circ$. Die Extrema sind wiederum im Randbereich des Kornes, was durch die kleine Querschnittsfläche und somit starken Änderungen bezüglich der Geometrie des Kornes hervorgerufen wird.

$$\beta_{\text{eff}} = 90^\circ - \gamma_{\text{eff}} - \alpha_{\text{eff}} \quad (5.18)$$

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass insbesondere der Spanwinkel von der Position am Korn und der Einzelkornspannungsdicke abhängig ist. Weiterhin wirken sich die Kornorientierung und -lage stark auf diese Größe aus.

5.4.3 Definition zeitbasierter Zielgrößen

Um die Auswirkungen der unterschiedlichen Rahmenbedingungen beim IRS mithilfe der GPS zu analysieren, müssen geeignete Zielgrößen der GPS definiert werden, welche quantitativ ermittelt und ausgewertet werden können. Es existieren lokale Größen, welche am einzelnen Korn zeitbasiert ermittelt werden, welche in Folgendem aufgeführt sind:

- Maximale, unverformte Einzelkornspannungsdicke $h_{\text{cu,max}}$, welche im Rahmen der vorliegenden Arbeit als Einzelkornspannungsdicke h_{cu} bezeichnet wird.
- Lokale Kornkontaktfläche $A_{\text{k,meso}}$, welche über die Anzahl der pro Schnitt beinhaltenen Dixel und der Querschnittsfläche der Dixel berechnet wird. Diese Größe fasst die Flächen der Span- und Freifläche zusammen.
- Spanwinkel γ_{eff} , welcher basierend auf lokalen Schnitten mit einem Ersatzmodell basierend auf den Korn- und Simulationsdaten berechnet wird, siehe Kapitel 5.4.2.
- Lokales Zeitspanvolumen $Q_{\text{w,lok}}$, welches über das abgetragene Dixelvolumen, d. h. die geschnittene Dixelhöhe Δd_{h} multipliziert mit der Querschnittsfläche eines Dixels $\Delta d_{\text{y}} \cdot \Delta d_{\text{z}}$, und dem Simulationszeitschritt t_{inc} berechnet wird.

Die Berechnung der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} erfolgt nach dem in Abbildung 5.21a dargestellten Prinzip. Hierbei wird aus jedem Schnitt im Simulationssystem die Eindring-

tiefe d berechnet. Die Größe d' wird als maximale Höhe aller am Schnitt teilnehmenden Dixel vor der Verschneidung definiert. Analog dazu wird die minimale Dixelhöhe aller an der Verschneidung teilnehmenden Dixel nach dem Schnitt d'' deklariert. Somit ergibt sich die Eindringtiefe aus $d = d' - d''$ und wird gleich der Einzelkornspannungsdicke gesetzt. Im Rahmen dieser Arbeit wird im Weiteren zwischen der lokalen Einzelkornspannungsdicke h'_{cu} und der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} unterschieden. Während für die letztgenannte Größe die Berechnung der Eindringtiefe für sämtliche Dixel eines Schnittes erfolgt, wird für h'_{cu} die Berechnung, lokal entsprechend der Dixelreihe lotrecht zur Schnittrichtung, durchgeführt. In Abbildung 5.21b ist eine solche Berechnung schematisch bei einem Schnittvorgang dargestellt. Hierbei sind die Dixel, welche zur Berechnung der jeweiligen lokalen Einzelkornspannungsdicke h'_{cu} hinzugezogen werden, umrandet. Somit ergeben sich für dieses Beispiel fünf lokale Einzelkornspannungsdicken, welche auch getrennt voneinander ausgewertet werden können. Eine Anwendung dieser Methode bei einem exemplarischen Zeitschritt der Simulation kann aus Abbildung 5.21c entnommen werden. Es resultieren in Abhängigkeit von der Dixelreihe verschiedene lokale Einzelkornspannungsdicken mit unterschiedlichen Kornkontaktlängen, welche ausgehend von der Mitte zu den Rändern lotrecht zur Schnittrichtung abfallen. Ebenfalls ist in der Abbildung in rot die lokale Kornkontaktfläche $A_{k,meso}$ eingezeichnet. Das lokale Zeitspanvolumen $Q_{w,lok}$ des einzelnen Kornes wird im Rahmen dieser Arbeit analog zur Einzelkornspannungsdicke berechnet.

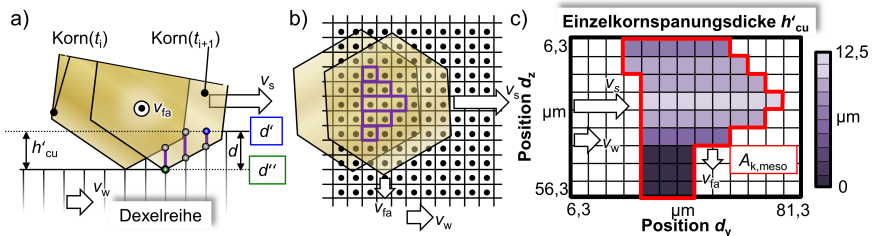


Abbildung 5.21: Methode zur Berechnung der lokalen und globalen Einzelkornspannungsdicke h'_{cu} bzw. h_{cu} und der lokalen Kornkontaktfläche $A_{k,meso}$: a) Berechnung der Eindringtiefe d ; b) und c) Ausprägung der lokalen Einzelkornspannungsdicke h'_{cu} und der lokalen Kornkontaktfläche $A_{k,meso}$.

Die zuvor genannten zeitbasierten Größen werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit immer für Schleifscheibenumdrehungen im quasistationären Bereich des Schleifprozesses betrachtet. Somit kann auf der einen Seite Rechenzeit gespart werden. Auf der anderen Seite liegen mehrere vergleichbare Einzelkorneingriffe mit den Simulationszielgrößen vor, welche innerhalb der Auswertung sowohl räumlich als auch zeitlich gemittelt werden (vgl. Kapitel 5.4.5). In Abbildung 5.22a ist die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und in Abbildung 5.22b ist der Spanwinkel γ_{eff} für die einzelnen Körnern in Abhängigkeit von der Simulationszeit für eine Schleifscheibenumdrehung dargestellt. Zur Verdeutlichung der unterschiedlichen Eingriffssituationen sind für beide Unterabbildung a und b die gleichen randomisierten RGB-Werte für jedes einzelne Korn verwendet worden. Weiterhin ist am rechten Rand der jeweiligen Unterabbildung jeweils die Verteilung der Zielgröße über ihre prozentuale Häufigkeit eingezeichnet. Es wird deutlich, dass stark unterschiedliche

Eingriffsbedingungen am Einzelkorn auftreten, welche sich in variierenden Einzelkornspannungsdicken und Spanwinkeln äußern.

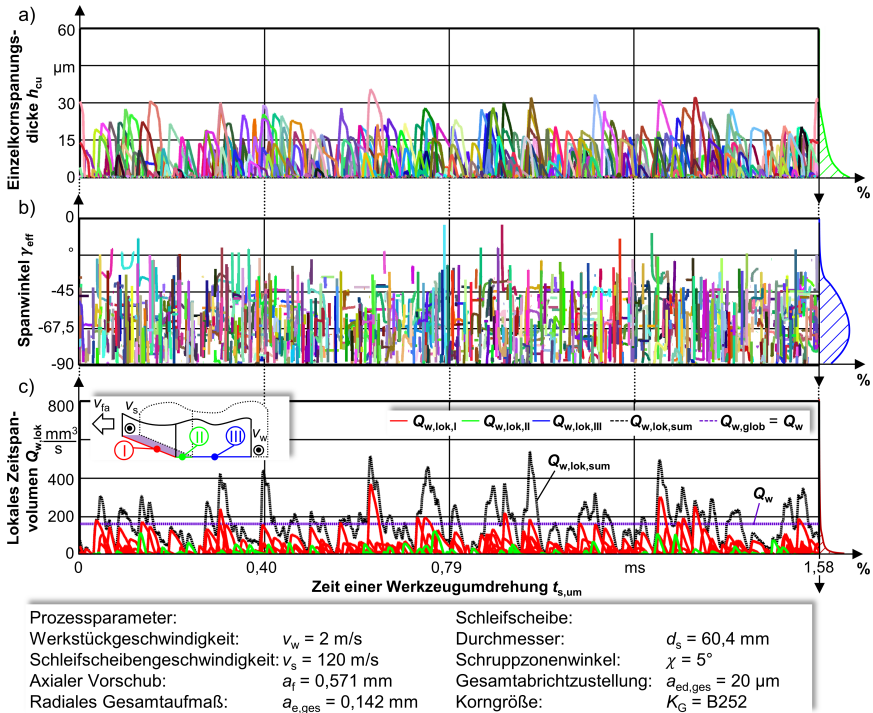


Abbildung 5.22: Exemplarische zeitlich basierte Zielgrößen der geometrisch physikalischen Simulation: a) Einzelkornspannungsdicke h_{cu} ; b) Spanwinkel γ_{eff} ; c) Lokales Zeitspanvolumen $Q_{w,lok}$ und dessen Abhängigkeit zum globalen Zeitspanvolumen Q_w .

Die negativen Spanwinkel bei diesem Prozess liegen in einem Bereich von $\gamma = -10^\circ \dots -90^\circ$, wobei die meisten Werte sich typisch für das Schleifen im negativen Bereich um $\gamma_{eff} \approx -67,5^\circ$ befinden (vgl. Abbildung 5.22b). Die ermittelte Verteilung deckt sich mit den Ergebnissen von *Holtermann*, der im Rahmen einer Topographieanalyse eine vergleichbare Verteilung der Spanwinkel ermittelte [Hol16]. Zur weiteren Analyse werden im Rahmen dieser Arbeit die Innenrundschleifscheiben in drei relevante Zonen eingeteilt, wie es z. B. auch in [Ger01] verwendet worden ist, und entsprechend einer römischen Nummerierung unterschieden (vgl. Abbildung 5.22c):

- Zone I ist die Schruppzone. Deren Zielgrößen werden in rot gezeichnet.
- Zone II ist die Übergangszone von Schrupp- zur Schlichtzone. Deren Zielgrößen werden in grün gezeichnet.
- Zone III ist der für die Werkstückglättung entscheidende Teil der Schlichtzone. Deren Größen werden in blau gezeichnet.

In Abbildung 5.22c ist das lokal am Korn auftretende lokale Zeitspanvolumen $Q_{w,\text{lok}}(t_i, K_e)$ entsprechend dieser Einteilung – getrennt für jedes Einzelkorn K_e für alle Zeitschritte t_i – aufgezeichnet. Aus den Prozessparametern kann nach Gleichung 2.11 das globale Zeitspanvolumen¹⁰ berechnet werden, welches für diesen Prozess $Q_w = 162,28 \text{ mm}^3/\text{s}$ beträgt. Bedingt durch den Eingriff der Körner erhöht sich das lokale Zeitspanvolumen $Q_{w,\text{lok}}(t_i, K_e)$ in den drei Zonen. Innerhalb der Schruppzone liegen hohe lokale Zeitspanvolumina vor, während diese in Zone II zurückgehen und in Zone III bedingt durch das Touch-Dressing sehr gering sind. Zur Ermittlung des globalen Zeitspanvolumens Q_w aus den lokalen Eingriffsbedingungen werden im ersten Schritt sämtliche gleichzeitig vorliegenden Zeitspanvolumina der einzelnen Körner K_e für jeden Zeitschritt t_i aufsummiert (vgl. Abbildung 5.22c: gestrichelte schwarze Linie). Hiernach wird der Mittelwert berechnet, wobei eine Gleichgewichtung sämtlicher Zeitschritte erfolgt, indem die Zeit für eine Werkzeugumdrehung $t_{s,\text{um}}$ auf den Simulationszeitschritt t_{inc} bezogen wird (vgl. Abbildung 5.22c: lila Linie und Gleichung 5.19).

$$Q_w = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{e=1}^m Q_{w,\text{lok}}(t_i, K_e)}{\frac{t_{s,\text{um}}}{t_{\text{inc}}}} \quad (5.19)$$

Nach Anwendung dieser Formulierung ergibt sich für den exemplarischen Prozess ein globales Zeitspanvolumen, hergeleitet aus den lokalen Größen, von $Q_w = 162,76 \text{ mm}^3/\text{s}$. Ein Vergleich des äußeren Zeitspanvolumens, d.h. der aus dem Spannungsquerschnitt berechneten Größe, und des inneren Zeitspanvolumens der mesoskopischen GPS ergibt eine Abweichung von 0,3 % und bestätigt die sehr hohe Modellierungsgüte der Simulation. Somit ist die Simulation in der Lage, die vorliegenden Eingriffsbedingungen auf der Mesoebene sehr genau nachzubilden.

5.4.4 Definition kontaktzonenbezogener Zielgrößen

Neben den zeitbasierten Eingriffsverhältnissen ist eine räumliche Verteilung der Zielgrößen auf die Kontaktzone sinnvoll. Durch weiterführende Modellierungen können somit z. B. die mechanische Belastung am Werkzeug und Werkstück ermittelt werden, um die Gestalt der Schleifscheibe an die Prozessparameter anzupassen. Die Kontaktzone ist beim Schleifen der Bereich, in dem der Materialabtrag stattfindet, und ist begrenzt durch die Kontaktlänge l_k und die effektive Schleifscheibenbreite $b_{s,\text{eff}}$. Sie ist an den Bereich des Materialabtrags gebunden und bewegt sich entsprechend der Relativbewegung des Werkzeuges voran. Zur Bestimmung der Abmessungen der Kontaktzone werden bei Schleifprozessen mit einfachen Eingriffsverhältnissen analytische Formeln verwendet (vgl. Kapitel 2). Bei komplexeren Kontaktsituationen können makroskopische GPS oder diskrete Varianten der analytischen Formeln benutzt werden [Moh10, BBH15, SHBM13b]. Um die Eingriffsverhältnisse beim IRS unter Berücksichtigung der Topographie der Schleifscheibe basierend auf der GPS innerhalb der Kontaktzone herzuleiten, wurde ein

¹⁰Im Rahmen dieser Arbeit werden die Begriffe lokales bzw. globales Zeitspanvolumen verwendet, welche im Rahmen der Herleitung der äquivalenten mittleren Einzelkornspannungsdicke $h_{\text{cu,eq}}$, wie z. B. in [DT11] gezeigt, als inneres und äußeres Zeitspanvolumen analog definiert sind. Das globale Zeitspanvolumen entspricht dem in der Literatur verwendeten Zeitspanvolumen, welches auf Basis einer makroskopischen Betrachtung des Schleifprozesses erfolgt. Daher wird es im Rahmen dieser Arbeit mit dem Formelzeichen Q_w verwendet.

neuartiger Ansatz erarbeitet, welcher erstmalig in [SSK⁺15] vorgestellt wurde. Basierend auf den zeitlichen Größen, bei denen eine Zuordnung der Zielgröße zu einem Dixel möglich ist, wurde ein Ersatzmodell aufgestellt, welches die Zielgrößen räumlich in die Kontaktzone verteilt und anschließend für eine Werkzeugumdrehung diskret aufsummiert. Die axiale Position der geschnittenen Dixel in der Kontaktzone kann ausgehend von der Initialposition des Dixelgitters $p_{0,dex}$ relativ zur Vorderkante des Werkzeuges in Schleifscheibenbreitenrichtung berechnet werden. Der Nullpunkt des Dixelgitters befindet sich zu Simulationsbeginn auf der Vorderkante des Werkzeugs, sodass die axiale Position $p_{bs,con}$ innerhalb der Kontaktzone in Abhängigkeit von der Simulationszeit nach Gleichung 5.20 berechnet werden kann.

$$p_{bs,con} = -p_{0,dex} + v_{fa} \cdot t_s \tag{5.20}$$

Hierbei beschreibt $p_{0,dex}$ den Nullpunkt des Dixelgitters in axialer Richtung, v_{fa} die axiale Vorschubgeschwindigkeit und t_s die aktuelle Simulationszeit. Zur Erläuterung der Kontaktzonenposition in Umfangsrichtung $p_{lk,con}$ ist in Abbildung 5.23a ein Dixelnschnitt durch ein CSG-Korn beim IRS in der Vorderansicht dargestellt. Das Werkstückdixelgitter ist grün, und die in Richtung der Kontaktlänge ortsfeste Kontaktzone ist in lila dargestellt. Die Position der geschnittenen Dixel sind über die Simulationszeit und die Anordnung der Dixel im Gitter bekannt, sodass nach Gleichung 5.21 die Position in Umfangsrichtung ermittelt werden kann.

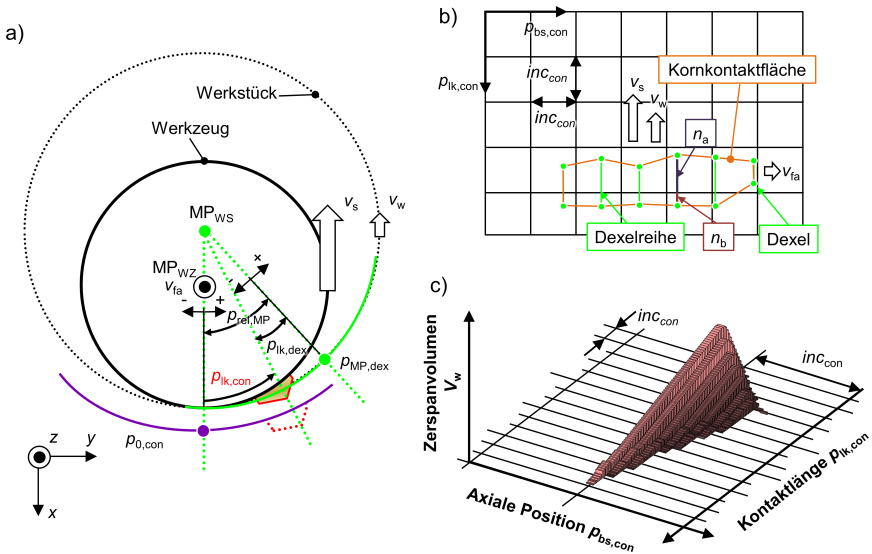


Abbildung 5.23: Kontaktzonenumrechnung der zeitlich basierten Größen: a) Umrechnung der Position des Dixelgitters in Umfangsrichtung zur Position innerhalb der Kontaktzone; b) Zuordnung des räumlichen Korneingriffs zu den Zellen der Kontaktzone; c) Exemplarischer kompletter Korneingriff im Kontaktzonen-gitter.

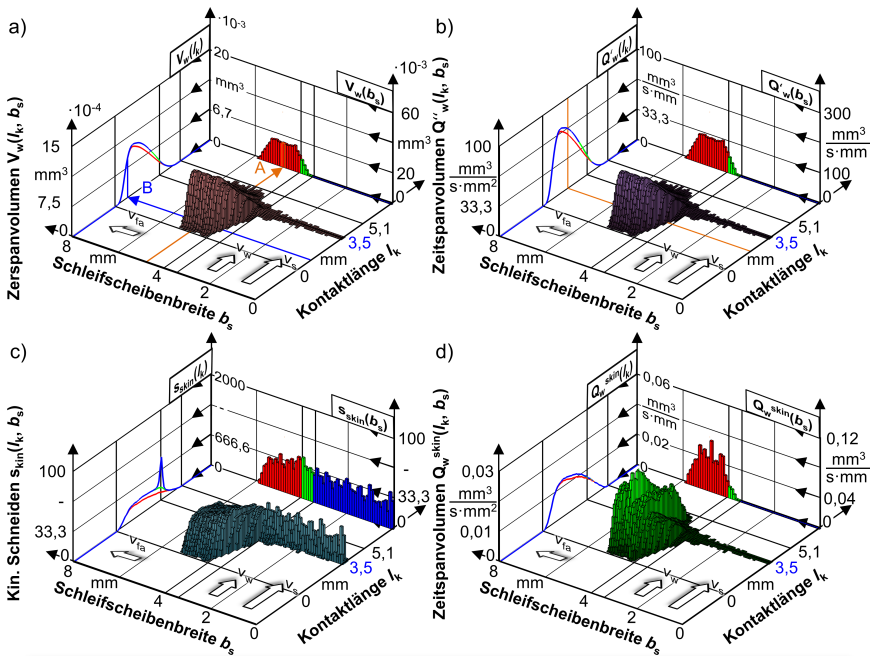
$$\begin{aligned}
 p_{\text{lk,con}} &= p_{\text{rel,MP}} + p_{\text{lk,dex}} = \\
 \left(t_s - \left\lfloor \frac{t_s}{t_{w,\text{um}}} \right\rfloor \cdot t_{w,\text{um}} \right) \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot h_{\text{dex}}}{t_{w,\text{um}}} + p_{\text{lk,dex}} & \quad (5.21) \\
 \text{mit } p_{\text{rel,MP}} &= \begin{cases} p_{\text{rel,MP}} = p_{\text{rel,MP}} & \text{für } p_{\text{rel,MP}} < \pi \cdot h_{\text{dex}} \\ p_{\text{rel,MP}} = p_{\text{rel,MP}} - 2 \cdot \pi \cdot h_{\text{dex}} & \text{für } p_{\text{rel,MP}} \geq \pi \cdot h_{\text{dex}} \end{cases}
 \end{aligned}$$

Hierbei wird die aktuelle Position des Mittelpunktes des Dixelgitters zur Kontaktzone $p_{\text{rel,MP}}$ berechnet und die Position des Dixel im Gitter $p_{\text{lk,dex}}$. Aus der Addition der beiden Längen ergibt sich die Kontaktzonenposition in Bogenlänge in Umfangsrichtung. Im Rahmen der Formulierung ist t_s die aktuelle Simulationszeit, $t_{w,\text{um}}$ die Zeit für eine Werkstückumdrehung und h_{dex} die Höhe des geschnittenen Dixel nach dem Schnitt mit dem CSG-Korn. Der Operator $\lfloor \cdot \rfloor$ steht für ein ganzzahliges Abrunden. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die Position des Dixel im Gitter $p_{\text{lk,dex}}$ je nach Position positive und negative Werte annehmen kann. Das gleiche gilt auch für den Abstand von Dixel-zu Kontaktzonennullpunkt $p_{\text{rel,MP}}$, wobei hierfür die Fallunterscheidung in Gleichung 5.21 vorgesehen ist.

In Abbildung 5.23b ist eine Draufsicht eines Korneingriffs zu einem Zeitpunkt innerhalb der Kontaktzone schematisch gezeigt. Die Kontaktzone wird in eine endliche Anzahl an Zellen in Richtung der Schleifscheibenbreite $p_{\text{bs,con}}$ und der Kontaktlänge $p_{\text{lk,con}}$ mit äquidistantem Zelleninkrement inc_{con} eingeteilt. Der Korneingriff ist in Richtung der Kontaktlänge $p_{\text{lk,con}}$ durch den vordersten geschnittenen Dixel und den hintersten geschnittenen Dixel begrenzt (vgl. Abbildung 5.21). Hierdurch ergibt sich durch die Länge der Dixelreihe eine Eingriffslänge in Abhängigkeit von der axialen Position des Korneingriffs. Um kontaktzonenbezogene Zielgrößen für eine Werkzeugumdrehung zu ermitteln, werden im Weiteren die pro Dixelreihe vorliegenden Zielgrößen entsprechend den Kontaktzonenzellen und den Mittelpunkten der Dixel verteilt. Wenn eine Eingriffslänge einer Dixelreihe in zwei Zellen der Kontaktzone vorliegt, wird die Zielgröße entsprechend den Anteilen prozentual verteilt (vgl. Abbildung 5.23c n_a und n_b). Somit wird die jeweilige Zielgröße den entsprechenden Zellen der Kontaktzonenzellen zugeordnet und im Weiteren für jeden vorliegenden Zeitschritt aufsummiert. In Abbildung 5.23d sind für das Zerspanvolumen V_w sämtliche Zeitschritte eines Einzelkorneingriffs innerhalb der Kontaktzone mit entsprechender Einteilung der Zellen von $inc_{\text{con}} = 0,1$ mm exemplarisch dargestellt. Werden alle Korneingriffe bei einer gegebenen Zelleinteilung inc_{con} für eine Werkzeugumdrehung aufsummiert, kann das Zerspanvolumen $V_w(l_k, b_s)$ innerhalb der Kontaktzone in Abhängigkeit von der Schleifscheibenbreite und der Kontaktlänge ermittelt werden (vgl. Abbildung 5.24a).

Wie üblich wird im Weiteren der Beginn des Korneingriffs in Schnittrichtung gleich 0 gesetzt. In der Abbildung ist ebenfalls zur Orientierung die Position $p_{0,\text{con}}$ blau markiert, sprich der Mittelpunkt der Kontaktzone nach Abbildung 5.23b, und die maximale Kontaktlänge $l_{k,\text{max}}$ (vgl. Abbildung 5.24a) eingetragen. In Schleifscheibenbreitenrichtung ist $b_s = 0$ mm der hinterste Punkt der Schlichtzone, während $b_s = 4$ mm den Übergang von Schlicht- zur Schrappzone beschreibt. Neben der dreidimensionalen Ausprägung des Zerspanvolumens ist ebenfalls die entlang der Schleifscheibenbreite in Richtung A aufsummierte absolute Größe aufgetragen, wobei wiederum eine farbliche Unterscheidung der

drei Zonen erfolgt ist. Um ebenfalls auftretende Effekte entlang der Kontaktlänge sichtbar zu machen, ist die Summe des Zerspanvolumens in Richtung B berechnet worden. Diese absoluten Größen werden kumulativ angegeben, ausgehend von dem Zerspanvolumen von Zone I (rote Linie) über Zone I+II (grüne Linie) und Zone I+II+III (blaue Linie). Bei einer Betrachtung des Zerspanvolumens $V_w(l_k, b_s)$ wird ersichtlich, dass in den Zonen I und II erwartungsgemäß der größte Teil des Materials abgetragen wird, während in der Zone III sehr wenig Material abgenommen wird. Bezüglich des Zerspanvolumens entlang der Kontaktlänge und der Schleifscheibenbreite ergibt sich ein analoges Ergebnis. Aufbauend auf dem Zerspanvolumen kann das Zeitspanvolumen $Q_w(l_k, b_s)$ nach Gleichung 5.22 und das flächenbezogene Zeitspanvolumen $Q_w''(l_k, b_s)$ nach Gleichung 5.23 berechnet werden.



Prozessparameter:		Schleifscheibe:	
Werkstückgeschwindigkeit:	$v_w = 2 \text{ m/s}$	Durchmesser:	$d_s = 60,4 \text{ mm}$
Schleifscheibengeschwindigkeit:	$v_s = 120 \text{ m/s}$	Schrappzonenwinkel:	$\chi = 5^\circ$
Axialer Vorschub:	$a_t = 0,571 \text{ mm}$	Gesamtabrictzustellung:	$a_{ed,ges} = 20 \text{ µm}$
Radiales Gesamtaufmaß:	$a_{e,ges} = 0,085 \text{ mm}$	Korngröße:	$K_G = B252$

Abbildung 5.24: Exemplarische Zielgrößen: a) Zerspanvolumen $V_w(l_k, b_s)$; b) Flächenbezogenes Zeitspanvolumen $Q_w''(l_k, b_s)$; c) Eingreifende Körner $s_{kin}(l_k, b_s)$; d) Effizienz der Zerspannung innerhalb der Kontaktzone Q_w^{skin} .

$$Q_w(l_k, b_s) = \frac{V_w(l_k, b_s)}{t_{s,um}} \tag{5.22}$$

$$Q_w''(l_k, b_s) = \frac{V_w(l_k, b_s)}{t_{s,um} \cdot inc_{con}^2} \quad (5.23)$$

Das flächenbezogene Zeitspanvolumen ist in Abbildung 5.24b innerhalb der Kontaktzone dargestellt (vgl. Gleichung 5.24). Unter der Anwendung einer numerischen Integration entlang einer Raumrichtung der Kontaktzone kann das bezogene Zeitspanvolumen entlang der Kontaktlänge $Q_w'(l_k)$ und der Schleifscheibenbreite $Q_w'(b_s)$ berechnet werden (vgl. Gleichung 5.25 und Gleichung 5.26). Die letztgenannte Größe entspricht dem aus der Literatur bekannten bezogenen Zeitspanvolumen und wird als entscheidender Auslegungsparameter und Vergleichsgröße von Schleifprozessen bei der praktischen Umsetzung genutzt. Eine Gegenüberstellung des klassischen, bezogenen Zeitspanvolumens basierend auf dem makroskopischen Spannungsquerschnitt und der aus der Kontaktzonenbetrachtung ermittelten Größe kann aus Kapitel 5.5 entnommen werden.

$$Q_w = \int_0^{b_{s,max}} \int_0^{l_{k,max}} Q_w''(l_k, b_s) dl_k db_s \approx \sum_{i=0}^n \sum_{e=0}^m Q_w''(l_{k,i}, b_{s,e}) \cdot inc_{con} \cdot inc_{con} \quad (5.24)$$

$$Q_w'(b_s) = \int_0^{l_{k,max}} Q_w''(l_k, b_s) dl_k \approx \sum_{i=0}^n Q_w''(l_{k,i}, b_s) \cdot inc_{con} \quad (5.25)$$

$$Q_w'(l_k) = \int_0^{b_{s,max}} Q_w''(l_k, b_s) db_s \approx \sum_{e=0}^m Q_w''(l_k, b_{s,e}) \cdot inc_{con} \quad (5.26)$$

Unter Verwendung von Gleichung 5.24 kann ebenfalls das globale Zeitspanvolumen berechnet werden, welches bei dem exemplarischen Prozess $Q_w = 164,711 \text{ mm}^3/\text{s}$ beträgt. Im Vergleich zu dem Zeitspanvolumen $Q_w = 164,28 \text{ mm}^3/\text{s}$, bestimmt durch die Prozessparameter und die zeitlich basierten Größen, ergibt sich nur eine sehr geringe Abweichung, wodurch gezeigt werden konnte, dass der innovative Ansatz gültig ist. Somit ist das Simulationssystem in der Lage, die Zielgrößen innerhalb der Kontaktzone mit hoher Güte räumlich zu übertragen. Unter Verwendung der kontaktzonenbezogenen Zielgrößen können weiterführende Analysen des Schleifprozesses durchgeführt werden, wie es in Abbildung 5.24c exemplarisch anhand der innerhalb der Kontaktzone vorliegenden kinematischen Schneidenanzahl gezeigt. Die beiden zweidimensionalen kinematischen Schneidenanzahlen $s_{kin}(b_s)$ und $s_{kin}(l_k)$ werden bei dieser Grafik über die Summierung der unterschiedlichen eingreifenden Körner bestimmt. Die Dichte der Korneingriffe ist über die gesamte Schleifscheibenbreite annähernd gleichmäßig verteilt, wobei sie entlang der Kontaktlänge zu beiden Enden abnimmt. Bei einer näheren Betrachtung der Verteilung in Abhängigkeit von den Zonen des Werkzeugs wird aus $s_{kin}(l_k)$ ersichtlich, dass sich in der Mitte der Kontaktzone ($p_{0,con} \Leftrightarrow l_k = 3,50 \text{ mm}$) insbesondere in der Schlichtzone, die kinematische Schneidenanzahl stark erhöht. Dies kann auf die Verwendung einer abgerichteten Schleifscheibe zurückgeführt werden, wobei dies ausführlich in Kapitel 5.7.2 behandelt wird. Durch die Ermittlung kontaktzonenbezogener Zielgrößen kann zum Beispiel auch die Effizienz der Zerspanung abgeschätzt werden. Hierzu wurde

das Zeitspanvolumen $Q_w(l_k, b_s)$ auf die vorliegende kinematische Schneidenanzahl nach Gleichung 5.27 bezogen.

$$Q_w^{\text{skin}} = \frac{Q_w(l_k, b_s)}{s_{\text{kin}}(l_k, b_s)} \quad (5.27)$$

Aus Abbildung 5.24d wird ersichtlich, dass innerhalb der Schrappzone das Material sehr effizient abgetragen wird. Das spiegelt sich in einem hohen Wert von Q_w^{skin} wider, wodurch in diesem Teil des Werkzeuges ein großer Anteil an den Materialabtragsmechanismen Mikro-Schälspanen und Mikro-Fließspanen am Werkstück wirken. Ausgehend von der Zone in Schleifscheibenbreitenrichtung wird die Zerspanung ineffizienter, da viele Korneingriffe für wenig Materialabnahme benötigt werden. Hierdurch gewinnen die für den Schlichtvorgang ausschlaggebenden Materialabtragsmechanismen, wie Mikropflügen, Mikrofurchen sowie Mikroermüden, an Bedeutung.

5.4.5 Räumliche und zeitliche Diskretisierung

Bei diskreten Simulationssystemen hat sowohl die räumliche als auch die zeitliche Auflösung einen maßgeblichen Einfluss auf die Rechenzeit und die Modellierungsgüte. Im Stand der Technik sind nach dem Wissen des Autors nur vereinzelt Quellen zu diesen Themen zu finden. Aus diesem Grund wird zur Sicherstellung von einer hohen Nachbildungsgenauigkeit der GPS im Rahmen dieses Kapitels eine systematische Analyse bezüglich der beiden Diskretisierungen durchgeführt. Hierzu werden unter Variation der zeitlichen und der räumlichen Auflösung der Einfluss auf die Simulationszielgrößen bei einem äquidistanten Dixelgitter bestimmt. Bei diesen Simulationen wird nur ein einziges Korn modelliert, welches entsprechend der Prozesskinematik des IRS mit einer Einzelkornspannungsdicke von $h_{\text{cu}} = 50 \mu\text{m}$ bewegt wird. Die Zeitschrittauflösung Δ_{res} wird als Schritte pro Schleifscheibenumdrehung definiert. In Abbildung 5.25a sind für einzelne Simulationen normierte Rechenzeiten $t_{r,n}$ (vgl. Gleichung 5.28) in Abhängigkeit von der Dixelauflösung Δ_d sowie der Zeitschrittauflösung Δ_{res} doppellogarithmisch dargestellt. Ein blauer Punkt in Abbildung 5.25a entspricht einem numerischen Versuch, bei dem bei gegebener Diskretisierung u. a. die Rechenzeit bestimmt wurde.

$$t_{r,n}(\Delta_{\text{res}}, \Delta_d) = \frac{t_r(\Delta_{\text{res}}, \Delta_d)}{\max(t_r(\Delta_{\text{res}}, \Delta_d))} \quad (5.28)$$

Es zeigt sich, dass der Rechenaufwand der Simulation mit einer feineren Dixelauflösung und einer höheren Zeitschrittauflösung exponentiell ansteigt. Wenn sich die Dixelauflösung erhöht, steigt bei den gleichen Abmessungen des Werkstücks ebenfalls die Anzahl der Dixel an. Bei einer feineren Zeitschrittauflösung, d. h. dass die Schleifscheibenumdrehung in eine größere Anzahl an diskreten Schritten eingeteilt wird, erhöhen sich die Zeitschritte der Simulation und somit auch die benötigten Verschneidungen. Um neben der Simulationszeit die Abbildungsgenauigkeit der diskreten Simulation zu betrachten, ist in Abbildung 5.25b für die gegebene Dixelauflösung von $\Delta_d = 16 \mu\text{m}$ jeweils ein einzelner simulativer Einzelkorneingriff in Abhängigkeit von der Zeitschrittauflösung dargestellt (vgl. Abbildung 5.25a A_1 bis A_7). Hierbei sei zu beachten, dass die Korneingriffe in

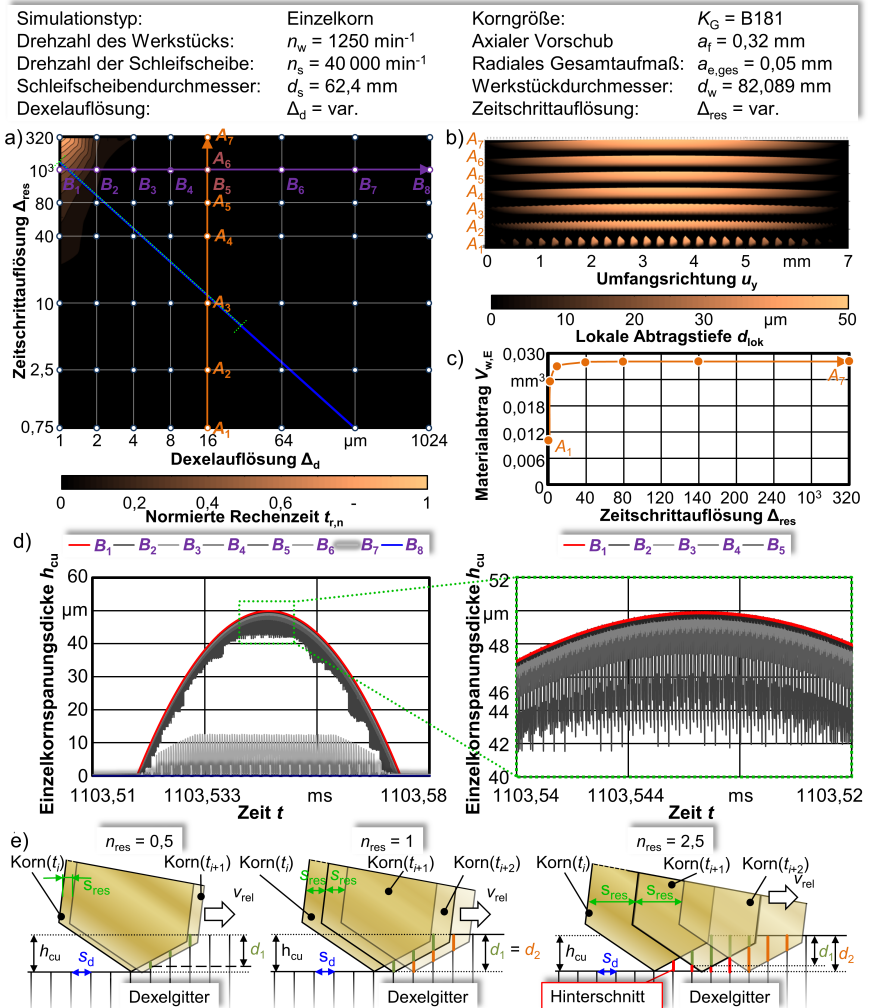


Abbildung 5.25: Einfluss der räumlichen und zeitlichen Auflösung der mesoskaligen GPS auf die Modellierungsgüte und den Rechenaufwand: a) Normierter Rechenaufwand $t_{r,n}$ in Abhängigkeit von der Diskretisierung Δ_d und Δ_{res} ; b) Einfluss der Zeitschrittauflösung Δ_{res} auf die entstehende, abgewinkelte Korneingriffsbahn; c) Abgetragenes Materialvolumen $V_{w,E}$ in Abhängigkeit von der Zeitschrittauflösung Δ_{res} ; Berechnete Einzelkornspannungsdicke h_{cu} in Abhängigkeit von der räumlichen Diskretisierung Δ_d ; d) Korneingriff über die Simulationszeit; e) Grundlegender Diskretisierungsfehler basierend auf dem Verhältnis zwischen räumlicher und zeitlicher Auflösung.

Umfangsrichtung des Werkstückes abgewickelt sind. Bei höheren Zeitschrittauflösungen wird die Korneingriffsbahn qualitativ betrachtet vollständig nachgebildet. Bei zu geringer zeitlicher Auflösung, wie es z. B. bei $\Delta_{\text{res}} = 750$ der Fall ist, sinkt die Modellierungsgenauigkeit. Durch die zu geringe zeitliche Diskretisierung bewegt sich das CSG-Korn soweit, dass durch den Verschnitt mit den Dixeln ein Negativ des Kornes im Dixelgitter verbleibt und keine kontinuierliche Bahn mehr abgebildet werden kann. Bei einer Erhöhung der Zeitschrittauflösung (vgl. Abbildung 5.25b A_2 und A_3) rücken die Korneingriffe näher zusammen, sodass hierbei die fehlerhaften Zwischenräume zwischen den einzelnen Eingriffen kleiner werden. Qualitativ betrachtet sieht die gesamte Einzelkorneingriffsbahn ab A_4 bis A_7 bzw. $\Delta_{\text{res}} = 40\,000 \dots 320\,000$ geschlossen aus. Eine quantitative Analyse in Form des Materialabtrags $V_{\text{w,E}}$, welcher nach Gleichung 5.29 für den gesamten Korneingriff berechnet wird, kann aus Abbildung 5.25c entnommen werden.

$$V_{\text{w,E}}(\Delta_{\text{res}}, \Delta_d) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^o V_{\text{w}}(x_i, y_j, t_k, \Delta_{\text{res}}, \Delta_d) \quad (5.29)$$

Hierbei wird die Summe aller geschnittenen Dixel in Abhängigkeit von der Position im Gitter x_i und y_j zwischen den Zeitpunkten t_1 und t_o aufsummiert. In diesem Zusammenhang entspricht der Zeitschritt t_1 einem Simulationschritt direkt vor dem Korneingriff und t_2 direkt nach dem kompletten Korneingriff. Der Materialabtrag steigt mit erhöhter Zeitschrittauflösung an und nähert sich einer Asymptote bei $V_{\text{w,E}} \approx 0,0281 \text{ mm}^3$ an. Insbesondere kleine Zeitschrittauflösungen $\Delta_{\text{res}} \leq 10\,000$ führen zu großen Abweichungen des Materialabtrags entlang der Korneingriffsbahn. Zur näheren Erläuterung wird das Verhältnis n_{res} aus zurückgelegter Strecke des CSG-Korns s_{res} basierend auf der Relativgeschwindigkeit zwischen beiden numerischen Elementen und der Dixeldiskretisierung $s_d = \Delta_d$ definiert:

$$n_{\text{res}} = \frac{s_{\text{res}}}{s_d} \quad \text{mit} \quad s_d = v_{\text{rel}} \cdot t_{\text{inc}} = (v_s \pm v_w) \cdot t_{\text{inc}}. \quad (5.30)$$

Hierbei entspricht t_{inc} dem Zeitinkrement der Simulation. Wenn das CSG-Korn sich in Bezug zum Dixelssystem weiter als der Abstand zwischen zwei Dixeln bewegt, kommt es zu ungeschnittenen Dixeln aufgrund der Modellierungstechnik, welche in Abbildung 5.25f rechts $n_{\text{res}} = 2,5$ als Hinterschnitte rot markiert sind. Umso größer der Unterschied zwischen den beiden Bewegungen ist, desto mehr Material wird nicht abgetragen und der globale Materialabtrag pro Eingriffsbahn sinkt. Im Weiteren wird der Einfluss der Dixelauflösung Δ_d bei einer gegebenen Zeitschrittauflösung von $\Delta_{\text{res}} = 160\,000$ betrachtet. In Abbildung 5.25d sind die Ergebnisse in Form von ermittelten Einzelkornspannungsdicken h_{cu} von Simulationen mit unterschiedlichen Dixelauflösungen im Bereich von $\Delta_d = 1 \mu\text{m} \dots 1024 \mu\text{m}$ dargestellt (vgl. Abbildung 5.25a B_1 bis B_8). Bei allen Dixelauflösungen tritt ein Rauschen mit verschieden starker Ausprägung auf. Bei einer Dixelauflösung von $\Delta_d \geq 64 \mu\text{m}$ fällt die Einzelkornspannungsdicke zusätzlich auf kleine Werte von $h_{\text{cu}} \leq 15 \mu\text{m}$ ab, wobei bei der größten Auflösung $\Delta_d = 1024 \mu\text{m}$ die Einzelkornspannungsdicke über dem gesamten Korneingriff $h_{\text{cu}} = 0 \mu\text{m}$ beträgt, da sich das Korn zu der betrachteten Zeit in axialer Richtung zwischen den Dixelreihen befindet. Bei einer Erhöhung der Dixelauflösung auf über $\Delta_d \leq 16 \mu\text{m}$ nähert sich die Kurve dem idealisierten Korneingriffsverlauf an, wobei die lokalen Abweichung der Einzelkornspannungsdicke

zurückgeht. Insbesondere bei groben Dexelauflösungen kann es dazu kommen, dass nicht bei jedem Simulationsschritt eine Verschneidung mit dem CSG-Korn vorliegt, da die Dixel zu weit in axialer Richtung auseinander liegen. Bei einer Dexelauflösung von $\Delta_d = 1024 \mu\text{m}$ und einem axialen Vorschub von $a_f = 0,32 \text{ mm}$ sowie einer maximalen Korneingriffsbreite von $180 \mu\text{m}$ ist nicht gewährleistet, dass der Korneingriff erfasst werden kann, da das Korn sich zwischen Dixelreihen bewegt, ohne Material abzunehmen. Bei feineren Dexelauflösung in Umfangsrichtung kann es bei der gegebenen Zeitschrittauflösung zu unterschiedlichen Einzelkornspannungsdicken über die Zeit kommen. Dies kann sich in lokalen, nach unten abweichenden Einzelkornspannungsdicken äußern.

Eine rein theoretische Betrachtung dieses numerischen Phänomens mit drei Unterscheidungen kann aus Abbildung 5.25f entnommen werden. In dieser ist ein CSG-Korn zu mehreren Zeitpunkten dargestellt, welches mit einem Dixelgitter verschnitten wird. Wenn das Verhältnis $n_{\text{res}} = 1$ ist, wird sich das CSG-Korn relativ zum Dixelgitter einen Dixel weiterbewegen. In diesem Idealfall wird die Einzelkornspannungsdicke sowie der Materialabtrag akkurat abgebildet. Wenn das Verhältnis n kleiner 1 wird, als Beispiel ist hier $n_{\text{res}} = 0,5$ gezeigt, wird der Materialabtrag ausreichend nachgebildet, wobei es zu einer Unterschätzung der Einzelkornspannungsdicke kommt (vgl. Abbildung 5.25c: $n_{\text{res}} = 0,5$; Differenz zwischen der Eindringtiefe d und der Einzelkornspannungsdicke h_{cu}). Die Differenz zwischen den beiden Größen ist hierbei von der Dexelauflösung abhängig, wobei eine sehr feine Auflösung zu geringen Abweichungen führt. Bei einem Verhältnis von $n_{\text{res}} = 2,5$ kommt es ebenfalls zu einer Differenz zwischen der Einzelkornspannungsdicke und der Eindringtiefe bei jedem zweiten Simulationsschritt. Weiterhin wird, wie oben beschrieben, bedingt durch die Hinterschnitte zu wenig Material abgetragen, wodurch die numerisch generierte Werkstückoberfläche sowie der Materialabtrag aufgrund der Modellierungstechnik bzw. der schlecht gewählten Diskretisierung abweicht. Aus diesen Betrachtungen wird ersichtlich, dass für jede Dixel- eine ideale Zeitschrittauflösung existiert. Die räumlichen und zeitlichen Größen können nicht entkoppelt vorgegeben, sondern müssen aufeinander abgestimmt werden. Hohe räumliche und zeitliche Diskretisierungen der Simulationskomponenten können die Genauigkeit deutlich erhöhen, jedoch gehen mit diesen sehr hohe Rechenzeiten einher (vgl. Abbildung 5.25a: Normierte Rechenzeit). Aufgrund der Recheneffizienz und zur Verminderung des Diskretisierungsfehlers ist es sinnvoll, dass sich das CSG-Korn in einem Simulationsschritt soweit bewegt, dass es in Schnittrichtung – relativ betrachtet – an der gleichen Position den nächsten Werkstückdixel schneidet (vgl. Abbildung 5.25f $n_{\text{res}} = 1$).

Im Weiteren wird angelehnt an die fundamentalen Arbeiten zur Herleitung der kinematischen Gegebenheiten beim Schleifen, wie sie u. a. in [MG08] zu finden sind, eine optimale Zeitschrittauflösung bei einer gegebenen Dexelauflösung hergeleitet. In Abbildung 5.26a sind die geometrischen Gegebenheiten für einen Simulationsschritt für das Innenrundschleifen schematisch dargestellt. Hierbei ist zu beachten, dass insbesondere bei hohen Zeitschrittauflösungen die Abbildung nicht maßstabsgetreu ist. Das Korn sowie zwei Dixel des Werkstückgitters sind zu zwei Zeitschritten t_i und t_{i+1} dargestellt. Im Weiteren wird nur eine Ebene in axialer Richtung betrachtet und zwischen dem Schleifscheiben- (r'_s, ϕ'_s) und dem Werkstückkoordinatensystem (r_w, ϕ_w) in Polarkoordinaten unterschieden. Alle Größen und Strecken, welche im Schleifscheibenkoordinatensystem verwendet werden, sind im Folgenden mit einem ' gekennzeichnet. Die Strecke $[AB]$ – die Bewegung des Kornes pro Simulationsschritt – muss der Strecke $[AD]$ entsprechen, damit gewährleistet

wird, dass die Verschneidung relativ betrachtet an der gleichen Position durchgeführt wird. Die Strecke $[AD]$ kann hierbei durch den Abstand zwischen den Dexeln $[AC]$ sowie der Bewegung des Dexels bedingt durch die Werkstückgeschwindigkeit $[CD]$ ausgedrückt werden, siehe Gleichung 5.31.

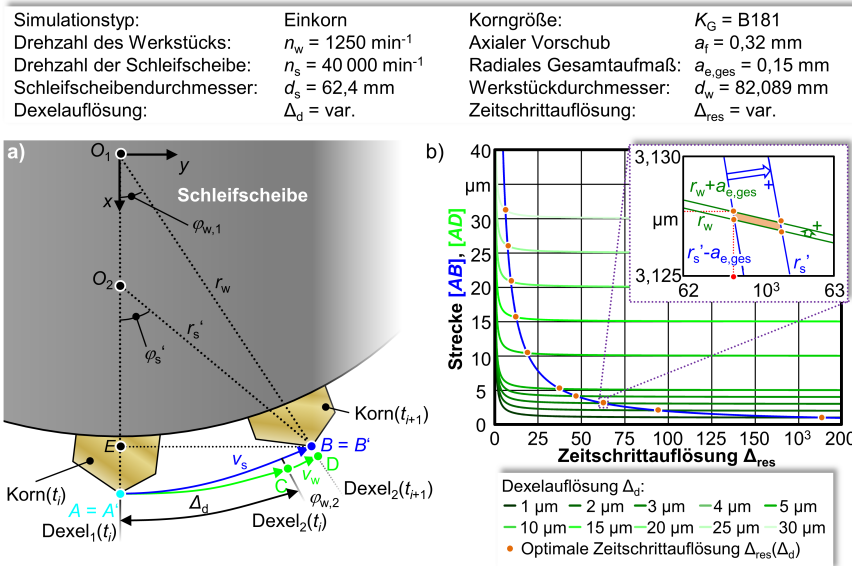


Abbildung 5.26: Herleitung der optimalen Zeitschrittauflösung in Abhängigkeit von der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung: a) Kinematisches Ersatzmodell; b) Berechnete optimale Zeitschrittauflösungen für ausgewählte Dexelaufösungen.

$$[AB]' = [AD] = [AC] + [CD]. \tag{5.31}$$

Der Winkel φ'_s , den das CSG-Korn in einem Simulationsschritt zurücklegt, kann über die Zeitschrittauflösung direkt nach Gleichung 5.32 berechnet werden:

$$\varphi'_s = \frac{360}{\Delta_{res}}. \tag{5.32}$$

Alle weiteren Betrachtungen erfolgen im Werkstückkoordinatensystem, sodass der Winkel φ_1 aus dem Schleifscheibenkoordinatensystem umgerechnet (siehe Gleichung 5.33) und die entsprechende Länge der Strecke $[AB]$ bestimmt wird. Hierbei ist die Richtung der Strecke $[AB]$ entscheidend, welche auf den Mittelpunkt des Werkstücks gerichtet ist und aus der sich der Winkel φ_w ergibt. Dieser wird aus den geometrischen Gegebenheiten ausgehend von zwei Dreiecken aus dem Schleifscheibenkoordinatensystem in das Werk-

stückkoordinatensystem nach Gleichung 5.33 überführt. Die entsprechende Bogenlänge kann nach Gleichung 5.34 bestimmt werden.

$$\varphi_{w,1} = \tan^{-1} \left(\frac{[EB]}{[O_1O_2] + [O_2E]} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{r'_s \cdot \sin(\varphi'_s)}{r_w - r'_s + r'_s \cdot \cos(\varphi'_s)} \right) \quad (5.33)$$

$$[AB]' = \frac{\pi \cdot r_w \cdot \varphi_{w,1}}{180} = \frac{\pi \cdot r_w \cdot \tan^{-1} \left(\frac{r'_s \cdot \sin(\varphi'_s)}{r_w - r'_s + r'_s \cdot \cos(\varphi'_s)} \right)}{180} \quad (5.34)$$

Auf der Werkstückseite kann die Strecke $[AC]$ direkt über die Dexelauflösung bestimmt werden. Die Strecke $[CD]$ ergibt sich aus dem Drehzahlverhältnis n_w/n_s und dem Winkel φ'_s (vgl. Gleichung 5.35), wobei diese die Dexelbewegung bedingt über die beiden Winkelgeschwindigkeiten ω_w und ω'_s bei einem konstanten Zeitschritt $t_{\text{inc}} = \text{const.}$ beschreiben.

$$[AD] = [AC] + [CD] = \Delta_d + \frac{r_w \cdot \pi \cdot \varphi_{w,2}}{180} \wedge \varphi_{w,2} = \frac{\varphi'_s \cdot n_w}{n_s} \quad (5.35)$$

Im letzten Schritt werden die Strecken $[AD]$ sowie $[AB]$ gleichgesetzt, um die optimale Zeitschrittauflösung für eine gegebene Dexelauflösung zu erhalten:

$$[AB] = [AD] \Leftrightarrow \frac{r_w \cdot \pi}{180} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{r'_s \cdot \sin\left(\frac{360}{\Delta_{\text{res}}}\right)}{r_w - r'_s + r'_s \cdot \cos\left(\frac{360}{\Delta_{\text{res}}}\right)} \right) = \Delta_d + \frac{r_w \cdot \pi}{180} \cdot \frac{360 \cdot n_w}{\Delta_{\text{res}} \cdot n_s} \quad (5.36)$$

In Abbildung 5.26b sind für exemplarische Dexelaufösungen zwischen $\Delta_d = 1 \mu\text{m} \dots 30 \mu\text{m}$ und einer Zeitschrittauflösung von $\Delta_{\text{res}} = 1 \dots 200\,000$ die berechneten Strecken $[AB]$ blau markiert sowie $[AD]$ grün markiert dargestellt. Die Strecke $[AB]$ steigt mit sinkender Zeitschrittauflösung an. Die Strecke $[AD]$ besitzt bei hohen zeitlichen Diskretisierungen einen Wert, welcher der Dexelauflösung entspricht. Mit kleiner werdender Auflösung verlängert sich die Strecke, sodass sie im Bereich um $\Delta_{\text{res}} = 0$ gegen unendlich geht. Zur Berechnung der optimalen Zeitschrittauflösung wird der Schnittpunkt zwischen beiden Kurven in Abhängigkeit von der Dexelauflösung und Zeitschrittauflösung berechnet (vgl. Abbildung 5.26b orange Punkte). Der Schleifprozess, insbesondere das IRS mit der konischen Schruppzone, vollzieht den Materialabtrag nicht nur mit einem Korn, sondern mit einer Vielzahl an Schneiden. Daher variieren beim Schleifprozess sowohl der Schleifscheibenradius r'_s als auch der lokale Werkstückdurchmesser r_w bedingt durch die Topographie sowie die Eingriffsbahnen der Körner. Aus diesem Grund wird die aktuelle Berechnung um diesen Sachverhalt erweitert. Beim Schältschleifen wird das radiale Gesamtaufmaß $a_{e,\text{ges}}$ am Werkstück abgetragen, sodass sich ebenfalls in diesem Rahmen auch die Radien verändern. Somit wird die Betrachtung unter Berücksichtigung des minimalen und maximalen Radius von Werkzeug und Werkstück durchgeführt. Hierbei definiert sich der minimale Radius des Werkstücks als Ausgangsradius r_w und wird auf den maximalen Radius $r_w + a_{e,\text{ges}}$ aufgeschliffen. Analog hierzu existiert am Werkzeug der maximale Radius r'_s , welcher sich bedingt durch die Schruppzone auf den minimalen Radius $r'_s - a_{e,\text{ges}}$ verkleinert. In Abbildung 5.26b wird oben rechts dieser

Zusammenhang exemplarisch für ein radiales Gesamtaufmaß von $a_{e,ges} = 0,15$ mm bei einer Dexelauflösung von $\Delta_d = 3 \mu\text{m}$ dargestellt. Somit ergibt sich ein optimaler Bereich für die Zeitschrittauflösung. Insbesondere bei großen Zeitschrittauflösungen Δ_{res} ergeben sich kleine Winkel $\varphi_{w,1}$ und somit auch kleine Bogenlängen der Strecke $[AB]$. In diesem Bereich kann mit Gleichung 5.33 der Winkel $\varphi'_{w,1}$ durch eine Vereinfachung ausgedrückt werden.

$$\Delta_{res} > 750 \Rightarrow \Leftrightarrow \frac{r_w \cdot \pi \cdot \varphi'_{w,1}}{180} = \frac{r'_s \cdot \pi \cdot \varphi_s}{180} \Leftrightarrow \varphi'_{w,1} = \frac{r_s}{r_w} \cdot \varphi_s \quad (5.37)$$

In Tabelle 5.3 sind die prozentualen und absoluten Abweichungen der exakten und vereinfachten Ermittlung der Bogenlänge für ausgewählte Zeitschrittauflösungen der Strecke $[AB]$ dargestellt. Mit höher werdender Zeitschrittauflösung sinkt die absolute bzw. die prozentuale Abweichung. Bei einer Zeitschrittauflösung von $\Delta_{res} = 750$ liegt eine sehr geringe prozentuale Abweichung von $\Delta_{proz} \leq 0,000146\%$ vor. Hierdurch ist die Vereinfachung nach Gleichung 5.37 für die Bereiche von Zeitschrittauflösungen von $\Delta_{res} \geq 750$ mit tolerierbarer Abweichung gültig.

Tabelle 5.3: Vergleich zwischen exakt berechneter und vereinfacht berechneter Bogenlänge in Abhängigkeit von der zeitlichen Diskretisierung. In diesem Rahmen wurde als Berechnungsgrundlage der Werkstückradius von $r_w = 41,0445$ mm und der Schleifscheibenradius von $r_s = 31,2$ mm.

Auflösung Δ_{res}	Exakte Bogenlänge in mm	Vereinfachte Bogenlänge in mm	Prozentuale Abweichung in %
5	40,62	39,21	3,61
10	19,77	19,60	8,41E-1
100	1,96	1,96	8,2E-3
750	2,61E-1	2,61E-1	1,46E-4
1000	1,96E-1	1,96E-1	8,21E-05
10000	1,96E-2	1,96E-2	8,21E-07
100000	1,96E-3	1,96E-3	8,21E-09
500000	3,92E-4	3,92E-4	3,28E-10

Mithilfe der Vereinfachung kann aus Gleichung 5.38 ein funktioneller Zusammenhang zwischen einer gegebenen Dexelauflösung und einer optimalen Zeitschrittauflösung $\Delta_{res,ideal}$ nach Gleichung 5.39 aufgestellt werden. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass in der vorliegenden Arbeit die Radien für Werkzeug und Werkstück bei dieser Berechnung auf $r'_s = r_s - a_{e,ges}$ bzw. $r_w = r_w + a_{e,ges}$ gesetzt wurden.

$$[AB] = [AD] \Leftrightarrow \frac{r_w \cdot \pi}{180} \cdot \frac{r'_s}{r_w} \cdot \frac{360}{\Delta_{res}} = \Delta_d + \frac{r_w \cdot \pi}{180} \cdot \frac{360 \cdot n_w}{\Delta_{res} \cdot n_s} \quad (5.38)$$

$$\Delta_{\text{res,ideal}} \left(r'_s, r_w, n_w, n_s, \Delta_d \right) = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_w}{\Delta_d} \cdot \left(\frac{r'_s}{r_w} \mp \frac{n_w}{n_s} \right) \tag{5.39}$$

mit $\mp := -$ für Gleichlauf \wedge mit $\mp := +$ für Gegenlauf

In Abbildung 5.27a ist das von der Zeit abhängige Zeitspanvolumen Q_w unter Variation der Dexelauflösung für einen Korneingriff dargestellt. Das modellierte Zeitspanvolumen steigt analog zum Materialabtrag V_w (vgl. Abbildung 5.25b und c) an, wobei es bei hohen Zeitschrittauflösungen zu lokalen Schwankungen kommen kann. Diese Schwankungen erhöhen sich bedingt durch den Sachverhalt in Bezug auf das Verhältnis $n_{\text{res}} < 1$ (vgl. Abbildung 5.25f) mit steigender Zeitschrittauflösung. Bei der optimalen Zeitschrittauflösung $\Delta_{\text{res,ideal}}$ ergeben sich keine sichtbaren Schwankungen, sodass der Korneingriff gut nachgebildet werden kann. Im Vergleich zu der zeitlichen Diskretisierung von $\Delta_{\text{res}} = 320\,000$, wird für die optimale Zeitschrittauflösung von $\Delta_{\text{res}} = 11\,748$ nur 3,75 % der Rechenzeit benötigt. Hieraus wird ersichtlich, dass die optimal berechnete Zeitschrittauflösung zum einen bezüglich der Genauigkeit der erzielbaren Ergebnisse sowie der benötigten Rechenzeit enorme Vorteile bietet.

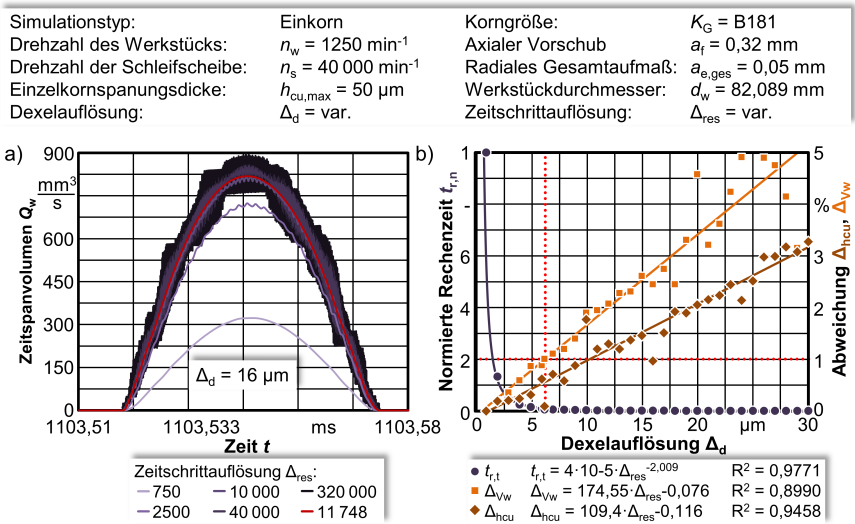


Abbildung 5.27: Anwendung der Berechnung der optimalen Zeitschrittauflösung: a) Zeitspanvolumen in Abhängigkeit von der Zeitschrittauflösung bei einer Dexelauflösung von $\Delta_d = 16\ \mu\text{m}$; b) Abschätzung des Diskretisierungsfehlers in Abhängigkeit von der räumlichen Diskretisierung bei optimalen Zeitschrittauflösungen.

In Abbildung 5.27b sind für die optimale Zeitschrittauflösung für unterschiedliche Dexelaufösungen (vgl. Abbildung 5.25a grüne Linie) die normierte Rechenzeit $t_{r,n}$ und die Diskretisierungsabweichungen Δ_{hcu} und Δ_{V_w} dargestellt. Beide Abweichungen $\Delta_{\text{hcu}}(\Delta_d)$

und $\Delta_{V_w}(\Delta_d)$ werden ausgehend von der optimalen Zeitschrittauflösung bei einer Dexe-
laauflösung von $\Delta_d = 1 \mu\text{m}$ nach Gleichung 5.40 bzw. Gleichung 5.41 berechnet.

$$\Delta_{\text{hcu}}(\Delta_d) = \frac{\overline{h_{\text{cu}}(\Delta_d)}}{h_{\text{cu}}(\Delta_d = 1 \mu\text{m})} = 1 \quad (5.40)$$

$$\Delta_{V_w}(\Delta_d) = \frac{V_w(\Delta_d)}{V_w(\Delta_d = 1 \mu\text{m})} = \frac{\sum_{i_1=1}^{n_1} \sum_{j_1=1}^{m_1} \sum_{k_1=1}^{o_1} V_w(x_{i_1}, y_{j_1}, t_{k_1}, \Delta_{\text{res,ideal}}, \Delta_d)}{\sum_{i_2=1}^{n_2} \sum_{j_2=1}^{m_2} \sum_{k_2=1}^{o_2} V_w(x_{i_2}, y_{j_2}, t_{k_2}, \Delta_{\text{res,ideal}}, \Delta_d = 1 \mu\text{m})} \cdot 100 \quad (5.41)$$

Die normierte Rechenzeit steigt exponentiell hin zu kleineren Dexe-
laauflösungen Δ_d an, während die Diskretisierungsabweichungen mit größer werdender Dexe-
laauflösung linear ansteigen. Dies liegt in der räumlichen Diskretisierung begründet, da mit größeren
Abständen zwischen den Dexeln auch die Nachbildungsgenauigkeit zurückgeht. Für die
vorliegende Arbeit wird eine Dexe-
laauflösung von $\Delta_d = 6,25 \mu\text{m}$ verwendet, da die GPS-
Simulationen hiermit einen deutlich reduzierten Rechenaufwand besitzen. Für jede darge-
stellte Simulation ist die ideale Zeitauflösung $\Delta_{\text{res,ideal}}$ nach Gleichung 5.39 entsprechend
der Radien und Drehzahlen von Werkzeug und Werkstück berechnet worden.

Um für einen großen Parameterraum die Genauigkeit der mesoskopischen GPS mit
der idealisierten Zeitschrittweite für das IRS abzuschätzen, ist in Abhängigkeit von der
Werkstückgeschwindigkeit v_w , dem axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß
 $a_{e,\text{ges}}$ bei einem vorgegebenen Schruppzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ und einer Korngröße
von $K_G = B181$ die Modellierungsgüte G_S nach [Bra08, CIR04] ermittelt worden (vgl.
Abbildung 5.28). Dies erfolgte unter Nutzung eines reduzierten Werkstückdexe-
lgritters und der Methodik zur Reduzierung des Rechenaufwands, welche im nächsten Kapitel
vorgestellt und näher erläutert wird. Die Modellierungsgüten sind immer bezogen auf
eine Schleifscheibenumdrehung im stationären Prozessbereich berechnet. In der Abbildung
sind die in Kapitel 2 definierten Grenzen der Modellierungsgenauigkeit in verschiedenen
Farben dargestellt. Die Modellierungsgüten befinden sich sowohl bezogen auf die Simula-
tionszeit als auch bezogen auf die Kontaktzone bei allen Prozessparameterkombinationen
in einem Bereich von $G_S = 0,9936 \dots 1,012$, was eine sehr hohe, genaue Nachbildung der
Eingriffsverhältnisse des IRS mit dem Diskretisierungsfehler von $\pm 1 \%$ widerspiegelt (vgl.
Kapitel 2). Die Güten, welche in [Bra08, CIR04] ermittelt wurden, weisen eine starke
Abhängigkeit von den Prozessparametern auf und befinden sich überwiegend in einem Be-
reich von $G_S = 1,2 \dots 1,5$, was einer Abweichung von 20 % bis 50 % entspricht. Hierdurch
wird ersichtlich, dass das allgemeingültige kinematische Ersatzmodell zur Herleitung der
idealen Zeitschrittauflösung einen großen Mehrwert bei der präzisen Nachbildung von
Schleifprozessen besitzt. Somit kann festgehalten werden, dass entsprechend der Prozess-
rahmenbedingung des Schleifprozesses im Rahmen einer diskreten GPS nur ein optimaler
Bereich bezüglich der Zeitschrittauflösung existiert. Dadurch entfallen langfristige, rechen-
und zeitintensive Untersuchungen bezüglich der räumlichen und zeitlichen Auflösung
von Simulationen in Wechselwirkung mit der Abbildungsgenauigkeit. Durch die allge-
meingültige Formulierung kann dieser Ansatz direkt auf andere Prozesskinematiken von
Schleifprozessen übertragen werden.

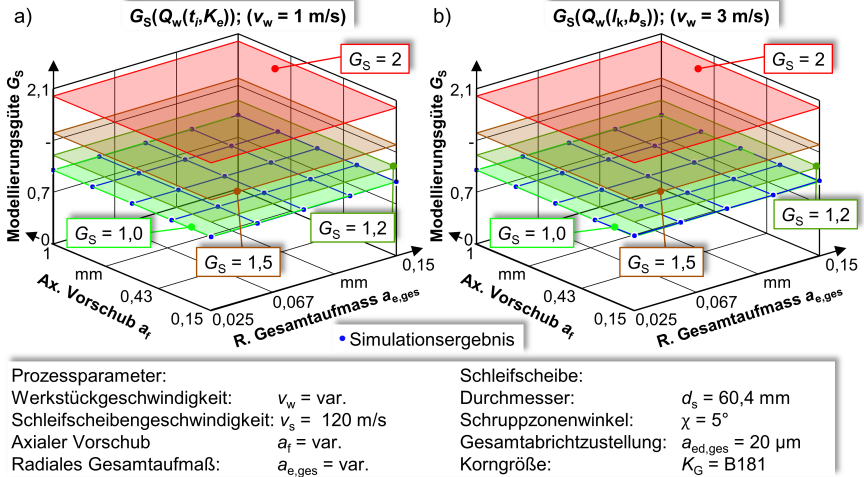


Abbildung 5.28: Verifikation der mesoskopischen GPS unter Verwendung der Modellierungsgüte nach [Bra08, CIR04] im Prozessparameterraum: a) Verifikation über das zeitbasierte Zeitspanvolumen $Q_w(t_i, K_e)$ bei einer Werkstückgeschwindigkeit $v_w = 1 \text{ m/s}$; b) Verifikation über das kontaktzonenbezogene Zeitspanvolumen $Q_w(l_k, b_s)$ bei einer Werkstückgeschwindigkeit $v_w = 3 \text{ m/s}$.

5.4.6 Reduzierung des Rechenaufwandes durch sequentielle Betrachtung des Werkstückgitters

Aufgrund der Längsschleifkinematik wird der stationäre Prozessbereich des IRS erst nach einigen Werkstückumdrehungen erreicht. Entsprechend der mesoskopischen Eingriffsbedingungen müssen je nach gewähltem Drehzahlverhältnis, welches in dieser Arbeit im Bereich von $q_n = 40 \dots 240$ liegt, sowie dem gewählten axialen Vorschub mehrere komplette Werkstückumdrehungen modelliert werden. Bei einem Werkstück mit einer Breite von $b_{ws} = 36 \text{ mm}$, einem axialen Vorschub $a_f = 0,25 \text{ mm}$ und einem Drehzahlverhältnis von $q_n = 60$ müssten z. B. mindestens $n_{um,WS} = 9120$ volle Schleifscheibenumdrehungen berechnet werden, was einen enorm hohen Rechenaufwand von mehreren Wochen verursacht. Daher werden in diesem Kapitel Vereinfachungen vorgestellt, um bei gleichbleibender Modellierungsgüte die Rechenzeit der GPS deutlich zu reduzieren.

Die Ausgangsbasis der Rechenzeitreduktion bildet die Modellierung des gesamten Werkstücks und der kompletten Schleifscheibentopographie, sodass sich das komplette Werkzeug im Eingriff befindet (vgl. Abbildung 5.29: Modell (I)). Im ersten Schritt wird das Bauteilmodell in Umfangsrichtung zu einem Volumensegment vereinfacht, siehe Abbildung 5.29: Modell (II). Hierdurch sinken die zu simulierenden Schleifscheibenumdrehungen pro Werkstückumdrehungen deutlich. Um den Rechenaufwand weiter zu reduzieren, wird die Werkstückbreite verkleinert, siehe Abbildung 5.29: Modell (III). Hierbei entspricht die Segmentbreite dem axialen Vorschub zuzüglich der Korngröße, um sicherzugehen, dass alle Korneingriffe einer Werkstückumdrehung erfasst werden können. Durch eine solche Modellierung müssen bei der Berechnung weniger Schnittvorgänge und

weniger Dixel berücksichtigt werden. Bedingt durch die zeitlich und räumlich unterschiedlich eingreifenden Körner muss aber eine Rückrechnung der zeitlichen Größen nach dem weiter unten vorgestellten Prinzip erfolgen. Da die Schleifscheibentopographie aus einer großen Anzahl an statischen Schneiden besteht, aber nur ein kleiner Teil als kinematische Schneiden das Werkstück schneidet, kann die Reduzierung der Kornanzahl als effizienteste Variante (Modell (IV)) betrachtet werden. Hierzu ist aber die Kenntnis über die Position und Höhe der eingreifenden Körner innerhalb der Schleifscheibentopographie notwendig, damit alle kinematischen Schneiden auch mitmodelliert werden.

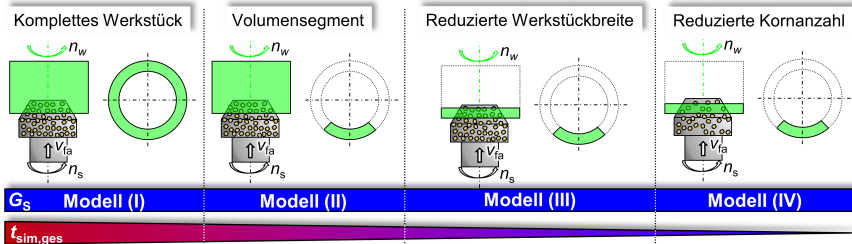


Abbildung 5.29: Ansätze zur Vereinfachung des Modells zur Reduzierung der Simulationszeit unter Beibehaltung der Simulationsgüte.

In Abbildung 5.30a ist der prinzipielle Ablauf einer GPS mit einem Gesamt-Werkstück mit drei aktiven CSG-Körnern für die Modelle (I) und (II) dargestellt. Hierbei werden die Korneingriffsbahnen in Abhängigkeit von der x - und y -Position für unterschiedliche Werkstückumdrehungen dargestellt.

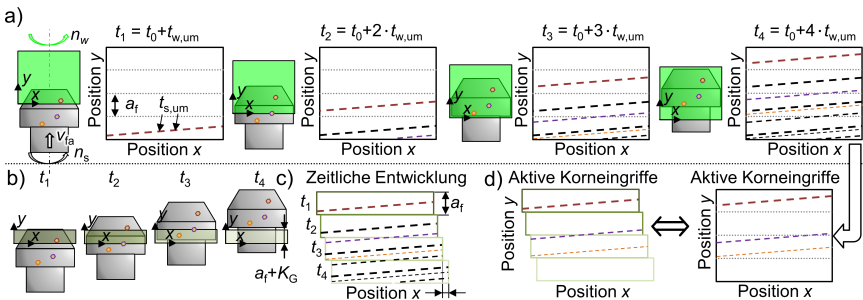


Abbildung 5.30: Prinzipielles, werkstückseitiges Vereinfachungsprinzip der GPS: a) Allgemeiner Simulationsablauf bei einer exemplarischen Simulation mit 3 aktiven Körnern zu unterschiedlichen Zeitschritten. Die Breite des Dixelgitters ist größer als die Schleifscheibenbreite; b) Prinzipieller Simulationsablauf bei reduzierter Werkstückhöhe; c) Zeitliche Entwicklung der Korneingriffe im Dixelgitter; d) Vergleich der aktiven Korneingriffe des zusammengesetzten und des ursprünglichen Dixelgitters in Abhängigkeit von der räumlichen Position.

In der ersten Werkstückumdrehung ist nur ein Korn im unteren Bereich des Dixelgitters im Eingriff, wobei sich der Korneingriff pro Schleifscheibenumdrehung auf dem Werkstück

abzeichnet. In der zweiten Werkstückumdrehung greift dieses Korn, versetzt um den axialen Vorschub a_f , wieder im Werkstückdixelgitter ein, wobei ebenfalls das zweite Korn das Werkstück schneidet. Nach der dritten Werkstückumdrehung ist ebenfalls das dritte Korn im Eingriff. Nachdem alle Körner entlang der Eingriffsbreite der Schleifscheibe aktiv am Schleifprozess teilnehmen und somit der stationäre Prozessbereich erreicht ist, verschieben sich die Korneingriffe pro Werkstückumdrehung um den axialen Vorschub weiter in Vorschubrichtung (vgl. Abbildung 5.30a rechts). Dadurch kann ab diesem Zeitpunkt die komplette Eingriffssituation aller am Prozess teilnehmender Körner durch jede beliebige Schleifscheibenumdrehung erfasst werden.

Durch die Reduzierung der axialen Breite des Dixelgitters in Modell (III) und (IV) werden auf der einen Seite die Anzahl der Dexelemente und auf der anderen Seite die an der Verschneidung teilnehmenden Körner pro Werkstückumdrehung reduziert. Unter der Annahme, dass an den Körnern während eines einzelnen IRS-Prozesses nur geringfügiger Verschleiß auftritt, kann das Innenrundlängsschleifen als eine Anzahl von gleichbleibenden Korneingriffen innerhalb einer Schleifscheibenumdrehung verstanden werden. Die Korneingriffe wiederholen sich periodisch und verschieben sich in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f und dem Drehzahlverhältnis q_n entlang einer Helixbahn auf dem Werkstück. Aufgrund dieses kinematischen Zusammenhangs kann aus einem Werkstückdixelgitter mit reduzierter Breite auf die in Kapitel 5.4.3 vorgestellten Zielgrößen zurückgeschlossen werden.

In Abbildung 5.30b ist der analoge Ablauf der Simulation mit reduzierter Breite des Werkstücks dargestellt. Der zeitliche Ablauf der Korneingriffe pro Umdrehung des Werkstücks kann aus Abbildung 5.30c zu den Zeitpunkten $t_1 \dots t_4$ entnommen werden. Wenn nun auf die Korneingriffe im stationären Bereich zurückgeschlossen werden soll, werden die zeitlichen Informationen rekursiv auf den ersten Zeitpunkt umgerechnet. Dadurch kann räumlich gesehen das in axialer Richtung komplett modellierte Dixelgitter nachgebildet werden. Hierbei muss das Drehzahlverhältnis und somit die relative Verlagerung der Korneingriffe in Bezug auf die vorangegangenen Werkstückumdrehungen beachtet werden (vgl. Abbildung 5.30c). Ein schematischer Vergleich der aktiven Korneingriffe in der vierten Werkstückumdrehung bei dem vereinfachten und dem kompletten Werkstückgitter kann aus Abbildung 5.30d entnommen werden. Hieraus wird ersichtlich, dass durch die entsprechende Rückrechnung die gleiche Eingriffscharakteristik am Werkstückgitter für die Modelle (I) und (III) ermöglicht wird.

Um aus vorangegangenen Werkstückumdrehungen Informationen für die aktuellen Korneingriffe herzuleiten, wird das grundlegende Prinzip im Folgenden am Beispiel einer Simulation mit einem einzelnen Korn in der Schlichtzone erläutert. Hierbei sollen einzelne Korneingriffe aufeinander in einem Bezugsfenster des ersten Korneingriffs bezogen werden, wobei hierzu die Zeitachse entsprechend der Prozesskinematik manipuliert wird. In Abbildung 5.31a sind zeitlich basierte Größen, wie z. B. das Zeitspanvolumen $Q_w(t)$ oder die Einzelkornspannungsdicke $h_{cu}(t)$, für eine Simulation mit einem kompletten Werkstückgitter schematisch dargestellt. Hierbei wird die zeitbasierte Größe bei unterschiedlichen Werkstückumdrehungen getrennt voneinander bei einem halbzahlgigen Drehzahlverhältnis aufgeführt. Die Zeitachsen sind so verändert worden, dass jeweils die zeitliche Differenz bedingt durch die Werkstückumdrehungen Δt_{WS} herausgerechnet wurde. Zeitlich gesehen verschieben sich bedingt durch das Drehzahlverhältnis die Korneingriffe pro Werkstückumdrehung um jeweils die Zeit einer halben Schleifscheibenumdrehung (vgl.

Gleichung 5.42 links: graue Pfeile). Je nach Breite des Werkstückgitters bzw. dem Drehzahlverhältnis kann es zu nicht geschlossenen Korneingriffen im Ein- und Auslauf des Gitters in Umfangsrichtung kommen.

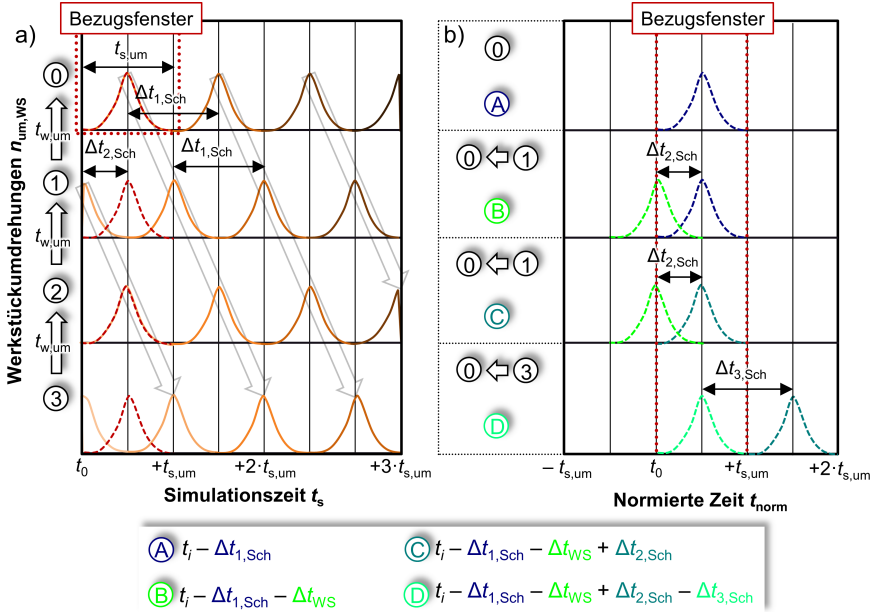


Abbildung 5.31: Rückrechnung über die Kopplung der zeitlichen und räumlichen Rahmenbedingungen bei der Eingriffcharakteristik beim IRS: a) Exemplarischer Korneingriff bei mehreren Schleifscheiben $\Delta t_{1,Schl}$ und Werkstückumdrehungen Δt_{WS} ; b) Rückrechnung in Abhängigkeit von den Werkstückumdrehungen anhand des Bezugsfensters.

Zum Erhalt einer allgemeingültigen Formulierung für den oben beschriebenen Sachverhalt müssen mehrere zeitliche und räumliche Aspekte beachtet werden. Als zeitliches Bezugsfenster wird im Weiteren der erste Eingriff des Kornes definiert (vgl. Abbildung 5.31). Die allgemeingültige Formulierung zur Rückrechnung der Zeitachse aktueller auf vorangegangene Korneingriffe erfolgt mithilfe der Gleichung 5.42.

$$\begin{aligned}
 t_{i,norm} &= t_i - \Delta t_{1,Schl} - \Delta t_{WS} + \Delta t_{2,Schl} - \Delta t_{3,Schl} \\
 &= t_i - t_{s,um} \cdot n_{um,Schl} - t_{w,um} \cdot n_{um,WS} + \\
 &\quad + \left(\frac{n_s}{n_w} - \left\lfloor \frac{n_s}{n_w} \right\rfloor \right) \cdot n_{um,WS} \cdot t_{s,um} - \left\lfloor n_{um,WS} \cdot \left(\frac{n_s}{n_w} - \left\lfloor \frac{n_s}{n_w} \right\rfloor \right) \right\rfloor \cdot t_{s,um}
 \end{aligned} \tag{5.42}$$

In dieser Formulierung werden neben den beiden Drehzahlen n_s und n_w die Anzahl der Umdrehungen des Werkstücks $n_{um,WS}$ und der Schleifscheibe $n_{um,Schl}$ sowie die Zeit pro Umdrehung der Schleifscheibe $t_{s,um}$ und des Werkstücks $t_{w,um}$ verwendet. Im Weiteren wird der Operator $\lfloor x \rfloor$ als ganzzahliges Abrunden der Variable x definiert.

Im ersten Schritt werden sämtliche Korneingriffe einer Umdrehung mit der Formulierung

Ⓐ auf den ersten Eingriff dieser Umdrehung bezogen (vgl. Abbildung 5.31). Die Formulierung Ⓑ beinhaltet die Umrechnung der Eingriffe aufgrund der zeitlichen Differenz bezüglich der Werkstückumdrehungen. Hierbei tritt bedingt durch das Drehzahlverhältnis ein zeitlicher Versatz zwischen den Korneingriffen auf. Dieser Versatz kann mit der Formulierung Ⓒ herausgerechnet werden (vgl. Abbildung 5.31). Bedingt durch das relative Voranschreiten des Korneingriffes (vgl. Abbildung 5.31a graue Pfeile) und des Bezugs auf den jeweiligen ersten Korneingriff der Werkstückumdrehung Ⓐ muss ebenfalls noch die Formulierung Ⓓ verwendet werden, damit alle Korneingriffe dieselbe Zeitachse haben.

In Abbildung 5.32 sind für ein einzelnes Korn sämtliche zurückgerechneten Einzelkornspannungsdicken h_{cu} exemplarisch in grau dargestellt, wobei die minimalen bzw. maximalen Werte für jede Schleifscheibenumdrehung in blau bzw. rot gekennzeichnet sind. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass im Rahmen der numerischen Umsetzung ein Interpolationsverfahren verwendet worden ist, welches eine äquidistante Zeitschrittweite der einzelnen Korneingriffe nutzt. Weiterhin werden Korneingriffe, welche in den Randbereichen des Werkstückgitters auftreten, nicht für die Auswertung hinzugezogen. Durch eine Mittelung für jeden Zeitschritt der Einzelkornspannungsdicke ergibt sich der grüne Verlauf der Zielgröße über die Zeit. Die geringen Schwankungen, die im dargestellten Verlauf sichtbar sind, resultieren aus der gekoppelten Betrachtung der zeitlichen und räumlichen Diskretisierung (vgl. Kapitel 5.4.5). Es wird ersichtlich, dass durch die beschriebene Methode eine rekursive Rückrechnung der Korneingriffe möglich ist.

In Abbildung 5.32b und c ist das Zeitspanvolumen bei einem axialen Vorschub von $a_f = 0,75$ mm und einem radialen Gesamtaufmaß von $a_{e,ges} = 0,15$ mm für das Vereinfachungsmodell (I) und (IV) dargestellt, wobei bei Letztgenanntem nur die kinematischen Schneiden mit 7 % der Körner der Schleifscheibentopographie modelliert worden sind. Hieraus kann entnommen werden, dass durch die in dieser Arbeit entwickelte allgemeingültige, rekursive Rückrechnung keine Einbußen bezüglich der Genauigkeit der Zielgrößen resultieren. In Abbildung 5.32d ist die Rechenzeit für die unterschiedlichen Modellierungsansätze in Abhängigkeit von der axialen Position des Werkzeugs $p_{WZ,ax}$ dargestellt, wobei die Achse der Rechenzeit t_r zur besseren Übersicht logarithmisch aufgetragen ist. Bei Modell (VI) 41 % sind nur 41 % der Körner der Topographie verwendet worden, wobei dies die obere Hälfte der statischen Schneiden bezogen auf die maximale Kornüberstandshöhe widerspiegelt. Weiterhin kann die Simulation in einen Einlauf- und Auslaufvorgang sowie einen Prozessbereich mit dem Werkzeugvolleingriff eingeteilt werden, bei dem die Schrupp- und Schlichtzone vollständig im Eingriff am Werkstück sind. Innerhalb der ersten Werkstückumdrehung im Bereich des Werkzeug-Volleingriffs kann die Simulation abgebrochen und ausgewertet werden, da sämtliche relevanten Zielgrößen zu diesem Zeitpunkt bereits berechnet worden sind. An der entsprechenden senkrechten Linie ist in der Abbildung die prozentuale Rechenzeit bezogen auf das Modellierungsprinzip (I) dargestellt. Durch das Vereinfachungsmodell (II) kann der Rechenaufwand bereits um $\Delta t_r \approx 93,1$ % reduziert werden. Durch die Berechnung von deutlich weniger Schleifscheibenumdrehungen gehen die Berechnungsschritte somit deutlich zurück. Eine weitere Reduktion der Werkstückbreite in Modell (III) senkt die Simulationszeit nochmal um mehr als den Faktor 3, während die selektive Auswahl der Körner in der Schleifscheibentopographie bei der Vereinfachung (IV) den Rechenaufwand von ursprünglich mehreren Wochen auf wenige Stunden drastisch reduziert. Durch die kinematische Rückrechnung kann somit der Rechenaufwand um bis zu $\Delta t_r = 99,77$ %

minimiert werden. Die Simulationen, welche in Abbildung 5.32 dargestellt sind, bilden einen Hochleistungsschleifprozess mit einem Zeitspanvolumen von $Q_w = 225 \text{ mm}^3/\text{s}$ ab. Bei einer Nachbildung eines Prozesses mit dem Ziel einer hohen Überschleifzahl von $U = 32$ zur Schlichtbearbeitung muss der axiale Vorschub auf $a_f = 0,25 \text{ mm}$ gesenkt werden. Hieraus ergibt sich eine um den Faktor 3 höhere Anzahl an zu modellierenden Werkstückumdrehungen, wodurch die Rechenzeit ansteigt.

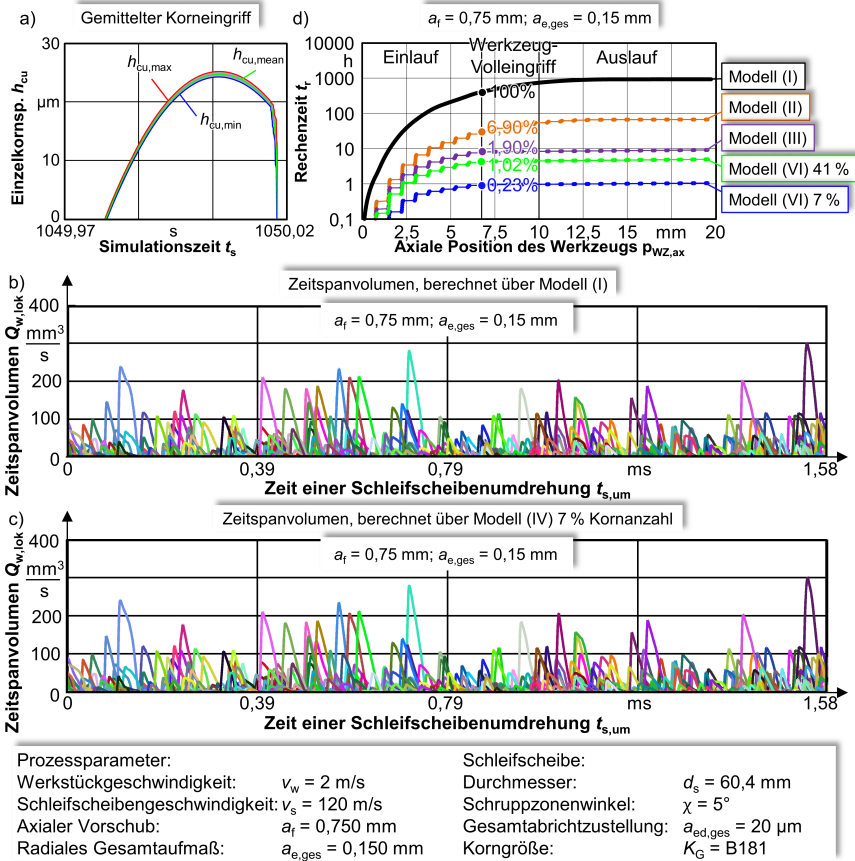


Abbildung 5.32: Rechenzeitreduktion durch sequentielle Betrachtung des Werkstückgitters und Reduktion der statischen Schneiden unter Beibehaltung der Modellierungsgüte: a) Mittelung der zurückgerechneten Einzelkornspanndicke h_{cu} in Abhängigkeit von der Simulationszeit t_s ; b) Lokales Zeitspanvolumen $Q_{w,lok}$ über eine Schleifscheibenumdrehung $t_{s,um}$ für das Modell (I); c) Lokales Zeitspanvolumen $Q_{w,lok}$ über eine Schleifscheibenumdrehung $t_{s,um}$ für das Vereinfachungsmodell (IV) mit maximal reduzierter Anzahl der statischen Schneiden; d) Rechenzeitbetrachtung für die unterschiedlichen Modellierungsprinzipien.

In Tabelle 5.4 sind die absoluten Rechenzeiten für die beiden exemplarischen simulierten Prozesse dargestellt. Es wird ersichtlich, dass bedingt durch den kleineren axialen Vorschub der Rechenaufwand aufgrund der großen Anzahl an zu simulierenden Werkstückumdrehungen ansteigt. Durch die handhabbaren Rechenzeiten des Vereinfachungsmodells (III) und (IV) mit 41 % der Körner der Werkzeugtopographie kann die mesoskopische GPS flexibel in der Arbeitsvorbereitung und der Werkzeugauslegung verwendet werden. Hierzu können 5 Simulationen parallel an einem Rechner über Nacht berechnet werden und zu Beginn des nächsten Arbeitstags die Ergebnisse ausgewertet und Anpassungen bezüglich der Prozessparameter oder der Werkzeuggestalt erfolgen. Die in diesem Kapitel dargestellte Rechenzeitreduktion bildet die entscheidende Grundlage, um eine große Anzahl an Simulationen hocheffizient durchführen zu können, die die komplexen Eingriffsbedingungen des IRS im gesamten Prozessparameterraum nachbilden.

Tabelle 5.4: Berechnungszeiten für zwei IRS-Prozesse mit variiertem axialen Vorschub a_f , einem radialem Gesamtaufmaß von $a_{e,ges} = 0,15$ mm, einer Werkstückgeschwindigkeit von $v_w = 2$ m/s, einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 120$ m/s und einem Schrupp-zonenwinkel von $\chi = 5^\circ$.

Modell	(I)	(II)	(III)	(IV) 41 %
$a_f = 0,25$ mm	37,17 Tage	2,82 Tage	11,75 Stunden	6,28 Stunden
$a_f = 0,75$ mm	16,98 Tage	1,17 Tage	7,77 Stunden	4,16 Stunden

5.5 Vergleich der Eingriffsverhältnisse auf der Makro- und Mesoebene beim IRS

Wie in den vorangegangenen Kapiteln beschrieben, sind im Rahmen dieser Arbeit Methoden entwickelt worden, um die mesoskopischen und makroskopischen Eingriffsbedingungen innerhalb der Kontaktzone des IRS zu ermitteln. In diesem Kapitel wird aufgezeigt, welchen Vorteil eine mesoskopische gegenüber einer makroskopischen Modellierung bezüglich der Nachbildung der realen Eingriffsituation beim IRS hat. Hierbei entsprechen die makroskopisch ermittelten Kenngrößen denen, die ebenfalls in der Literatur über die klassischen analytischen Zusammenhänge berechnet werden können [Ger01, Mar11, SHBM13a].

Ein Vergleich der beiden Modellierungsmethoden für das IRS ist in Abbildung 5.33 unter Variation werkzeug- und prozessspezifischer Größen zusammengefasst. In Abbildung 5.33a und b sind die ermittelte Kontaktlänge l_g und die Kontaktzonenfläche A_k in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ im Prozessparameterraum dargestellt. Unabhängig von der Modellierungsmethode steigt die Kontaktlänge degressiv bei einer Erhöhung beider Prozessparameter an. Die Kontaktzonenfläche mit den gleichen Abhängigkeiten ist in Abbildung 5.33b dargestellt. Bei einem Vergleich der in der Schrupp- und Übergangszone entstehenden Kontaktfläche während des Schleifprozesses in Abhängigkeit von der Betrachtungsebene, $A_{k,meso}$ (I + II) gegenüber $A_{k,makro}$ wird ersichtlich, dass diese Größe im gesamten Parameterraum bei der Berücksichtigung der Topographie signifikant größer ist. Unter Miteinbeziehung der sich ergebenden Kontaktfläche innerhalb der Schlichtzone $A_{k,meso}$ (I + II + III) wird diese

Erhöhung noch deutlicher. Bei einem globalen Vergleich des repräsentativen Vergleichsversuchssatzes der 115 Versuche $V_A - V_G$ zeigt sich, dass sowohl die Kontaktlänge l_k als auch die Kontaktfläche A_k im Allgemeinen bei einer mesoskopischen Modellierung größer ist (vgl. Abbildung 5.33c und d). Im Vergleichsversuchssatz treten somit sehr signifikante Unterschiede auf, sodass sich ein Verhältnis von $l_{k,meso}/l_{k,makro} = 1,126 \dots 2,244$ und eine bis zu 511 % größere Kontaktfläche unter Einsatz der mesoskopischen GPS ergibt. Beim Einsatz von unabgerichteten Schleifscheiben mit unterschiedlichen Korngrößen $V_A - V_C$ resultieren größere Abweichungen als bei den abgerichteten Werkzeugen, siehe $V_D - V_G$. Ein größerer Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ zieht eine Annäherung der beiden Kontaktzonenflächen nach sich, siehe Versuchssatz V_G .

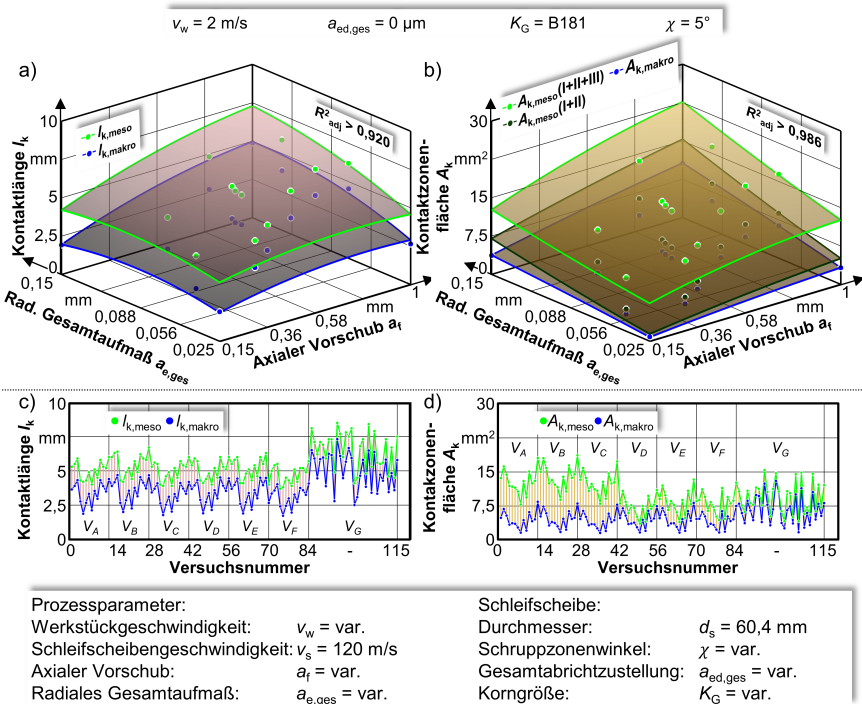


Abbildung 5.33: Globaler Vergleich mesoskopischer und makroskopischer Ausprägung der Kontaktzone: a) Kontaktlängen l_k und b) Kontaktzonenflächen A_k in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f und radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$; c) Kontaktlänge l_k und d) Kontaktzonenfläche A_k in Abhängigkeit von dem Vergleichsversuchssatz $V_A - V_G$.

Zur näheren Erläuterung ist in Abbildung 5.34 für zwei exemplarische Parametersätze die Ausprägung des flächenbezogenen Zeitspanvolumens $Q''_w(l_k, b_s)$ innerhalb der Kontaktzone dargestellt. In Abbildung 5.34a und c ist der Vergleich für einen Prozess mit moderatem Zeitspanvolumen von $Q_w = 48,6 \text{ mm}^3/\text{s}$ und einem kleinen axialen Vorschub $a_f = 0,15 \text{ mm}$ für beide Modellierungstechniken dargestellt. Bei der makroskopischen Nachbildung des Prozesses ergibt sich ein dreiseitiges Prisma in axialer Richtung. Entlang der Schleif-

scheibenbreite entsteht bedingt durch den geringen Vorschub in Kombination mit dem hohen radialen Gesamtaufmaß ein langer konstanter Bereich des auf die Schleifscheibenbreite bezogenen Zeitspanvolumens $Q_w(b_s)$. Die hergeleiteten Sachverhalte entsprechen den gängigen Betrachtungen innerhalb der Literatur (vgl. Kapitel 2.1.5). Ebenfalls die dreieckförmige Ausprägung des bezogenen Zeitspanvolumens entlang der Kontaktlänge $Q_w(l_k)$ ist im Rahmen von thermischen Simulationen in Form von Dreiecksquellen bereits seit Jahren etabliert, siehe [AWB08, MG07, FZZ13] und Kapitel 2.2.2.

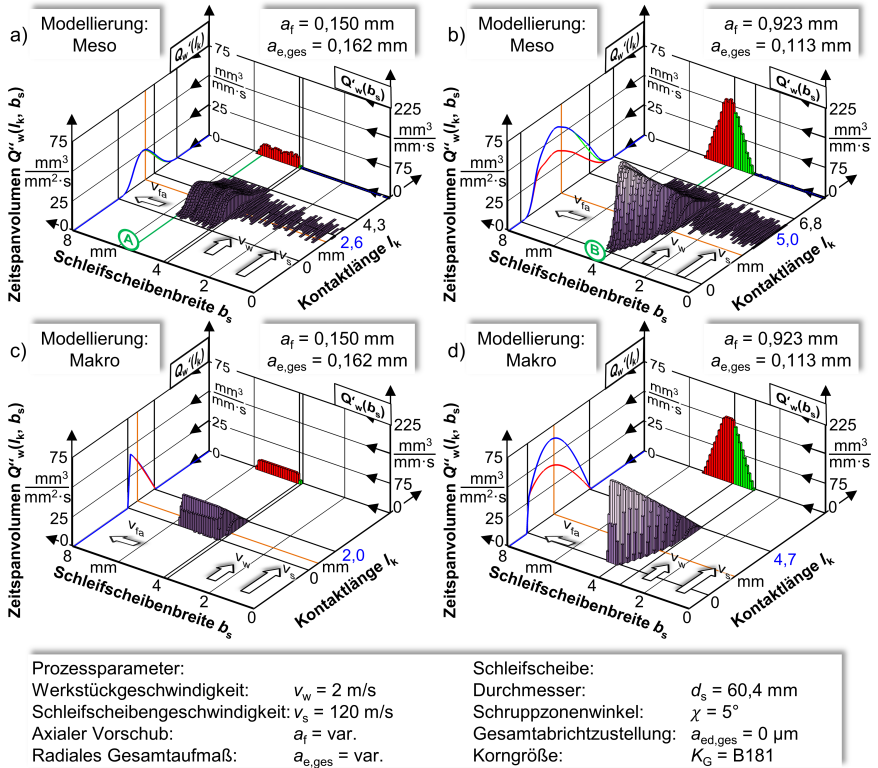


Abbildung 5.34: Detaillierter Vergleich des makroskopischen und mesoskopischen Ansatzes anhand des flächenbezogenen Zeitspanvolumens innerhalb der Kontaktzone: a) und b) mesoskopischer Ansatz; c) und d) makroskopischer Ansatz.

Bei einem erhöhten axialen Vorschub ändert sich die Verteilung des flächenbezogenen Zeitspanvolumens $Q_w''(l_k, b_s)$ bei einer makroskopischen Modellierung signifikant. Eine neue Erkenntnis ist die ermittelte Verteilung des bezogenen Zeitspanvolumens entlang der Kontaktlänge $Q_w'(l_k)$, welche in erster Näherung einer negativen, verschobenen Parabel entspricht. Dies ergibt sich aus den komplexen makroskopischen Eingriffsbedingungen bei diesem Parametersatz. Insgesamt steigen erwartungsgemäß sämtliche bezogene Zeitspanvolumina, die Kontaktlänge l_k sowie die Kontaktzonenfläche A_k im Vergleich zu dem moderaten Parametersatz an, was sich aus der Erhöhung des globalen Zeitspanvo-

lumens auf $Q_w = 208,6 \text{ mm}^3/\text{s}$ ergibt. Der theoretische mittlere Punkt der Kontaktzone $p_{0,\text{con}}$ ist in den Unterabbildungen entlang der Kontaktlänge als blaue Zahl eingezeichnet (vgl. Kapitel 5.4.4). Bei Verwendung der mesoskopischen Modellierungstechnik verändern sich der Materialabtrag in der Kontaktzone und deren Verteilung deutlich, siehe Abbildung 5.34b und d. Auf der einen Seite verteilt sich das Zeitspanvolumen entlang der Kontaktlänge $Q'_w(l_k)$ entsprechend einer Gaußkurve, und der Eingriffsbereich ist ebenfalls länger. Aufgrund dieser Verlängerung nimmt auch das maximale auftretende flächenbezogene Zeitspanvolumen $Q''_w(l_k, b_s)$ bei der mesoskopischen Betrachtung ab. Im Gegensatz zur Makro- wird in der Meso-Simulation auch innerhalb der Schlichtzone Material abgenommen. Es tritt kein durchgängig konstanter Bereich im mittleren Bereich des bezogenen Zeitspanvolumens entlang der Schleifscheibenbreite $Q'_w(b_s)$ auf, sondern die auftretenden Werte variieren aufgrund der Eingriffscharakteristik der Schleifkörner. Um die Verlängerung der Kontaktlänge näher zu erläutern, ist in Abbildung 5.35 entlang der eingezeichneten Linien A und B (vgl. Abbildung 5.34a und b) die lokal vorliegende kumulierte Abtragstiefe $h_{\text{cu,c}}$ dargestellt.

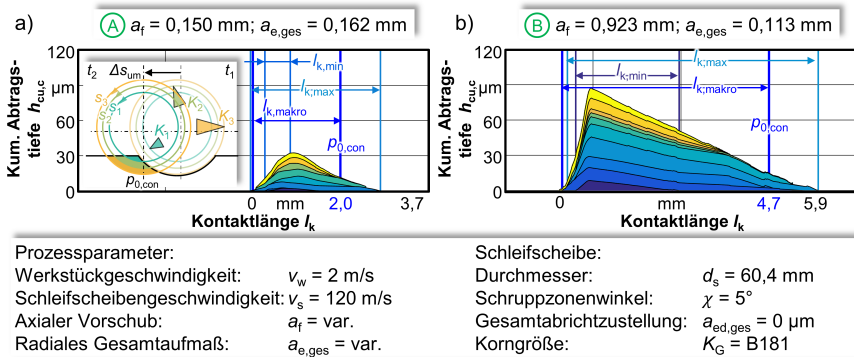


Abbildung 5.35: Lokale Eingriffssituation entlang der Pfade A und B aus Abbildung 5.34a und b.

In der Abbildung sind die lokalen Einzelkornspannungsdicken für unterschiedliche Kornengriffe mit verschiedenen Farben eingezeichnet, wobei die Eingriffe nach der zeitlichen Abfolge sortiert sind. Ebenfalls sind sowohl die räumlichen minimalen und maximalen lokalen Kontaktlängen $l_{k,\text{min}}$ bzw. $l_{k,\text{max}}$ als auch die makroskopisch ermittelte geometrische Kontaktlänge $l_{g,\text{makro}}$ entlang der Pfade A und B eingezeichnet. Es wird ersichtlich, dass sich bedingt durch die Schleifscheibentopographie und der unterschiedlichen Kornüberstandshöhe die Kontaktlänge sowohl im Einlauf- als auch im Auslaufbereich erhöhen kann. Insbesondere im Auslaufbereich tritt diese Erhöhung verstärkt bei beiden Prozessparameterkombinationen auf. Zur Erklärung sind in Abbildung 5.35a schematisch die Eingriffsbedingungen für drei Körner K_1 , K_2 und K_3 mit ansteigenden Kornüberständen an der Schleifscheibe dargestellt¹¹. Nach einer Schleifscheibenumdrehung wird der Weg Δs_{um} zurückgelegt, und die Körner greifen wiederum in der gleichen Reihenfolge in das Werkstück ein, wodurch sich die farblich dargestellten Eingriffsbahnen ergeben. Bedingt

¹¹ Aus Gründen des besseren Verständnisses wurde in der Abbildung das Werkstück abgewickelt dargestellt und die kinematische Bewegung der Korneingriffsbahn nicht mitberücksichtigt.

durch die unterschiedlichen Überstände ergeben sich bis zur Position $p_{0,\text{con}}$ verschiedene Kornkontaktlängen. Ebenfalls resultiert aus dieser Eingriffscharakteristik in Kombination mit der Prozesskinematik oberhalb der Position $p_{0,\text{con}}$ ein Hinterschnitt, welcher die Kontaktlänge vergrößert. Dieser Effekt wird von der Topographie, deren kinematischer Schneidenraumverteilung und den Prozessparametern direkt beeinflusst.

Die Ergebnisse, welche im Rahmen dieses Kapitels ermittelt worden sind, decken sich mit den Aussagen von *Malkin* und *Guo* bezüglich der Veränderung der Eingriffssituation einer ungleichmäßigen Schleifscheibentopographie und damit einer Verlängerung der Kontaktlänge [MG08]. Ähnliche Ergebnisse wurden auch in [Ste83] für das Flachs Schleifen vorgestellt. *Steffens* konnte insbesondere bei hohen Werkstückgeschwindigkeiten und geringen Zustellungen unter Nutzung einer mesoskopischen GPS eine Verlängerung der Kontaktlänge basierend auf der Korn-Werkstück-Interaktion von bis zu 90 % numerisch ermitteln. Allein die aggressive Schleifscheibentopographie der verwendeten galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben in Kombination mit den sehr hohen spezifischen Belastungen verursachen die größere Kontaktlänge.

Wie in Kapitel 2.2.2 erwähnt, ist die Ausprägung der Kontaktzone und die Fläche entscheidend, um auf der einen Seite die mechanische Belastung in Form der Schub- und Normalspannung auf die richtige Fläche zu beziehen und die wirklich vorliegenden Werte zu erhalten. Auf der anderen Seite hat die Kontaktzone bei der thermischen Nachbildung einen entscheidenden Einfluss auf die Temperaturen und die Temperaturverteilung, da zu klein modellierte Kontaktflächen die simulierten Kontaktzonentemperaturen deutlich überschätzen. Aus diesem Grund ist es wichtig, die mesoskopische Charakteristik der Korneingriffe bei der Herleitung der Kontaktzone ebenfalls zu berücksichtigen.

5.6 Thermomechanische Kopplung zwischen der Meso- und Makroebene

5.6.1 Modellierung der mechanischen Belastung

Kraftauswertung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde eine feststehende Kraftmessplattform genutzt, wie es meistens bei der Aufnahme von der mechanischen Belastung in Schleifprozessen umgesetzt wird, um die Kraftkomponenten in die drei Raumrichtungen während des IRS aufzunehmen. Beim Flachs Schleifen mit niedrigen Zustellungen können diese gemessenen Kräfte i. d. R. gleich den Schleifkraftkomponenten gesetzt werden, wobei einige Forscher aufgrund der hohen Zustellungen beim Tiefschleifen eine nicht zu vernachlässigende Abweichung der Kräfte herausgefunden haben, wie z. B. in [Dus14, Ras15] gezeigt ist. Beim IRS liegen hervorgerufen durch die Eingriffsbedingungen große Umschlingungswinkel und eine komplexe Kontaktzone vor, sodass in diesem Kapitel überprüft wird, wie groß die Abweichungen bedingt durch die unterschiedlichen Richtungen der Schleifkraftkomponenten und der Kraftmesstechnik sind. Insbesondere der Fehler wird ermittelt, wenn die gemessenen Kräfte direkt mit den Schleifkraftkomponenten gleichgesetzt werden. In Abbildung 5.36a sind die gemessenen Kräfte $F_{x,\text{gem}}$ und $F_{z,\text{gem}}$ mit der resultierenden Kraft in der Ebene $F_{R,\text{gem}}$ eingezeichnet. Demgegenüber steht die entlang des Kontaktbogens auftretende zusammengefasste Tangential- F_t und Normalkraft F_n ,

repräsentiert durch die vektoriell addierten Einzelbelastungen $F_{n,i}$ bzw. $F_{t,i}$ entlang des Kontaktbogens. Hieraus wird ersichtlich, dass die Richtung der gemessenen und wirklich vorliegenden Kraftkomponenten in ihrer Richtung differiert. Unter der Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen dem vorliegenden flächenbezogenen Zeitspanvolumen $Q''_w(l_k, b_s)$ und der mechanischen Belastung können die resultierenden Richtungen dieser beiden Kraftkomponenten simulationsbasiert ermittelt werden. Um die Normal- und Tangentialkraft des Schleifprozesses zu berechnen, werden die beiden Winkel φ_R und φ_F benötigt, welche in Abbildung 5.36a dargestellt sind. Der Winkel φ_R kann aus den gemessenen Kraftkomponenten nach Gleichung 5.43 berechnet werden.

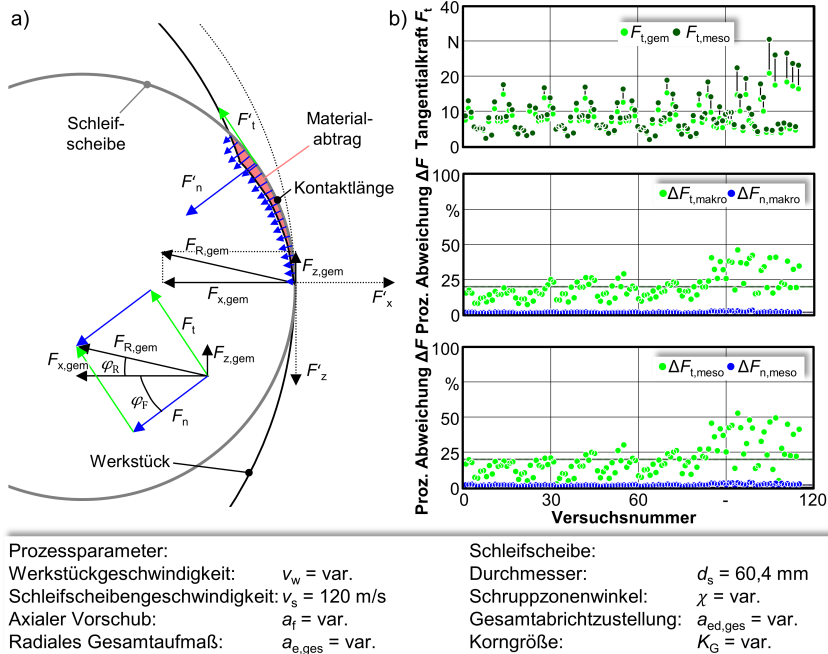


Abbildung 5.36: Umrechnung der gemessenen Kräfte basierend auf dem feststehenden Kraftmesssystem: a) Kräftesystem b) Abweichung zwischen simulativ ermittelten Schleifkraftkomponenten und gemessenen Kräften.

$$\varphi_R = \tan\left(\frac{F_{z,gem}}{F_{x,gem}}\right) \quad (5.43)$$

Der Winkel φ_F kann aus der mesoskopischen oder makroskopischen GPS ermittelt werden. Wie in Kapitel 5.5 vorgestellt, kann das flächenbezogene Zeitspanvolumen entlang der Schleifscheibenbreite und der Kontaktlänge diskret berechnet werden. Hierbei kann die Kontaktlänge $l_{k,i}$ über die Eingriffsverhältnisse, wie den jeweils vorliegenden Schleif-

scheibenradius $r_{s,i}$ nach Gleichung 5.44 in den jeweils vorliegenden Eingriffswinkel $\alpha_{k,i}$ umgerechnet werden.

$$\alpha_{k,i} = \frac{l_{k,i} \cdot 360^\circ}{2 \cdot \pi \cdot r_{s,i}} \quad (5.44)$$

Der Winkel φ_F ergibt sich aus der Mittelung der einzelnen diskret vorliegenden Winkel $\alpha_{k,i}$ mit der Gewichtung über das flächenbezogene Zeitspanvolumen $Q''_{w,i}$ nach Gleichung 5.45.

$$\varphi_F = \frac{\sum_{i=1}^n \alpha_{k,i} \cdot Q''_{w,i}}{\sum_{i=1}^n Q''_{w,i}} \quad (5.45)$$

Für die in dieser Arbeit betrachteten Prozess- und Messbedingungen kann die Richtung der auftretenden Kraftkomponenten über die Addition von φ_R und φ_F umgerechnet werden. Somit können die Tangentialkraft F_t über Gleichung 5.46 und die Normalkraft F_n über Gleichung 5.47 berechnet werden.

$$F_t = F_{R,gem} \cdot \sin(\varphi_R + \varphi_F) = \sqrt{F_{x,gem}^2 + F_{z,gem}^2} \cdot \sin(\varphi_R + \varphi_F) \quad (5.46)$$

$$F_n = F_{R,gem} \cdot \cos(\varphi_R + \varphi_F) = \sqrt{F_{x,gem}^2 + F_{z,gem}^2} \cdot \cos(\varphi_R + \varphi_F) \quad (5.47)$$

In Abbildung 5.36b oben ist die Umrechnung der Kräfte basierend auf einer mesoskopischen Modellierung anhand der gemessenen und umgerechneten Tangentialkraft $F_{t,gem}$ bzw. $F_{t,meso}$ für 115 exemplarische Versuche gezeigt. Hieraus wird ersichtlich, dass sich je nach Schleifprozess bzw. dessen Rahmenbedingung unterschiedlich große Abweichungen ergeben. Bei einer Betrachtung der prozentualen Abweichung von Normal- $\Delta_{F_t,meso}$ und Tangentialkräften $\Delta_{F_n,meso}$ bei einer mesoskopischen Betrachtung (vgl. Abbildung 5.36b unten) wird ersichtlich, dass sich insbesondere die Tangentialkräfte signifikant verändern, während der Fehler der Normalkraft eher gering ausfällt. Nicht tolerierbar ist der Fehler der leistungsbeeinflussenden Komponente des Schleifprozesses, die im Mittel um ca. 20 % und im Maximum um bis zu 51 % in Abhängigkeit von den Prozessrahmenbedingungen von der wirklichen Tangentialkraft abweichen. Bei einer makroskopischen Modellierung fallen die Abweichungen etwas geringer aus, wobei sie sich näher am Mittelwert befinden (vgl. Abbildung 5.36b: Mitte). Durch diese Betrachtung wird ersichtlich, dass bei der Verwendung einer ortsfesten Kraftmesstechnik beim IRS eine Umrechnung der gemessenen Kraftkomponenten in die Schleifkraftkomponenten erfolgen muss. Bei einfacheren Eingriffsgeometrien mit rechteckigen Kontaktzonen kann diese Umrechnung auch direkt über die Eingriffswinkelberechnung nach [Tsc02] erfolgen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden sämtliche Kräfte über die in diesem Kapitel dargestellte Umrechnung, basierend auf der Kraftmessung in Kombination mit mesoskopischen GPS, ermittelt.

Kraftmodellierung

Um Normal- und Schubspannungen zur detaillierten Prozessanalyse innerhalb der Kontaktzone zu bestimmen, wird im Rahmen dieser Arbeit ein Kraftmodell aufgestellt und kalibriert. Das IRS zeichnet sich als sehr komplexen Schleifprozess aus. Bei jedem Einzelkorn

entstehen beim Eindringen elastische, elastisch-plastische Materialverformungen sowie Reibungsvorgänge, bevor die eigentliche Spanabnahme beginnt (vgl. [KK09]). Innerhalb der Schrappzone und der Übergangzone liegen sehr große Einzelkornspannungsdicken vor. Daher wird der Schleifprozess in diesem Bereich des Werkzeugs sehr effizient ablaufen, weil jedes Korn neben den oben beschriebenen unerwünschten Eindringvorgängen ebenfalls sehr viel Material am Werkstück abnimmt. Durch diese Eingriffsbedingungen werden in der Schrappzone die Materialabtragsmechanismen Mikrosphanen-Schälspanen und -Fließspanen mit einem großen Anteil vorliegen (vgl. [MY92]). Innerhalb der Schlichtzone ist die Werkstoffzerspannung ineffizienter, da jedes Korn kleine Einzelspannungsdicken aufweist und trotzdem die thermomechanisch ungünstigen Vorgänge beim Eindringen überwinden muss. Hierdurch vergrößert sich der Anteil an den Materialabtragsmechanismen Mikropflügen und Mikroermüdung [MY92, ZG87]. Bei dem Einsatz eines Touch-Dressings, bei dem die Spitzen der Körner in Schlicht- und Übergangzone abgestumpft bzw. abgeflacht werden, kommt es zu großen axialen Überdeckungsgraden und damit zu größerer Reibung zwischen dem Korn und dem Werkstückmaterial im Schleifprozess. Hierdurch entsteht eine größere Kornkontaktfläche zwischen Korn und Werkstoff, welche sich bedingt durch die Reibung negativ auf die Energiebilanz des Schleifprozesses auswirkt. Das IRS stellt somit eine hohe Anforderung an ein geeignetes Kraftmodell, da eine große Bandbreite unterschiedlicher Eingriffsbedingungen bzw. Materialabtragsmechanismen vorliegt. Das Ziel der Kraftmodellierung innerhalb dieser Arbeit ist es, ein kornbezogenes Kraftmodell herzuleiten und zu kalibrieren, welches für unterschiedliche Werkzeuggeometrien, aber auch Korngrößen, einsetzbar ist.

Wie im Stand der Technik beschrieben, wirkt sich neben der Eindringtiefe und -breite des Kornes sowie werkstoffspezifischen Konstanten ebenfalls die Kornform auf die entstehenden Kräfte aus. Somit besitzt der effektive Spanwinkel γ_{eff} einen entscheidenden Einfluss auf die auftretenden Kraftkomponenten [CR96b, Ras15, Hol16]. In Abbildung 5.37 ist anhand einer zweidimensionalen FE-Spanbildungssimulation nach [Hol16] gezeigt, wie sich die Einzelkornspannungsdicke und der Spanwinkel auf die beiden bezogenen Kornkraftkomponenten auswirken.

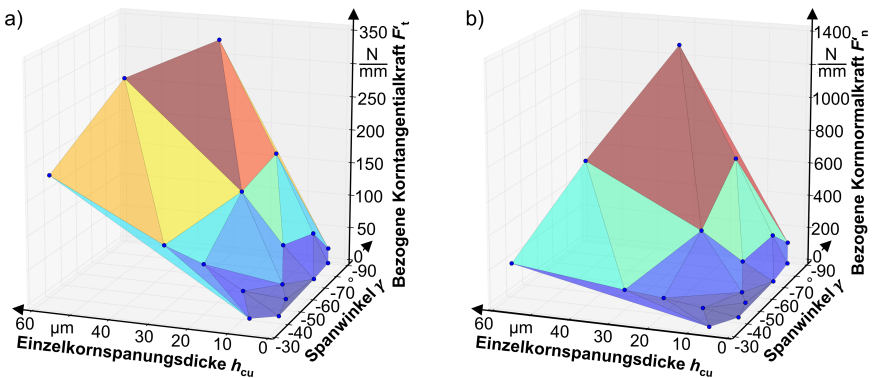


Abbildung 5.37: Bezogene Kraftkomponenten am Einzelkorn in Abhängigkeit von der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und des Spanwinkels γ nach [Hol16], ermittelt mittels einer zweidimensionalen FE-Simulation: a) Korrtangentiale Kraft; b) Kornnormalkraft.

Insbesondere bei großen Einzelkornspannungsdicken und betragsmäßig großen negativen Spanwinkeln erhöhen sich beide Kraftkomponenten signifikant. Durch eine Erhöhung der Einzelkornspannungsdicke wird pro Zeiteinheit mehr Material zerspannt, wodurch die Kräfte steigen. Bei einer betragsmäßigen Erhöhung des negativen Spanwinkels wird das Material stärker plastisch verdrängt, wodurch es eher zu reiner Materialverdrängung kommt. Dies ist aus energetischer Sicht ineffizienter, sodass in diesem Bereich ebenfalls die Kräfte steigen. Diese Erkenntnisse decken sich gut mit den experimentellen Untersuchungen von *Rasim*, der u. a. mithilfe von Ritzversuchen herausfand, dass ein größerer negativer Spanwinkel eine Erhöhung der momentanen spezifischen Energie in allen drei Phasen des Spanbildungsmodells von *König* zur Folge hat [Ras15]. Angelehnt an den Arbeiten aus [CR96b, Ras15] wird neben dem Spanwinkel der Einzelkornspannungsquerschnitt A_q als entscheidende Einflussgröße für die Spanbildung genutzt. Somit wird der Kraftanteil für die Spanbildung in Gleichung 5.48 als Interaktionsterm zwischen diesen beiden Größen eingesetzt. Der effektive Spanwinkel wird hierbei mit $\Delta\gamma_{\text{eff}} = 30^\circ$ verrechnet, um einen zu starken Abfall bei kleinen negativen Spanwinkeln zu negieren, da im Rahmen des Kraftmodells kein konstanter Term vorgesehen ist.

$$F_{\text{sp}} = k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}}} \cdot A_q \cdot \sqrt{(\gamma_{\text{eff}} - 30^\circ)^2} \quad (5.48)$$

Der lineare Faktor $k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}}}$ beschreibt den Einfluss zwischen dem effektiven Spanwinkel und dem Spannungsquerschnitt als Interaktionsgröße. Wie in [MC71, MG08] für konventionelle Scheiben und in [SM05] für galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben gezeigt, erhöhen angeflachte Kornkontaktflächen aufgrund der erhöhten Reibung ebenfalls die Schleifkräfte. In diesem Rahmen unterteilen die Autoren die Schleifkraftkomponenten F_t und F_n in ihre Anteile bezüglich der Reibung $F_{t,r}$ bzw. $F_{n,r}$ und des Spanens $F_{t,\text{sp}}$ bzw. $F_{n,\text{sp}}$ (vgl. Gleichung 5.49 und Gleichung 5.50).

$$F_t = F_{t,\text{sp}} + F_{n,r} = F_{t,\text{sp}} + \mu \cdot \bar{p} \cdot A_{k,\text{meso}} \quad (5.49)$$

$$F_n = F_{n,\text{sp}} + F_{n,r} = F_{n,\text{sp}} + \bar{p} \cdot A_{k,\text{meso}} \quad (5.50)$$

Im Rahmen dieser Formulierung ist μ der vorliegende Reibkoeffizient und \bar{p} die mittlere Flächenpressung innerhalb der Kontaktzone. Daher wird im Weiteren ein Term für den Einfluss der Kornkontaktfläche im Kraftmodell integriert, siehe Gleichung 5.51 und Gleichung 5.52. Nach [MG08, Ras15] kann ein linearer Zusammenhang zwischen Kornkontaktfläche und der entstehenden Kraft unter Einbeziehung des Reibkoeffizienten ermittelt werden. Aus der mesoskopischen GPS kann die Kornkontaktfläche $A_{k,\text{meso}}$ zu jedem Simulationszeitschritt bestimmt werden, welche eine Kraft am Einzelkorn hervorruft und deren Höhe über den Faktor k_R im Modell enthalten ist.

$$F_t = F_{t,\text{sp}} + F_{t,r} = k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}},F_t} \cdot A_q \cdot \sqrt{(\gamma_{\text{eff,Korn}} - 30^\circ)^2} + k_{R,F_t} \cdot A_{k,\text{meso}} \quad (5.51)$$

$$F_n = F_{n,\text{sp}} + F_{n,r} = k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}},F_n} \cdot A_q \cdot \sqrt{(\gamma_{\text{eff,Korn}} - 30^\circ)^2} + k_{R,F_n} \cdot A_{k,\text{meso}} \quad (5.52)$$

Zur Kalibrierung der Kraftmodellkoeffizienten wurden die in Kapitel 4.4 beschriebenen Vergleichsversuchssätze V_A - V_F genutzt. Somit steht eine große Datenbasis mit unterschiedlichen Korngrößen, Abrichtbedingungen und Prozessparametern zum Abgleich von simulierten und gemessenen Kräften zur Verfügung. Um eine allgemeingültige Kraftfor-

mulierung zu erhalten, reicht es nicht aus, das Modell nur anhand einer geringen Anzahl an Prozessen zu kalibrieren, sondern es muss ein großer Datensatz an unterschiedlichen lokalen Eingriffsbedingungen unter Variation der Prozessrahmenbedingungen genutzt werden. Die gemessenen, geglätteten Kräfte können aus Abbildung 5.38a entnommen werden. Nach dem Einschalten der Hochdruckpumpe erhöht sich die Normal- und die Tangentialkraft, wobei dieser Anteil sowohl bei der Messung als auch bei der Simulation für die Kalibrierung nicht miteinbezogen wird. Beim Eintritt der Schleifscheibe ins Werkstück steigen beide Kraftkomponenten zunächst an, bis die Schleifscheibe quasistationäre Eingriffsbedingungen im Prozess erreicht. In diesem Prozessbereich sind beide Kraftkomponenten annähernd konstant, bis sie wiederum beim Austritt der Schleifscheibe absinken. Aus dem stationären Prozessbereich wird ein Mittelwert für beide Kraftkomponenten $F_{t,mess}$ und $F_{n,mess}$ berechnet, welcher als Vergleichswert zur Kalibrierung der Simulation verwendet wird (vgl. Abbildung 5.38a).

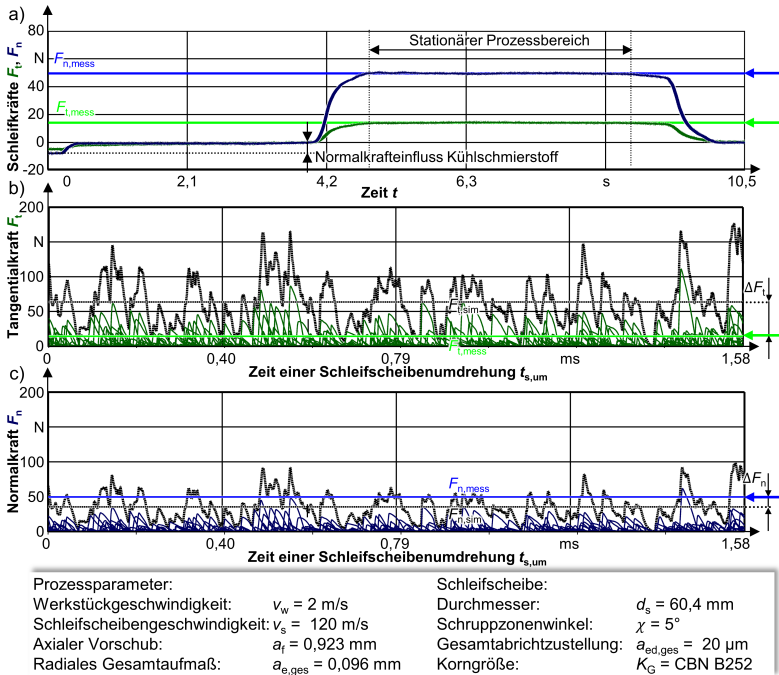


Abbildung 5.38: Abgleich zwischen simulierten und gemessenen Kräften – Grundlegender Ablauf: a) Im Prozess gemessene Kräfte mit Mittelwert $F_{n,mess}$ und $F_{t,mess}$ aus dem stationären Prozessbereich; b) Simulierte, gemittelte Tangentialkraft $F_{t,sim}$ auf Basis der Einzelkorneingriffe; c) Simulierte, gemittelte Normalkraft $F_{n,sim}$ auf Basis der Einzelkorneingriffe.

In Abbildung 5.38b und c sind die aus der Simulation ermittelten Einzelkornkräfte und deren Mittelwert exemplarisch für eine gegebene Kraftfaktorenkombination über eine Schleifscheibenumdrehung dargestellt. Als zu optimierende Größen werden die Fehlerqua-

drate zwischen dem gemessenen und simulierten Mittelwert der Kräfte $(\Delta F_t)^2$ bzw. $(\Delta F_n)^2$ verwendet, vgl. Abbildung 5.38b und c.

Mittels einer mehrkriteriellen Optimierung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate werden im nächsten Schritt die Kraftmodellierungskoeffizienten bestimmt (vgl. Abbildung 5.39). Der Ausgangspunkt für die Optimierung sind die simulationsbasierten umgerechneten, gemessenen Schleifkräfte (vgl. Abbildung 5.39a links) und die simulativ ermittelten Eingriffsgrößen. Um die Optimierung einzuschränken, wird eine Nebenbedingung definiert. Es wird die in [MG08, MC71] aufgestellte Formulierung genutzt, wobei der Reibkoeffizient nach [SM05] aus dem Schleifkraftkoeffizient bestimmt wurde (vgl. Abbildung 5.39a rechts) und für die Optimierung nur im Bereich von $\mu = 0,33 \dots 0,35$ variiert wird. Neben den Kräften dienen die Simulationen des Vergleichsversuchesatzes als Optimierungsgrundlage, aus welchen unter Veränderung der Kraftfaktoren die in Abbildung 5.38 dargestellten, über eine Schleifscheibenumdrehung gemittelten Kräfte bestimmt werden. Um eine allgemeingültige Kraftformulierung für das Schältschleifen zu erhalten, wurden somit 86 Versuche zur Auswertung genutzt, um nicht für jeden neuen Versuch eine neue Optimierung durchführen zu müssen.

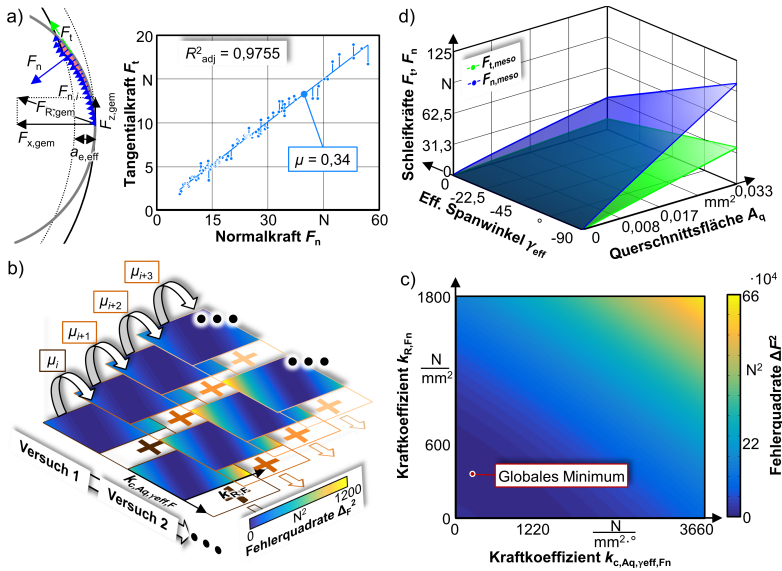


Abbildung 5.39: Mehrstufige Optimierung zur Kalibrierung der Kraftfaktoren: a) Umrechnung der gemessenen Kräfte und Bestimmung des Reibkoeffizienten; b) Mehrstufige Optimierung für die Tangentialkraft unter Variation des Reibkraftkoeffizienten; c) Globales Minimum für die Kalibrierung der Kraftfaktoren für die Normalkraft; d) Mesoskopische Korn tangential- und Kornnormalkraft in Abhängigkeit von dem effektiven Spanwinkel und der Spannungsquerschnittsfläche.

Der Ablauf der Optimierung ist in Abbildung 5.39b dargestellt. Somit werden für sämtliche Kraftparameterkombinationen je Versuch die Fehlerquadrate zwischen simulierten und gemessenen Kräften ermittelt. Diese werden nach den Versuchen aufsummiert

und anschließend das globale Minimum bestimmt (vgl. Abbildung 5.39c). Nach der Ermittlung der optimalen Kraftparameter für die Normalkraft wird das Vorgehen für die Tangentialkraft identisch durchgeführt, wobei hierbei die oben beschriebene Nebenbedingung $k_{R,F_t} = \mu \cdot k_{R,F_n}$ verwendet wird. Hieraus ergeben sich die in Tabelle 5.5 dargestellten Kraftkoeffizienten für die Normal- und Tangentialkraft. In Abbildung 5.39d ist das mesoskopische Kraftmodell in Abhängigkeit von der Spannungsquerschnittsfläche und dem Spanwinkel dargestellt, wobei sich grundlegend die gleichen Zusammenhänge ergeben, welche von *Holtermann* aufgestellt worden sind [Hol16]. Diese können aus Abbildung 5.37 entnommen werden, wobei aufgrund der zweidimensionalen Modellierung der Spanbildung der Spannungsquerschnitt A_q linear mit der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} zusammenhängt.

Tabelle 5.5: Ermittelte Kraftparameter nach der Optimierung für die Tangential- und Normalkräfte.

Kraftparameter	Wert	Einheit
$k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}},F_t}$	100,20	N/(mm ² ·°)
k_{R,F_t}	140,56	N/mm ²
$k_{c,A_q,\gamma_{\text{eff}},F_n}$	297,08	N/(mm ² ·°)
k_{R,F_n}	423,06	N/mm ²
μ	0,33	-
$\min(\Delta F_t^2)$	74,63	N ²
$\min(\Delta F_n^2)$	553,76	N ²

Die angegebenen Kraftkoeffizienten werden im Weiteren für die Vorhersage sämtlicher in dieser Arbeit vorgestellten Kräfte verwendet. In Abbildung 5.40a ist der Vergleich der simulierten und gemessenen Kräfte für den Vergleichsversuchssatz V_A - V_F dargestellt, woraus ersichtlich wird, dass eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung vorliegt. Im Weiteren können die zeitbasierten, lokalen Kräfte am Einzelkorn nach der in Kapitel 5.4.3 gezeigten Methode ebenfalls innerhalb der Kontaktzone ermittelt werden. Eine exemplarische Auswertung für eine Simulation kann aus Abbildung 5.40b und c entnommen werden. Die ermittelten Kräfte am Einzelkorn können u. a. in der Werkzeugauslegung genutzt werden, um sichere Prozessrahmenbedingungen zu gewährleisten. Somit kann u. a. eine mesoskopisch-basierte Prozessauslegung erfolgen, bei der die auftretenden Kornkräfte sicher unter der Kornsplitter-Belastungsgrenze eingestellt werden. Ebenfalls können hierfür die maximal am Korn auftretenden Schub- oder Normalspannungen ermittelt werden. Durch die in Kapitel 5.4.4 gezeigte Methode können die Einzelkornkräfte ebenfalls auf die Kontaktzone in Form der Schubspannung $\tau_t(b_s, l_k)$ und der Normalspannung $\sigma_n(b_s, l_k)$ verteilt werden, siehe Abbildung 5.40d und e. In Gleichung 5.53 und Gleichung 5.54 ist dies für eine Zelle an der Position $b_{s,i}$ und $l_{k,e}$ im Kontaktzonengitter angegeben. Hierbei werden sämtliche Kräfte der Körner K_j zu den Zeitschritten t_k aufsummiert, wenn der Korneingriff die Zelle schneidet. Aufgrund der Kontaktzonenformulierung müssen die so ermittelten lokalen Spannungen entsprechend des Anteils an der Zeit der Schleifscheibenumdrehung $t_{s,um}$ und des Simulationzeitschritts t_s berechnet werden.

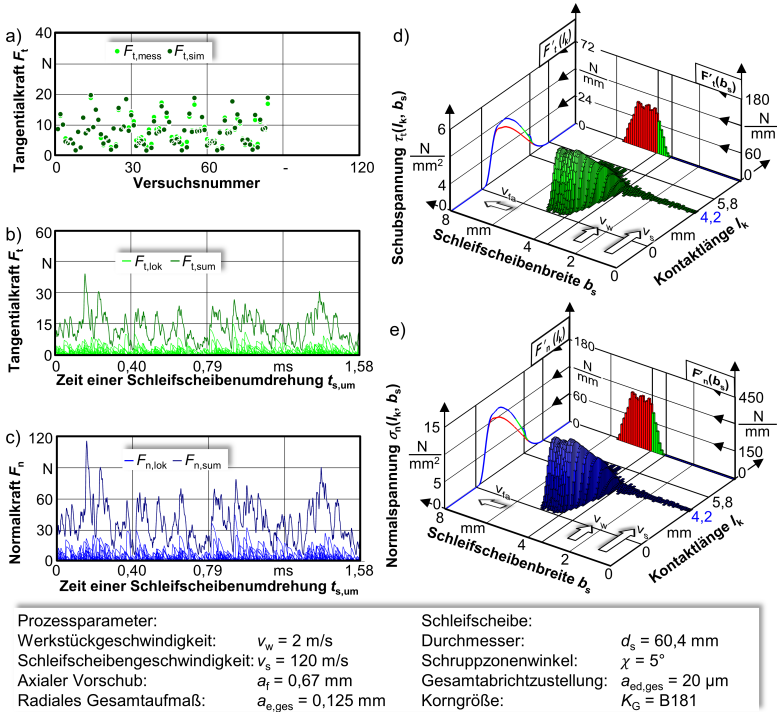


Abbildung 5.40: Ermittlung von lokalen Kornkräften und den Spannungen innerhalb der Kontaktzone: a) Vergleich von gemessenen und simulierten Kräften des Vergleicherversuchssatzes $V_A - V_F$; b) Simulierte lokale Tangentialkräfte; c) Simulierte lokale Normalkräfte; d) Schubspannungen innerhalb der Kontaktzone; e) Normalspannungen innerhalb der Kontaktzone.

$$\tau_i(b_{s,i}, l_{k,e}) = \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^m F_t(K_j(b_{s,i}, l_{k,e}), t_k(b_{s,i}, l_{k,e})) \cdot \frac{t_s}{t_{s,um}} \quad (5.53)$$

$$\sigma_n(b_{s,i}, l_{k,e}) = \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^m F_n(K_j(b_{s,i}, l_{k,e}), t_k(b_{s,i}, l_{k,e})) \cdot \frac{t_s}{t_{s,um}} \quad (5.54)$$

5.6.2 Mesoskalige Modellierung des Wärmeeintrags ins Werkstück basierend auf einem modifizierten Ansatz nach Carslaw und Jaeger

Zur Modellierung der globalen thermischen Werkstückbelastung des IRS wird im Rahmen dieser Arbeit ein FE-Modell verwendet, welches das zeitliche Temperaturfeld während des Schleifprozesses abbildet. Dieses Modell basiert auf den Modellvorstellungen von *Carslaw* und *Jaeger* [CJ59, Jae42], in denen sämtliche durch die Korneingriffe der Schleifscheibe auf das Werkstück wirkenden Belastungen in einer makroskopischen Last vereinigt werden. Die Belastung wird über die klassische Kontaktzone auf das mit FE-Elementen aufgebaute Werkstück aufgebracht. Im thermischen Modellierungsfall wird somit eine Wärmequelle entsprechend der Prozesskinematik zwischen Werkstück und Schleifscheibe – basierend auf der Werkstückgeschwindigkeit v_w sowie axialer Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} – in diskreten Zeitschritten über das Modell geführt.

Aufgrund der spezifischen Randbedingungen des Innenrundlängsschleifens, d. h. der helixförmigen Schleifscheibeneingriffsbahn mit einem beinhalteten, axialen Voranschreiten des Werkzeugs werden auf der einen Seite eine hohe Anzahl an Elementen und auf der anderen Seite, insbesondere bei geringen axialen Vorschüben, sehr viele diskrete Zeitschritte benötigt. Dies wirkt sich nachteilig auf die Rechenzeiten eines einzelnen Simulationslaufes aus, sodass bei einer dreidimensionalen Modellierung des kompletten Werkstücks in adäquater räumlicher und zeitlicher Auflösung mehrere Wochen benötigt werden können. Um den Rechenaufwand zu senken, existieren beim Innenrundschleifen unterschiedliche Ansätze.

Beim Innenrundeinstechschleifen kann bei einer Vernachlässigung der Spindeldeformationen sowie eines rotationssymmetrischen Querschnitts des Bauteils von einer gleichförmigen Belastung entlang der Werkstückachse ausgegangen werden, da die effektive Schleifscheibenbreite $b_{s,eff}$ der axialen Höhe des Werkstücks h_{WS} entspricht. Hierdurch kann der Prozess in erster Näherung unter Vernachlässigung von Randeffekten in axialer Richtung gleichwertig modelliert werden, was den Rechenaufwand aufgrund des Wegfalls einer Dimension enorm reduziert, siehe Abbildung 5.41a. Eine andere mögliche Vereinfachung ist die axial-symmetrische Annahme bei rotationssymmetrischen Bauteilen (vgl. Abbildung 5.41b), wie es z. B. beim Bohren [SMHD14] und Schleifen [Hol16] Verwendung findet. Hierbei wird der Belastungsschritt immer für jede Umdrehung vom Bohrer bzw. vom Werkstück beim Innenrundschleifen betrachtet, wodurch der thermische Gradient gesenkt und die Temperaturen nahe der Kontaktzone beim Schleifen unterschätzt werden.

Um den hohen thermischen Gradienten, welcher beim Innenrundschleifen aufgrund der hohen Werkstück- und Schleifscheibengeschwindigkeiten auftritt, in vertretbarer Rechenzeit besser abzubilden, ist in der vorliegenden Arbeit der Ansatz von *Biermann et al.* als Basis für das Simulationsmodell verwendet worden [BMNW08]. Das grundlegende Modellierungsprinzip ist in Abbildung 5.41c dargestellt. Hierbei wird das Werkstück als Volumensegment modelliert, welches in axialer Richtung durch die Breite des Werkstücks b_{WS} und in Umfangsrichtung durch die Kontaktlänge l_k begrenzt wird, siehe Abbildung 5.41d. Die substituierte Schleifscheibe in Form der Wärmequelle wird entsprechend der Prozesskinematik des IRS bewegt, wobei jedes Mal, wenn die Wärmequelle in Kontakt mit dem Werkstückmodell kommt, letztgenanntes mit einer definierten Wärmestromdichte

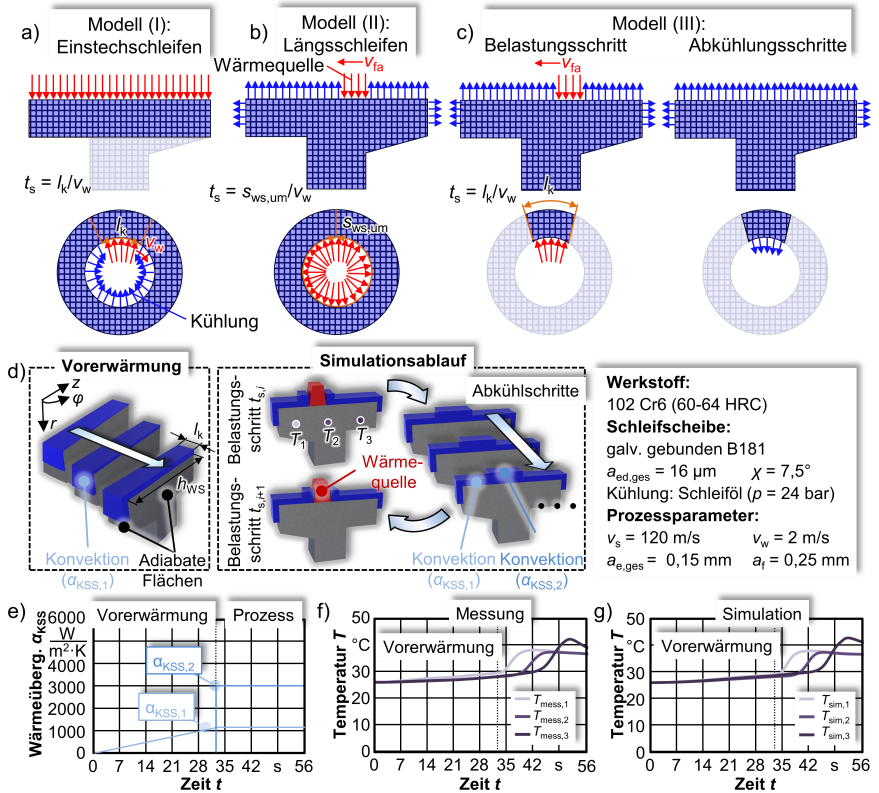


Abbildung 5.41: FE-Modell – Aufbau und Kalibrierung: a) Zweidimensionales FE-Modell für das Einstechschleifen; b) Zweidimensionales FE-Modell für das Längsschleifen; c) 2,5-dimensionales FE-Modell für das Innenrundscheifschleifen; d) Simulationsablauf und Vereinfachung des FE-Modells – Vorerwärmung und Prozesssimulation; e) Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Prozessrandbedingung; f) Gemessene Temperaturverläufe an den Messstellen $T_1 \dots T_3$ beim IRS; g) Simulierte Temperaturverläufe an den Messstellen $T_1 \dots T_3$ beim IRS.

\dot{q}_w belastet wird. Um das Schleiföl im Prozess zu repräsentieren, werden vereinfacht konvektive Randbedingungen genutzt, welche die Kühlwirkung lokal entsprechend dem Ansatz von *Newton* berechnet, siehe Gleichung 5.55.

$$\dot{q}_w = \alpha_{KSS} \cdot A_{konv} \cdot (T_{WS}(r, \varphi, z, t_i) - T_{KSS}) \tag{5.55}$$

α_{KSS} beschreibt den Wärmeübergangskoeffizient zwischen Fluid und Werkstück, $T_{WS}(r, \varphi, z, t_i)$ die örtlich und zeitlich abhängige Temperatur des Werkstück, T_{KSS} die Kühlschmierstofftemperatur sowie A_{konv} die betrachtete Fläche. Die Kühlschmierstofftemperatur ist vor und nach den Versuchen gemessen worden, wobei im Rahmen der Simulation als T_{KSS} der Mittelwert beider Messungen verwendet wird. Die konvektiven

Randbedingungen werden an den freiliegenden Flächen des Werkstücks aufgebracht, an denen Kontakt zwischen Fluid und Feststoff auch im Prozess vorliegt. Nach einem Belastungsschritt folgen mehrere Abkühlsschritte, bevor die Wärmequelle nach einer Werkstückumdrehung, um den axialen Vorschub versetzt, das FE-Modell wieder belastet. Durch eine repetitive Formulierung kann somit der komplette Prozess mit dem Ein- und Auslaufvorgang modelliert werden.

Die Temperatur des Schleiföls T_{KSS} ist maschinenbezogen höher als die Anfangstemperatur des Werkstücks T_{WS} . Je nach lokaler Temperaturdifferenz kann somit das Werkstück erwärmt bzw. gekühlt werden, was in der *Newton'schen* Formulierung der Konvektion integriert ist. Um die Vorerwärmung des Werkstücks durch den KSS in der Simulation zu berücksichtigen, wird eine numerische Vorerwärmungsphase implementiert, in der der Wärmeübergangskoeffizient α_{KSS} iterativ angepasst wird. Hierbei wird die Differenz von gemessener und simulierter Temperaturkurve als Optimierungsrandbedingung verwendet. In Abbildung 5.41e ist der zeitliche Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{KSS,1}$ gezeigt. Im Weiteren ist der Auslauf der Kühlschmierstoffdüse auf den Schleifspalt und dessen Umgebung orientiert. Ein zweiter Bereich mit höheren Wärmeübergangskoeffizienten wird im Rahmen der Simulation aus diesem Grund um die Wärmequelle definiert. Durch eine Kalibrierung der Höhe der Wärmequelle über den Abgleich von gemessenen und simulierten Temperaturen kann die thermische Werkstückbelastung des gesamten Schleifprozesses nachgebildet werden. In Abbildung 5.41f und g ist ein Vergleich von gemessenen und simulierten Temperaturverläufen an drei Bauteilpositionen für einen exemplarischen IRS-Prozess dargestellt. In diesem Rahmen wurde die Maximaltemperatur des Thermoelements an der Position T_2 als Optimierungszielgröße für die Höhe des Wärmestroms der Belastungsquelle festgelegt. Ein Vergleich der drei Temperaturkurven zeigt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung.

Um die Höhe der thermischen Belastung zu ermitteln, werden die gemessenen Temperaturkurven sowie eine modifizierte Variante der Leistungstheorie von *Lowin* verwendet [Low80], wobei hier, wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben, die lokal aufgelöste Variante angelehnt an die Arbeiten von *Noyen* verwendet wird [Noy08], siehe Gleichung 5.56.

$$\dot{q}_w(b_s, x) = F_t''(l_k, b_s) \cdot v_s \cdot K_w \cdot K_v = \sigma_t(l_k, b_s) \cdot v_s \cdot K_w \cdot K_v \quad (5.56)$$

Hierbei wird in Abhängigkeit von der Position innerhalb der Kontaktzone die Schubspannung $\tau_t(l_k, b_s)$ nach der in Kapitel 5.6.1 vorgestellten Methode ermittelt, siehe Abbildung 5.42. Durch die Multiplikation der Schubspannung mit der Schleifscheibengeschwindigkeit v_s kann die flächenbezogene Schleifleistung berechnet werden. Der Wärmeumwandlungsfaktor K_v wird gleich eins gesetzt, während der Wärmeverteilungsfaktor K_w für das Werkstück iterativ durch eine Optimierungsroutine im Rahmen der makroskopischen FE-Simulation bestimmt wird.

Dadurch, dass die Belastung im Rahmen der FE-Simulation in einem einzelnen Belastungsschritt aufgebracht wird, muss die lokale Wärmestromdichte $\dot{q}_w(l_k, b_s)$ an die Rahmenbedingungen des Modells angepasst werden. Hierzu wird der Wärmestrom bezogen auf die Schleifscheibenbreite $\dot{Q}'_w(b_s)$ durch eine numerische Integration ermittelt, wobei von einer Gleichverteilung der Größe in Richtung der Kontaktlänge ausgegangen wird, siehe Gleichung 5.57. Im Rahmen der Formulierung ist inc_{con} die Größe einer Zelle der Kontaktzone. Bereiche des Modells, in denen nicht die volle Kontaktlänge $l_{k,max}$ vorliegt, werden daher bei einem Belastungsschritt auch geringer belastet. Aus diesem Grund wird

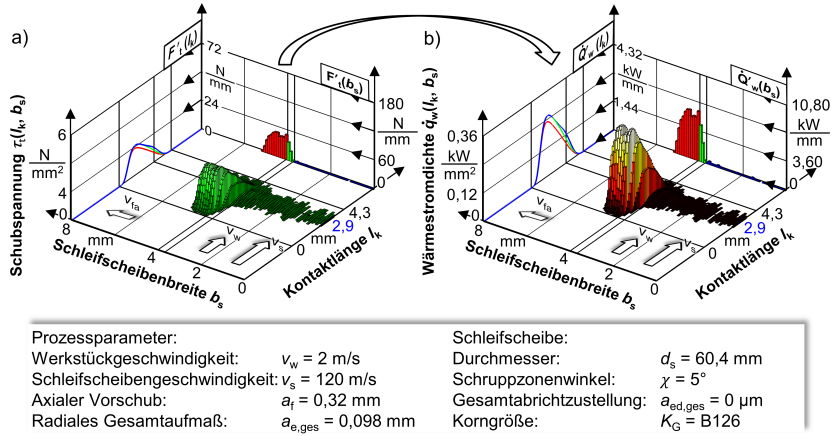


Abbildung 5.42: Ermittlung der lokalen Wärmestromdichte als Belastungsgröße der FE-Simulation: a) Schubspannungsverteilung innerhalb der Kontaktzone; b) Thermische Belastungsverteilung, hergeleitet über Gleichung 5.56, innerhalb der Kontaktzone mit einem Wärmeverteilungsfaktor von $K_w = 1$.

das Verhältnis aus lokaler Kontaktlänge des jeweiligen Bereichs $l_{k,lok}$ und maximaler Kontaktlänge $l_{k,max}$ nach Gleichung 5.57 bestimmt.

$$\dot{Q}'_w(b_s) = \sum_{i=0}^n \dot{q}'_w(l_{k,i}, b_s) \cdot inc_{con} \cdot \frac{l_{k,lok}}{l_{k,max}} \tag{5.57}$$

Die verwendeten Materialkenndaten von 100Cr6, welche in dieser Arbeit verwendet worden, können aus Tabelle 5.6 entnommen werden.

Tabelle 5.6: Verwendete konstante Materialdaten von 100Cr6.

Materialkennwert	Symbol	Wert	Einheit
Wärmeleitfähigkeit	λ	33	$W/(m \cdot ^\circ C)$
Spezifische Wärmekapazität	c_p	470	$J/(kg \cdot ^\circ C)$
Dichte	ρ	7 850	kg/m^3
Elastizitätsmodul	E	210 000	N/mm^2
Querkontraktionszahl	ν	0,27	-
Thermischer Ausdehnungskoeffizient	α_{aus}	$1,23 \cdot 10^{-6}$	$1/^\circ C$

5.6.3 Metamodell zur Ermittlung der auftretenden Fertigungsfehler beim IRS

Da das IRS i. d. R. in einer Einhubstrategie ausgeführt wird, ist es entscheidend, die thermomechanisch induzierten Maßabweichungen im Vorfeld zu bestimmen, um eine Senkung der Produktivität des Verfahrens durch einen unproduktiven Ausfeuertvorgang zu vermeiden. Daher ist für das Simulationssystem ein Metamodell entwickelt worden, welches die auftretenden, makroskopischen, thermischen und mechanischen Effekte beim IRS nachbildet, um darauf aufbauend die resultierenden Fertigungsfehler zu quantifizieren. Hierzu zählen auf der einen Seite mechanische Effekte, welche bedingt durch die Spannsituation oder die Spindelnachgiebigkeit von Werkstück- und Schleifscheibenspindelssystem entstehen. Auf der anderen Seite führen thermische Effekte, welche durch den Wärmeeintrag in das Werkstück während des Schleifprozesses und der damit einhergehenden thermoelastischen Deformation entstehen, zu einer Abweichung vom Solldurchmesser. Diese Fertigungsabweichungen in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Ursachen können nur bedingt durch experimentelle Untersuchungen ermittelt werden, da die resultierende Werkstückkontur aufgrund der schlechten Zugänglichkeit des Innenrundschälens nur nach dem Prozess vermessen werden kann. Grundlegend basiert das hier vorgestellte Metamodel auf einer GPS, die als Grundmodul ein Werkstück- und Werkzeugmodell besitzt, welche durch mathematische Operationen verschnitten werden (vgl. Abbildung 5.43: Mitte).

Das Werkzeug und das Werkstück werden durch eine endliche Anzahl an Punkten repräsentiert, welche über den gleichen Diskretisierungsabstand in der axialen Vorschubrichtung verfügen. Dieser ist durch den axialen Vorschub des Prozesses teilbar, sodass gewährleistet wird, dass sich bei einer axialen Bewegung des Werkzeuges die Punkte von Werkzeug und Werkstück immer in y -Richtung überdecken und somit eine Modellierungsgüte von annähernd $G_S \approx 1$ gewährleistet wird. Im Weiteren wird das Modell nur bei einem Werkzeugeingriff pro Werkstückumdrehung betrachtet, sodass sich die Schleifscheibe in jedem Simulationsschritt um den axialen Vorschub a_f in Vorschubrichtung bewegt. Durch den äquidistanten Aufbau der beiden Modelle kann der numerische Materialabtrag über einfache mathematische Operationen bezüglich des Maximums von den Werkstück- und Werkzeugpunkten auf der makroskopischen Ebene vollzogen werden. Der Schleifprozess mit seinen Prozessrandbedingungen, wie u. a. dem axialen Vorschub a_f , dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ oder dem Schruppzonenwinkel χ , wird als grundlegende Randbedingung für das Modell definiert, um die Prozesskinematik, aber auch die Werkzeuggeometrie abzubilden (vgl. Abbildung 5.43a). Die Besonderheit des Metamodells ist, dass Ergebnisgrößen von anderen Simulationsmodellen oder Messungen mit einbezogen werden können. Hierzu können die Werkzeug- und Werkstückpunkte flexibel vor und nach dem Schnitt entsprechend der vorgegebenen simulativen oder messtechnischen Eingangsgrößen verschoben werden. Zum Erhalt dieser Verschiebungen werden die entsprechenden Deformationen aus den anderen Simulationen oder Messsystemen exportiert und dann mittels gängiger Verfahren auf die äquidistanten Punkte von Werkstück und Werkzeug interpoliert. In Abbildung 5.43b sind die gemessenen Deformationen bezüglich der Einspannsituation aufgezeigt, wobei die vier M6-Schrauben des Vorrichtungsdeckels mit $M_{SP} = 10$ Nm festgezogen worden sind. Dies entspricht der Spannsituation auch innerhalb der Schleifmaschine, und die Werkstückkontur geht als Eingangsgröße in das Metamodel ein. Zur Nachbildung der Nachgiebigkeit der Spindeln wird ein mechanisches Ersatzmodell genutzt, was im folgenden Abschnitt näher beschrieben wird. Als Eingangsgröße dieses Ersatzmodells

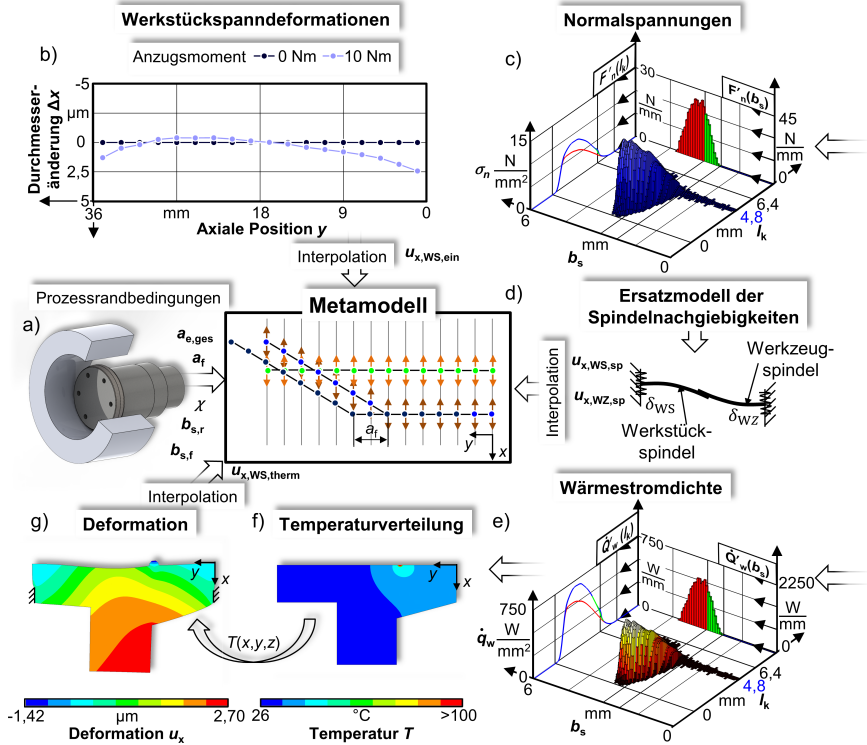


Abbildung 5.43: Übersicht über das Metamodell zur Nachbildung der auftretenden Fertigungsabweichungen beim IRS: a) Prozessrandbedingungen; b) Implementierung von Einspanneffekten c) Normalspannung innerhalb der Kontaktzone als Eingangsgröße für das Ersatzmodell zur Modellierung der Nachgiebigkeit von Werkstück- und Schleifscheibenspindel; d) Mechanisches Ersatzmodell für die Spindelnachgiebigkeiten; e) Verteilung der Wärmestromdichte innerhalb der Kontaktzone als Eingangsgröße für das FE-Modell; f) Thermisches FE-Modell; g) Mechanisches FE-Modell.

wird u. a. die Normalkraft benötigt, welche aus der in Kapitel 5.4.4 beschriebenen Methode bezüglich der Normalspannungen basierend auf der mesoskopischen GPS bestimmt wird (vgl. Abbildung 5.43c). Das Ersatzmodell selbst besteht aus einem analytischen Modell nach der Biegelinientheorie, siehe Abbildung 5.44d. Die thermoelastischen Deformationen von Werkzeug¹² und Werkstück können aus jeweils einer makroskopischen FE-Simulation

¹²Ein weiterer Effekt bezüglich der Fertigungsabweichung ist die Werkzeugenerwärmung, welche ebenfalls mit dem in diesem Kapitel vorgestellten Metamodell nachgebildet wurde. Hierbei wurde das Werkzeug entsprechend des FE-Volumensegmentes modelliert und 10 % der gesamten Prozessleistung als thermische Belastung aufgebracht. Dies wurde als obere Grenze abgeschätzt, da der Wärmeeintrag ins Werkzeug aufgrund des unterbrochenen Schnittes und der sehr kurzen Kontaktzeiten geringer als beim Werkstück ausfällt. Es ergibt sich durch eine solche Werkzeugenerwärmung ein ähnlicher Effekt, welcher ebenfalls bei nicht fluchtenden Werkzeug- und Werkstückachsen entsteht. Jedoch fällt dieser Effekt für einen Schleifhub im Durchmesser unter $\Delta x = 0,5 \mu\text{m}$ aus, sodass er im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter als entscheidender Einfluss auf den Fertigungsfehler behandelt wird.

ermittelt werden, wobei hierbei die Schubspannung bzw. die Wärmestromdichte aus der mesoskopischen GPS als Eingangsgröße genutzt wird (vgl. Abbildung 5.43e). Zunächst wird das thermische Problem durch die in Kapitel 5.6.2 beschriebene Methode mithilfe einer Kalibrierung des Wärmeeintrages gelöst, siehe Abbildung 5.43f. Danach wird eine mechanische Simulation aufgebaut, bei der die Spannsituation entsprechend der Vorrichtung und des Werkstücks mit einer Fixierung der entsprechenden Kontaktknoten berücksichtigt wird. Durch die Definition des thermischen Ausdehnungskoeffizienten und dem Aufbringen der Temperaturverteilungen aus der thermischen Simulation können die Deformationen über den gesamten Prozessverlauf bestimmt werden (vgl. Abbildung 5.43g). Diese werden wiederum aus dem Ergebnisdatensatz der FE-Simulation auf die Werkstückkontur des Metamodels interpoliert. Dies erfolgt für jeden Belastungsschritt der FE-Simulation, sodass der gesamte Prozess mit dem Materialabtrag nachgebildet werden kann.

Mechanisches Ersatzmodell für die Spindelnachgiebigkeit

Im Weiteren wird kurz auf das analytische Ersatzmodell eingegangen, welches sowohl die statische Werkstück- als auch Schleifspindelnachgiebigkeit nachbildet (vgl. Abbildung 5.44). Es wird sich hierbei auf die Herleitung für die Werkstückspindel beschränkt. Die Modellierung und Messungen erfolgen analog für die Schleifspindel.

Die Spindel wird als Biegebalken modelliert, wobei dieser entsprechend des Querschnitts in unterschiedliche Abschnitte eingeteilt wird, siehe Abbildung 5.44a. Für jeden Abschnitt wird ein lokales axiales Flächenträgheitsmoment I_i entsprechend der Länge des Abschnittes l_i und des Querschnitts A_i berechnet. Die fundamentale Formulierung der Biegelinie für einen einseitig gelagerten Kragträger können aus Gleichung 5.58 - 5.60 für eine sektionsweise Anwendung entnommen werden. In diesen Formulierungen beschreibt y_i die Position entlang des Biegebalkens des jeweiligen Abschnittes und y die globale Position am Biegebalken (vgl. Abbildung 5.44a), F_n die auftretende Normalkraft, h den Kraftangriffspunkt bezogen auf $y = 0$ mm und E das Elastizitätsmodul¹³.

$$w_i(y_i) = \frac{F_n}{E \cdot I_i} \cdot \left(-\frac{y_i^3}{6} + \frac{(h - y_{b,i}) \cdot y_i^2}{2} \right) + C_1 \cdot y_i + C_2 \quad (5.58)$$

$$\text{mit } w_i(y_i = 0) = w_{i-1}(y_{i-1} = l_{i-1})$$

$$w'_i(y_i) = \frac{F_n}{E \cdot I_i} \cdot \left(-\frac{y_i^2}{2} + \frac{(h - y_{b,i}) \cdot y_i}{1} \right) + C_1 \quad \text{mit } w'_i(y_i = 0) = w'_{i-1}(y_{i-1} = l_{i-1}) \quad (5.59)$$

$$w''_i(y_i) = \frac{F_n}{E \cdot I_i} \cdot \left(-\frac{y_i}{1} + \frac{h - y_{b,i}}{1} \right) \quad (5.60)$$

Im Weiteren müssen die Integrationskonstanten C_1 und C_2 bestimmt werden. Bei dem klassischen einseitig eingespannten Biegebalken werden diese an der Einspannstelle gleich Null gesetzt. In dem vorliegenden Fall werden die Endbedingung des ersten Abschnittes

¹³Sowohl für die Vorrichtung als auch das Schleifwerkzeug wurde dieser für Stahl mit $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$ angenommen.

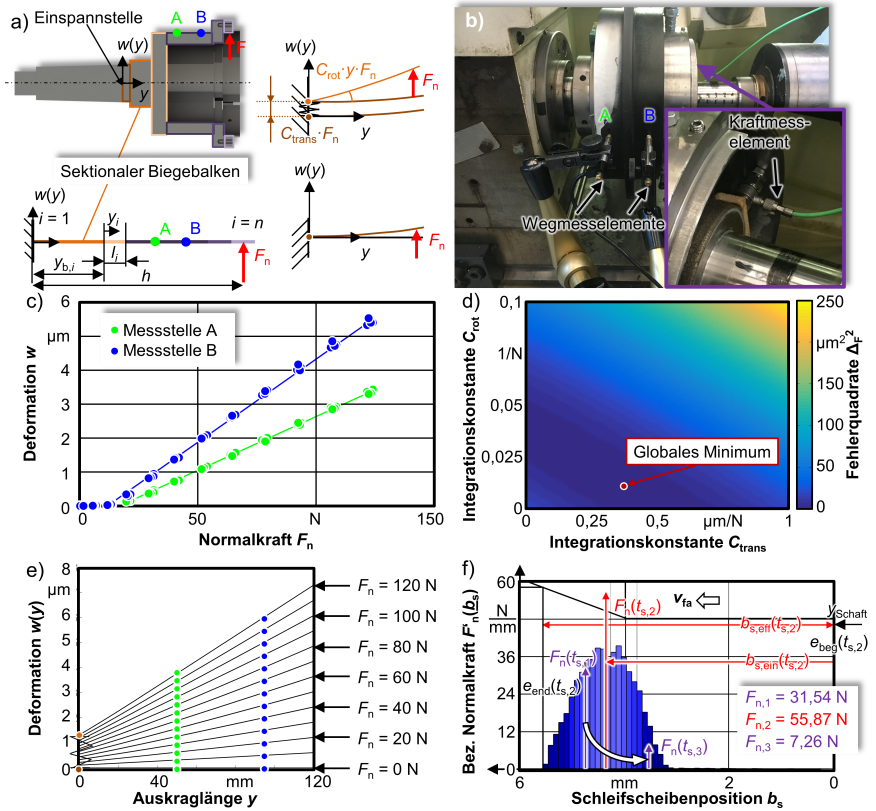


Abbildung 5.44: Übersicht über das benutzte Ersatzmodell zur Nachbildung der Spindelnachgiebkeiten: a) Grundlegendes analytisches Modell; b) Aufnahme der lokalen Deformationen am Beispiel der Werkstückspindel; c) Gemessene Deformation über die Normalkraft; d) Kalibrierung der Integrationskonstanten C_{rot} und C_{trans} unter Nutzung des analytischen Biegebalkens und einer mehrstufigen Optimierung; e) Ermittelte Durchbiegungslinien mit eingetragenen Messpunkten; f) Ermittlung der Normalkraft und des Kraftangriffspunktes auf Basis der mesoskopischen geometrisch-physikalisch simulierten bezogenen Normalkräfte.

als Randbedingung für den nächsten Abschnitt übernommen. In der Realität sind diese Konstanten nicht gleich Null, da die Spindel bei Belastung nachgibt, wobei eine Verdrehung und eine Verschiebung entsprechend der Steifigkeit und Abstände der vorderen und hinteren Lagerpakete entsteht. Aus diesem Grund werden die Integrationskonstanten des ersten Abschnittes in Abhängigkeit von der eingeleiteten Normalkraft F_n bestimmt, siehe Gleichung 5.61.

$$C_1 = C_{rot} \cdot F_n \quad \wedge \quad C_2 = C_{trans} \cdot F_n \tag{5.61}$$

Zur Bestimmung der beiden Integrationskonstanten werden Deformationsmessungen an Vorrichtung und Schleifwerkzeug und darauf aufbauend ein mehrgestuftes Optimierverfahren unter Nutzung des analytischen Modells genutzt. Zur Aufnahme der lokalen statischen Nachgiebigkeiten ist die Deformation an zwei Messstellen in unterschiedlichen Abständen von der Einspannstelle der Vorrichtung (vgl. Abbildung 5.44a und b) in Abhängigkeit von der Normalkraft aufgenommen worden. Durch das Verfahren von einem eingespannten Schleifwerkzeug in μm -Schritten gegen die Vorrichtung konnte an einem definierten Punkt eine Kraft eingeleitet werden. Durch ein Kraftmesselement zwischen Werkzeug und Vorrichtung wurde die resultierende Kraft aufgenommen, wobei zum Schutz des Werkzeugs und der Messtechnik ein Zwischenelement verwendet worden ist (vgl. Abbildung 5.44b). In Abbildung 5.44c sind die lokalen Deformationen w an den beiden Messstellen in Abhängigkeit von der Normalkraft F_n dargestellt. Bedingt durch die Auspannlänge wird die Messstelle B weiter deformiert als die Messstelle A. Zur Parametrierung der Integrationskonstanten wurde das analytische Modell unter Variation der beiden Integrationskonstanten und der eingeleiteten Kraft verwendet. Hierbei wird der Kraftangriffspunkt an die Stelle des Kraftmesselements während der Messung an der Vorrichtung gesetzt. Durch eine mehrstufige Optimierung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate werden die beiden Integrationskonstanten für die Verdrehung und für die Verschiebung bestimmt. Das Ergebnis der Parametrierung kann für die Werkstückspindel aus Abbildung 5.44d entnommen werden. In Abbildung 5.44e ist für die optimale Deformation $w(y)$ über die Auskraglänge y in Abhängigkeit von der Normalkraft F_n aufgetragen. Die aus den Messungen gewonnenen Punkte sind für Messstelle A in grün und für Messstelle B in blau in der Abbildung eingetragen. Hieraus wird ersichtlich, dass eine gute Übereinstimmung vom analytischen Modell und der gemessenen statischen lokalen Deformation vorhanden ist. Bedingt durch die normale Belastung verformt sich auf der einen Seite der Biegebalken, und auf der anderen Seite wird die Vorrichtung in radialer Richtung an der Einspannstelle $y = 0\text{ mm}$ verschoben und verdreht. Analog zur Werkstückspindel erfolgte die Parametrierung ebenfalls für die Schleifspindel. Somit steht für jedes Spindelsystem ein parametriertes Ersatzmodell zur Verfügung, welches in Abhängigkeit von der Normalkraft und deren Kraftangriffspunkt die Deformation der jeweiligen Spindel in Abhängigkeit von der Position $w(y)$ berechnet. Um die Auskraglänge der angreifenden Normalkraft für jeden Simulationsschritt zu bestimmen, werden die aus der mesoskopischen GPS ermittelten Normalspannung σ_n bzw. die bezogenen Normalkräfte $F_n'(b_s, t_s)$ verwendet. Diese sind exemplarisch für einen Prozess in Abbildung 5.44f entlang der Schleifscheibenbreite aufgetragen. Basierend auf den Werkzeugpunkten, welche im jeweiligen Simulationsschritt mit dem Werkstück in Kontakt stehen, wird über einen gewichteten Mittelwert die aktuelle Position am Werkzeug über Gleichung 5.62 berechnet. Über Gleichung 5.63 kann zusätzlich die auftretende Normalkraft aus der bezogenen Normalkraft durch eine numerische Integration bestimmt werden. Da sich insbesondere im Ein- und Auslauf die Eingriffsbedingungen stark ändern, sind die beiden Gleichungen in Abhängigkeit von der Simulationszeit t_s definiert. Im Rahmen der Formulierung beschreibt inc_{bs} die Inkrementgröße entlang der Schleifscheibenbreite, e_{beg} den Anfang der

effektiven Eingriffsbreite und e_{end} das Ende der effektiven Eingriffsbreite für den aktuellen Simulationsschritt.

$$y_s(t_{s,j}) = y_{\text{Schaft}} + b_{s,\text{ein}}(t_{s,j}) = y_{\text{Schaft}} + \frac{\sum_{k=e_{\text{beg}}(t_{s,j})}^{o=e_{\text{end}}(t_{s,j})} F'_{n,k}(t_{s,j}) \cdot b_{s,k}(t_{s,j})}{\sum_{k=e_{\text{beg}}(t_{s,j})}^{o=e_{\text{end}}(t_{s,j})} F'_{n,k}(t_{s,j})} \quad (5.62)$$

$$F_n(t_{s,j}) = \sum_{k=e_{\text{beg}}(t_{s,j})}^{o=e_{\text{end}}(t_{s,j})} F'_{n,k}(t_{s,j}) \cdot inc_{bs} \quad (5.63)$$

In Abbildung 5.44f ist für den Einlaufbereich der Scheibe die resultierende Normalkraft $F_{n,1}$ mit ihrem Angriffspunkt an der Schleifscheibe eingetragen. Im stationären Bereich, d. h. beim Volleingriff des Werkzeuges, verschiebt sich der Kraftangriffspunkt $y_s(t_{s,2})$ weiter in die Mitte der Scheibe, und die Kraft $F_{n,2}$ wird aufgrund des größeren Materialabtrages höher. Bei Prozessende tritt die Schruppzone des Werkzeuges aus dem Werkstück aus, wodurch sich der Kraftangriffspunkt weiter nach hinten am Werkzeug verschiebt und sich aufgrund des geringeren Materialabtrags der Betrag der Normalkraft $F_{n,3}$ senkt. Über die Position am Werkzeuge bezogen auf die hintere Werkzeugecke kann über die Schaftlänge y_{Schaft} der absolute Kraftangriffspunkt $y_s(t_{s,j})$ des Werkzeuges und über eine Umrechnung ins Werkstückkoordinatensystem $y_w(t_{s,j})$ der Kraftangriffspunkt am Werkstücks ermittelt werden. Durch die auftretenden Normalkräfte und den Kraftangriffspunkt kann über das Ersatzmodell im Metamodell die Durchbiegung von der Schleifscheiben- als auch Werkstückkontur für den jeweiligen Simulationszeitschritt berechnet werden.

Schematischer Ablauf des Metamodells

Um den schematischen Ablauf des Metamodells zu verdeutlichen, ist zur Ermittlung der auftretenden Fertigungsabweichungen dieses in Abbildung 5.45 dargestellt. Die Deformation – hervorgerufen durch die Bauteileinspannung – kann vor der eigentlichen Simulation mit der Verschiebung der Werkstückpunkte entsprechend der gemessenen Abweichungen modelliert werden, siehe Abbildung 5.45a.

Danach erfolgt die Materialabtragsberechnung des gesamten Prozesses, nach deren Ende die elastische Deformation durch eine Invertierung der Verschiebung rückgängig gemacht werden. Somit wird ein numerisches Ausspannen des Werkstücks ermöglicht. In Abbildung 5.45b ist der prinzipielle Ablauf zur Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Spindelssysteme aufgezeigt. Hierbei wird über das Ersatzmodell – in Abhängigkeit von der im Simulationsschritt vorliegenden Normalkraft und dem Kraftangriffspunkt – die Deformation der Werkstück- und Schleifscheibenkontur berechnet und deren Punkte entsprechend verschoben. Im Weiteren erfolgt die Verschneidung beider Modelle. Nach dem Verschneiden werden die Spindelabdrängungen wieder rückgängig gemacht, indem die Punkte um den negativen Betrag verschoben werden. Dies erfolgt, um für den nächsten Berechnungsschritt wieder einen definierten Ausgangszustand zu erhalten und um die Fertigungsabweichung an der Werkstückkontur nachzubilden. Analog hierzu wird die thermoelastische Deformation behandelt, bei der für jeden Zeitschritt die Werkstückkontur entsprechend der thermoelastischen Deformationen, berechnet durch das FE-Modells, verzerrt wird. Nach der Verschneidung beider Modelle wird die Punkte wieder zurück

verschoben. Durch diese Methode kann der gesamte Prozess simuliert werden, wodurch die Fertigungsabweichung für jeden Effekt quantitativ zur Verfügung stehen.

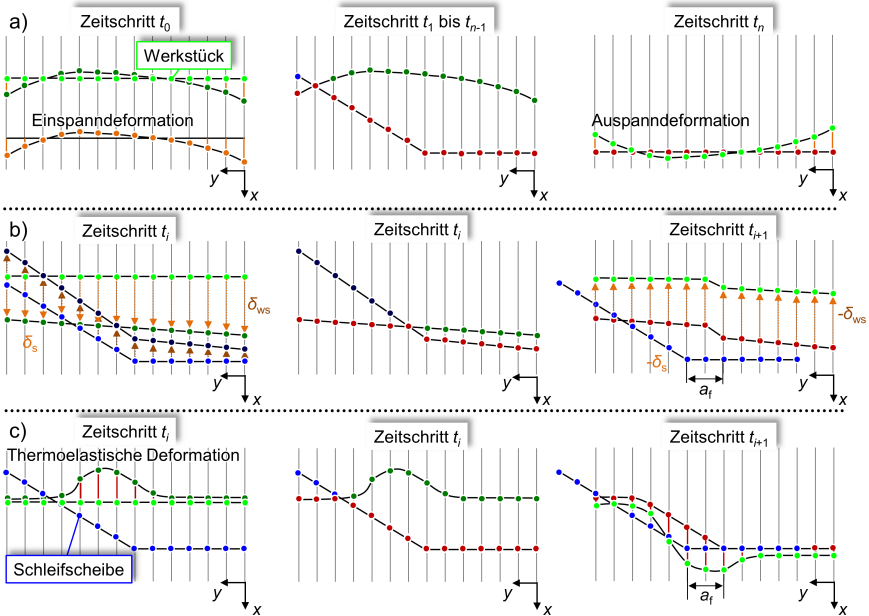


Abbildung 5.45: Schematischer Ablauf des Metamodells: a) Modellierung der Einspanndeformation des Werkstücks; b) Nachbildung der Spindelnachgiebigkeiten; c) Modellierung der thermoelastischen Deformation.

5.7 Prozessanalyse mithilfe des entwickelten Simulationssystems

Im Rahmen dieses Kapitels wird das IRS unter Verwendung des aufgestellten Simulationssystems und experimenteller Untersuchungen auf mehreren Ebenen analysiert. Hierzu werden die in Kapitel 4.4 vorgestellten Versuchspläne sowie simulativ ermittelte Größen unter Variation von mehreren Einflussgrößen genutzt, um die Interaktionen im Parameterraum aufzuzeigen. Somit wird zunächst auf die thermomechanischen Auswirkungen der Variationen von den Prozessparametern eingegangen, woraufhin auch werkzeugeitige Charakteristika analysiert werden. Hierunter zählen der Schruppzonenwinkel, aber auch die Abrichtbedingungen durch das Touch-Dressing und der Einfluss der mesoskopischen Vorgänge bei einer Veränderung der Korngröße. Um die Größe der einzelnen Effekte auf den Fertigungsfehler beim IRS zu ermitteln, behandelt ein Unterkapitel die Anwendung des Metamodells mit den Eingangsgrößen der anderen Simulationskomponenten. Den Abschluss dieses Kapitels bildet eine simulationsgestützte Prozessgestaltung durch eine stark vereinfachte makroskopische Modellierung des Prozesses, um mithilfe einer Prozessoptimierung und vorgegebener Restriktionen optimale Prozessfenster im Parameterraum für das IRS zu finden. Hierbei werden die Restriktionen über die Herleitung der grundlegenden Wirkzusammenhänge aus den vorangegangenen Kapiteln bestimmt. Die Methode ist im Vergleich zu den anderen Simulationskomponenten einfach durchzuführen und auf andere Schältschleifprozesse sowie andere Schleifscheibentypen übertragbar.

5.7.1 Herleitung der thermomechanischen Wirkzusammenhänge beim Innenrundschältschleifen

Die thermomechanische Belastung ist die wichtigste Einflussgröße, u. a. in Bezug auf die Verschleißentwicklungen am Werkzeug, die erzielbaren Standzeiten, die thermische Schädigung des Werkstücks und die Maßabweichungen. Insbesondere die Kenntnis der bezogenen Kräfte und der thermischen Werkstückbelastungen ist von großem Interesse, um den Prozess im Hochleistungsbereich auslegen zu können. Beim IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben können die gemessenen mechanischen Belastungen nicht direkt auf die effektive Schleifscheibenbreite bezogen werden, wie es bei den meisten anderen Schleifprozessen erfolgen kann. Dies liegt daran, dass der Spannungsquerschnitt keinem Rechteck entspricht und daher nicht von einer Gleichverteilung entlang der Schleifscheibenbreite ausgegangen werden kann. Aus diesem Grund wird das Simulationssystem genutzt, um in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Prozessrahmenbedingungen und des Schruppzonenwinkels auf die thermomechanische Belastung beim IRS zu schließen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird überwiegend eine Schleifscheibengeschwindigkeit $v_s = 120 \text{ m/s}$ eingesetzt, um die Vorteile des Hochgeschwindigkeitsschleifens zu nutzen. Im Weiteren werden daher die drei entscheidenden Prozessparameter – die Werkstückgeschwindigkeit v_w , der axiale Vorschub a_f und das radiale Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ – in Wechselwirkung mit dem Schruppzonenwinkel χ näher betrachtet, da die genannten Größen das bezogene Zeitspanvolumen Q'_w und das globale Zeitspanvolumen Q_w bestimmen.

Um die Übertragbarkeit der in Kapitel 5.6.1 hergeleiteten Systematik zur Abschätzung von Schleifkräften aufzuzeigen, sind in Abbildung 5.46 simulierte und gemessene Zerspankräfte F_t und F_n in Abhängigkeit von dem axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß

$a_{e,ges}$ dargestellt. Hierbei wurden Messungen und Simulationen verwendet, welche nicht im Kraftkalibriersatz beinhaltet sind. Es wird ersichtlich, dass sowohl qualitativ als auch quantitativ die Kräfte gut nachgebildet werden können, sodass auch weitere Werkzeugvariationen basierend auf der mesoskopischen GPS betrachtet werden.

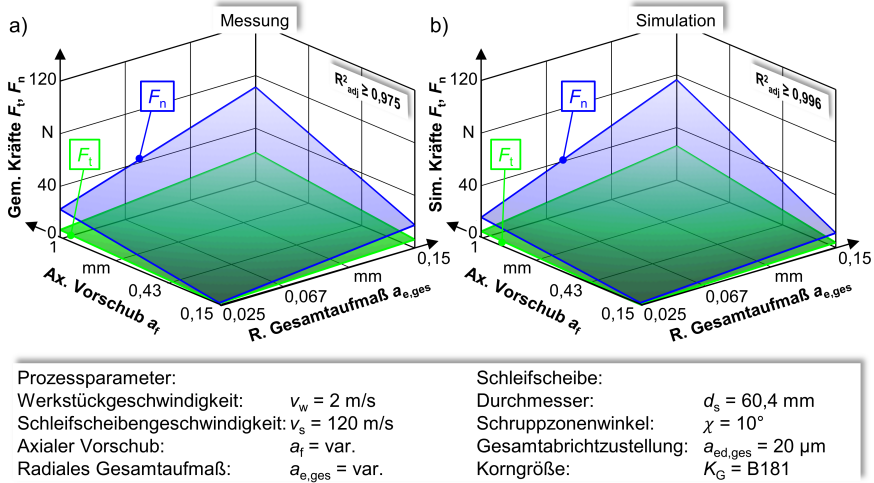


Abbildung 5.46: Vergleich von gemessenen und simulierten Kräften F_t und F_n bei einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ in Abhängigkeit von dem axialen Vorschub und dem radialen Gesamtaufmaß: a) Messung; b) Simulation.

Im Weiteren sei noch einmal auf die Grenzbedingung im Stand der Technik hingewiesen (vgl. Gleichung 5.64), die normalerweise nur als obere Grenze des Parameterraumes beim IRS genutzt wird, da eine übermäßige Steigerung des axialen Vorschubs in Kombination mit der Schlichtzonenbreite aufgrund der sinkenden Überschleiffzahl zu geringen Oberflächengüten führt (vgl. [Fin03, Mar11]). In [Mar11, DGG17] wurde gezeigt, dass das Schälens mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben unter Nutzung von Hochgeschwindigkeitsbedingungen ebenfalls das Potential bietet, sehr hohe Abtragsleistungen bei der Bearbeitung von weichem und gehärtetem Stahl zu erzielen. Aus diesem Grund wird im Rahmen der Prozessanalyse der gesamte relevante Prozessparameterraum unter Einbeziehung der Nutzung von hohen axialen Vorschüben berücksichtigt.

$$a_f = \frac{a_{e,ges}}{\tan(\chi)} \quad (5.64)$$

Zum besseren Verständnis der folgenden Auswertung ist in Abbildung 5.47 der Einfluss der Prozessparameter, des axialen Vorschubs a_f , des radialen Gesamtaufmaßes $a_{e,ges}$, und des Schruppzonenwinkels χ auf die effektive Zustellung beim Schälens schematisch gezeigt. Das maximale bezogene Zeitspanvolumen berechnet sich über die Multiplikation der effektiven Zustellung $a_{e,eff}$ und der Werkstückgeschwindigkeit v_w . Bei einer Erhöhung des axialen Vorschubs steigt die effektive Zustellung zunächst nach dem Zusammenhang $a_{e,eff} = a_f \cdot \tan(\chi)$ an, bis sie nach Überschreiten der Grenzbedingung, formuliert in

Gleichung 5.64, konstant bei $a_{e,eff} = a_{e,ges}$ bleibt, vgl. Abbildung 5.47a. Hierdurch verbleibt das bezogene Zeitspanvolumen bei hohen Vorschüben im Vergleich zur radialen Gesamtzustellung auf einem vergleichbaren Niveau.

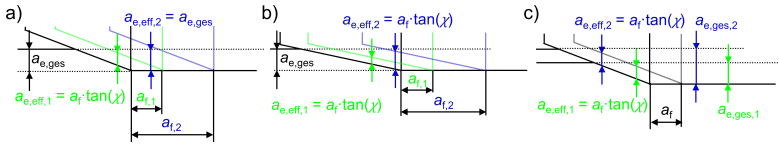


Abbildung 5.47: Relevante Einflussgrößen für die Ausprägung des Spannungsquerschnittes des Schältschleifens: a) Axialer Vorschub a_f ; b) Schruppzonenwinkel χ ; c) Radiales Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$.

Bei einem kleinen Schruppzonenwinkel und einem erhöhten axialen Vorschub verschiebt sich die Grenzbedingung für die effektive Zustellung aufgrund des Winkels und der Verlängerung der Schruppzone, siehe Abbildung 5.47b. Hierdurch tritt die Grenzbedingung bei kleineren Winkeln erst bei größeren axialen Vorschüben auf. In Abbildung 5.47c ist der Einfluss des radialen Gesamtaufmaßes dargestellt. Solange die Grenzbedingung erhalten bleibt, ist bei einem Anstieg dieses Prozessparameters die effektive Zustellung und somit auch das bezogene Zeitspanvolumen konstant. In Abbildung 5.48 sind die resultierenden bezogenen Zeitspanvolumina bei einem gegebenen Schruppzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ in Unterabbildung a für eine Erhöhung des axialen Vorschubs und in Unterabbildung b für eine Steigerung des radialen Gesamtaufmaßes dargestellt.

Wie oben beschrieben, verbleiben die bezogenen Zeitspanvolumina beim Überschreiten der Grenzbedingung (vgl. Abbildung 5.48a und b (I)) auf einem vergleichbaren Niveau, sodass sich der Materialabtrags mehr in die Schlichtzone verschiebt. Der Einfluss bei einer Zunahme der Werkstückgeschwindigkeit ist exemplarisch in Abbildung 5.48b eingezeichnet. Das bezogene Zeitspanvolumen erhöht sich dabei proportional zu der Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit, wobei aber die oben beschriebene Grenzbedingung durch diesen Prozessparameter nicht beeinflusst wird.

In Abbildung 5.48c sind die Normalspannung innerhalb der Kontaktzone und die bezogenen Kräfte in beide Raumrichtungen für eine exemplarische Prozessparameterkombination dargestellt. Für die folgenden Betrachtungen wird die resultierende maximale bezogene Tangential- $F'_{t,max}$ bzw. Normalkraft $F'_{n,max}$ entlang der Schleifscheibenbreite genutzt, deren Bestimmung basierend auf der mesoskaligen GPS in Abbildung 5.49d beispielhaft gezeigt ist. Die bezogenen Schleifkräfte spielen eine entscheidende Rolle für die Werkstück- und Werkzeugbelastung, wodurch sie den Werkzeugverschleiß aber auch werkstückseitig die lokale thermomechanische Belastung maßgeblich beeinflussen. Für die weitere Betrachtung sind in Abhängigkeit vom axialen Vorschub und radialen Gesamtaufmaß mesoskalige GPS nach einem vollfaktoriellen Versuchsplan mit 5 Stufen durchgeführt worden. Zusätzliche Simulationen werden entlang der Grenzbedingung im Prozessparameterraum angefertigt. In Abbildung 5.49a sind exemplarisch für einen Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ die entsprechenden Punkte für einen Simulationssatz dargestellt.

Im Allgemeinen kann im Parameterraum eine grundlegende Veränderung der maximal auftretenden Normalkräfte $F'_{n,max}$ beobachtet werden, welche sich wiederum entspre-

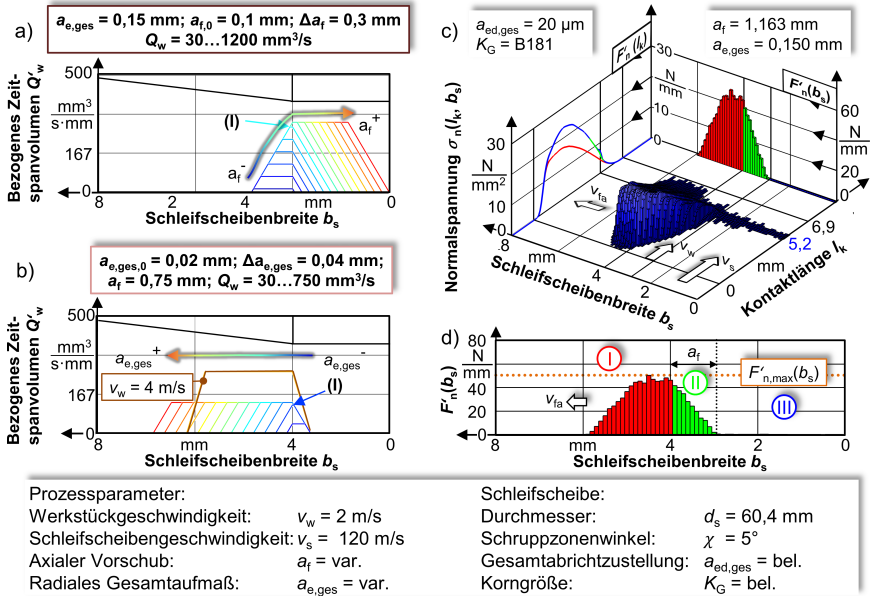


Abbildung 5.48: Abhängigkeit des bezogenen Zeitspanvolumens entlang der Schleifscheibenbreite von den Prozessparametern und Ermittlung der maximalen bezogenen Kräfte: a) Einfluss des axialen Vorschubs auf die Verteilung des bezogenen Zeitspanvolumens; b) Einfluss des radialen Gesamtaufmaßes und der Werkstückgeschwindigkeit auf die Verteilung des bezogenen Zeitspanvolumens; c) und d) Ermittlung der maximalen bezogenen Normalkraft entlang der Schleifscheibenbreite.

chend der oben beschriebenen Grenzbedingung ausbildet. Aus diesem Grund werden im Rahmen der folgenden Betrachtungen sektionsweise gültige Regressionsmodelle genutzt, welche jeweils durch die Grenzbedingung getrennt voneinander aufgestellt werden. In Abbildung 5.49b ist die so ausgewertete maximal auftretende bezogene Normalkraft in Abhängigkeit vom axialen Vorschub und radialen Gesamtaufmaß exemplarisch für einen Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ dargestellt. Das hohe adjustierte Bestimmtheitsmaß und die vernachlässigbare Unstetigkeit der bezogenen Normalkraft beim Übergang der beiden Regressionsmodelle bestätigt die Gültigkeit der entwickelten Auswertungsmethode.

In Abbildung 5.50a sind die maximalen bezogenen Tangential- und Normalkräfte im Prozessparameterraum für einen Schruppzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ dargestellt. Zur besseren Orientierung in der Abbildung sind in den Diagrammen die bezogenen Normalkräfte ausgehend von $F'_{n,max} = 24 \text{ N}$ in Schritten von $\Delta F'_{n,max} = 24 \text{ N}$ eingezeichnet. Bei $a_r = a_{e,ges}/\tan(\chi)$ liegen die höchsten bezogenen Kräfte vor, wobei bei einem Überschreiten der Grenzbedingung der axiale Vorschub nur einen untergeordneten Einfluss auf die Kraft besitzt (vgl. Abbildung 5.50a Bereich 2). Die Kräfte steigen in diesem Prozessfenster bei einer Erhöhung des radialen Gesamtaufmaßes an, da die effektive Zustellung der Gesamtzustellung $a_{e,eff} = a_{e,ges}$ entspricht. Durch die Zunahme des radialen Gesamtaufmaßes erhöht sich hierbei auch direkt das bezogene Zeitspanvolumen, wodurch

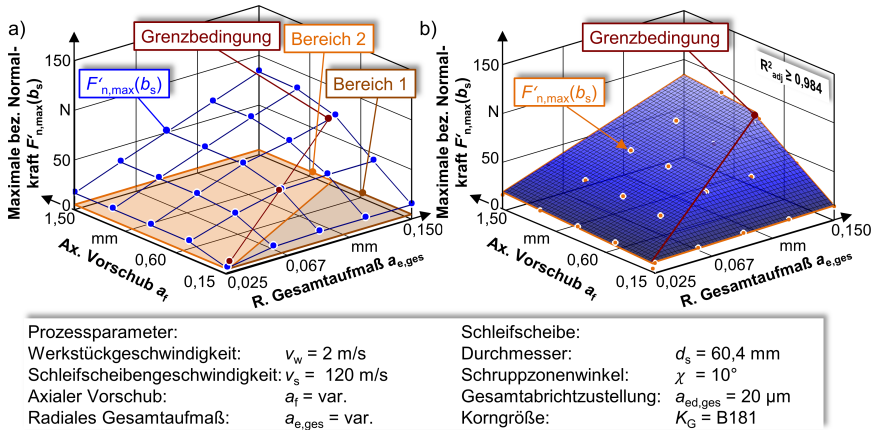
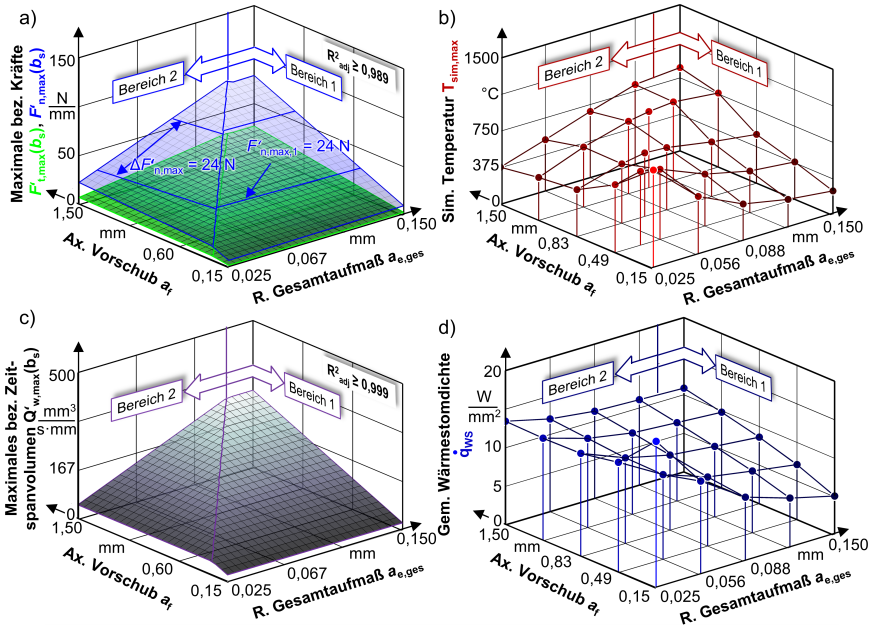


Abbildung 5.49: Auswertung mit bereichsweise gültigen Regressionsmodellen, getrennt durch die Grenzbedingung im Parameterraum: a) Simulationspunkte; b) Regressionsflächen.

die Schleifscheibe lokal stärker belastet wird. Die Prozessrahmenbedingungen sind in erster Näherung mit dem konventionellen Längsschleifen vergleichbar. In Bereich 1, in dem $a_f < a_{e,ges}/\tan(\chi)$ gilt, kehrt sich die beschriebene Abhängigkeit von den Prozessparametern auf die bezogenen Kräfte um, sodass der axiale Vorschub nun einen starken Einfluss und das radiale Gesamtaufmaß nur einen geringen Einfluss auf die lokale mechanische Belastung besitzt. In Abbildung 5.50b sind die durch das Simulationssystem berechneten Temperaturen in der Kontaktzone im stationären Prozessbereich gezeigt. Die Temperaturen sind bei der Kombination $a_{e,ges} = 0,15 \text{ mm}$ und $a_f = 0,15 \text{ mm}$ am geringsten und steigen zu höheren axialen Vorschüben an. Bei dem entgegengesetzten Punkt $a_{e,ges} = 0,025 \text{ mm}$ und $a_f = 1,5 \text{ mm}$ liegen ebenfalls geringe Temperaturen vor. Bei dem minimalen axialen Vorschub und radialem Gesamtaufmaß ist die höchste Temperatur im Parameterraum vorhanden. Ebenfalls, wie bei den bezogenen Kräften, existieren nahe der Grenzbedingung jeweils die maximalen vorherrschenden Temperaturen in der Kontaktzone. Durch einen Vergleich mit dem auftretenden bezogenen Zeitspanvolumen in Abbildung 5.50c – berechnet über die makroskopische GPS – wird deutlich, dass die thermomechanische Belastung über den kompletten Parameterraum betrachtet bei der Grenzbedingung am höchsten ist und sich somit das bezogene Zeitspanvolumen als Auslegungsgröße auch beim Schälenschleifen eignet. Eine Ausnahme bildet der Prozessbereich mit kleinem axialen Vorschub und radialen Gesamtaufmaß, welcher in der praktischen Anwendung aufgrund der kleinen Zeitspanvolumina nicht verwendet wird. Um diesen Sachverhalt zu erläutern, ist in Abbildung 5.50d die ins Werkstück fließende Wärmestromdichte \dot{q}_{WS} , welche über die FE-Simulation bestimmt wurde, dargestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass aufgrund der kleinen Kontaktflächen im Verhältnis zum Wärmestrom, eine hohe Wärmestromdichte in diesem Bereich auftritt. Ebenfalls liegen sehr lange Prozesszeiten mit hohen Überschleißzahlen vor, bei denen das Material sehr ineffizient abgenommen wird. Hieraus lässt sich der Anstieg bei geringen Zeitspanvolumina erklären. Die letztgenannten Erkenntnisse decken sich mit den Untersuchungen von *Marschalkowski*, der ebenfalls in diesem Prozessfenster

einen Anstieg der flächenbezogenen Schleifenergie E''_c und der spezifischen Schleifenergie e_c experimentell nachweisen konnte [Mar11]. Mit Ausnahme von den Bereichen mit geringem Zeitspanvolumen kann eine direkte Korrelation zwischen dem bezogenen Zeitspanvolumen Q'_w und der thermomechanischen Belastung im Prozessparameterraum festgestellt werden.



Prozessparameter:

Werkstückgeschwindigkeit: $v_w = 2 \text{ m/s}$
 Schleifscheibengeschwindigkeit: $v_s = 120 \text{ m/s}$
 Axialer Vorschub: $a_f = \text{var.}$
 Radiales Gesamtaufmaß: $a_{e,ges} = \text{var.}$

Schleifscheibe:

Durchmesser: $d_s = 60,4 \text{ mm}$
 Schruppzonenwinkel: $\chi = 5^\circ$
 Gesamtabrichtzustellung: $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$
 Korngröße: $K_G = \text{B181}$

Abbildung 5.50: Thermomechanische Belastung im Parameterraum beim IRS: a) Bezogene Kräfte; b) Simulierte Temperaturen; d) Makroskopisch hergeleitetes bezogenes Zeitspanvolumen; e) Ins Werkstück fließende Wärmestromdichte.

Die lokale mechanische Belastung ist in Abbildung 5.51 unter Variation der Werkstückgeschwindigkeit im Prozessparameterraum dargestellt. Aus dieser wird ersichtlich, dass die bezogenen Kräfte bei einer Erhöhung dieses Prozessparameters ansteigen. Dies deckt sich mit der grundlegenden Betrachtung bezüglich des Anstiegs des bezogenen Zeitspanvolumens, welche in Abbildung 5.48b dargestellt ist. Durch eine Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit muss die Schleifscheibe, lokal betrachtet, mehr Material in kürzerer Zeit abtragen. Hierdurch wird die Schleifscheibe aufgrund der Zuführung einer größeren Materialmenge in die Kontaktzone höher belastet, sodass die kinematische Schneidanzahl ansteigt. Zum einen nehmen mehr Körner, auch aus tieferen Bereichen der Schleifscheibentopographie, am Materialabtrag teil, und zum anderen greifen die höher liegenden Körner tiefer ins Material ein.

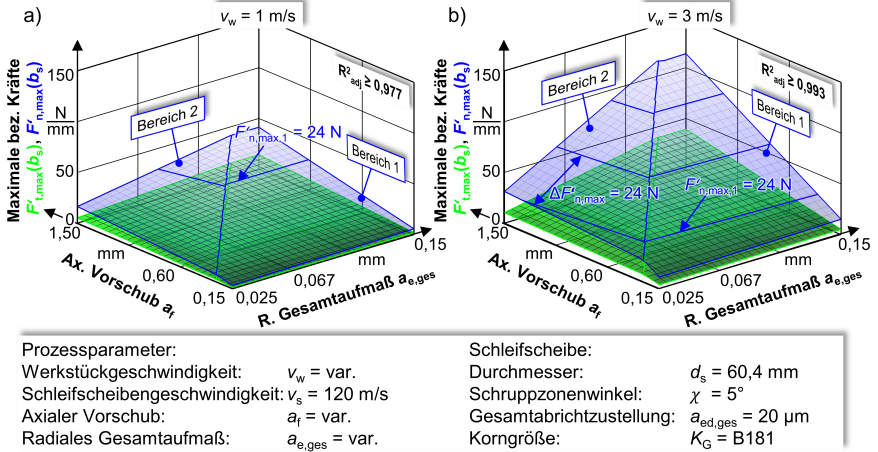


Abbildung 5.51: Einfluss der Werkstückgeschwindigkeit auf die lokale mechanische Belastung in Abhängigkeit von dem axialen Vorschub und dem radialen Gesamtaufmaß: a) Werkstückgeschwindigkeit $v_w = 1 \text{ m/s}$; b) Werkstückgeschwindigkeit $v_w = 3 \text{ m/s}$.

In Abbildung 5.52a ist die thermische Werkstückbelastung bei einer Variation der Werkstückgeschwindigkeit dargestellt. Die simulierten Temperaturen verbleiben bei einer Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit auf einem vergleichbaren Niveau.

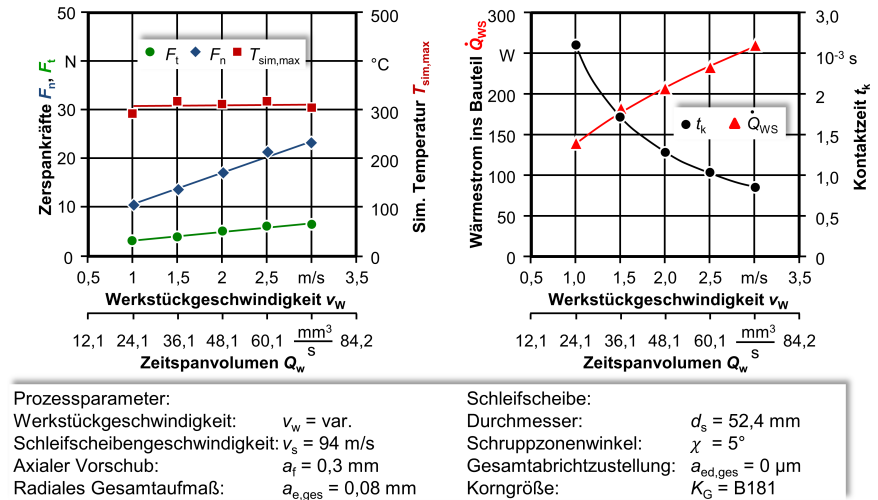


Abbildung 5.52: Einfluss der Werkstückgeschwindigkeit auf die thermische Werkstückbelastung nach [HSMB12, HSMB17]: a) Thermomechanische Betrachtung b) Kinematische und energetische Größen.

Aufgrund des höheren Zeitspanvolumens erhöht sich zwar auf der einen Seite der ins Werkstück fließende Wärmestrom \dot{Q}_{ws} , siehe Abbildung 5.52b. Auf der anderen Seite

sinkt aber dabei die Kontaktzeit t_k zwischen Werkstück und Schleifscheibe. Hierdurch ergibt sich kein signifikanter Einfluss der Werkstückgeschwindigkeit auf die thermische Belastung bei einer deutlichen Erhöhung des Zeitspannvolumens, sodass hier ein wichtiger Faktor für die Produktivitätssteigerung identifiziert werden konnte.

Wie oben bereits erwähnt, beeinflussen drei Größen den grundlegenden Spannungsquerschnitt des Schälens. In Abbildung 5.53 sind die maximal auftretenden bezogenen Kräfte in Abhängigkeit vom Schruppzonenwinkel, dem axialen Vorschub und dem radialen Gesamtaufmaß zusammengefasst. Entsprechend der Grenzbedingungen ändern sich die Größe und die Ausprägung der beiden Bereiche im Parameterraum bei einer Variation des Schruppzonenwinkels.

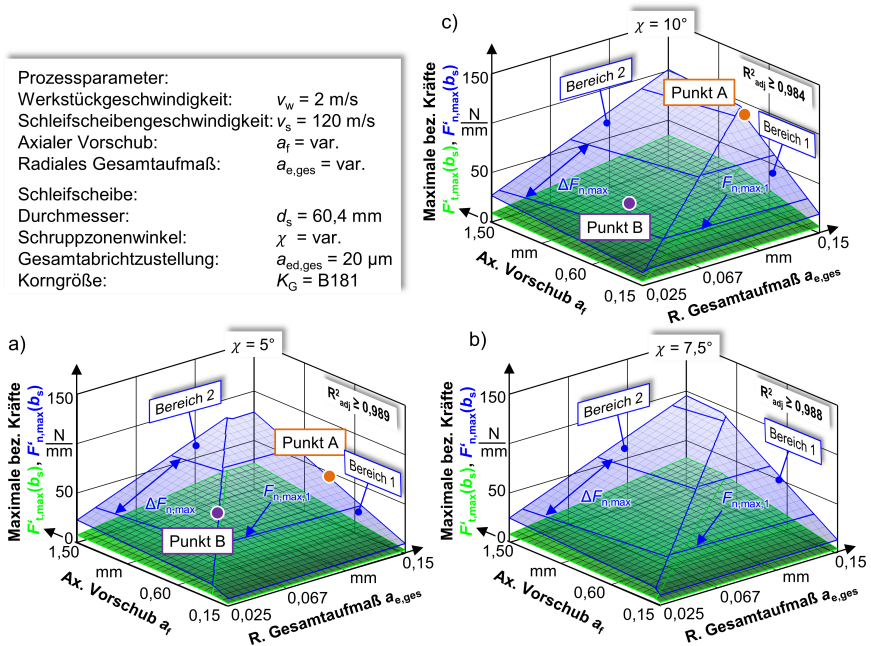


Abbildung 5.53: Einfluss des Schruppzonenwinkels auf die lokale mechanische Belastung in Abhängigkeit von dem axialen Vorschub und dem radialen Gesamtaufmaß: a) Betrachtung bei $\chi = 5^\circ$; b) Betrachtung bei $\chi = 7,5^\circ$; c) Betrachtung bei $\chi = 10^\circ$.

Somit verschiebt sich durch die Grenzbedingung der Übergang der beiden Bereiche bei großen Schruppzonenwinkeln mehr zu kleineren Vorschüben und hohen radialen Gesamtaufmaßen. Die bezogenen Kräfte in Abhängigkeit von den Prozessparametern sind im 2. Bereich auf einem vergleichbaren Niveau bei allen Schruppzonenwinkeln. Dies liegt darin begründet, dass sich beim Überschreiten der Grenzbedingung der Materialabtrag bei erhöhten Vorschüben mehr in die Schlichtzone bei gleichmäßiger Belastung verschiebt (vgl. Abbildung 5.48a). Im 1. Bereich des Prozessparameterraums steigt die lokale mechanische Belastung bei einer Erhöhung des axialen Vorschubs an, wobei bei einer Erhöhung des Schruppzonenwinkels der Einfluss des axialen Vorschubs auf die bezogenen

Kräfte größer wird. Hierbei befinden sich die Prozessparameterkombinationen unterhalb der Grenzbedingung, wodurch das bezogene Zeitspanvolumen bei einer Erhöhung von a_f bis zu einem Maximum, einem dreieckförmigen Spannungsquerschnitt, zunimmt (vgl. Abbildung 5.48a (I)). Zum besseren Verständnis werden im Weiteren die Prozessparameterkombinationen A und B, welche in Abbildung 5.53a und c markiert sind, detailliert betrachtet. Für diese zwei Punkte sind die Normalspannungen innerhalb der Kontaktzone in Abbildung 5.54 für die Schruppzonenwinkel $\chi = 5^\circ$ und $\chi = 10^\circ$ dargestellt.

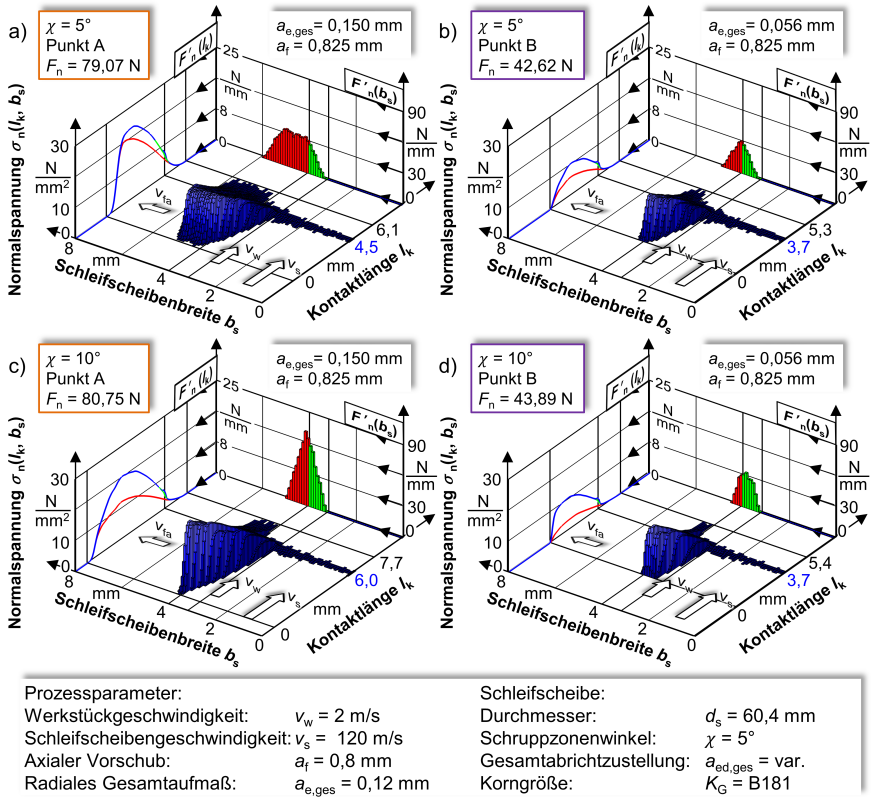


Abbildung 5.54: Detaillierte Betrachtung der lokalen mechanischen Belastung innerhalb der Kontaktzone an zwei ausgewählten Prozessparameterkombinationen unter Variation des Schruppzonenwinkels: a) Parametersatz A: $\chi = 5^\circ$; a) Parametersatz B: $\chi = 5^\circ$ c) Parametersatz A: $\chi = 10^\circ$; d) Parametersatz B: $\chi = 10^\circ$.

Bei den betrachteten Schruppzonenwinkeln resultieren für beide Prozessparameterkombinationen vergleichbare globale Normalkräfte F_n . Parametersatz A befindet sich im Parameterraum bei einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ nahe der Grenzbedingung, wodurch sich die Normalspannung in Richtung der Kontaktlänge langgezogen verteilt (vgl. Abbildung 5.54c). Die bezogenen Normalkräfte in Schleifscheibenbreitenrichtung besitzen, wie oben beschrieben, eine ungünstige dreieckförmige Verteilung. Daher wird ein kleiner

Bereich der Schleifscheibe im Vergleich zum restlichen Werkzeug sehr stark belastet, wodurch erwartungsgemäß ein hoher lokaler Verschleiß und hohe thermische Belastung auftreten. Bei einer Veränderung des Schruppzonenwinkels auf $\chi = 5^\circ$ verschiebt sich der Parametersatz in den 1. Bereich, aufgrund dessen bedingt durch die Geometrieänderung des Werkzeugs mehr Material in der Schruppzone abgetragen wird, siehe Abbildung 5.54a $F_n'(b_s)$ und $F_n'(l_k)$. Somit erhöht sich die effektive Schleifscheibenbreite, weshalb die bezogenen Kräfte $F_n'(b_s)$ zurückgehen, da mehr aktive Schneiden für das gleiche globale Zeitspanvolumen zur Verfügung stehen. Hierdurch wird ein größerer Teil des Werkzeuges gleichmäßiger genutzt und geringer belastet, sodass eine deutlich höhere Standzeit mit einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 5^\circ$ resultiert. Zum anderen ist aufgrund des geringeren Schruppzonenwinkels und der damit einhergehenden Senkung der effektiven Zustellung $a_{e,eff}$ (vgl. Abbildung 5.47) der Materialabtrag entlang der Kontaktlänge konzentrierter. Daher ist die bezogene Normalkraft $F_t'(l_k)$ entlang dieser Dimension der Kontaktzone höher als bei dem größeren Schruppzonenwinkel.

Bei dem Prozessparametersatz B befinden sich die maximalen bezogenen Normalkräfte entlang der Schleifscheibenbreite und der Kontaktlänge auf einem vergleichbaren Niveau, siehe Abbildung 5.54b und d. Gut erkennbar ist, dass sich der Materialabtrag bei einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 10^\circ$ mehr in die Schlichtzone verlagert. Hierbei befindet sich der kleinere Schruppzonenwinkel nahe der Grenzbedingung im Parameterraum, wobei bei $\chi = 10^\circ$ diese bereits überschritten ist. Somit liegt dieser Prozess unter diesen Gegebenheiten bereits im 2. Prozessbereich. Bei einer reinen Schruppbearbeitung mit erhöhten globalen Zeitspanvolumina und einem anschließenden Schlichtprozess, würde es sich anbieten, den axialen Vorschub sogar weiter zu erhöhen. Damit würde die lokale mechanische Belastung auf einem vergleichbaren Niveau bleiben und sich weiter in Richtung der Schlichtzone verschieben. Hierbei müssten jedoch die Rahmenbedingungen der Schleifmaschine bezüglich der Spindelsteifigkeit beachtet werden. Aus diesen Ergebnissen wird der Mehrwert des mehrskaligen Simulationssystems deutlich, ohne welches die gezeigte detaillierte Prozessanalyse nicht möglich ist.

5.7.2 Werkzeugseitige Einflüsse auf die mechanische Belastung

In diesem Kapitel werden mithilfe des entwickelten Simulationssystems die werkzeugseitigen Einflüsse auf die thermomechanische Belastung und die mesokaligen Kenngrößen beim IRS analysiert. In Abbildung 5.55 sind für Werkzeuge, welche mit drei verschiedenen Korngrößen $K_G = B126, B181$ und $B252$ galvanisch belegt worden sind, die Tangentialkraft F_t und die Normalkraft F_n bei einer Variation des axialen Vorschubs a_f sowie des radialen Gesamtaufmaßes $a_{e,ges}$ dargestellt. In jeder Unterabbildung sind zum einen Ergebnisse mit jeweils einer unabgerichteten Schleifscheibe (vgl. Abbildung 5.55a-f: farbliche Regressionsflächen; $a_{ed,ges} = 0 \mu\text{m}$) und zum anderen die Kraftkomponenten unter Verwendung einer Gesamtabrictzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ dargestellt. Letztere wurde der Übersicht halber nur vereinfacht an den oberen Prozessgrenzen in Form von roten Punkten für die Tangentialkraft F_t bzw. von orangenen Punkten für die Normalkraft F_n dargestellt. Bei der Einsatzvorbereitung wurden, wie in Kapitel 4.1.3 beschrieben, die Körner der Schlichtzone mit einer MKD-Abrichtplatte mittels Touch-Dressings abgerichtet, sodass innerhalb dieses Werkzeugbereiches abgeflachte Körner zur Werkstückglättung zur Verfügung stehen. Beide Kraftkomponenten steigen erwartungsgemäß bei einer Erhöhung

der zwei Prozessparameter a_f und $a_{e,ges}$ bei allen untersuchten Werkzeugen und Abrichtzustellungen an, was direkt auf einen Anstieg des Zeitspanvolumens Q_w zurückgeführt werden kann. Zur Verdeutlichung des vorliegenden Zeitspanvolumens ist diese Größe in Abständen von $\Delta Q_w = 25 \text{ mm}^3/\text{s}$ als weiße Linien in den Regressionsmodellflächen aufgezeigt. Ausgehend vom unteren Parameterraum A steigt das Zeitspanvolumen in Richtung des oberen Parameterraumes B leicht degressiv an (vgl. Abbildung 5.55b: ΔQ_w).

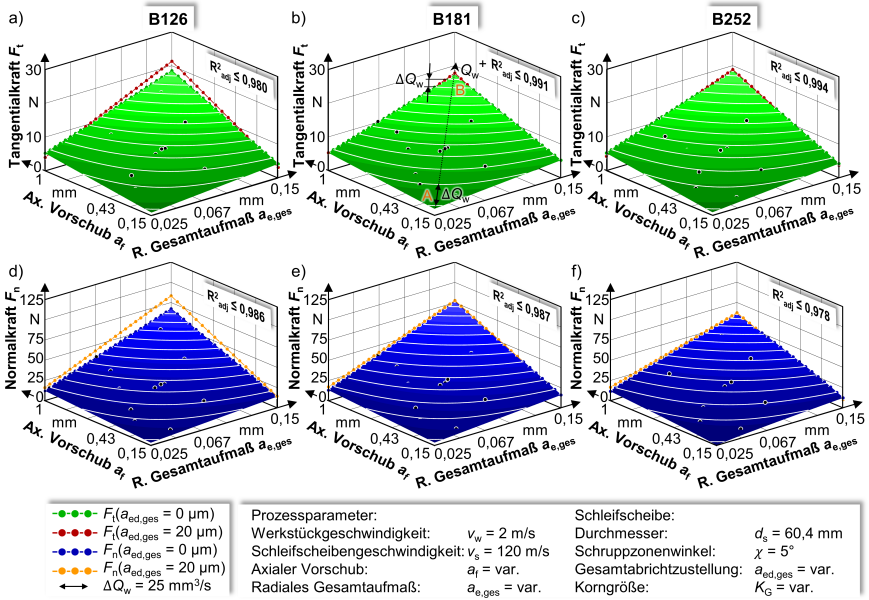
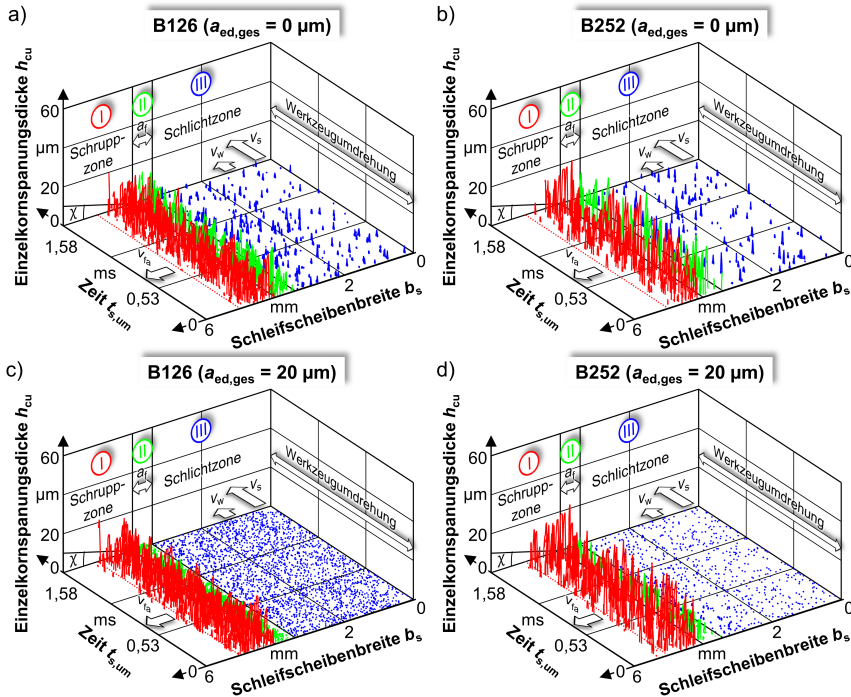


Abbildung 5.55: Tangentiale und normale Kraftkomponenten beim IRS in Abhängigkeit von der eingesetzten Korngröße K_G , der radialen Gesamtabrichtzustellung $a_{ed,ges}$ sowie dem axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$: a) und c) Korngröße $K_G = B126$; c) und d) Korngröße $K_G = B181$; e) und f) Korngröße $K_G = B252$.

Beim Einsatz der unabgerichteten Werkzeuge liegen beide Kraftkomponenten im untersuchten Prozessparameterraum auf einem vergleichbaren Niveau, nahezu unabhängig von den untersuchten Korngrößen. Nach dem Touch-Dressing der Werkzeuge mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ liegen bei den Korngrößen B181 und B252 nur geringfügige Veränderungen bezüglich der Tangential- und Normalkraft vor. Bei der Betrachtung der Korngröße B126 hingegen steigen beide Kraftkomponenten bei den abgerichteten Werkzeugen deutlich – insbesondere im oberen Prozessparameterraum – an. Um die mechanische Belastung in Wechselwirkung mit der Korngröße und der Abrichtzustellung näher zu erläutern, wird im Folgenden die GPS genutzt, um die vorherrschenden mesoskaligen Wechselwirkungen zwischen den Kräften und der Korngröße bzw. der Abrichtzustellung zu bestimmen.

In Abbildung 5.56 sind für die beiden Korngrößen $K_G = B126$ und $K_G = B252$ die auftretenden Einzelkornspannungsdicken h_{cu} in Abhängigkeit von der Schleifscheibenbreite

b_s und der Zeit $t_{s,um}$ über eine Werkzeugumdrehung aufgetragen¹⁴. Wie in Kapitel 5.4.3 beschrieben, wird in diesem Rahmen das Werkzeug in drei Zonen (Zone I: Schruppzone, Zone II: Übergangszone und Zone III: Schlichtzone) eingeteilt und farblich voneinander unterschieden.



Prozessparameter:

Werkstückgeschwindigkeit: $v_w = 2 \text{ m/s}$
 Schleifscheibengeschwindigkeit: $v_s = 120 \text{ m/s}$
 Axialer Vorschub: $a_f = 0,572 \text{ mm}$
 Radiales Gesamtaufmaß: $a_{e,ges} = 0,09 \text{ mm}$

Schleifscheibe:

Durchmesser: $d_s = 60,4 \text{ mm}$
 Schruppzonenwinkel: $\chi = 5^\circ$
 Gesamtabrichtzustellung: $a_{ed,ges} = \text{var.}$
 Korngröße: $K_G = \text{var.}$

Abbildung 5.56: Auftretende Einzelkornspannungsdicken h_{cu} beim IRS unter Variation der Korngröße und der Einsatzvorbereitung des Werkzeuges: a)-b) Unabgerichtete Schleifscheiben der Korngröße $K_G = \text{B126}$ und B252 ; c)-d) Abgerichtete Schleifscheiben der Korngröße $K_G = \text{B126}$ und B252 mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$.

Bei dem Vergleich der unabgerichteten Werkzeuge (Abbildung 5.56a und b) werden in Zone I bei der Schleifscheibe mit der Korngröße B126 deutlich mehr Korneingriffe mit geringeren Einzelkornspannungsdicken im Vergleich zu dem Werkzeug mit der Korngröße B252 vollzogen. Die Einzelkornspannungsdicke der Korneingriffe in Zone II bleiben auf einem vergleichbaren Niveau wie in Zone I. In Zone III sinkt die Einzelkornspannungsdicke hingegen bei beiden Schleifscheibenspezifikationen ab, und der Materialabtrag findet

¹⁴Bei der Darstellung wurden Einzelkornspannungsdicken von $h_{cu} < 1 \mu\text{m}$ zur besseren Sichtbarkeit mit einem Punkt dargestellt, während größere Einzelkornspannungsdicken mit einer Linie gezeichnet wurden.

weniger konzentriert statt. Bei der Korngröße $K_G = B252$ kommen im Vergleich zur Korngröße $K_G = B126$ deutlich weniger Körner in den Eingriff.

Durch eine Abrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ finden in Zone I der Werkzeuge bei beiden Korngrößen mehr Korneingriffe statt, während die Höhe der Einzelkornspannungsdicken in Zone II und Zone III im Vergleich zu den unabgerichteten Werkzeugen stark zurückgeht. Insbesondere im hinteren Teil der Schlichtzone kommt es durch das Abrichten zu einer Erhöhung der Korneingriffe bei sehr geringen Zeitspanvolumina. Somit bildet die Simulation den Glättungseffekt des Touch-Dressings sehr gut ab. Insbesondere bei dem Werkzeug mit der geringen Korngröße tritt bedingt durch die Topographie eine sehr große Anzahl an Einzelkorneingriffen auf. Bei der Entstehung der mechanischen Belastung spielt neben der Anzahl der Korneingriffe die Kornkontaktfläche eine entscheidende Rolle, da sich diese direkt auf die resultierende Reibkraft auswirkt. Zur quantitativen Erfassung dieser Größe sind in Abbildung 5.57a und b die ermittelten Kornkontaktflächen $A_{k,meso}$, exemplarisch für die Korngrößen $K_G = B126$ und $K_G = B252$ im Prozessparameterraum unter Variation der Gesamtabrichtzustellung dargestellt. Bei beiden Einsatzvorbereitungen und Korngrößen steigt die Kornkontaktfläche bei einer Erhöhung des axialen Vorschubs an. Dies kann auf die Verschiebung des Materialabtrags bei einer Erhöhung des axialen Vorschubs in die Übergangszone bzw. in die Schlichtzone zurückgeführt werden. Die Körner der Schruppzone sind dadurch kurzzeitiger in Eingriff, sodass die Körner der Schlichtzone intensiver am Materialabtrag beteiligt sind. Bei kleinen axialen Vorschüben hat das radiale Gesamtaufmaß keinen Einfluss auf die Kornkontaktfläche, was auf die Vergrößerung der Schruppzone mit einem Anstieg des radialen Gesamtaufmaßes bei einem konstanten axialen Überdeckungsgrad U zurückgeführt werden kann.

Durch die Anwendung einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ erhöht sich die Kornkontaktfläche im gesamten Prozessparameterraum, wobei die Einsatzvorbereitung bei geringen axialen Vorschüben nur einen geringen Anstieg zur Folge hat. Durch das Touch-Dressing sind in der Schlicht- und Übergangszone mehr Körner mit Abflachungen vorhanden, welche aufgrund ihres Freiwinkels von $\alpha = 0^\circ$ eine größere Reibfläche besitzen. Dieser Effekt wird durch ein erhöhtes Zeitspanvolumen verstärkt, da hierdurch mehr abgeflachte Körner in Zone II und III des Werkzeugs in Kontakt mit dem Werkstück kommen (vgl. Abbildung 5.56). Beim Einsatz der Korngröße B126 ist diese Erhöhung deutlich ausgeprägter als bei der Korngröße B252. Somit befindet sich die Kornkontaktfläche bei der abgerichteten Schleifscheibe mit der Korngröße B252 auf einem vergleichbaren Niveau wie die unabgerichtete Schleifscheibe B126.

Um den Skalierungseffekt bezüglich der Korngröße detailliert zu analysieren, sind die ermittelte Kontaktfläche und die Anzahl der kinematischen Schneiden s_{kin} berechnet worden. Diese sind in Abbildung 5.57c und d in Abhängigkeit vom Zeitspanvolumen Q_w entlang des Pfades A-B (vgl. Abbildung 5.57a) dargestellt. Während die Kornkontaktfläche bei den größeren Korngrößen bei beiden Gesamtabrichtzustellungen auf einem vergleichbaren Niveau liegt, steigt die Kornkontaktfläche bei dem Werkzeug mit der Korngröße B126 signifikant an. Die kinematischen Schneiden entwickeln sich nach demselben Trend. Bedingt durch die Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ bei der Korngröße B126 verdreifacht sich somit die Anzahl der kinematischen Schneiden.

Die vergleichbaren Reibflächen von den Korngrößen B181 und B252 können über zwei Effekte erklärt werden. Auf der einen Seite steigt bei einer Verringerung der Korngröße die Anzahl der kinematischen Schneiden, und auf der anderen Seite spielt die Korngröße

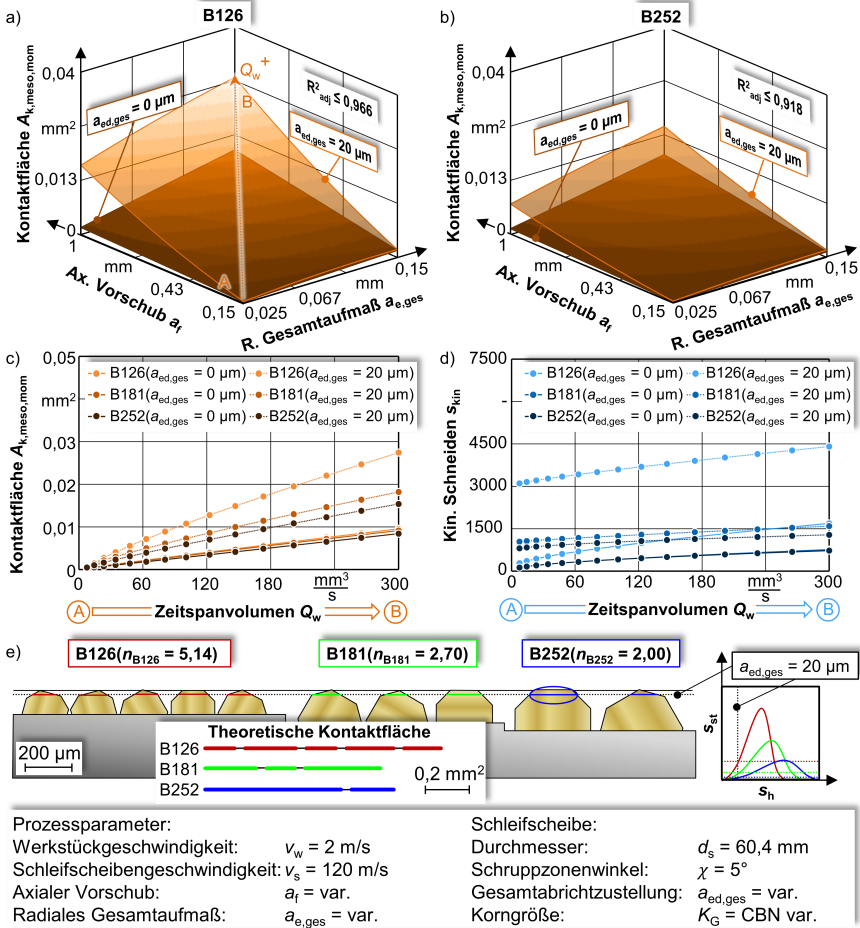


Abbildung 5.57: Ermittelte Kornkontaktfläche und kinematische Schneiden in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f , dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ und den Abrichtbedingungen: a) Kontaktfläche $A_{k,meso,mom}$ bei einer Korngröße $K_G = B126$; b) Kontaktfläche $A_{k,meso,mom}$ bei einer Korngröße $K_G = B252$; c) Kontaktfläche $A_{k,meso,mom}$ unterschiedlicher Korngrößen in Abhängigkeit vom globalen Zeitspanvolumen Q_w ; d) Kinematische Schneiden s_{kin} unterschiedlicher Korngrößen in Abhängigkeit vom globalen Zeitspanvolumen Q_w ; e) Skalierungseffekt und Ersatzmodell für unterschiedliche Korngrößen.

in Kombination mit ihrer Verteilung auf der Schleifscheibe eine entscheidene Rolle. Zur Erläuterung ist in Abbildung 5.57e ein Ersatzmodell dargestellt. Mit der Kornproflächekennzahl k_A wird die Kornanzahl ausgehend von 2 Körnern der Korngröße B252 für die anderen beiden Kornspezifikationen hergeleitet. Farblich sind die theoretischen zweidimensionalen Kontaktlinien bei einer Gesamtabrictzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu m$

ingezeichnet. Unter der vereinfachten Annahme, dass die abgeflachte Fläche einem Kreis entspricht kann die theoretische Kontaktfläche berechnet werden, wie in der Abbildung unten eingetragen. Unter Berücksichtigung der Kornanzahl ergibt sich die größte Kontaktfläche für Korngröße B126, während die Korngröße B252 eine leicht größere Reibfläche im Vergleich zur Korngröße B181 aufweist. Somit heben sich die beiden beschriebenen Einflüsse bei den beiden größeren Korngrößen – die Anzahl der eingreifenden Körner sowie die Korngröße – bei einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{\text{ed,ges}} = 20 \mu\text{m}$ auf, sodass sich eine vergleichbare Reibfläche ergibt, siehe Abbildung 5.57e. Bei der Korngröße B126 liegt bereits eine große Reibfläche vor, wobei sich dieser Effekt noch deutlich durch die größere Anzahl an kinematischen Schneiden im Schleifprozess verstärkt. Um neben den globalen Vorgängen auch die lokalen Veränderungen innerhalb der Kontaktzone zu betrachten, ist in Abbildung 5.58 der resultierende Anteil der Reib- an der Normalspannung innerhalb der Kontaktzone dargestellt. Dies wird anhand einer exemplarischen Prozessparameterkombination in Abhängigkeit von der Korngröße und den Abrichtbedingungen gezeigt.

Bei einem Vergleich der beiden Korngrößen $K_G = B126$ und $K_G = B252$ bei einem unabgerichteten Werkzeug ergeben sich nahezu identische Reibkraftanteile in allen Zonen des Werkzeuges (vgl. Abbildung 5.58a und b). Die Normalspannung ist an der Stelle am höchsten, an der die tiefsten Korneingriffe – im vorderen Bereich der Schruppzone – vorliegen. Innerhalb der Schlichtzone liegen langgezogene Korneingriffe mit geringen Belastungen bezüglich der Reibung vor, wobei sich die Normalspannung aufgrund der höheren Anzahl an kinematischen Schneiden bei der Korngröße $K_G = B126$ geschlossen entlang der Schlichtzone verteilt.

Bei abgerichteten Werkzeugen erhöht sich insgesamt die Reibkraft, und es ändert sich die Verteilung der Reibspannung innerhalb der Kontaktzone. Bei einer Korngröße von $K_G = B252$ kommt im Vergleich zur kleineren Korngröße insgesamt ein geringerer Normalkraftanteil zustande, wobei die höchsten Werte der Reibspannung innerhalb der Übergangzone auftreten. In der Schruppzone bleiben die Normalspannungsanteile vergleichbar zu der unabgerichteten Scheibe, mit Ausnahme des Beginns der Schruppzone entlang der Schleifscheibenbreite. Aufgrund des Zurücksetzens der Schleifscheibentopographie durch das Touch-Dressing werden die Körner in der Übergangzone und am Anfang der Schruppzone abgeflacht. Letztgenannte Veränderung ist hierbei abhängig vom Schruppzonenwinkel sowie der radialen Gesamtzustellung. Da die Körner tiefer in das Werkstückmaterial eindringen, kommen ebenfalls die abgeflachten Kornbereiche lange und vollständig in Kontakt, was die erhöhten Normalspannungsanteile erklärt. Innerhalb der Schlichtzone verteilt sich die auftretende Normalspannung durch das Touch-Dressing auf einen kleinen Bereich um den Mittelpunkt der Kontaktzone $p_{0,\text{con}}$ in Umfangsrichtung. Dies kann ebenfalls durch die höhere Korndichte im oberen Bereich der Topographie und den kleineren zu leistenden Materialabtrag erklärt werden. Bei der kleineren Korngröße $K_G = B126$ fällt der Effekt deutlich höher aus, was auf die oben beschriebene höhere kinematische Schneidendichte und die Korngröße zurückgeführt werden kann.

In Abbildung 5.59 ist der prozentuale Materialabtrag $V_{w,\%}$ und die kinematische Schneidenzahl s_{kin} – jeweils unterteilt in Schrupp-, Übergangs- und Schlichtzone – in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,\text{ges}}$ bei Verwendung einer Korngröße von $K_G = B126$ für unterschiedliche Abrichtbedingungen dargestellt. Bei unabgerichteten Werkzeugen verteilt sich der Materialabtrag entsprechend der Funktion

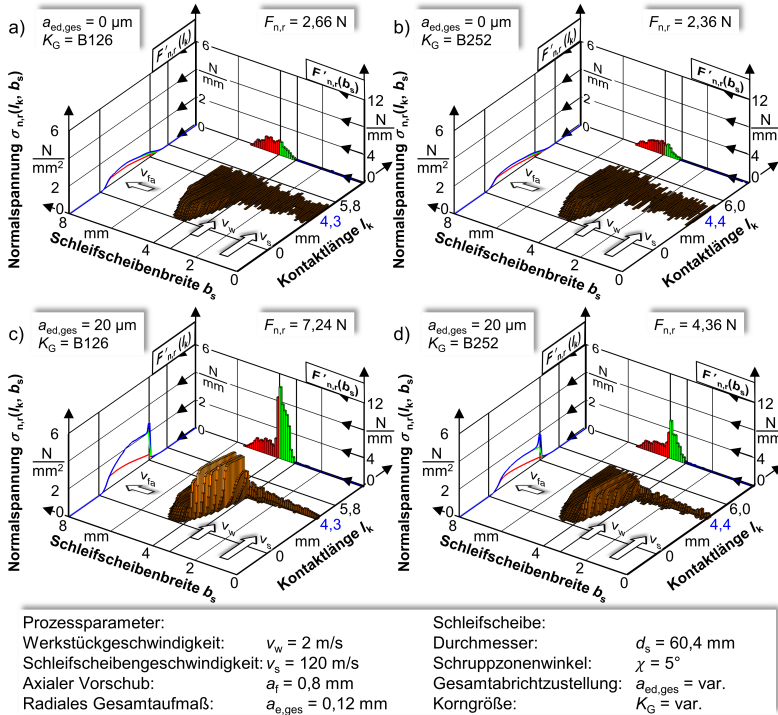


Abbildung 5.58: Resultierende Anteile der Normalspannung und -kraft bezüglich der Reibvorgänge, dargestellt innerhalb der Kontaktzone: a) Unabgerichtetes Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B126$; b) Unabgerichtetes Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B252$; c) Mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{e,ges} = 20 \mu\text{m}$ abgerichtetes Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B126$; d) Mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{e,ges} = 20 \mu\text{m}$ abgerichtetes Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B252$.

der einzelnen Zonen, sodass der größte Materialabtrag innerhalb der Schruppzone und der geringste Materialabtrag in der Schlichtzone vollzogen wird. Eine Ausnahme existiert im Parameterraum bei hohen axialen Vorschüben und kleinen radialen Gesamtaufmaßen, bei der in der Schruppzone der Materialabtrag vergleichbar gering ist. In diesem Prozessfenster verlagert sich der Materialabtrag weiter in die Übergangszone, siehe Abbildung 5.59a (I). Bei einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ nimmt im gesamten Parameterraum der Materialabtrag der Schruppzone zu, während er innerhalb der Schlichtzone deutlich reduziert wird. In der Übergangszone geht der Materialabtrag bei kleinen Vorschüben zurück, während er im restlichen Parameterraum, wie bei den unabgerichteten Werkzeugen, nahezu identisch bleibt. Bei einem Vergleich der unterschiedlichen Abrichtbedingungen steigt die kinematische Schneidenzahl in allen Zonen an, siehe Abbildung 5.59c und d, wobei diese Erhöhung in der Schlichtzone quantitativ am höchsten ist. Somit wird ersichtlich, dass die Schlichtzone durch eine Oberflächenglättung mit sehr vielen Korneingriffen und sehr geringem Materialabtrag ihrer Funktion entsprechend arbeitet.

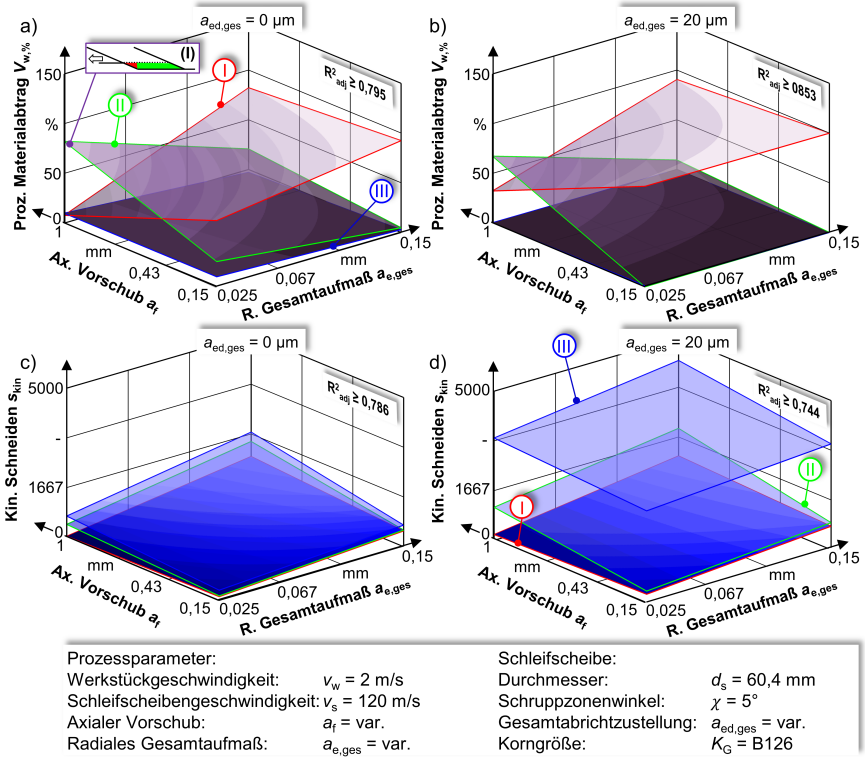


Abbildung 5.59: Sektionweiser, prozentualer Materialabtrag $V_{w,\%}$ und Kornanzahl s_{kin} in Abhängigkeit vom axialen Vorschub und radialen Gesamtaufmaß für ein Werkzeug mit der Korngröße B126: a) Prozentualer Materialabtrag des unabgerichteten Werkzeugs; b) Prozentualer Materialabtrag des Werkzeugs mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu m$ c) Kinematische Schneiden des unabgerichteten Werkzeugs; d) Kinematische Schneiden des Werkzeugs mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu m$.

Um insbesondere die Erhöhung des Materialabtrags innerhalb der Schrappzone näher zu erläutern, sind die aktiven und kinematischen Schneiden für einen exemplarischen Prozess der Korngröße $K_G = B252$ in Abbildung 5.60 dargestellt. In Unterabbildung a sind die Topographien für ein unabgerichtetes und in Unterabbildung b für ein abgerichtetes Werkzeug gezeigt. Die kinematischen Schneiden verteilen sich bei dem unabgerichteten Werkzeug entlang der effektiven Schleifscheibenbreite in allen drei Zonen, wobei entsprechend des Materialabtrags neben den oberen Körnern der Topographie auch tiefer liegende Körner in den Eingriff kommen. Durch ein Touch-Dressing mit einer Gesamtabrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu m$ werden die statischen Schneiden in Übergang- und Schlichtzonen verändert, sodass eine homogene Deckschicht von kinematischen Schneiden in der Topographie der Übergangs- und Schlichtzone zustande kommt. Dadurch, dass sich der höchste Punkt am Werkzeug – oder in der praktischen Anwendung der Ankratzpunkt –

um die Gesamtabrictzstellung verschiebt, wird auch das lokale radiale Gesamtaufmaß am Werkzeug erhöht (vgl. Abbildung 5.60a und b). Somit kommt es zu einer Verlängerung der Schruppzone, welche in Abhängigkeit vom Schruppzonenwinkel, der Gesamtabrictzstellung und der Schleifscheibentopographie resultiert. Hierdurch kommen mehr Körner in der Schruppzone in Eingriff (vgl. Abbildung 5.59c und d), wodurch der prozentuale Materialabtrag im gesamten Prozessparameterraum, welcher in Abbildung 5.59a und b aufgezeigt ist, ansteigt. Die oben beschriebene Erhöhung des prozentualen Materialabtrags $V_{w,\%}$ innerhalb der Schruppzone bei kleinen radialen Gesamtaufmaßen kann somit auch dadurch erklärt werden, dass hier das Aufmaß um die Gesamtabrictzstellung ansteigt.

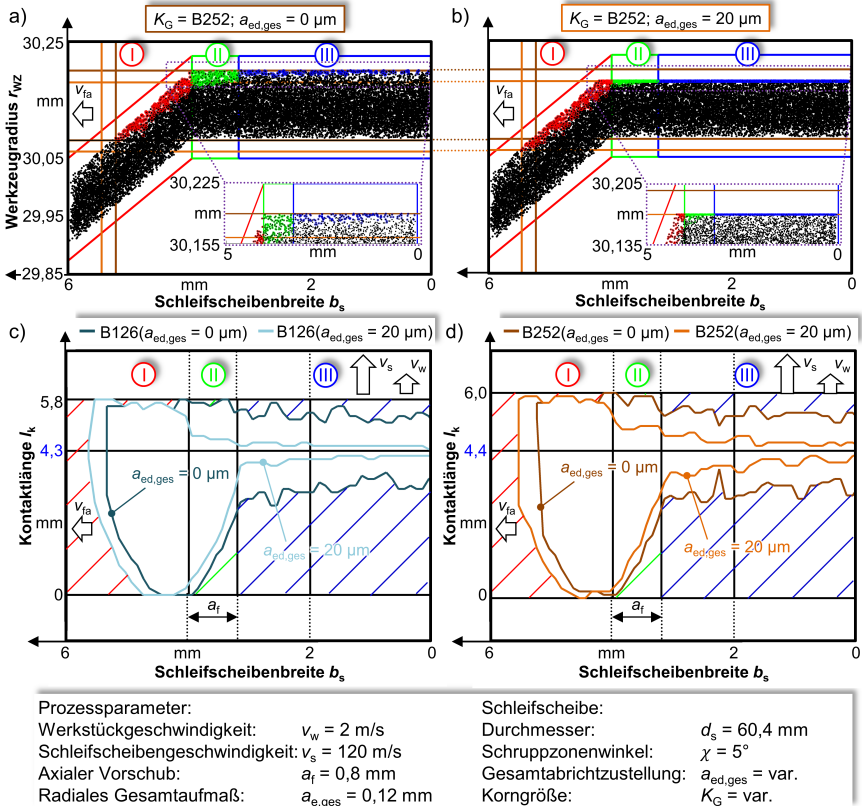


Abbildung 5.60: Statische und kinematische Schneiden sowie Kontaktzonenausprägung am Werkzeug: a) Statische und kinematische Schneiden bei einem unabgerichteten Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B252$; b) Statische und kinematische Schneiden bei einem Werkzeug mit der Korngröße $K_G = B252$ und einer Gesamtabrictzstellung $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$; c) Resultierende Kontaktzonenfläche bei der Korngröße $K_G = B126$; d) Resultierende Kontaktzonenfläche bei der Korngröße $K_G = B252$.

Weiterhin setzt das Touch-Dressing ebenfalls Körner in der Schruppzone zurück, wodurch lokal am Anfang der Schruppzone auch die Reibnormalspannung ansteigt (vgl.

Abbildung 5.58c und d). Durch die große Anzahl an kinematischen Schneiden in der Übergangszone wird der restliche Anteil des Materials abgetragen, wobei sich die Körner annähernd auf einer Höhe in der Topographie befinden. In der Schlichtzone kommt nur noch die Deckschicht der statischen Schneiden in Eingriff mit dem Werkstück. Bedingt durch die hohe Kornanzahl und sehr geringen Materialabtrag kommt es in diesem Bereich zu einer ineffizienten Zerspanung, wodurch im realen Schleifprozess die Materialabtragsmechanismen Mikroermüdung, Mikropflügen und -furchen dominierend sind, was typisch für einen Schlichtvorgang ist. Zudem kann aus Abbildung 5.60a und b der Unterschied der inaktiven Schneiden der Schleifscheibe entnommen werden, sodass bei der Korngröße $K_G = B252$ im betrachteten Verschleißzustand der Scheibe nur ca. 6,12 % und bei der Korngröße $K_G = B126$ nur ca. 8,19 % der statischen Schneiden am Materialabtragsprozess teilnehmen¹⁵.

In Abbildung 5.60c und d sind die resultierenden Kontaktzonen in Abhängigkeit von der Korngröße und den Abrichtbedingungen dargestellt. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die Ansicht von oben auf die Kontaktzone gerichtet ist. Die Umhüllende der Kontaktzone kann somit ebenso aus den Unterabbildungen aus Abbildung 5.58 entnommen werden. Die Kontaktzonenprägung innerhalb der Schruppzone ist bei allen Variationen vergleichbar. Diese verschiebt sich bedingt durch die lokale Erhöhung des radialen Gesamtaufmaßes entlang der Schleifscheibenbreite weiter nach vorne am Werkzeug. Hierdurch steigt die Kontaktzonenfläche in diesem Werkzeugbereich an. In der Schlichtzone verkleinert sich die Kontaktzone durch das Touch-Dressing signifikant entlang der Kontaktlänge. Dies kann durch die oben beschriebene erhöhte Korndichte und den geringeren Materialabtrag erklärt werden. Innerhalb der Übergangszone verkleinert sich ebenfalls bedingt durch die Erhöhung der Korndichte die Kontaktlänge, wobei sich dies verstärkt im Auslaufbereich äußert. Aufgrund der größeren Körner und dadurch weiter herausragenden Schneidendurchmesser ist die Kontaktzone bei der Korngröße $K_G = B252$ im Allgemeinen größer ausgeprägt.

5.7.3 Grundlegende Wirkzusammenhänge und deren Einflüsse auf die Fertigungsabweichungen

Beim IRS wirkt ein komplexes thermomechanisches Belastungskollektiv auf das System Werkstück-Werkzeug-Spindel ein, was letztendlich zu Maßabweichungen am Bauteil führt. Bei einer Veränderung der Prozessrahmenbedingungen müssen aufwendige Kompensationsmaßnahmen durchgeführt werden. Diese Maßnahmen fundieren i. d. R. auf praktischer Erfahrung und müssen durch umfangreiche Einfahrversuche angepasst werden. Da das Schältschleifen normalerweise als Einhubverfahren eingesetzt wird und ein zusätzlicher Ausfeuerhub zu einem deutlichen Herabsetzen der Produktivität führt, ist es entscheidend die entstehenden Maßabweichungen bereits im Vorfeld des Prozesses zu ermitteln. Im Rahmen dieses Kapitels soll aufgezeigt werden, wie sich die einzelnen Einflüsse bezüglich des Werkstück-Werkzeug-Spindelnsystems auf die Durchmesserabweichung am Bauteil auswirken. Es lassen sich bei der Bearbeitung mit dem IRS unterschiedliche Einflüsse auf den Fertigungsfehler identifizieren, siehe Abbildung 5.61. In Abbildung 5.61b ist der Einfluss der Einspannung auf die Veränderung der Werkstückkontur dargestellt. Aufgrund

¹⁵Hieraus wird ersichtlich, dass es ausreicht nur den oberen Teil der Topographie zu modellieren, wie es in Kapitel 5.4.6 zur Reduktion des Rechenaufwandes oder u. a. in [Her09] durchgeführt wurde.

der Spannkraften der Schrauben des Vorrichtungendeckels, welche bei sämtlichen Versuchen mit einem Drehmoment von $M_{SP} = 10 \text{ Nm}$ festgeschraubt wurden, wird das Werkstück durch die Gegenlage der Vorrichtung und des Vorrichtungendeckels axial verspannt. Durch das Zusammendrücken wird der mittlere Teil des Werkstücks verlagert, wohingegen zu den Rändern hin sich der Werkstückdurchmesser vergrößert. Durch eine Materialabnahme im Schleifprozess wird das Material geradlinig abgenommen, wodurch beim Entspannen des Bauteils nach der Bearbeitung eine Negativform der Verspannung entsteht.

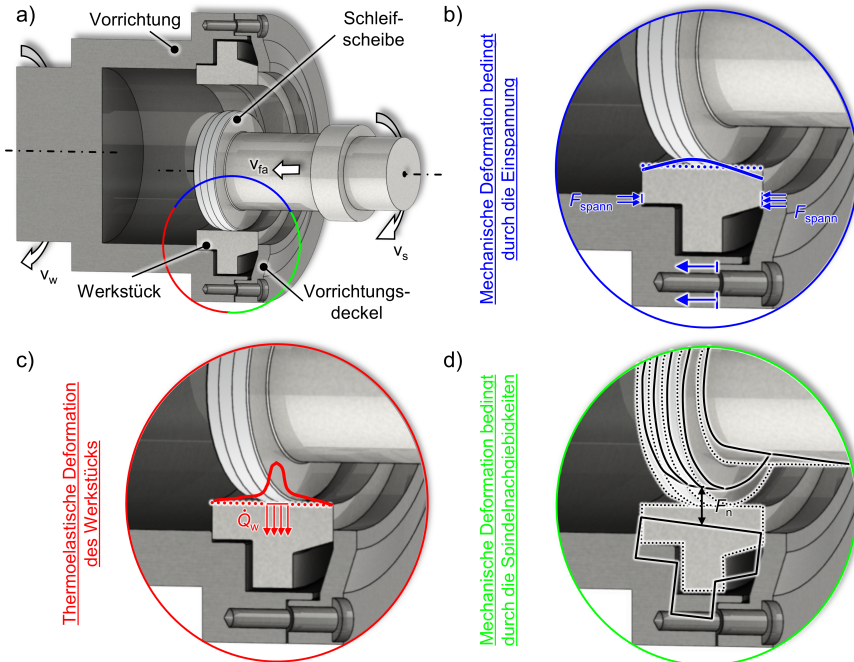


Abbildung 5.61: Relevante Modellierungsaspekte, welche die Fertigungsabweichung beim Innerrundschleifen beeinflussen: a) Übersicht über die Eingriffsverhältnisse beim Schleifen; b) Mechanisch bedingte Fertigungsabweichung; c) Thermoelastisch bedingte Fertigungsabweichung; d) Fertigungsabweichung basierend auf der Nachgiebigkeit der Werkstück- und Schleifscheibenspindel.

Bedingt durch den Wärmeeintrag des Schleifprozesses innerhalb der Kontaktzone wird das Werkstück thermoelastisch verformt, wodurch es sich in Richtung des Schleifwerkzeuges ausdehnt und somit mehr Material abgenommen wird. Da dieser Vorgang transient abläuft, muss er geschlossen über den ganzen Prozessverlauf betrachtet werden. Durch das Abkühlen nach dem Prozess entsteht letztendlich ein größerer Werkstückdurchmesser.

Der dritte Einfluss auf die Maßabweichung ist die Abdrängung des Werkstücks und des Werkzeuges aufgrund der Nachgiebigkeit der Spindelsysteme, wobei deren Größe direkt durch die Normalkraft beeinflusst wird (vgl. Abbildung 5.61d). Hierdurch werden Werkstück und Schleifscheibe auseinander gedrückt, wodurch ein Untermaß nach dem

Schleifprozess entsteht. Beim Einstechschleifen wird aus diesem Grund in der Regel eine Ausfeuerphase eingeplant, welche die Durchmesserdivergenz durch das Absinken der Normalkraft über die Zeit wieder egalisiert. Beim Längsschleifen unter Verwendung eines Hubes bleibt bedingt durch die Nachgiebigkeit jedoch eine Fertigungsabweichung zurück. Zur Ermittlung der Durchmesserabweichung am Werkstück wird das Metamodell genutzt. In Abbildung 5.62 sind exemplarisch für eine Prozessparameterkombination die Simulationsergebnisse dargestellt. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die y-Achse invertiert wurde. Wie in Kapitel 5.6.3 beschrieben, werden im Hintergrund sowohl die GPS zur Ermittlung der mechanischen Belastung und darauf aufbauend die makroskopische FE-Simulation durchgeführt. Abschließend werden die Ergebnisse auf die Werkstück- und Schleifscheibengeometrie interpoliert und dann entsprechend der Prozesskinematik eine makroskopische GPS in Form des Metamodells zur Ermittlung der einzelnen auftretenden Fertigungsabweichungen beim IRS durchgeführt.

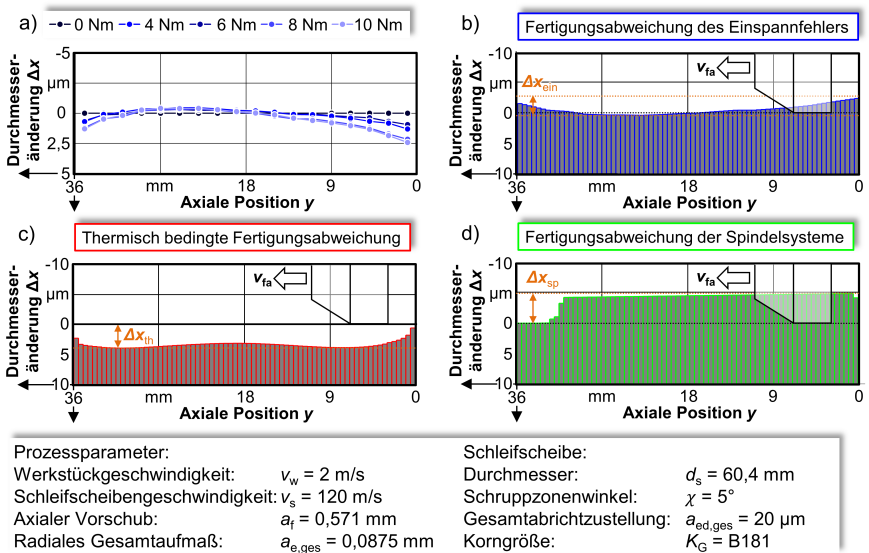


Abbildung 5.62: Übersicht über die simulierten Fertigungsfehler Δx : a) Deformation der Werkstückkontur bedingt durch die Einspannsituation; b) Fertigungsabweichung bedingt durch die Einspannung Δx_{ein} ; c) Fertigungsabweichung bedingt durch die thermoelastische Deformation Δx_{th} ; d) Fertigungsabweichung bedingt durch die Spindeldeformationen Δx_{sp} .

In Abbildung 5.62a sind die resultierenden Werkstückkonturen nach dem Spannen des Bauteils durch den Vorrichtungsdeckel mit unterschiedlichen Drehmomenten gezeigt. Durch das Aufbringen der Spannkraft verspannt sich das Werkstück, wobei es an den Rändern hierdurch nach außen gedrückt wird. Bei der Position $y = 18 \text{ mm} \dots 24 \text{ mm}$ am Werkstück wird dieses leicht nach innen verschoben. Durch eine Erhöhung des Drehmomentes nehmen die beschriebenen Ausprägungen aufgrund der größer werdenden

Verspannung des Werkstücks zu.

In Abbildung 5.62b ist die Fertigungsabweichung unter Berücksichtigung der Einspannung aufgezeigt. Beim Überschleifen entsteht eine gerade Werkstückkontur am verspannten Werkstück. Da es sich beim Spanneffekt um eine rein elastische Deformation des Werkstücks handelt, geht die Deformation beim Ausspannen reversibel wieder zurück, sodass sich die invertierte Werkstückkontur in Bezug auf den Einspanneffekt ergibt. Hierdurch ergibt sich an den Rändern auf dem Werkstück jeweils ein Untermaß, welches bei der Position $y = 18 \text{ mm} \dots 24 \text{ mm}$ annähernd zum Soll Durchmesser zurückgeht.

In Abbildung 5.62c ist der thermische Einfluss auf den Fertigungsfehler entlang der Werkstückkontur aufgetragen. Bedingt durch die thermische Erwärmung und die Spannsituation dehnt sich das Werkstück nach innen aus. Aufgrund des Werkstoffabtrags der Schleifscheibe wird zu viel Material abgenommen, wodurch nach dem Abkühlen des Werkstücks ein Übermaß erzeugt wird. Im mittleren Bereich des Werkstücks kommt es zu einer Wellenbewegung im Mikrometerbereich, welche sich aus der Spannsituation mit dem globalen Wärmefluss in das Bauteil ergibt. Aufgrund des mittleren Bereiches mit der größeren Wandstärke erreicht die Wärme im Vergleich zu den anderen beiden Werkstückbereichen erst später den äußeren Rand, wodurch das Werkstück in diesem Bereich nicht so stark verformt wird. Im Einlaufbereich kommt es bedingt durch die kleinere Erwärmung zu einem geringeren Übermaß. Es kann festgehalten werden, dass die Effekte bezüglich der Einspannung und der Spindelnachgiebigkeiten ein Untermaß hervorrufen, während der thermische Einfluss entgegengerichtet ist und somit durch ihn ein Übermaß am Werkstück entsteht. Unter Nutzung der beschriebenen Methode wird im Weiteren im Prozessparameterraum die Größe der einzelnen Fertigungsabweichungen quantitativ bestimmt. Hierzu wird aus jedem Fehlereinfluss die maximale Abweichung Δx_{ein} , Δx_{sp} und Δx_{th} ermittelt (vgl. Abbildung 5.62b-d).

In Abbildung 5.62d ist die Fertigungsabweichung entlang der Werkstückkontur, die sich aus der Nachgiebigkeit der beiden Spindelsysteme ergibt, aufgezeigt. Während des Schleifens werden Schleifscheibe und Werkstück entsprechend der Normalkraft F_n und der Deformation der beiden Spindeln voneinander weggedrückt. Hierdurch entsteht entlang der Werkstückkontur überwiegend ein Untermaß. Im Auslaufbereich geht dieses Untermaß aufgrund des Austretens der Schrupp- und Übergangzone der Schleifscheibe und den damit einhergehenden Abfall der Normalkraft wieder auf den Soll Durchmesser zurück. Somit schleift sich die Schlichtzone während des Austretens der Schleifscheibe frei. Im Einlaufbereich ist dieser Effekt auch vorhanden, aber nicht so stark ausgeprägt, da die Schruppzone zuerst ins Material eintritt, wodurch es schon nach wenigen Werkstückumdrehungen zu dem Volleingriff von Schrupp- und Übergangzone kommt. Die Reduzierung des Untermaßes im mittleren Bereich der Werkstückkontur kann auf die Veränderung des werkstückspindelseitigen Kraftangriffspunktes zurückgeführt werden. Dadurch dass die Auskraglänge und somit der Hebelarm geringer werden, nimmt auch die Verlagerung der Werkstückspindel ab.

In Abbildung 5.63 sind die unterschiedlichen Fertigungsabweichungen in Abhängigkeit vom axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,\text{ges}}$ exemplarisch für ein abgerichtetes Werkzeug mit der Korngröße B181 dargestellt. Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass die z -Achse invertiert wurde, sodass die Abbildung mit Abbildung 5.62 vergleichbar ist. Die Fertigungsabweichung bedingt durch die Spindeldeformation vergrößert sich bei einer Erhöhung der beiden Prozessparameter. Dies kann auf den Anstieg des

Zeitspannvolumens und der damit einhergehenden Erhöhung der Normalkraft zurückgeführt werden. Durch die statische Nachgiebigkeit beider Spindelsysteme werden die beiden Spindeln stärker verlagert. Die Durchmesserabweichung, welche durch die Einspanndeformation hervorgerufen wird, verbleibt im gesamten Parameterraum auf einem vergleichbaren Niveau, da die Spannsituation unabhängig von den Prozessrahmenbedingungen ist.

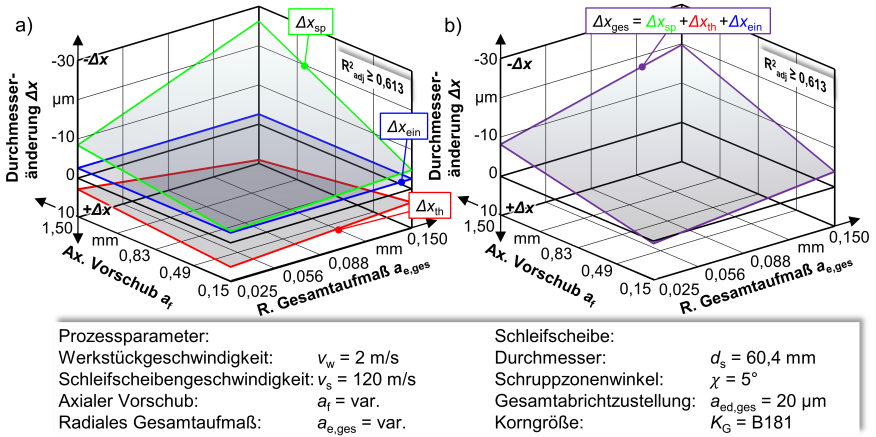


Abbildung 5.63: Maßabweichung in Abhängigkeit von den Prozessparametern, dem axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$: a) Größe der einzelnen Maßabweichungen im Parameterraum; b) Gesamte Maßabweichung im Parameterraum.

Der thermische Einfluss auf den Durchmesserfehler erzeugt ein Übermaß am Werkstück, welches bei der Grenzbedingung im Parameterraum $a_f = a_{e,ges}/\tan(\chi)$ maximal ist. Zum rechten und linken Rand des Prozessparameterraums wird der Fertigungsfehler wieder kleiner, da in diesen Prozessfenstern die thermische Belastung und die ins Bauteil eingebrachte Wärmemenge sinken. Somit resultieren aus den Prozessrahmenbedingungen folgende Durchmesserabweichungen:

- Spindeldeformation $\rightarrow \Delta x_{sp} = -26,24 \text{ }\mu\text{m} \dots -2,95 \text{ }\mu\text{m}$
- Einspannsituation $\rightarrow \Delta x_{ein} = -2,74 \text{ }\mu\text{m}$
- Thermoelastische Deformation $\rightarrow \Delta x_{th} = +2,83 \text{ }\mu\text{m} \dots +9,08 \text{ }\mu\text{m}$

Die Superpositionierung aller drei Effekte kann aus Abbildung 5.63b entnommen werden. Hieraus wird ersichtlich, dass nahezu im gesamten Prozessparameterraum ein Untermaß am Werkstück erzeugt wird, da die Spindeldeformation beim IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben der ausschlagende Effekt auf den Fertigungsfehler ist. Eine Ausnahme ist bei kleinen axialen Vorschüben a_f und radialen Gesamtaufmaßen $a_{e,ges}$ zu finden, bei der der thermisch induzierte Fertigungsfehler größer als die Durchmesserabweichungen der anderen beiden Effekte ist. Hierdurch entsteht am Werkstück ein geringes Übermaß. Mithilfe des entwickelten Simulationssystems ist es somit möglich, eine hocheffiziente Kompensation der überlagerten Fertigungsfehler vorzunehmen. Hierdurch kann bereits

in der Arbeitsvorbereitung ein Wert ermittelt werden, welcher dann maschinenseitig vorgegeben wird, um den entsprechenden Solldurchmesser zu schleifen.

5.7.4 Simulationsbasierte Prozessgestaltung des Innenrundschälenschleifens

In den letzten Kapiteln wurden sehr detaillierte Analysen durchgeführt, um das grundlegende Prozessverständnis für das IRS auf der mesoskopischen und der makroskopischen Ebene zu verbessern. In der praktischen Prozesseinrichtung stehen in der Regel solche Simulationsprogramme zum derzeitigen Stand der Technik nicht zur Verfügung. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle eine Prozessgestaltungsrichtlinie aufgestellt, welche auch mit vergleichsweise geringem Aufwand an die praktischen Gegebenheiten im industriellen Umfeld angepasst werden kann. Wie sich herausgestellt hat, wirkt sich das globale Zeitspanvolumen Q_w maßgeblich auf die vorliegenden Kräfte F_t und F_n und damit auch auf die Deformation sowie den Leistungsbedarf der Spindelssysteme aus. Das auf die Schleifscheibenbreite bezogene Zeitspanvolumen $Q'_w(b_s)$ beeinflusst auf der einen Seite entscheidend die globale thermische Belastung und auf der anderen Seite die lokale Belastung an der Schleifscheibe. Die zuletztgenannte Auswirkung kann direkt als Indikator für Verschleißvorgänge am Werkzeug und somit auf die Standzeit, den Wärmeeintrag in das Werkstück und der Einstellung von Selbstschärfereffekten bei konventionellen Schleifscheiben gesehen werden, wodurch es in der Praxis zumeist als Vergleichsgröße bei der Prozesseinrichtung Anwendung findet. Ein Vorteil des Schälenschleifens ist, dass das globale Zeitspanvolumen nicht direkt mit der effektiven Schleifscheibenbreite und dem bezogenen Zeitspanvolumen zusammenhängt, wie es beim Einstechschleifen der Fall ist. Als Basis für die Prozessgestaltungsrichtlinie wurden im Rahmen dieser Arbeit makroskopische GPS in Abhängigkeit von dem Schrappzonenwinkel χ , dem axialen Vorschub a_f , dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ und der Werkstückgeschwindigkeit v_w durchgeführt. Als Grundlage für die Prozessoptimierung wird im Weiteren ein dimensionsloser Produktivitätsfaktor Θ_p eingeführt, welcher für eine hohe Produktivität maximiert werden soll. Das Zeitspanvolumen sollte nach Möglichkeit so hoch wie möglich gewählt werden, wobei bei der Limitierung dieses Wertes die Steifigkeit der Schleifmaschine und das Leistungspotential der Spindel berücksichtigt werden muss. Das bezogene Zeitspanvolumen sollte nach Möglichkeit so gering wie möglich gehalten werden, um möglichst wenig Verschleiß am Werkzeug und eine geringe thermische Belastung am Werkstück zu verursachen und dadurch eine möglichst hohe Standzeit zu gewährleisten. Somit eignet sich für den Produktivitätsfaktor der Quotient aus dem globalen Zeitspanvolumen und dem bezogenen Zeitspanvolumen $\Theta_p = Q_w/Q'_w$.

In Abbildung 5.64a ist der Produktivitätsfaktor exemplarisch für das IRS in Abhängigkeit von dem axialen Vorschub a_f und dem radialen Gesamtaufmaß $a_{e,ges}$ bei unterschiedlichen Schrappzonenwinkeln χ dargestellt. Für die gesamte Abbildung sind die Werte für die Schrappzonenwinkel als Orientierungshilfe farblich codiert worden. Es existieren bei allen Schrappzonenwinkeln zwei klar voneinander getrennte Bereiche, welche sich durch eine Linie mit lokalen Minima im Prozessparameterraum unterscheiden. Bei kleinen Schrappzonenwinkeln ergibt sich bei hohen radialen Gesamtaufmaßen eine hohe Produktivität, wobei für einen Schrappzonenwinkel von $\chi = 45^\circ$ die höchste Effizienz bei hohen axialen Vorschüben vorliegt, siehe Abbildung 5.64a: rote Fläche. Die Produktivität

ist in Bereich (II) für alle Schruppzonenwinkel vergleichbar, jedoch vergrößert sich der Bereich bei einer Erhöhung des Schruppzonenwinkels. Der Bereich (I) ist bei kleinen Schruppzonenwinkeln durch hohe Produktivitätswerte gekennzeichnet, wobei diese bei großen Schruppzonenwinkeln deutlich abgesenkt werden. Beim Überschreiten der Linie der lokalen Minima steigt die Produktivität bei kleinen Schruppzonenwinkeln an. Die Linie der lokalen Maxima ist die bereits beschriebene Grenzbedingung im Parameterraum $a_f = a_{e,ges}/\tan(\chi)$.

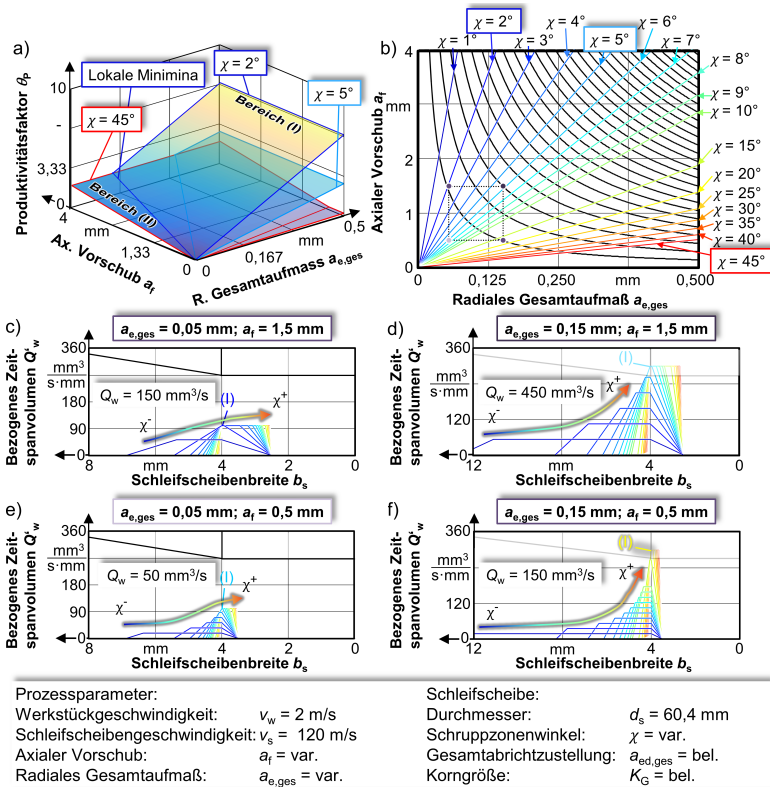


Abbildung 5.64: Grundlegende Betrachtung der Eingriffsbedingungen beim IRS: a) Produktivitätsfaktor im Prozessparameterraum in Abhängigkeit von unterschiedlichen Schruppzonenwinkeln; b) Übergangsbereiche unterschiedlicher Schruppzonenwinkel im Prozessparameterraum. Die schwarzen Linien in dieser Abbildung entsprechen einem Anstieg des globalen Zeitspanvolumens von $\Delta Q_w = 150$ mm³/s für eine Werkstückgeschwindigkeit von $v_w = 2$ m/s; c)-f) Betrachtung der Eingriffsverhältnisse bei unterschiedlichen Prozessparameterkombinationen und globalen Zeitspanvolumina in Abhängigkeit vom Schruppzonenwinkel.

In Abbildung 5.64b ist für unterschiedliche Schruppzonenwinkel dieser Übergang im Parameterraum hergeleitet. Die Linie der lokalen Minima verschiebt sich bei ansteigendem Schruppzonenwinkel ausgehend von hohen axialen Vorschüben hin zu großen

radialen Gesamtaufmaßen. In Abbildung 5.64c-f ist der Einfluss von unterschiedlichen Prozessparameterkombinationen und Schruppzonenwinkeln auf den Spanungsquerschnitt und das resultierende bezogene Zeitspanvolumen entlang der Schleifscheibenbreite des IRS dargestellt. Zum besseren Verständnis wurden die Prozessparameterkombinationen in Abbildung 5.64b im Parameterraum mit Punkten eingetragen. Bei diesen Betrachtungen wird eine Schlichtzonenbreite von $b_{s,f} = 4 \text{ mm}$ vorausgesetzt und eine beliebige breite Schruppzone. Bei einem kleinen globalen Zeitspanvolumen von $Q_w = 50 \text{ mm}^3/\text{s}$ steigen bei einer Erhöhung des Schruppzonenwinkels die bezogenen Zeitspanvolumina bis zu einem Wert von $Q'_w = 100 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$ beim Überschreiten der Grenzbedingung an, und die effektive Breite der Schruppzone wird kleiner. Weiterhin bleibt ab einem Schruppzonenwinkel von $\chi = 6^\circ$ das bezogene Zeitspanvolumen konstant, und die effektive Schleifscheibenbreite verändert sich nur noch gering. Bei einer Erhöhung des Zeitspanvolumens auf $Q_w = 150 \text{ mm}^3/\text{s}$ (vgl. Abbildung 5.64c und f) ergibt sich ein ähnlicher Verlauf der beschriebenen Größen, wobei ein Anstieg des axialen Vorschubs eine deutlich geringere Erhöhung des bezogenen Zeitspanvolumens nach sich zieht, vgl. $\{a_{e,\text{ges}} = 0,05 \text{ mm}, a_f = 1,5 \text{ mm}\} \rightarrow Q'_{w,\text{max}} = 100 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$; $\{a_{e,\text{ges}} = 0,15 \text{ mm}, a_f = 0,5 \text{ mm}\} \rightarrow Q'_{w,\text{max}} = 300 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$. Bei der zuletzt genannten Prozessparameterkombination verbreitern sich auch die effektiven Schleifscheibenbreiten bei kleinen Schruppzonenwinkeln, sodass sich der Materialabtrag auf eine größere Schleifscheibenbreite verteilt. Aus einer weiteren Erhöhung des globalen Zeitspanvolumens auf $Q_w = 450 \text{ mm}^3/\text{s}$ resultieren hohe effektive Schleifscheibenbreiten bei kleinen Schruppzonenwinkeln aufgrund des Anstiegs des radialen Gesamtaufmaßes. Das bezogene Zeitspanvolumen erhöht sich bei ansteigendem Schruppzonenwinkel bis zu einem konstanten Maximum von $Q'_{w,\text{max}} = 300 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$ durch das Überschreiten der Grenzbedingung und ist mit den Werten bei der Prozessparameterkombination $a_{e,\text{ges}} = 0,15 \text{ mm}$ und $a_f = 0,5 \text{ mm}$ vergleichbar. Wie bereits in Kapitel 5.7.1 gezeigt, geht die Werkstückgeschwindigkeit v_w sowohl linear in das bezogene als auch das globale Zeitspanvolumen ein und hat daher keinen Einfluss auf das Produktivitätskriterium.

Aus diesen Betrachtungen können folgende Rückschlüsse gezogen werden: Durch die Kombination von dem Schruppzonenwinkel χ , axialen Vorschub a_f und radialen Gesamtaufmaß $a_{e,\text{ges}}$ können bei dem gleichen Zeitspanvolumen Q_w deutlich unterschiedliche effektive Schleifscheibenbreiten und bezogene Zeitspanvolumina Q'_w resultieren. Bei der Kombination der drei Größen entsprechend der Grenzbedingung (vgl. Abbildung 5.64b farbliche Linien) resultieren ungünstige Spanungsquerschnitte, welche einem Dreieck entsprechen, siehe Abbildung 5.64c-f: (I). Bei einer solchen Konstellation wird ein kleiner Bereich der Scheibe beansprucht, wodurch die Scheibe an dieser Stelle im Vergleich zur restlichen Breite stark verschleißt. Weiterhin weicht dieser Querschnitt von der idealen Form mit maximalem globalem Zeitspanvolumen in Bezug auf das bezogene Zeitspanvolumen stark ab, welcher einem Rechteck entspricht.

Die hergeleiteten Erkenntnisse bezüglich der Eingriffsverhältnisse beim IRS können für eine simulationsgestützte Prozess- und Werkzeugauslegung genutzt werden. Zum besseren Verständnis für das weitere Vorgehen ist in Abbildung 5.65 eine schematische Prozessoptimierung dargestellt. Hierbei ist für verschiedene Schruppzonenwinkel der Produktivitätsfaktor im Parameterraum dargestellt. Der kleinste Schruppzonenwinkel von $\chi = 1^\circ$ bietet die höchste globale Produktivität im Parameterraum, während das Potential bei größeren Winkeln zurückgeht. Dies liegt daran begründet, dass sich das globale Zeitspanvolumen bei

einem Winkel von $\chi = 1^\circ$ auf einen größeren Bereich der Schleifscheibe verteilt und dadurch das bezogene Zeitspannvolumen kleiner wird, was an dem hohen Produktivitätsfaktor im gesamten Parameterraum im Vergleich zu den größeren Winkel nachvollzogen werden kann, siehe Abbildung 5.65. In der praktischen Anwendung wird in der Regel ein radiales Gesamtaufmaß vorgegeben, welches am Bauteil abgetragen werden muss. Dies wird durch den Härteprozess, die Weichbearbeitung, eine mögliche vorgelagerte Hartbearbeitung und die Fertigungsabweichungen vom Anwender gewählt.

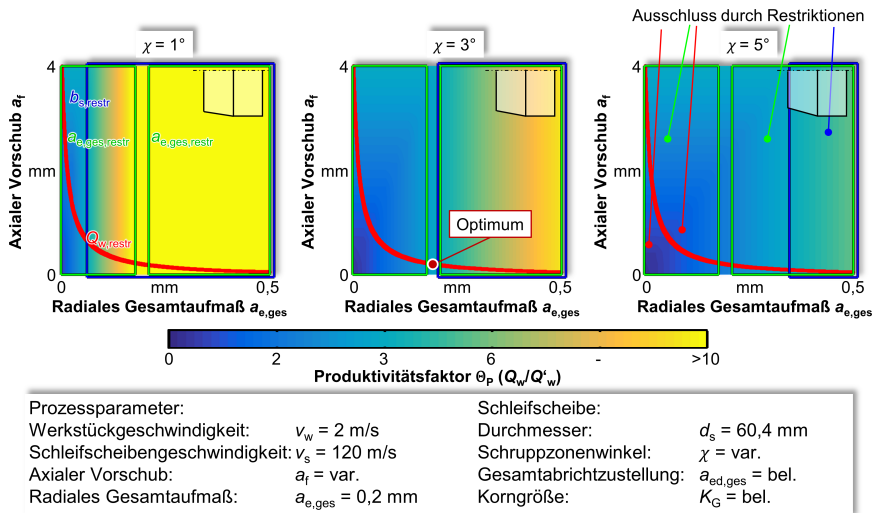


Abbildung 5.65: Schematischer Ablauf der Prozessoptimierung mit den aus der Praxis bekannten Restriktionen für unterschiedliche Schruppzonenwinkel bei einer Werkstückgeschwindigkeit von $v_w = 2 \text{ m/s}$.

In dem Beispiel in Abbildung 5.65 ist dieses mit $a_{\text{e,ges}} = 0,2 \text{ mm}$ vorgegeben, wodurch eine Restriktion $a_{\text{e,ges,rest}}$ im Parameterraum in Form der grün umrandeten Bereiche entsteht. Dies bedeutet, dass die grün umrandeten Bereiche im Prozessparameterraum nicht gültig sind. Über die Gegebenheiten an der Schleifmaschine bezüglich des Auslaufbereiches des Werkzeuges hinter der Vorrichtung und eine möglichst geringe Auskraglänge der Schleifscheibe kann eine maximale Schleifscheibenbreite $b_{\text{s,ges}}$ festgelegt werden. Dies wird in dem Beispiel mit einer Schlichtzonenbreite von $b_{\text{s,r}} = 4 \text{ mm}$ und einer Schruppzonenbreite von $b_{\text{s,r}} = 4 \text{ mm}$ vorgegeben. Hierdurch werden weitere Prozessparameterkombinationen im Parameterraum ausgeschlossen, siehe umrandeter blauer Bereich $b_{\text{s,rest}}$. Aufgrund der limitierten Schruppzonenbreite eignet sich somit der Schruppzonenwinkel von $\chi = 1^\circ$ nicht für die Bearbeitung, da dieser eine Schruppzonenbreite von $b_{\text{s,r}} = 11,46 \text{ mm}$ für das geforderte radiale Gesamtaufmaß benötigt. Das zu erzielende Zeitspannvolumen wird mit $Q_{\text{w,rest}} = 100 \text{ mm}^3/\text{s}$ festgelegt und ist im Parameterraum rot markiert. Hierdurch schränken sich die möglichen Prozessparameterkombinationen ein, wobei die optimalen Werte durch eine Maximierung des Produktivitätsfaktors bestimmt werden kann. Dadurch stellt sich bei dieser Bearbeitung ein Werkzeug mit dem Schruppzonenwinkel von $\chi = 3^\circ$

als Produktivitätsoptimum heraus.

Im Weiteren werden zwei Bearbeitungsbeispiele vorgestellt und die entsprechenden Restriktionen aufgestellt, woraus sich optimale Prozessparameter ergeben. Das erste Anwendungsbeispiel ist – angelehnt an die Arbeiten von *Marschalkowski* [Mar11] – die Fertigbearbeitung eines gehärteten Bauteils, wobei eine gemittelte Rautiefe von $Rz \leq 2 \mu\text{m}$ erzielt werden soll. Wie in [Fin03, Mar11] aufgezeigt, ist beim IRS ein kleiner axialer Vorschub¹⁶ und eine hohe Werkstückgeschwindigkeit zielführend, um hohe Oberflächengüten zu erzielen. Aus diesem Grund werden im Rahmen des Optimierungsschemas bei vergleichbaren Produktivitätsfaktoren geringe axiale Vorschübe und eine hohe Werkstückgeschwindigkeit bei der Auswahl der optimalen Prozessparameter bevorzugt. *Marschalkowski* verwendete einen axialen Vorschub von $a_f = 0,33 \text{ mm}$ bzw. eine Überschleifzahl von $U = 12$, um die gewünschte Rauheit zu erzielen. Daher wird der Vorschub $a_f < 0,33 \text{ mm}$ bei einer Schlichtzonenbreite von $b_{s,f} = 4 \text{ mm}$ limitiert. Die maximale Schruppzonenbreite wird auf $b_{s,r} = 4 \text{ mm}$ festgelegt. Das Gesamtaufmaß wird auf $a_{e,ges} = 0,2 \text{ mm}$ aus den Werkstückrandbedingungen vorgegeben. Für die weitere Prozessoptimierung wird das Zeitspanvolumen Q_w vorgegeben, wobei ein minimales bezogenes Zeitspanvolumen Q'_w , d. h. ein maximaler Produktivitätsfaktor, ermittelt wird. Hierdurch nimmt die Schleifscheibenbelastung ab, wodurch der Verschleiß sinkt und somit eine hohe Standzeit des Werkzeugs gewährleistet wird. Um Schwingungen bedingt durch die Maschinenstruktur zu vermeiden, wird das Geschwindigkeitsverhältnis – wie in der Praxis üblich – mit $q > 60$ definiert. Aufgrund der Hochgeschwindigkeitsbedingungen werden auch Geschwindigkeitsverhältnisse von $q > 120$ zugelassen, was bei Bearbeitung im konventionellen Geschwindigkeitsbereich ebenfalls berücksichtigt werden müsste, um eine thermische Werkstückschädigung zu vermeiden.

Das IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben ist durch eine Musterbildung und dadurch entstehenden Drall gekennzeichnet. *Marschalkowski* stellte im Rahmen seiner Dissertation einen zweigestuften Prozess vor, bei dem hinter der Schlichtzone eine konventionelle oder keramisch gebundene CBN-Schleifscheibe zur Schlichtbearbeitung angeordnet ist [Mar11]. Nach dem Schälenschliff wird direkt ein Einstechschleifen durchgeführt, um eine drallfreie Oberfläche und mögliche Randzonenschädigungen des Schälenschleifens zu entfernen. Somit wird ebenfalls eine Schruppbearbeitung betrachtet, bei der ein maximales Zeitspanvolumen bei einem vorgegebenen bezogenen Grenzzeitspanvolumen von $Q'_w = 100 \text{ mm}^3/(\text{s}\cdot\text{mm})$ erzielt werden soll. Grundlegend werden die gleichen Restriktionen wie bei der Schlichtbearbeitung verwendet, wobei höhere axiale Vorschübe von der halben Schlichtzonenbreite von $a_f \leq 2 \text{ mm}$ zugelassen werden.

In Abbildung 5.66a ist der globale Ablauf der simulationsgestützten Prozessauslegung für das IRS unter gleichzeitiger Nutzung von werkzeugseitigen und auch prozesseitigen Randbedingungen dargestellt. Durch die getätigten Restriktionen ergibt sich eine endliche Anzahl an möglichen Prozessparameterkombinationen, wobei deren Güte über das Produktivitätskriterium Θ_p abgeschätzt werden kann (vgl. Abbildung 5.66a rechts). Über die Vorgabe der praxisrelevanten Rahmenbedingungen bezüglich des Werkzeuges und der Bearbeitung des Werkstücks werden die Restriktionen im Parameterraum definiert. In Abbildung 5.66a rechts sind in Abhängigkeit von dem Schruppzonenwinkel χ , dem axialen

¹⁶In beiden Untersuchungen wurde das Zeitspanvolumen konstant gehalten und der axiale Vorschub und die Werkstückgeschwindigkeit entsprechend umgekehrt proportional geändert. Sowohl bei galvanisch gebundenen als auch keramisch gebundenen CBN-Schleifscheiben waren hohe Werkstückgeschwindigkeiten und geringe axiale Vorschübe zielführend, um eine möglichst hohe Oberflächengüte zu erzielen.

Vorschub a_f und der Werkstückgeschwindigkeit v_w bei einem vorgegebenen radialen Gesamtaufmaß von $a_{e,ges} = 0,2\text{ mm}$ für das Bearbeitungsbeispiel 1 die nach den Restriktionen gültigen Prozessparameterkombinationen dargestellt. Der Produktivitätsfaktor ist entsprechend als vierte Dimension farblich gekennzeichnet. Dieser wird bei kleinen Schruppzonenwinkeln maximal, wobei die optimalen Konstellationen mit der roten Linie in Abbildung 5.66a rechts markiert worden sind. Das globale Optimum ist mit einem roten Punkt aufgrund der Forderung an möglichst kleine axiale Vorschübe im Parameterraum eingezeichnet.

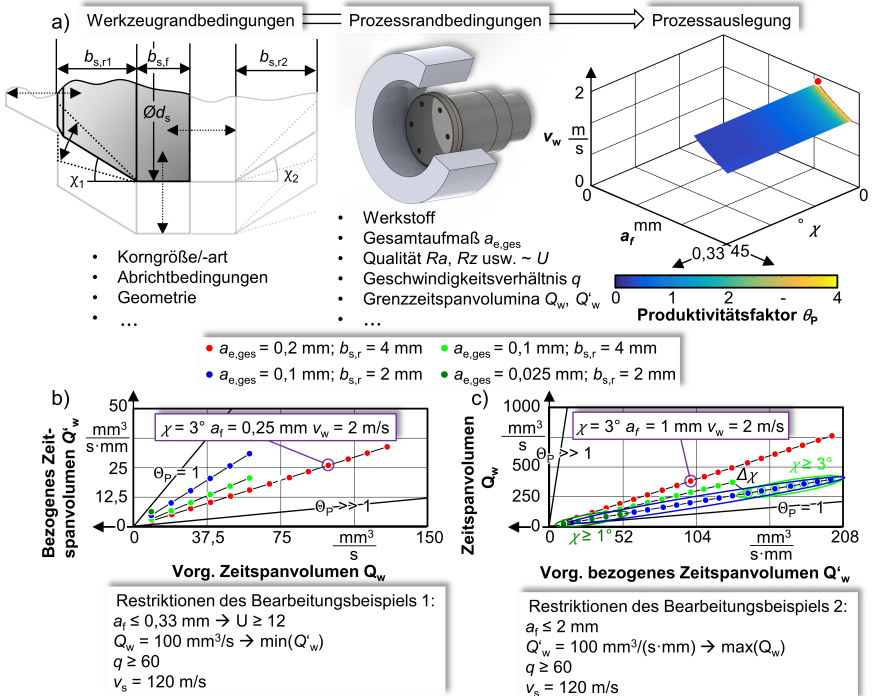


Abbildung 5.66: Zusammenfassung der Prozessoptimierung und Herleitung optimaler Parameterwerte durch vorgegebene globale und bezogene Zeitspanvolumina: a) Ablauf der Prozessoptimierung; b) Ermittelte Werte für eine Schlichtbearbeitung bei vorgegebenen globalen Zeitspanvolumina und minimalen bezogenen Zeitspanvolumina; c) Ermittelte Werte für eine Schruppbearbeitung mit vorgegebenen bezogenen Zeitspanvolumina und maximalen globalen Zeitspanvolumina. Die optimalen Werte für Bearbeitungsbeispiel 1 und 2 sind in der Abbildung lila markiert.

Um die Flexibilität der Methode zu zeigen, sind in Abbildung 5.66b und c für andere Grenzzspanvolumina die jeweilige maximale Produktivität aufgezeigt. In der Abbildung ist neben einem kleinen Produktivitätsfaktor von $\Theta_P = 1$ ebenfalls ein sehr hoher Produktivitätsfaktor von $\Theta_P \gg 1$ zum besseren Verständnis dargestellt. Es werden neben einer Einhubstrategie auch Mehrhubstrategien betrachtet, bei denen die Werkzeuge über eine

vor- und nachgelagerte Schruppzone verfügen. Für diese wird das radiale Gesamtaufmaß in eine gerade Anzahl an Hüben geteilt. Aufgrund einer doppelt ausgeführten Schruppzone wird die maximale Schruppzonenbreite auf $b_{s,r} = 2$ mm halbiert, da der gleiche Platzbedarf im Auslaufbereich für die Werkzeuge vorausgesetzt wird. Weiterhin wird ein Vergleich von der halbierten radialen Gesamtzustellung auf $a_{e,ges} = 0,1$ mm bei einer Schruppzonbreite von $b_{s,r} = 4$ mm aufgezeigt. Die Mehrhubstrategie mit halbiertem Schruppzonbreite ist ebenfalls bei einem Doppelhub ($a_{e,ges} = 0,1$ mm) bzw. einem Achtfachhub ($a_{e,ges} = 0,025$ mm) im Diagramm eingezeichnet. Durch eine Erhöhung des globalen Zeitspanvolumens steigt das minimal resultierende bezogene Zeitspanvolumen bei allen Betrachtungen an. Weiterhin fällt bei einer Senkung der radialen Gesamtzustellung die Produktivität, sodass das bezogene Zeitspanvolumen größer wird. Dies korreliert mit dem in Abbildung 5.64a dargestellten Zusammenhang, dass der Produktivitätsfaktor mit kleineren radialen Gesamtzustellungen sinkt. Eine Verkleinerung der Schruppzonenbreite durch eine Doppelhubstrategie erhöht das minimal zu erzielende bezogene Zeitspanvolumen, da durch die Beschränkung der Schruppzonenbreite ein größerer Schruppzonenwinkel möglich wird. Bei einer Achtfachhubstrategie kann aufgrund der kleinen radialen Gesamtzustellung nur eine geringere Produktivität gewährleistet werden. In Abbildung 5.66c ist für die Schruppbearbeitung das maximale zu erzielende Zeitspanvolumen Q_w in Abhängigkeit vom vorgegebenen bezogenen Zeitspanvolumen Q'_w dargestellt. Bei der radialen Gesamtzustellung von $a_{e,ges} = 0,2$ mm und einer Schruppzonenbreite von $b_{s,r} = 4$ mm kann die höchste Produktivität erzielt werden. Diese sinkt bei kleiner werdenden radialen Gesamtaufmaßen und Schruppzonenbreiten. Bei kleiner radialer Gesamtzustellung befindet sich das Optimum von hohen Zeitspanvolumina über der oben beschriebenen Grenzbedingung, sodass hohe axiale Vorschübe und beliebige Schruppzonenwinkel genutzt werden können (siehe grüne Umrandungen in Abbildung 5.66c).

Es wird ersichtlich, dass das Schälenschleifen bei einer Einhubstrategie mit hohem radiale Gesamtaufmaß optimal eingesetzt werden kann, da sich hier der maximale Produktivitätsfaktor ergibt. Die vorgestellte Betrachtung wurde grundlegend für das IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben bei der Bearbeitung von dem gehärteten Wälzlagerstahl 100Cr6 mit einer Schleifscheibengeschwindigkeit von $v_s = 120$ m/s durchgeführt. Sie sind aber auf das Außenrundschälenschleifen, Axialflächenschälenschleifen, Flach-Schälenschleifen, andere Bindungssysteme oder Kornwerkstoffe, aber auch andere Schleifscheibengeschwindigkeiten übertragbar. Hierzu müssen die Zeitspanvolumina und die Rahmenbedingungen, wie u. a. die Leistungsfähigkeit bzw. Verschleißbeständigkeit der Schleifwerkzeuge, das Werkstückmaterial, die Abrichtbedingungen, die Leistung der Spindelssysteme, die Maschinenrandbedingungen usw. angepasst werden, wozu in der Praxis häufig die beiden Zeitspanvolumina bei der Prozessauslegung in der Regel Verwendung finden. Abschließend sei erwähnt, dass die hier vorgestellte Methode schnell und flexibel angepasst werden kann. Hierzu kann z. B. in einer Datenbank eine große Anzahl von vorberechneten makroskopischen Simulationen unterschiedlicher Prozessparameterkombinationen hinterlegt werden. Durch die Anpassung der Prozessoptimierung bezüglich der Randbedingungen aufgrund von praktischen Erkenntnissen können somit optimale Werte ermittelt werden, sodass der Einrichtungsaufwand des Prozesses deutlich reduziert wird. Weiterhin kann das System für bestehende Schleifscheiben genutzt werden, um die optimale Prozessparameterkombination für diese Werkzeuge zu bestimmen. So kann das in dieser Arbeit entwickelte System sowohl Schleifscheibenhersteller als auch Anwender

bei der Prozessauslegung in Kombination mit der Werkzeugabstimmung unterstützen. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der Schruppzonenwinkel immer in Kombination mit den Prozessparametern betrachtet werden muss, da ansonsten nicht das komplette Potential des Hochleistungs-IRS ausgenutzt werden kann. Dies kann nur bedingt durch experimentelle Untersuchungen ermittelt werden, sondern kann lediglich durch die vertieften Einblicke, die das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Simulationssystem ermöglicht, erfolgen. Hohe Produktivität des Verfahrens ist bei hohen radialen Gesamtzustellungen und kleinen Schruppzonenwinkeln erzielbar. Aufgrund der günstigen Eingriffsverhältnisse bei großen radialen Gesamtaufmaßen sollte das Schältschleifen nach Möglichkeit nicht als Mehrhubverfahren, sondern der Materialabtrag in einem Schleifhub vollzogen werden.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Das IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben bietet das Potential, hohe Zeitspanvolumina beim Bohrungsschleifen zu erzielen. Bedingt durch den Werkzeugaufbau mit einer zylindrischen Schlicht- und einer konischen Schruppzone ergeben sich komplexe Eingriffsbedingungen in der Kontaktzone. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein hocheffizientes mehrskaliges Simulationssystem des IRS entwickelt, um ein tiefergehendes Grundlagenverständnis aufzubauen.

Zur Ermittlung der Schneidenraumverteilung wurde im ersten Schritt eine Topographieanalyse entwickelt, welche auf Vermessung von Negativabdrücken des realen Werkzeugs basiert. Hierdurch konnte auf der einen Seite die flächenspezifische Kornanzahl k_A und auf der anderen Seite die Schneidenraumverteilung ξ_{weib} für die Korngrößen $K_G = B126, B181, B251$ bestimmt werden. Zur Ermittlung Durchmesser der Körner wurde eine vollautomatisierte Analyse entwickelt, welche die Bestimmung der entsprechenden Verteilung ξ_{logn} für die unterschiedlichen Korngrößen ermöglicht.

Eine mesoskopische GPS, bestehend aus CSG-Körnern auf der Werkzeugseite und einem Dexel-Modell als Werkstück, konnte mithilfe der numerisch realitätsgetreu erzeugten Topographie die Eingriffsbedingungen der Einzelkörner beim IRS nachbilden. Durch die diskrete Ausprägung des Werkstücks war es innerhalb der GPS nicht möglich, den effektiven Spanwinkel γ_{eff} für alle mesoskopischen Eingriffssituationen zu berechnen. Deshalb wurde ein zusätzliches Modul entwickelt, welches mithilfe der Simulationsergebnisse den Spanwinkel basierend auf der Position am Korn und der Einzelkornspannungsdicke über mehrere Ebenen berechnet. Aufbauend auf dem ermittelten Spanwinkel und dem berechneten Spannungsquerschnitt wurde ein mesoskopisches Kraftmodell aufgestellt, das neben dem Anteil der Kräfte für die Spanbildung ebenfalls die Reibung zwischen Korn und Werkstück basierend auf der Kornkontaktfläche berücksichtigt. Durch eine Kalibrierung der Kraftfaktoren des Modells anhand von gemessenen Kräften konnte die mechanische Belastung mit sehr hoher Güte nachgebildet werden. Hierbei wurden 86 Versuche als Vergleichsversuchssatz unter Variation der Prozessparameter, den Abrichtbedingungen und der Korngröße verwendet. Es wurde aufgezeigt, dass bei ortsfester Kraftmesstechnik aufgrund der unterschiedlichen Wirkrichtungen beim IRS die gemessenen Kräfte nicht den Schleifkraftkomponenten entsprechen. Insbesondere die Tangentialkraft wich um bis zu 50 % von der gemessenen Kraft ab, wobei die Umrechnung aufgrund der komplexen Eingriffssituation erst mithilfe der GPS erfolgen konnte.

Weiterhin konnten zeitbasierte Zielgrößen, wie z. B. die Einzelkornspannungsdicke, das Zeitspanvolumen, der Spannungsquerschnitt, das lokale Zeitspanvolumen und die Kornkontaktfläche für unterschiedliche Prozessparameterkombinationen und Werkzeuggestalten ermittelt werden. Durch eine Umrechnung der zeitbasierten Zielgrößen auf die Kontaktzone ließ sich eine räumliche Verteilung innerhalb der Kontaktzone berechnen, wodurch sich ganz neue Analysemöglichkeiten ergeben. Somit konnten u. a. das flächenbezogene Zeitspanvolumen, die kinematischen Schneiden und die Reibfläche innerhalb der Kontaktzone bestimmt werden. Durch die Kombination mit dem validierten Kraftmodell konnten erstmalig für das IRS mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben die Schub- und Normalspannungsverteilung innerhalb der Kontaktzone berechnet werden. Aufbauend auf der Schubspannung konnte eine dreidimensionale thermische Belastungsverteilung ermittelt werden. Diese wurde im Rahmen eines 2,5-dimensionalen FE-Modells entsprechend

der Prozesskinematik des IRS aufgebracht, um die Temperaturverteilung im Werkstück zu bestimmen. Durch die Übertragung dieses Modells auf ein mechanisches FE-Modell konnten weiterhin entsprechend der Schleifscheibenposition im Prozess die thermoelastischen Deformationsvorgänge während des Schleifprozesses nachgebildet werden. Um eine optimale Modellierungsgüte der mesoskopischen GPS zu gewährleisten, wurde basierend auf der Eingriffskinematik der Einzelkörner ein allgemeingültiger Zusammenhang zwischen der optimalen Zeitschrittauflösung und der räumlichen Diskretisierung sowie der kinematischen und geometrischen Rahmenbedingungen hergeleitet. Hieraus resultierte genau eine ideale Zeitauflösung für jede räumliche Diskretisierung, wodurch aufwendige Abschätzungen bezüglich der Zeitschrittauflösung nicht mehr durchgeführt werden müssen. Hierdurch konnte bei allen durchgeführten Simulationen ein Diskretisierungsfehler von kleiner als 1 % sichergestellt werden. Um dem sehr hohen, nicht akzeptablen Rechenaufwand der IRS-GPS von mehreren Wochen zu begegnen, wurde eine Methodik der sequentiellen Betrachtung in verschiedenen Vereinfachungsschritten des Schleifprozesses entwickelt. Hierbei wurden alle Korneingriffe über eine zeitliche Rückrechnung aufeinander bezogen, wodurch die Abmessungen des zu modellierenden Werkstücks deutlich reduziert und dadurch die Berechnungsschritte der Simulation drastisch gesenkt wurden. Somit konnte eine Reduktion der Rechenzeit um bis zu 99,77 % erzielt werden, wodurch eine effiziente Berechnung in wenigen Stunden ermöglicht wurde.

Neben der rechenintensiven mesoskopischen GPS wurde ebenfalls eine makroskopische GPS entwickelt, welche die Eingriffssituation und das flächenbezogene Zeitspanvolumen sehr effizient in deutlich unter einer Sekunde berechnen kann. Ein Vergleich der meso- und makroskopischen Modellierungsmethodik zeigte auf, dass sowohl die Kontaktlänge um den Faktor 2,2 als auch die Kontaktzonenfläche um bis 511 % größer im Vergleich zu der makroskopischen GPS ausfällt. Dies kann auf die Kinematik des Schleifprozesses in Kombination mit der Eingriffscharakteristik des mesoskopischen Ansatzes zurückgeführt werden.

Basierend auf der gemessenen Einspannverlagerung des Werkstücks und den thermoelastischen Deformationsvorgängen – hergeleitet aus der FE-Simulation – sowie den Spindelnachgiebigkeiten – hergeleitet über ein analytisches Ersatzmodell nach der Biegelinientheorie – wurde ein makroskopisches geometrisch-physikalisches Metamodell entwickelt. Durch den flexiblen Aufbau konnten mithilfe dieses Modells die Fertigungsabweichungen der oben beschriebenen Effekte im gesamten Prozessparameterraum erstmalig quantitativ und getrennt voneinander bestimmt werden. Sowohl die Einspanndeformation als auch die Werkzeugabdrängung erzeugen am Werkstück ein Untermaß, während die thermoelastischen Deformationsvorgänge ein Übermaß bewirken. Bei einer Variation in Abhängigkeit von den Prozessparametern zeigte sich für das IRS, dass die Spindelnachgiebigkeiten und somit die auftretende Normalkraft bzw. das Zeitspanvolumen eindeutig den größten Einfluss auf die Maßabweichung des Werkstücks aufweisen. Somit tritt im betrachteten Parameterraum bei einer Superposition aller Effekte überwiegend ein Untermaß auf.

Durch das mehrskalige Simulationssystem konnten die komplexen Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern und der Werkzeuggestalt sowie deren Einfluss auf die thermomechanische Bauteilbelastung nachgebildet werden. Aufgrund der Komplexität der Eingriffsbedingungen beim IRS wurde der Parameterraum in zwei Bereiche über die prozessspezifische IRS-Grenzbedingung $a_f = a_{e,ges}/\tan(\chi)$ eingeteilt. Bei einer Variation des axialen Vorschubs und des radialen Gesamtaufmaßes ergeben sich in den Bereichen zwei

invertierte Abhängigkeiten zwischen den Prozessparametern und den bezogenen Kräften. Im Bereich $a_f < a_{e,ges}/\tan(\chi)$ erhöht der axiale Vorschub die mechanische Belastung, während diese bei einem Anstieg des radialen Gesamtaufmaßes vergleichbar bleibt. Im Bereich $a_f > a_{e,ges}/\tan(\chi)$ kehrt sich dieser Trend um, sodass das radiale Gesamtaufmaß die entscheidende Größe bezüglich der bezogenen Kräfte ist und der axiale Vorschub einen sehr geringen Einfluss hat und in diesem Bereich das Schältschleifen wie das klassische Längsschleifen betrachtet werden kann. Für die thermische Belastung ergeben sich grundlegend die gleichen Abhängigkeiten von den beiden Prozessparametern. Eine Ausnahme im Parameterraum liegt bei geringen axialen Vorschüben und kleinen radialen Gesamtaufmaßen, bei der die höchste thermische Belastung vorliegt, wobei dies auf die kleinen Kontaktzonenflächen und ineffiziente Zerspanung zurückgeführt werden kann. Aus den Betrachtungen wird ersichtlich, dass die thermomechanische Belastung im gesamten Prozessparameterraum direkt mit dem bezogenen Zeitspanvolumen korreliert. Eine Erhöhung der Werkstückgeschwindigkeit hat einen direkten Einfluss auf das Zeitspanvolumen, sodass die Schleifscheibe in kürzerer Zeit mehr Material abnehmen muss und somit die mechanische Belastung ansteigt. Die thermische Belastung verbleibt allerdings bei einer erhöhten Werkstückgeschwindigkeit auf einem nahezu konstanten Niveau. Zwar steigt der Wärmestrom ins Werkstück an, jedoch senkt sich die Kontaktzeit. Bei einem ansteigenden Schruppzonenwinkel verschiebt sich die Grenzbedingung im Parameterraum aufgrund der geometrischen Randbedingungen in Richtung höherer radialer Gesamtaufmaße, wodurch der Bereich mit konstanter bezogener Kraft bei Erhöhung des radialen Gesamtaufmaßes kleiner wird. In diesem Bereich steigt bei einem höheren Schruppzonenwinkel die mechanische Belastung an, während sie bei allen Schruppzonenwinkeln oberhalb der Grenzbedingung vergleichbar bleiben.

Bei einer Variation der Korngröße konnte aufgezeigt werden, dass insbesondere die Abrichtbedingungen einen entscheidenden Einfluss auf die mechanische Belastung haben. Während sich die Kräfte im Parameterraum bei unabgerichteten Schleifscheiben auf einem vergleichbaren Niveau befinden, erhöht sich bei einer Abrichtzustellung von $a_{ed,ges} = 20 \mu\text{m}$ nur die mechanische Belastung bei der Korngröße B126. Dies konnte mithilfe der mesoskopischen Betrachtungen auf den Anstieg der Anzahl an kinematischen Schneiden und der Kornkontaktfläche zurückgeführt werden. Insbesondere in der Übergangszone des Werkzeugs kommt es aufgrund der erhöhten Kontaktfläche in Kombination mit hohen Einzelkornspannungsdicken zu einer deutlich gesteigerten lokalen Belastung. Dies kann insbesondere bei der thermischen Schädigung des Werkstücks als kritisch angesehen werden, da ausgehend von der Übergangszone nur noch Körner der Schlichtzone eingreifen. Diese nehmen nur einen geringen Materialanteil ab, sodass eine thermische Schädigung der Werkstückrandzone – hervorgerufen durch die Korneingriffe der Übergangszone – nicht abgetragen wird.

Die grundlegenden Erkenntnisse wurden in einer simulationsbasierten Prozessgestaltung zusammengefasst, welche mit relativ einfachen Mitteln optimale Prozessparameter unter Berücksichtigung der Werkzeuggestalt basierend auf dem bezogenen und globalen Zeitspanvolumen ermittelt. Hierzu wurde der Produktivitätsfaktor Θ_P eingeführt, welcher als Optimierungskriterien mit aus der Praxis bekannten Grenzbedingungen ergänzt werden kann. Durch die Flexibilität kann die Prozessgestaltung auch bei anderen Schältschleifprozessen Verwendung finden, wobei die entsprechenden Grenzbedingungen auch an andere Schleifwerkzeuge, Werkstoffe oder Rahmenbedingungen angepasst werden können.

Das entwickelte mehrskalige Simulationssystem kann bei Schleifscheibenherstellern und Endanwendern gleichermaßen sinnvoll eingesetzt werden, um optimale Prozessrahmenbedingungen zu ermitteln. Durch die hohe Effizienz beim Ablauf der Simulationen ist es möglich, schnelle Anpassungen am Werkzeug oder der Prozessauslegung vorzunehmen. Aufgrund des modularen Aufbaus kann das Simulationssystem durch einen Austausch der einzelnen Komponenten auch flexibel für andere Schleifverfahren und Schleifscheibenspezifikationen eingesetzt werden. Insbesondere das Einstechschleifen mit konventionellen Schleifscheiben bietet sich hierbei an, da die Einflüsse der Spindelnachgiebigkeit aufgrund der Ausfeuerphase deutlich geringer und die Maßabweichung bedingt durch den thermischen Einfluss höher ausfallen. Weitere Arbeiten sollten sich mit der Erweiterung des Simulationssystems auseinandersetzen. Hierbei sind u. a. Modellierungen des Korn- und Bindungsverschleißes zu nennen, um die Standzeit der Werkzeuge und die Veränderungen der Eingriffsbedingungen der Einzelkörner bereits im Vorfeld ohne aufwendige Versuche am Rechner abschätzen zu können. Somit könnten durch den Indikator der auftretenden Kräfte z. B. auch Selbstschärfeffekte oder Veränderungen der Schleifscheibentopographie nachgebildet werden, was einen deutlichen Mehrwert für die praktische Anwendung hat.

Literaturverzeichnis

- [AB08] Ahearne, E. und Byrne, G.: Simulation of the Local Kinematics in Rotational Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57(1): 333 – 336, 2008.
- [AB15] Aslan, D. und Budak, E.: Surface roughness and thermo-mechanical force modeling for grinding operations with regular and circumferentially grooved wheels, *Journal of Materials Processing Technology*, 223: 75 – 90, 2015.
- [ABB⁺09] Aurich, J. C.; Biermann, D.; Blum, H.; Brecher, C.; Carstensen, C.; Denkena, B.; Klocke, F.; Kröger, M.; Steinmann, P. und Weinert, K.: Modelling and simulation of process: machine interaction in grinding, *Production Engineering*, 3(1): 111 – 120, Mar 2009.
- [AHSM08] Aurich, J.; Herzenstiel, P.; Sudermann, H. und Magg, T.: High-performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57(1): 357 – 362, 2008.
- [AK12] Aurich, J. und Kirsch, B.: Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5(3): 164 – 174, 2012.
- [AKB⁺14] Altintas, Y.; Kersting, P.; Biermann, D.; Budak, E.; Denkena, B. und Lazoglu, I.: Virtual process systems for part machining operations, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 63(2): 585 – 605, 2014.
- [ALH⁺13] Aurich, J.; Linke, B.; Hauschild, M.; Carrella, M. und Kirsch, B.: Sustainability of abrasive processes, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 62(2): 653 – 672, 2013.
- [APS⁺16] Arriandiaga, A.; Portillo, E.; Sánchez, J. A.; Cabanes, I. und Pombo, I.: A new approach for dynamic modelling of energy consumption in the grinding process using recurrent neural networks, *Neural Computing and Applications*, 27(6): 1577 – 1592, Aug 2016.
- [Aro94] Aronson, R. B.: CBN Grinding: A Tempting Technology, *Manufacturing Engineering*, (112): 35 – 39, 1994.
- [AWB08] Anderson, D.; Warkentin, A. und Bauer, R.: Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding, *Journal of Materials Processing Technology*, 204(1): 269 – 278, 2008.
- [BAG⁺06] Brinksmeier, E.; Aurich, J.; Govekar, E.; Heinzel, C.; Hoffmeister, H.-W.; Klocke, F.; Peters, J.; Rentsch, R.; Stephenson, D.; Uhlmann, E.; Weinert, K. und Wittmann, M.: Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 55(2): 667 – 696, 2006.

- [BBH15] Brecher, C.; Brumm, M. und Hübner, F.: Approach for the Calculation of Cutting Forces in Generating Gear Grinding, *Procedia CIRP*, 33: 287 – 292, 9th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering - CIRP ICME '14, 2015.
- [BF12] Biermann, D. und Feldhoff, M.: Abrasive points for drill grinding of carbon fibre reinforced thermoset, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 61(1): 299 – 302, 2012.
- [BH95] Bailey, M. und Hedges, L.: Die Kristallmorphologie von Diamant und CBN, *Industrie Diamanten Rundschau*, 3(29): 126 – 129, 1995.
- [BHMS16] Biermann, D.; Holtermann, R.; Menzel, A. und Schumann, S.: Modelling and simulation of thermal effects in internal traverse grinding of hardened bearing steel, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 65(1): 321 – 324, 2016.
- [BJK14] Biermann, D.; Joliet, R. und Kansteiner, M.: Experimentelle und simulative Untersuchung des Langhubhonnens – Teil 1, dihw – Diamant Hochleistungswerkzeuge, 6(2): 36 – 39, 2014.
- [BK04] Bot, R. und Klocke, F.: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit Sol-Gel-Korund, *wt werkstatttechnik online*, 6(94): 272 – 275, 2004.
- [BMNW08] Biermann, D.; Marschalkowski, K.; Noyen, M. und Würz, E.: FE-Simulation der Temperaturentwicklung für das Innenrundscheifen, *IDR Industrielle Diamanten Rundschau*, 3(42): 64 – 79, 2008.
- [Bra08] Braun, O.: Konzept zur Gestaltung und Anwendung definiert gesetzter CBN-Schleifscheiben, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008.
- [Bri91] Brinksmeier, E.: Prozess- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung, Habilitation, 1991.
- [BSS71] Brown, R.; Saito, K. und Shaw, M.: Local Elastic Deflections in Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 1(19): 105 – 109, 1971.
- [BT00] Badger, J. und Torrance, A.: A comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(8): 1099 – 1120, 2000.
- [BTCH98] Brinksmeier, E.; Tönshoff, H. K.; Czenkusch, C. und Heinzl, C.: Modelling and optimization of grinding processes, *Journal of Intelligent Manufacturing*, 9(4): 303 – 314, Aug 1998.
- [Büc97] Bücker, C.: Schältschleifen mit windschiefer Achsanordnung, Dissertation, RWTH Aachen, 1997.

- [BWM08] Biermann, D.; Weinert, K. und Marschalkowski, K.: Analyse der Zerspankräfte im Schleifprozess, *wt Werkstatttechnik online*, 10(98): 885 – 891, 2008.
- [CIR04] CIRP: Modelling and Simulation in Grinding, Technischer Bericht, CIRP Collaborative Work, 2001-2004.
- [CJ59] Carslaw, H. S. und Jaeger, J. C.: *Conduction of Heat in Solids*, Oxford University Press, 1959.
- [CL99] Cooper, W. L. und Lavine, A. S.: Grinding Process Size Effect and Kinematics Numerical Analysis, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 122(1): 59 – 69, Mai 1999.
- [Con15] Conrad, K. J.: *Taschenbuch der Werkzeugmaschinen*, 3. Auflage, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2015.
- [CP08] Chakrabarti, S. und Paul, S.: Numerical modelling of surface topography in superabrasive grinding, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 39(1): 29 – 38, Oct 2008.
- [CR96a] Chen, X. und Rowe, W.: Analysis and simulation of the grinding process. Part I: Generation of the grinding wheel surface, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(8): 871 – 882, 1996.
- [CR96b] Chen, X. und Rowe, W. B.: Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(8): 883 – 896, 1996.
- [CSC04] Comley, P.; Stephenson, D. und Corbett, J.: High Efficiency Deep Grinding and the Effect on Surface Integrity, in: *Advances in Abrasive Technology VI*, Band 257 von *Key Engineering Materials*, 207 – 212, Trans Tech Publications, 1 2004.
- [CWJS06] Comley, P.; Walton, I.; Jin, T. und Stephenson, D.: A High Material Removal Rate Grinding Process for the Production of Automotive Crankshafts, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 55(1): 347 – 350, 2006.
- [DDdP⁺10] Deichmueller, M.; Denkena, B.; de Payrebrune, K.; Kroeger, M.; Wiedemann, S.; Schroeder, A. und Carstensen, C.: Determination of Static and Dynamic Deflections in Tool Grinding using a Dixel-Based Material Removal Simulation, *CIRP 2nd Internal Conference Process Machine Interactions*, 2010.
- [DeV72] DeVries, R.: *Cubic Boron Nitride: Handbook of Properties*, General Electric Technical Information Series, 1972.
- [DGEG15] Denkena, B.; Grove, T.; Ermisch, A. und Göttsching, T.: New Simulation based Method for the Design of Cut-Off Grinding Segments for Circular Saws, in: *3th International Conference on Stone and Concrete Machining (ICSCM)*, 146 – 156, 2015.

- [DGG17] Denkena, B.; Grove, T. und Göttsching, T.: Noch schneller als Drehen, WB - Werkstatt und Betrieb, 3: 68 – 71, 2017.
- [DIN40] DIN ISO 1940-1: Mechanische Schwingungen - Anforderungen an die Auswuchtgüte von Rotoren in konstantem (starren) Zustand - Teil 1: Festlegung und Nachprüfung der Unwuchttoleranz, 1940.
- [Din96] DIN ISO 8486-1: Bestimmung und Bezeichnung der Korngrößenverteilung Teil 1 : Makrokörnungen F4 bis F220, 1996.
- [DIN97] DIN EN ISO 3274: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Nenneigenschaften von Tastschnittgeräten, 1997.
- [DIN98] DIN EN ISO 4288: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit, 1998.
- [Din03a] DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung, 2003.
- [DIN03b] DIN 8589-11: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug – Einordnung, Unterteilung, Begriffe, 2003.
- [DIN13] DIN ISO 6106 Schleifmittel – Überprüfung der Korngrößen von Diamant oder kubischem Bornitrid, 2013.
- [Din14] DIN EN ISO 683-17:2013-04: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 17: Wälzlagerstähle, 2014.
- [DJSW14] Denkena, B.; J., K.; Schindler, A. und Woiwode, S.: Continuous generating grinding - Material engagement in gear tooth root machining, Mechanism and Machine Theory, 81: 11 – 20, 2014.
- [DKvdM13] Denkena, B.; Köhler, J. und van der Meer, M.: A roughness model for the machining of biomedical ceramics by toric grinding pins, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 6(1): 22 – 33, 2013.
- [DLZ⁺17] Ding, W.; Linke, B.; Zhu, Y.; Li, Z.; Fu, Y.; Su, H. und Xu, J.: Review on monolayer CBN superabrasive wheels for grinding metallic materials, Chinese Journal of Aeronautics, 30(1): 109 – 134, 2017.
- [dP13] de Payrebrune, K.: Analyse und Modellierung der Prozess-Strukturwechselwirkungen beim Werkzeugschleifen, Dissertation, Technischen Universität Bergakademie Freiberg, 2013.
- [dPK15] de Payrebrune, K. und Kröger, M.: Dynamical aspects in modeling long cantilevering workpieces in tool grinding, Journal of Sound and Vibration, 355: 407 – 417, 2015.

- [dSBdO⁺16] da Silva, E. J.; Bottene, A. C.; de Oliveira, J. F. G.; Atoatte, A. und de Souza Rodrigues, A.: Grinding process for profiled texturing, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 65(1): 337 – 340, 2016.
- [DT11] Denkena, B. und Tönshoff, K., H.: Spanen – Grundlagen, 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- [Dus14] Duscha, M.: Beschreibung des Eigenspannungszustandes beim Pendel- und Schnellhubschleifen, Dissertation, RWTH Aachen, 2014.
- [DWB06] Doman, D.; Warkentin, A. und Bauer, R.: A survey of recent grinding wheel topography models, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(3): 343 – 352, 2006.
- [DWB09] Doman, D.; Warkentin, A. und Bauer, R.: Finite element modeling approaches in grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(2): 109 – 116, 2009.
- [DWB13] Darafon, A.; Warkentin, A. und Bauer, R.: Characterization of grinding wheel topography using a white chromatic sensor, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 70: 22 – 31, 2013.
- [Fer92] Ferlemann, F.: Schleifen mit höchsten Schnittgeschwindigkeiten, Dissertation, RWTH Aachen, 1992.
- [Fin03] Finke, M.: Untersuchung zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-Längschleifens von Futterteilen, Dissertation, Universität Dortmund, 2003.
- [FJH03] Fussell, B.; Jerard, R. und Hemmett, J.: Modeling of cutting geometry and forces for 5-axis sculptured surface machining, *Computer-Aided Design*, 35(4): 333 – 346, 2003.
- [FvDF99] Foley, J. D.; van Dam, A. und Feiner, S. K.: Grundlagen der Computergraphik. Einführung, Konzepte, Methoden, Addison Wesley Verlag, 1999.
- [FZZ13] Foeckerer, T.; Zaeh, M. und Zhang, O.: A three-dimensional analytical model to predict the thermo-metallurgical effects within the surface layer during grinding and grind-hardening, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 56(1): 223 – 237, 2013.
- [Ger01] Gerent, O.: Entwicklung zu einem ganzheitlichen Prozessmodell für das Hochleistungs-Außenrund-Formschleifen, Dissertation, RWTH Aachen, 2001.
- [Giw03] Giwierzew, A.: Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten, Dissertation, Universität Bremen, 2003.
- [Glä04] Gläbe, R.: Prozess- und Schneidstoffentwicklungen zur ultrapräzisen Drehbearbeitung von Stahl, Dissertation, Universität Bremen, 2004.

- [Gri06] Grinko, S.: Thermo-mechanisches Schädigungsmodell für das (Zahnflanken-) Profilschleifen, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2006.
- [GRSB13] Goeke, S.; Rausch, S.; Schumann, S. und Biermann, D.: Charakterisierung funktionaler Oberflächen durch die konfokale Weißlichtmikroskopie, Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik, 4(26): 88 – 95, 2013.
- [Gür67] Güring, K.: Hochleistungsschleifen - Eine Methode zur Leistungssteigerung der Schleifverfahren durch hohe Schnittgeschwindigkeiten, Dissertation, RWTH Aachen, 1967.
- [GW88] Gu, D. und Wager, J.: New Evidence on the Contact Zone in Grinding – Contact Length, Sliding and Cutting Regions, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 37(1): 335 – 338, 1988.
- [GWW02] Gong, Y.; Wang, B. und Wang, W.: The simulation of grinding wheels and ground surface roughness based on virtual reality technology, Journal of Materials Processing Technology, 129(1): 123 – 126, the 10th International Manufacturing Conference in China (IMCC 2002), 2002.
- [Hah66] Hahn, R.: On the Mechanics of the Grinding Process under Plunge Cut Conditions, Journal of Engineering for Industry, 72 – 80, 1966.
- [Has10] Hashimoto, F.: Specific Energy Comparison between Hard Turning and Grinding, Technischer Bericht, CIRP STC G Meeting Paris, 2010.
- [Heg99] Hegener, G.: Technologische Grundlagen des Hochleistungs-Außenrund-Formschleifens, Dissertation, RWTH Aachen, 1999.
- [Heg00] Hegeman, J. B. J. W.: Fundamental of Grinding. Surface Conditions of Ground Materials, Dissertation, University of Groningen, 2000.
- [Her09] Herzenstiehl, P.: Hochleistungsplanschleifen mit einer definiert gesetzten CBN-Schleifscheibe, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2009.
- [Hey15] Heymann, T.: Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannungen an Vollhartmetallbohrwerkzeugen, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2015.
- [HK03] Hou, Z. B. und Komanduri, R.: On the mechanics of the grinding process – Part I. Stochastic nature of the grinding process, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 43(15): 1579 – 1593, 2003.
- [HKUS14] Heisel, U.; Klocke, F.; Uhlmann, E. und Spur, G.: Handbuch Spanen - Handbuch der Fertigungstechnik, 1. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2014.

- [HMS⁺15] Holtermann, R.; Menzel, A.; Schumann, S.; Biermann, D.; Siebrecht, T. und Kersting, P.: Modelling and simulation of Internal Traverse Grinding: bridging meso- and macro-scale simulations, *Production Engineering*, 9(4): 451 – 463, Oct 2015.
- [Hol16] Holtermann, R.: Computational multiscale modelling of grinding processes, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [HSMB12] Holtermann, R.; Schumann, S.; Menzel, A. und Biermann, D.: Ansätze zur Modellierung und Simulation des Innenrundschälenschleifens, *Diamond Business*, 1(40): 30–41, 2012.
- [HSMB13] Holtermann, R.; Schumann, S.; Menzel, A. und Biermann, D.: Modelling, simulation and experimental investigation of chip formation in internal traverse grinding, *Production Engineering*, 7(2): 251 – 263, Apr 2013.
- [HSMB14] Holtermann, R.; Schumann, S.; Menzel, A. und Biermann, D.: A Hybrid Approach to the Modelling and Simulation of Grinding Processes, in: *Proceedings of the 11th World Congress on Computational Mechanics (WCCM XI); 5th European Conference on Computational Mechanics (ECCM V); 6th European Conference on Computational Fluid Dynamics (ECFD VI)*, 1932 – 1937, 2014.
- [HSMB17] Holtermann, R.; Schumann, S.; Menzel, A. und Biermann, D.: Modelling and Simulation of Internal Traverse Grinding – from Micro-thermo-mechanical Mechanisms to Process Models, *Thermal Effects in Complex Machining Processes (Lecture Notes in Production Engineering)*, 369–403, 2017.
- [HSZ⁺16] Holtermann, R.; Schumann, S.; Zabel, A.; Biermann, D. und Menzel, A.: Numerical Determination of Process Values Influencing the Surface Integrity in Grinding, *Procedia CIRP*, 45: 39 – 42, 3rd CIRP Conference on Surface Integrity, 2016.
- [Jae42] Jaeger, J. C.: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, in: *Journal and Proceeding of the Royal Society of New South Wales*, Band 76, 203 – 224, 1942.
- [Jan07] Jansen, T.: Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2007.
- [JD11] Jackson, M. J. und Davim, J. P.: *Machining with Abrasives*, Springer Science + Business Media, LLC, 2011.
- [JDHM01] Jackson, M.; Davis, C.; Hitchiner, M. und Mills, B.: High-speed grinding with CBN grinding wheels – applications and future technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 110(1): 78 – 88, 2001.

- [JGH13] Jiang, J.; Ge, P. und Hong, J.: Study on micro-interacting mechanism modeling in grinding process and ground surface roughness prediction, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67(5): 1035 – 1052, Jul 2013.
- [JGS⁺16] Jiang, J.; Ge, P.; Sun, S.; Wang, D.; Wang, Y. und Yang, Y.: From the microscopic interaction mechanism to the grinding temperature field: An integrated modelling on the grinding process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 110: 27 – 42, 2016.
- [JK13] Joliet, R. und Kansteiner, M.: A High Resolution Surface Model for the Simulation of Honing Processes, in: *WGP Congress 2013*, Band 769 von *Advanced Materials Research*, 69 – 76, Trans Tech Publications, 10 2013.
- [JKK15] Joliet, R.; Kansteiner, M. und Kersting, P.: A process Model for Force-controlled Honing Simulations, *Procedia CIRP*, 28: 46 – 51, 3rd CIRP Global Web Conference - Production Engineering Research, 2015.
- [Jür80] Jürgenhake, B.: Innenrundscheifen - Untersuchung zur Technologie und Dynamik, Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 1980.
- [Kal09] Kalibrierschein Ladungsverstärker: Type 5070A, Seriennummer: 1588763, Firma Kistler, 2009.
- [Kal12] Kalibrierschein Kraftmessplattform: Type 9255B, Seriennummer: 1670426, Firma Kistler, 2012.
- [Kas69] Kassen, G.: Beschreibung der elementaren Kinematik des Schleifvorgangs, Dissertation, RWTH Aachen, 1969.
- [KBB17] Kansteiner, M.; Bathe, T. und Biermann, D.: Simulative und experimentelle Analyse der Oberflächenstrukturierung von gehärtetem Stahl durch Schleifstifte mit gesetzten Diamanten, *Diamond Business*, 3: 32 – 41, 2017.
- [KBH⁺02] Klocke, F.; Beck, T.; Hoppe, S.; Krieg, T.; Müller, N.; Nöthe, T.; Raedt, H.-W. und Sweeney, K.: Examples of FEM application in manufacturing technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 120(1): 450 – 457, 2002.
- [KBM16] Klocke, F.; Barth, S. und Mattfeld, P.: High Performance Grinding, *Procedia CIRP*, 46: 266 – 271, 7th HPC 2016 CIRP Conference on High Performance Cutting, 2016.
- [Ker10] Kersting, P.: Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2010.
- [KIE03] Koshy, P.; Iwasald, A. und Elbestawl, M.: Surface Generation with Engineered Diamond Grinding Wheels: Insights from Simulation, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 52(1): 271 – 274, 2003.

- [KJK15] Kersting, P.; Joliet, R. und Kansteiner, M.: Modeling and simulative analysis of the micro-finishing process, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 64(1): 321 – 324, 2015.
- [KK09] Klocke, F. und König, W.: Manufacturing Processes 2 - Grinding, Honing, Lapping, Springer, 2009.
- [KKH⁺15] Kansteiner, M.; Kipp, M.; Herbrandt, S.; Ferreira, M. und Biermann, D.: Process Forces and Groove Development in Single Grain Scratch Tests of Concrete and Reinforced Concrete, in: Progress in Production Engineering, Band 794 von *Applied Mechanics and Materials*, 207 – 214, Trans Tech Publications, 11 2015.
- [KL05] Kruszynski, B. und Lajmert, P.: An Intelligent Supervision System for Cylindrical Traverse Grinding, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 54(1): 305 – 308, 2005.
- [Klo88] Klocke, F.: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit CBN-Schleifscheiben – Stand der Technik und zukünftige Entwicklungen, in: VDI-Seminar: Schleifen und Honen Nr.7, Stuttgart, 1988.
- [Kly93] Klyk, M.: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit CBN - Voraussetzungen für die wirtschaftliche Anwendung einer neuen Technologie, Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993.
- [KOS98] Karpuschewski, B. und Oberbeck-Spintig, I.: Mechanismen der Randzonenbeeinflussung bei der Bearbeitung gehärteter Stahlwerkstoffe, in: Werkstoffgefüge und Zerspanung, DGM-Fortbildungsseminar, 1998.
- [KP12] Kumar, S. und Paul, S.: Numerical modelling of ground surface topography: effect of traverse and helical superabrasive grinding with touch dressing, Production Engineering, 6(2): 199 – 204, Apr 2012.
- [KS81] Kumar, K. V. und Shaw, M. C.: The Role of Wheel-Work Deflection in Grinding Operations, Journal of Engineering for Industry, 103(1): 73 – 78, Februar 1981.
- [KS82] König, W. und Steffens, K.: A Numerical Method to Describe the Kinematics of Grinding, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 31(1): 201 – 204, 1982.
- [KSS84] König, W.; Schleich, Y. K., H. und Stuckenholz, B.: Hochleistungsschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben, IDR Industrielle Diamanten Rundschau, 1(84): 47 – 51, 1984.
- [KSW12] Köhler, J.; Schindler, A. und Woiwode, S.: Continuous generating grinding - Tooth root machining and use of CBN-tools, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 61(1): 291 – 294, 2012.

- [KV52] Kienzle, O. und Victor, H.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen, VDI-Z, 94(11-12): 299 – 305, 1952.
- [KWI00] Karpuschewski, B.; Wehmeier, M. und Inasaki, I.: Grinding Monitoring System Based on Power and Acoustic Emission Sensors, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 49(1): 235 – 240, 2000.
- [LDVK11] Linke, B.; Duscha, M.; Vu, A. T. und Klocke, F.: FEM-Based Simulation of Temperature in Speed Stroke Grinding with 3D Transient Moving Heat Sources, in: Modelling of Machining Operations, Band 223 von *Advanced Materials Research*, 733 – 742, Trans Tech Publications, 6 2011.
- [Lin07] Linke, S. B.: Wirkmechanismen beim Abrichten keramisch gebundener Schleifscheiben, Dissertation, RWTH Aachen, 2007.
- [Lor75] Lortz, W.: Schleifscheibentopographie und Spanbildungsmechanismus beim Schleifen, Dissertation, RWTH Aachen, 1975.
- [Low80] Lowin, R.: Schleiftemperaturen und ihre Auswirkungen im Werkstück, Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [LVLL06] Lefebvre, A.; Vieville, P.; Lipinski, P. und Lescalier, C.: Numerical analysis of grinding temperature measurement by the foil/workpiece thermocouple method, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14): 1716 – 1726, 2006.
- [LWBG13] Liu, Y.; Warkentin, A.; Bauer, R. und Gong, Y.: Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding using kinematic simulations, *Precision Engineering*, 37(3): 758 – 764, 2013.
- [LWZ⁺15] Li, X.; Wolf, S.; Zhu, T.; Zhi, G. und Rong, Y.: Modelling and analysis of the bonding mechanism of CBN grains for electroplated superabrasive tools – part 1: introduction and application of a novel approach for determining the bonding force and the failure modes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76(9): 2051 – 2058, Feb 2015.
- [LYW⁺17] Li, H. N.; Yu, T. B.; Wang, Z. X.; Zhu, L. D. und Wang, W. S.: Detailed modeling of cutting forces in grinding process considering variable stages of grain-workpiece micro interactions, *International Journal of Mechanical Sciences*, 126: 319 – 339, 2017.
- [MAK03] Maksoud, T. M.; Atia, M. R. und Koura, M. M.: Applications of Artificial Intelligence to Grinding Operations via Neural Networks, *Machining Science and Technology*, 7(3): 361 – 387, 2003.
- [Mal85] Malkin, S.: Current Trends in CBN Grinding Technology, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2(34): 557 – 563, 1985.

- [Mar11] Marschalkowski, K.: Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2011.
- [MC71] Malkin, S. und Cook, N. H.: The Wear of Grinding Wheels: Part 1 - Attritious Wear, *Journal of Engineering for Industry*, 93(4): 1120 – 1128, 1971.
- [MG07] Malkin, S. und Guo, C.: Thermal Analysis of Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(2): 760 – 782, 2007.
- [MG08] Malkin, S. und Guo, C.: *Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives*, 2. Auflage, Industrial Press Inc., New York, 2008.
- [MMWB17] McDonald, A.; Mohamed, A.-M. O.; Warkentin, A. und Bauer, R. J.: Kinematic simulation of the uncut chip thickness and surface finish using a reduced set of 3D grinding wheel measurements, *Precision Engineering*, 49: 169 – 178, 2017.
- [Moh10] Mohn, T.: Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2010.
- [MRDI13] Marinescu, I. D.; Rowe, W. B.; Dimitrov, B. und Inasaki, I.: *Trybology of abrasive machining*, William Andrew Publishing, 2013.
- [MSK88] Meyer, H.-R.; Sauren, J. und Klocke, F.: High-Speed Grinding with CBN Wheels - Capabilities and Limits, in: *Third International Conference*, 1988.
- [MY92] Martin, K. und Yegenoglu, K.: *HSG-Technologie - Handbuch zur praktischen Anwendung*, Guehring Automation GmbH, 1992.
- [Nad12] Nadolny, K.: The effect of integrating the structural modifications of the grinding wheel upon the internal cylindrical grinding process, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 12(1): 60 – 67, 2012.
- [Nad15a] Nadolny, K.: Small-dimensional sandwich grinding wheels with a centrifugal coolant provision system for traverse internal cylindrical grinding of steel 100Cr6, *Journal of Cleaner Production*, 93: 354 – 363, 2015.
- [Nad15b] Nadolny, K.: Wear phenomena of grinding wheels with sol-gel alumina abrasive grains and glass-ceramic vitrified bond during internal cylindrical traverse grinding of 100Cr6 steel, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77(1): 83 – 98, Mar 2015.
- [NB05] Nadolny, K. und Bałasz, B.: Modelling the surfaces of grinding wheels whose structure is zonally diversified, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 5(4): 77 – 84, 2005.

- [NB10] Nadolny, K. und Balasz, B.: Application of computer modeling and simulation for designing of grinding wheels with zone-diversified structure, *Management and Production Engineering Review*, 2010.
- [NBD⁺11] Neugebauer, R.; Bouzakis, K.-D.; Denkena, B.; Klocke, F.; Sterzing, A.; Tekkaya, A. und Wertheim, R.: Velocity effects in metal forming and machining processes, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 60(2): 627 – 650, 2011.
- [NBS71] Nakayama, K.; Brecker, J. und Shaw, M. C.: Grinding Wheel Elasticity, *Journal of Engineering for Industry*, 93(2): 609 – 613, Mai 1971.
- [ND14] Niederwestberg, D. und Denkena, B.: Simulation of thermal and mechanical workpiece load, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 7(4): 315 – 323, 2014.
- [NH15] Nadolny, K. und Herman, D.: Effect of vitrified bond microstructure and volume fraction in the grinding wheel on traverse internal cylindrical grinding of Inconel® alloy 600, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81(5): 905 – 915, Nov 2015.
- [NKKU18] Nadolny, K.; Kaplonek, W.; Krolczyk, G. und Ungureanu, N.: The effect of active surface morphology of grinding wheel with zone-diversified structure on the form of chips in traverse internal cylindrical grinding of 100Cr6 steel, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 232(6): 965 – 978, 2018.
- [NKG17] Nadolny, K.; Kaplonek, W. und Ungureanu, N.: Effect of macro - geometry of the grinding wheel active surface on traverse internal cylindrical grinding process, *Journal of Mechanical and Energy Engineering*, Vol., 1(41): 15 – 22, 2017.
- [NOU84] Nakajima, T.; Okamura, K. und Uno, Y.: Traverse Grinding Techniques for Improving Both Productivity and Surface Finish, in: *International Grinding Conference*, 1984.
- [Noy08] Noyen, M.: Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen, *Dissertation, Technische Universität Dortmund*, 2008.
- [NP08] Nadolny, K. und Plichta, K.: Possibilities of development in the single-pass internal cylindrical grinding, in: *Proceedings of 19th International Conference on Systems Engineering*, 230 – 235, 2008.
- [ONKH94] Okuyama, S.; Nishihara, T.; Kawamura, S. und Hamasaki, S.: Study on the Geometrical Accuracy in Surface Grinding - Thermal Deformation of the Workpiece in Traverse Grinding, *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, 4(28): 13 – 24, 1994.

- [OSGH09] Oliveira, J.; Silva, E.; Guo, C. und Hashimoto, F.: Industrial challenges in grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 58(2): 663 – 680, 2009.
- [OSO⁺16] Osa, J.; Sánchez, J.; Ortega, N.; Iordanoff, I. und Charles, J.: Discrete-element modelling of the grinding contact length combining the wheel-body structure and the surface-topography models, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 110: 43 – 54, 2016.
- [Ost94] Osterhaus, G.: Verfahrensübergreifende Simulation und Auslegung von Schleifprozessen, Dissertation, RWTH Aachen, 1994.
- [PCC10] Pal, B.; Chattopadhyay, A. K. und Chattopadhyay, A. B.: Development and performance evaluation of monolayer brazed cBN grinding wheel on bearing steel, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 48(9): 935 – 944, Jun 2010.
- [Pek57] Peklenik, J.: Ermittlung von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens, Dissertation, RWTH Aachen, 1957.
- [Per00] Perovic, B.: Spanende und abtragende Fertigungsverfahren - Grundlagen und Berechnung, 1. Auflage, expert verlag GmbH, Renningen, 2000.
- [PLLW16] Pang, J.; Li, B.; Liu, Y. und Wu, C.: Heat Flux Distribution Model in the Cylindrical Grinding Contact Area, *Procedia Manufacturing*, 5: 158 – 169, 44th North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 44, June 27-July 1, 2016, Blacksburg, Virginia, United States, 2016.
- [PSO⁺12] Pombo, I.; Sánchez, J. A.; Ortega, N.; Marquínez, J. I.; Izquierdo, B. und Plaza, S.: Contact length estimation in grinding using thermocouple measurement and numerical simulation, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 59(1): 83 – 91, Mar 2012.
- [PVW08] Pinto, F.; Vargas, G. und Wegener, K.: Simulation for optimizing grain pattern on Engineered Grinding Tools, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57(1): 353 – 356, 2008.
- [Ras15] Rasim, M.: Modellierung der Wärmeentstehung in Abhängigkeit von der Schleifscheibentopographie, Dissertation, RWTH Aachen, 2015.
- [Rau16a] Rausch, S.: Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [Rau16b] Rautert, C.: Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [RB05] Rentsch, R. und Brinksmeier, E.: Tribology aspects of the art MD cutting simulations, in: 8th. CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 401 – 408, 2005.

- [REM04] Rowe, W.; Ebbrell, S. und Morgan, M.: Process Requirements for Cost-Effective Precision Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 53(1): 255 – 258, 2004.
- [RMB98] Rowe, W.; Morgan, M. und Black, S.: Validation of Thermal Properties in Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 47(1): 275 – 279, 1998.
- [RMQZ93] Rowe, W.; Morgan, M.; Qi, H. und Zheng, H.: The effect of deformation on the contact area in grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 42(1): 409 – 412, 1993.
- [ROK⁺12] Rausch, S.; Odendahl, S.; Kersting, P.; Biermann, D. und Zabel, A.: Simulation-Based Prediction of Process Forces for Grinding Free-Formed Surfaces on Machining Centers, *Procedia CIRP*, 4: 161 – 165, 3rd CIRP Conference on Process Machine Interactions, 2012.
- [Row14] Rowe, W. B.: *Principles of Modern Grinding Technology*, William Andrew - Applied Science Publisher, 2014.
- [RRBW13] Rüttimann, N.; Roethlin, M.; Buhl, S. und Wegener, K.: Simulation of Hexa-Octahedral Diamond Grain Cutting Tests Using the SPH Method, *Procedia CIRP*, 8: 322 – 327, 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO), 2013.
- [RSKB14] Rausch, S.; Siebrecht, T.; Kersting, P. und Biermann, D.: Analysis and Simulation of Surface Topographies in Grinding of Thermally Sprayed Coatings, in: WGP Congress 2014, Band 1018 von *Advanced Materials Research*, 91 – 98, Trans Tech Publications, 11 2014.
- [Sal91] Salje, E.: *Begriffe der Schleif- und Konditioniertechnik*, 1. Auflage, Vulkan-Verlag, 1991.
- [Sal14] Salonitis, K.: On Surface Grind Hardening Induced Residual Stresses, *Procedia CIRP*, 13: 264 – 269, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), 2014.
- [SB80] Saini, D. und Brown, R.: Elastic Deflections in Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 29(1): 189 – 194, 1980.
- [SB12a] Schumann, S. und Biermann, D.: Herausforderungen bei der Modellierung von Schleifprozessen mittels der Finite-Elemente-Methode – Teil 2: Diskrete Betrachtung der thermischen Werkstückbelastung, *Diamond Business*, 3(42): 58 – 66, 2012.
- [SB12b] Schumann, S. und Biermann, D.: Herausforderungen bei der Modellierung von Schleifprozessen mittels der Finiten-Elemente-Methode – Teil 1: Exakte Ermittlung der mechanischen Belastungsverteilung innerhalb der Kontaktzone, *Diamond Business*, 2(41): 34 – 43, 2012.

- [SB12c] Schumann, S. und Biermann, D.: Herausforderungen bei der Modellierung von Schleifprozessen mittels der Finiten-Elemente-Methode – Teil 3: Ermittlung der thermomechanische Belastung in Abhängigkeit der Werkstückgeschwindigkeit und Kontaktlänge, *Diamond Business*, 4(43): 56 – 63, 2012.
- [Sch99] Schneider, M.: Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen, Dissertation, Universität Dortmund, 1999.
- [Sch04] Schulte, M.: Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln, Dissertation, Universität Dortmund, 2004.
- [Sch12] Scheidler, A. V.: Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2012.
- [Sch15] Schindler, F.: Zerspanungsmechanismen beim Schleifen von polykristallinem Diamant, Dissertation, RWTH Aachen, 2015.
- [Sha72] Shaw, M.: *New Theory of Grinding*, International Conference of Processing Science, 73 – 78, 1972.
- [Sha74] Shafto, G. R.: *Creep Feed Grinding - An investigation of surface grinding with high depths of cut and low feed rates*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1974.
- [SHBM13a] Schumann, S.; Holtermann, R.; Biermann, D. und Menzel, A.: Hochleistungs-Innenrundschälenschleifen - Thermomechanische Betrachtung in Abhängigkeit vom radialen Gesamtaufmaß, *Diamond Business*, 45(2): 36 – 43, 2013.
- [SHBM13b] Schumann, S.; Holtermann, R.; Biermann, D. und Menzel, A.: Lokale Betrachtung des Innenrundschälenschleifens - Thermomechanische Belastung in Abhängigkeit vom Schrappzonenwinkel modellhaft ermitteln, *wt werkstatttechnik online*, 6(103): 493 – 498, 2013.
- [SJ03] Stephenson, D. J. und Jin, T.: Physical basics in grinding, in: *1st European Conference on Grinding*, 1301 – 1321, 2003.
- [SJC02] Stephenson, D.; Jin, T. und Corbett, J.: High Efficiency Deep Grinding of a Low Alloy Steel with Plated CBN Wheels, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 51(1): 241 – 244, 2002.
- [SKB12] Schumann, S.; Kansteiner, M. und Biermann, D.: Umfassende Betrachtung der mechanischen Belastungen im Flachsleifprozess, *Forum - Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik*, 25(4): 72 – 83, 2012.
- [SM86] Salje, E. und Mählen, H.: Fundamental Dependencies upon Contact Lengths and Results in Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 35(1): 249 – 253, 1986.

- [SM03] Shi, Z. und Malkin, S.: An Investigation of Grinding with Electroplated CBN Wheels, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 52(1): 267 – 270, 2003.
- [SM05] Shi, Z. und Malkin, S.: Wear of Electroplated CBN Grinding Wheels, *J. Manuf. Sci. Eng.*, 128(1): 110 – 118, 2005.
- [SMHD14] Schumann, S.; Metzger, M.; Hartmann, H. und D., B.: Simulativer Vergleich unterschiedlicher Kühlkonzepte beim Bohren – FE-gestützte Darstellung der thermischen Bauteilbelastungen bei der Trocken- und Nassbearbeitung sowie der CO₂-Schneestrahlkühlung beim Bohren, *wt werkstatttechnik online*, 1/2(104): 16 – 21, 2014.
- [SNZC12] Shah, S. M.; Nélias, D.; Zainulabdein, M. und Coret, M.: Numerical simulation of grinding induced phase transformation and residual stresses in AISI-52100 steel, *Finite Elements in Analysis and Design*, 61: 1 – 11, 2012.
- [Sob15] Sobotka, A.: Fertigung asphärischer monokristalliner Diamantwerkzeuge, Dissertation, RWTH Aachen, 2015.
- [SRG12] Singh, V.; Rao, P. V. und Ghosh, S.: Development of specific grinding energy model, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 60: 1 – 13, 2012.
- [SRKB14] Siebrecht, T.; Rausch, S.; Kersting, P. und Biermann, D.: Grinding process simulation of free-formed WC-Co hard material coated surfaces on machining centers using poisson-disk sampled dixel representations, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 7(2): 168 – 175, 2014.
- [SSK⁺15] Schumann, S.; Siebrecht, T.; Kersting, P.; Biermann, D.; Holtermann, R. und Menzel, A.: Determination of the Thermal Load Distribution in Internal Traverse Grinding using a Geometric-Kinematic Simulation, *Procedia CIRP*, 31: 322 – 327, 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (15th CMMO), 2015.
- [Ste83] Steffens, K.: Thermomechanik des Schleifens, RWTH Aachen, 1983.
- [STFI08] Sakakura, M.; Tsukamoto, S.; Fujiwara, T. und Inasaki, I.: Visual simulation of the grinding process, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 222(10): 1233 – 1239, 2008.
- [Stu88] Stuckenholz, B.: Das Abrichten von CBN-Schleifscheiben mit kleinen Abriechzustellungen, Dissertation, RWTH Aachen, 1988.
- [SUM⁺15] Schulze, V.; Uhlmann, E.; Mahnken, R.; Menzel, A.; Biermann, D.; Zabel, A.; Bollig, P.; Ivanov, I. M.; Cheng, C.; Holtermann, R. und Bartel, T.: Evaluation of different approaches for modeling phase transformations in machining simulation, *Production Engineering*, 9(4): 437 – 449, Oct 2015.

- [Sur06] Surmann, T.: Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2006.
- [Taw89] Tawakoli, T.: Hochleistungs-Flachschleifen - Technologie, Verfahrensplanung und wirtschaftlicher Einsatz, Dissertation, Universität Bremen, 1989.
- [TLCH13] Tahvilian, A. M.; Liu, Z.; Champlaud, H. und Hazel, B.: Experimental and finite element analysis of temperature and energy partition to the workpiece while grinding with a flexible robot, *Journal of Materials Processing Technology*, 213(12): 2292 – 2303, 2013.
- [Tre95] Treffert, C.: Hochgeschwindigkeitsschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben, Dissertation, RWTH Aachen, 1995.
- [Tsc02] Tschätsch, H.: Praxis der Zerspantechnik, 6. Auflage, Viewieg Verlag, 2002.
- [TSH83] Torrance, A. A.; Stokes, R. J. und Howes, T. D.: The Effect of Grinding Conditions on the Rolling Contact Fatigue Life of Bearing Steel, *Mechanical Engineering*, 63 – 73, 1983.
- [UF07] Upadhyaya, R. und Fiecoat, J.: Factors Affecting Grinding Performance with Electroplated CBN Wheels, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(1): 339 – 342, 2007.
- [UGH13] Uhlmann, E.; G., H. und Heitmüller, F.: Verschleißmodell für Sinterkorundschleifscheiben - Simulation der Eingriffsbedingungen und Verschleißmechanismen beim Rundschleifen, *wt werkstatttechnik online*, 6(103): 511 – 516, 2013.
- [UKWR16] Uhlmann, E.; Koprowski, S.; Weingaertner, W. und Rolon, D.: Modelling and Simulation of Grinding Processes with Mounted Points: Part I of II - Grinding Tool Surface Characterization, *Procedia CIRP*, 46: 599 – 602, 7th HPC 2016 CIRP Conference on High Performance Cutting, 2016.
- [UM04] Upadhyaya, R. P. und Malkin, S.: Thermal Aspects of Grinding With Electroplated CBN Wheels, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 126(1): 107 – 114, März 2004.
- [UMK10] Uhlmann, E.; Mewis, J. und Kirchgatter, M.: Temperatursimulation von Schleifprozessen - Beitrag zur Ermittlung des technologischen Nutzens von genuteten Schleifscheiben, *wt werkstatttechnik online*, 1/2(100): 47 – 52, 2010.
- [VDI00] VDI3411 Richtlinie : Hochleistungsschleifen metallischer Werkstoffe mit CBN-Schleifscheiben und erhöhten Schnittgeschwindigkeiten, 2000.
- [Web01] Weber, T.: Simulation des Flachprofilschleifens mit Hilfe der Methode-Elemente-Methode, Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 2001.

- [Wer71] Werner, G.: Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses, Dissertation, RWTH Aachen, 1971.
- [WHK⁺11] Wegener, K.; Hoffmeister, H.-W.; Karpuschewski, B.; Kuster, F.; Hahmann, W.-C. und Rabiey, M.: Conditioning and monitoring of grinding wheels, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 60(2): 757 – 777, 2011.
- [WJM⁺07] Weinert, K.; Jansen, T.; Mohn, T.; Noyen, M.; Blum, H. und Rademacher, A.: Verfahrensspezifische Modellbildung für die Belastung beim Schleifen, *Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren*, 1(63): 24 – 38, 2007.
- [WKB⁺15] Weiß, M.; Klocke, F.; Barth, S.; Rasim, M. und Mattfeld, P.: Detailed Analysis and Description of Grinding Wheel Topographies, *ASME 2015 International Manufacturing Science and Engineering Conference*, 054502, 2015.
- [WSC01] Wang, H.; Subhash, G. und Chandra, A.: Characteristics of single-grit rotating scratch with a conical tool on pure titanium, *Wear*, 249(7): 566 – 581, 2001.
- [WSP18] Wiederkehr, P.; Siebrecht, T. und Potthoff, N.: Stochastic modeling of grain wear in geometric physically-based grinding simulations, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 67(1): 325–328, 2018.
- [WT88] Werner, G. und Tawakoli, T.: Fortschritte beim HEDG-Verfahren mit CBN-Schleifscheiben, *IDR Industrielle Diamanten Rundschau*, 1(22): 17 – 24, 1988.
- [Wün92] Wünsche, U.: Strategien zum Außenrundlängsschleifen schlanker Werkstücke, Dissertation, RWTH Aachen, 1992.
- [Wür11] Würz, E.: Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2011.
- [WZ98] Warnecke, G. und Zitt, U.: Kinematic Simulation for Analyzing and Predicting High-Performance Grinding Processes, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 47(1): 265 – 270, 1998.
- [XWYK14] Xu, Y.; Westkämper, E.; Yakaria, H. und Köslér, T.: Bezogenes Zeitspavolumen beim kontinuierlichen Wälzschleifen von Verzahnungen – Ein neues Model, *wt werkstattechnik online*, 6(104): 360 – 367, 2014.
- [YR88] Yegenoglu, K. und Roth, M.: Großer Abtrag - Hochgeschwindigkeitsschleifen mit CBN-Scheiben ist Alternative für herkömmlichen Verfahren, *MM Maschinenmarkt*, 1988.
- [Zep05] Zeppenfeld, C.: Schnellhubschleifen von gamma-Titanaluminiden, Dissertation, RWTH Aachen, 2005.

- [ZFHX18] Zhang, Y.; Fang, C.; Huang, G. und Xu, X.: Modeling and simulation of the distribution of undeformed chip thicknesses in surface grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2018.
- [ZG87] Zum Gahr, K.-H.: *Microstructure and Wear of Materials*, 10. Auflage, Elsevier Science Publisher B.V., Amsterdam, 1987.
- [ZGJZ09] Zhang, J.; Ge, P.; Jen, T.-C. und Zhang, L.: Experimental and numerical studies of AISI1020 steel in grind-hardening, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3): 787 – 795, 2009.
- [Zit99] Zitt, U. R.: *Modellierung und Simulation von Hochleistungsschleifprozessen*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1999.
- [ZK06] Zeppenfeld, C. und Klocke, F.: Speed Stroke Grinding of γ -Titanium Aluminides, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 55(1): 333 – 338, 2006.
- [ZvL92] Zhou, Z. und van Lutterwelt, C.: The Real Contact Length between Grinding Wheel and Workpiece: A New Concept and a New Measuring Method, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 41(1): 387 – 391, 1992.
- [ZX02] Zhou, X. und Xi, F.: Modeling and predicting surface roughness of the grinding process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(8): 969 – 977, 2002.

Bisher erschienene Bände in der Schriftenreihe des ISF

- Band H3 Surmann, T.: *Simulation der Dynamik von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8794-2
- Band H2 Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1 Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8760-9
- Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8912-0
- Band 96 Tiffe, M.: *Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8911-3
- Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens in homogenen Spritzschichtstrukturen beim Honen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8799-7
- Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschau-feln*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8798-0
- Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelemente und funktionaler Oberflächenstrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8797-3
- Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzier-ter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8796-6
- Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des Fließbohrens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8795-9
- Band 89 Özkaya, E.: *FEM-based software system for the efficient 3D tapping simulation and tool optimization using CFD simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8793-5
- Band 88 Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdy-namik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Dissertation, Technische Univer-sität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8792-8
- Band 87 Kirschner, M.: *Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmesserern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1

- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinishes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-0
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 80 Odendahl, S.: *Entwicklung eines multiskaligen Simulationssystems zur Analyse und Optimierung von Zerspanprozessen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8786-7
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahl X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2
- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5
- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8

- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1
- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von β -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1

- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study On Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünffachsignen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünffachsigne Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräswerkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4
- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0

- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von NiTi*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle - Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen - Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5

- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4
- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräs-
werkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-
Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-
Verbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik - Prozessgestaltung beim Drehen und Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3
- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-
Tiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9

- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendeschneidplatten-Bohrern bei reduziertem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2
- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschnelden-Reibahlen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0
- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeugschleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4
- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrers*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5