

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

Patrick Neuenfeldt

**Modellbildung des Tauchgleitschleifens  
zur Abtrag- und Topografievorhersage  
an komplexen Geometrien**

Band 261

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

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

Patrick Neuenfeldt

**Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur  
Abtrag- und Topografievorhersage an  
komplexen Geometrien**

Band 261





**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

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

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2022

Copyright Shaker Verlag 2022

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-8830-4

ISSN 0724-4967

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

## **Vorwort des Herausgebers**

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

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze



## **Vorwort des Verfassers**

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), im Rahmen des bilateralen Projekts „Prozessmodellierung Stream Finishing“ mit der OTEC Präzisionsfinish GmbH.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit sowie die persönliche und fachliche Unterstützung und Anleitung in meiner Zeit am wbk. Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann für das Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme des Korreferats danken.

Ich danke weiterhin meinen Kollegen am wbk für die stets produktive und freundliche Atmosphäre sowie den wissenschaftlichen Austausch. Den Bürokollegen in meiner Zeit am wbk Andreas Greiber, Jan Philipp und Jonas Alber möchte ich für die lustigen Stunden und angeregten Diskussion danken. Für die Fertigung von Proben und Aufbauten und die ansonsten unkomplizierte und tatkräftige Unterstützung möchte ich der Werkstatt am Ehrenhof sowie Klaus Simon und Friedbert Mathes danken. Für die Unterstützung in IT-Fragen danke ich der gesamten IT-Abteilung und im speziellen Margit Scheidt. Ich danke weiter allen Studierenden die im Rahmen von Abschlussarbeiten oder Hiwi-Stellen bei mir tätig waren. Für die Möglichkeit der Durchführung und die unkomplizierte Zusammenarbeit im Rahmen des Forschungsprojekts danke ich allen beteiligten Mitarbeitern der Fa. OTEC und vor allem Helmut und Nico Gegenheimer, Daniel Stelzer und Florian Reinle. Ausdrücklicher Dank für das schnelle Korrekturlesen dieser Arbeit gilt Peter Leoni und Eric Neuenfeldt.

Ich möchte weiterhin meinen Eltern Sabina und Gernot Neuenfeldt sowie meinem Bruder Eric Neuenfeldt für die lebenslange Unterstützung und den Rückhalt danken. Weiterhin danke ich meinen Schwiegereltern Anke und Peter Leoni für ihre Unterstützung. Mein abschließender Dank gilt meiner Frau Manuela, die mir immer den Rücken freihält, mich jederzeit unterstützt und ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Karlsruhe, September 2022

Patrick Neuenfeldt



## **Abstract**

The present work is focused on the modeling of the stream finishing process by means of the Discrete Element Method (DEM), for the quantitative investigation of local process parameters, as well as the development of local material removal and roughness changes on the workpiece. For this purpose, a characterization of a globular and stochastically shaped media for mass finishing was carried out with respect to size distribution, bulk density, adhesive behavior and particle geometry as well as restitution coefficient, static and dynamic friction coefficients, respectively, for the contact of the particles within the media and to the workpiece. Based on these media properties, the stream finishing process was modelled using the SF1 68 machine type which is manufactured by the OTEC Präzisionsfinish GmbH. Through various valid simplifications and optimizations, such as the use of symmetry planes and the reduction of the particle Young's modulus, low calculation times with sufficiently long simulation times were achieved. To ensure the quantitative validity of the simulation, experiments were carried out to validate local pressures and velocities on the workpiece surface as well as of the media distribution in the process. This provided evidence that the modeling carried out has sufficient validity at relevant circumferential bowl velocities and that force validation is possible, not only by direct measurement but also by considering the media distribution. Investigations with ring-shaped specimens were then used to determine local pressures and velocities in a wide process window by variation of the bowl filling height and rotational speed. Connected to this, experiments at defined process parameters with constant pressure and varying velocity and vice versa allowed the assignment of erosion mechanisms depending on the local parameters as well as the derivation of an erosion and roughness model valid for certain areas. It was validated using a turbine blade. An agreement in principle at 65 % of the points considered was achieved. If the stagnation point was not taken into account in the processing of the suction side, an agreement of 90 % was obtained. With regard to process design in stream finishing, this work is the basis for a fully digital prediction of machining process parameters.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>2</b>
2.1 Abrasive Endbearbeitungsverfahren	2
2.2 Gleitschleifverfahren	6
2.2.1 Prozesse mit ungeführtem Werkstück	6
2.2.2 Prozesse mit definierter Werkstückorientierung	9
2.2.3 Gleitschleifgranulate	12
2.3 Simulation von Gleitschleifverfahren	14
2.4 Abtrag- und Topografiemodellierung	19
2.5 Fazit Stand der Technik	22
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise</b>	<b>23</b>
3.1 Zielsetzung	23
3.2 Vorgehensweise	24
<b>4 Experimentelle Vorgehensweise</b>	<b>26</b>
4.1 Realprozess	26
4.2 Miniaturisierter Tauchgleitschleifprozess	34
4.3 Kraftmesstechnik	35
4.4 Geschwindigkeitsmesstechnik	36
4.5 Messung der Mediaverteilung	39
<b>5 Modellierung</b>	<b>41</b>
5.1 Berechnungsraum und Vereinfachungen	41
5.2 Verwendete Modelle	45
5.3 Simulationszeitoptimierung	52
5.4 Fazit Modellierung	55

---

<b>6</b>	<b>Bestimmung von Simulationsrandbedingungen</b>	<b>56</b>
6.1	Größenverteilung und Schüttdichte	57
6.2	Partikelgeometrie	59
6.3	Stoßzahl	62
6.4	Haft- und Gleitreibungskoeffizienten	65
6.5	Adhäsion	69
6.6	Sensitivitätsanalyse der Randbedingungen	74
6.7	Fazit Simulationsrandbedingungen	77
<b>7</b>	<b>Experimentelle Prozessanalyse und Prozesssimulation</b>	<b>79</b>
7.1	Normalkraft	79
7.2	Relativgeschwindigkeit	86
7.3	Mediaverteilung im Prozess	90
7.4	Fazit experimentelle Prozessanalyse und Prozesssimulation	94
<b>8</b>	<b>Untersuchungen an ringförmigen Proben</b>	<b>96</b>
8.1	Materialabtrag und Topografieentwicklung	97
8.2	Resultierendes Abtrag- und Rauheitsmodell	110
8.3	Fazit Abtrag- und Rauheitsuntersuchungen	116
<b>9</b>	<b>Anwendung am Realbauteil</b>	<b>117</b>
9.1	Validierung der Modelle	117
9.2	Fazit Abtrag- und Rauheitsvorhersage	119
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>121</b>
10.1	Zusammenfassung	121
10.2	Ausblick	122
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>124</b>
	<b>Liste der eigenen Publikationen</b>	<b>133</b>
	<b>Werdegang</b>	<b>134</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>I</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>VI</b>

---

## Abkürzungen und Formelzeichen

---

Abkürzung	Bedeutung
42CrMo4	Vergütungsstahl (härtbar)
AL2O3	Aluminiumoxid
CFD	Computational Fluid Dynamics
CPU	Central Processing Unit
DEM	Discrete Element Method
DIN	Deutsches Institut für Normung
DOE	Design of Experiments
ESSS	Engineering Simulation and Scientific Software
FEM	Finite Elemente Methode
GPU	Graphic Processing Unit
HLR	Hochleistungsrechner
ISO	Internationale Organisation für Normung
MnO2	Manganoxid
NACA	National Advisory Committee for Aeronautics
PIV	Particle Image Velocimetry
POM	Polyoxymethylen
PVC	Polyvinylchlorid
RAM	Random Access Memory
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics

---

Formelzeichen	Größe	Einheit
$a$	Beschleunigung	m/s <sup>2</sup>
$A$	Kugelige oder vielkantig gedrungene Partikel (Formfaktordiagramm nach Walz)	1
$b$	Ordinatenachsenabschnitt einer Gerade	1
$B$	Noch gedrungen erscheinende Partikel, jedoch deutlich von der Kugelform abweichend (Formfaktordiagramm nach Walz)	1
$C$	Flach und langgeformte Partikel (Formfaktordiagramm nach Walz)	1
$d_p$	Partikeldurchmesser	mm
$D$	Ausgesprochen flache und langgeformte Partikel (Formfaktordiagramm nach Walz)	1
$E$	E-Modul	GPa
$F_{adh}$	Adhäsionskraft	N
$F_g$	Gewichtskraft	N
$F_h$	Hangabtriebskraft	N
$F_N$	Normalkraft	N
$F_{N,C}$	Dämpfungskraft	N
$F_r$	Reibkraft	N
$F_{R,haft}$	Haftreibungskraft	N
$g$	Gravitationskonstante	m/s <sup>2</sup>
$G1_m, G2_m, G3_m$	Abtragregime	1
$G1_{r,Sa}, G2_{r,Sa}, G3_{r,Sa}$	Rauheitsregime	1
$h$	Fallhöhe	m
$h_f$	Behälterfüllhöhe	mm
$i$	Übersetzung	1
$K$	Kugelförmige oder regelmäßig geformte Körper (Formfaktordiagramm nach Walz)	1
$k_{adh}$	Krafffaktor basierend auf Partikelmasse	1

$K_{dekomp,orth}$	Orthogonale Dekompressionssteifigkeit	kg/s <sup>2</sup>
$K_{komp,orth}$	Orthogonale Kompressionssteifigkeit	kg/s <sup>2</sup>
$K_{Roll}$	Rollsteifigkeit	kg*m/s <sup>2</sup>
$K_{tang}$	Tangentialsteifigkeit	kg/s <sup>2</sup>
$l$	Partikellängen	mm
$m$	Masse	kg
$MF$	Messfeld an der Turbinenschaufel	1
$m_p$	Partikelmasse	kg
$m_{res}$	Resultierende Masse im Kontakt	kg
$M_{RW}$	Rollwiderstandsmoment	N*m
$n_{Beh}$	Behälterdrehzahl	U/min
$n_{komp,\Delta t}$	Mindestanzahl von Zeitschritten bei Kompression	1
$n_{WS}$	Werkstückdrehzahl	U/min
$p$	Druck auf dem Werkstück	N/mm <sup>2</sup>
$r$	Werkstückabstand zur Rotationsachse	mm
$R^2$	Bestimmtheitsmaß	1
$r_p$	Partikelrollradius	mm
$R_{Roll}$	Resultierender Rollradius	mm
$RSm$	Mittlere Rillenbreite (Oberfläche)	µm
$s$	Strecke	m
$Sa$	Mittlere arithmetische Höhe (Oberfläche)	µm
$Sku$	Kurtosis	1
$Sq$	Mittlere quadratische Höhe	µm
$squal$	Oberflächenqualitätswert	1
$Ssk$	Schiefe	1
$Str$	Seitenverhältnis der Oberflächentextur	1
$Sz$	Maximale Höhe	µm
$t$	Zeit	s

---

$v$	Geschwindigkeit	m/s
$v_G$	Gleitgeschwindigkeit	m/s
$\vec{v}_p$	Partikel-Geschwindigkeitsvektor	m/s
$V_{rel}$	Relativgeschwindigkeit auf dem Werkstück	m/s
$X_{adh,wirk}$	Adhäsions-Wirkdistanz	m
$x_n$	Abstand zweier Partikel	mm
$X_{orth}$	Überlappung zwischen zwei Partikeln	mm
$z$	Werkstückabstand zum Behälterboden	mm
$Z_{stell}$	Vertikaler Verfahrweg der Maschine	mm
$\Delta t$	Zeitschritt	s
$\Delta x_{orth}$	Änderung der Überlappung	mm
$\Delta X_{tang}$	tangentialen Verschiebung im Zeitschritt	$\mu\mu$
$e$	Stoßzahl	1
$\gamma$	Werkstückdrehwinkel	°
$\eta$	Dämpfungskonstante	1
$\varphi$	Werkstückeintauchwinkel	°
$\lambda_x$	Grenzwellenlänge (cut-off)	mm
$\lambda_K$	Steifigkeitsverhältnis orthogonal zur tangential	1
$\mu_H$	Haftreibungskoeffizient	1
$\mu_t$	indizierter Reibungskoeffizient	1
$\mu_P$	Gleitreibungskoeffizient	1
$\mu_{RW}$	Rollwiderstandsbeiwert	1
$\nu$	Querkontraktionszahl	1
$\emptyset$	Durchmesser	mm
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$\alpha$	Ebenen-Kippwinkel	°
$\alpha_{Grenz}$	Grenzkippwinkel	°
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	1/s

---

## 1 Einleitung

An technische Anwendungen werden heute aus Gesichtspunkten der Ressourcenschonung und der ökologischen Auswirkungen hohe Anforderungen hinsichtlich des Energie- und Materialverbrauchs gestellt. Diese werden entweder in Form von Gesetzen rechtlich bindend umgesetzt oder durch die Veränderung von gesellschaftlichen Normen gefordert. Neben dem eigentlichen Betrieb technischer Anlagen steht auch zunehmend die Herstellung von Produkten im Fokus. Gerade im Rahmen bisher nicht vollständig verstandener Prozesse stellt die Ermittlung von Prozessstrategien im Kontext der Produktionstechnik einen signifikanten Aufwand dar, der personelle Kapazitäten bindet und zu grundsätzlich vermeidbaren Material- und Energieaufwänden führt. Dies ist insbesondere bei steigender Variantenvielfalt und somit in Folge geringerer Stückzahlen gleichartiger Bauteile von Relevanz. Neben etablierten und eingehend wissenschaftlich betrachteten Fertigungsverfahren wie Drehen oder Fräsen, die bereits heute in großem Maße verstanden sind, existieren Prozesse, die bisher nur rudimentär untersucht wurden. Dazu gehört das Gleitschleifen, welches in der Regel am Ende von Prozessketten steht. Neben typischen Kantenverrundungs-, Entgrat- und Polierverfahren wie dem Vibrationsgleitschleifen, finden Verfahrensvarianten zur komplexeren und gerichteten Bearbeitung von Bauteilen im industriellen Umfeld zunehmend mehr Anwendung. Das Tauchgleitschleifen, als Prozessvariante mit im Vergleich höchsten Schleifgeschwindigkeiten, erfordert zur effizienten Bearbeitung immer bauteilspezifisch angepasste Prozesse. Die Prozessauslegung erfolgt heute zumeist erfahrungsbasiert oder für gänzlich neue Bauteilgeometrien iterativ durch systematische Variation von Prozessstellgrößen. Dies führt mitunter zu langwierigen Versuchsreihen, die nicht zwangsläufig einen erfolgreichen oder effizienten Bearbeitungsprozess liefern. Eine Modellierung des Tauchgleitschleifens bietet das Potential, die notwendigen Aufwände in jeglicher Hinsicht signifikant zu reduzieren und einen Beitrag zur wirtschaftlicheren und nachhaltigeren Anwendung dieses Gleitschleifverfahrens zu liefern. Durch die Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien adressiert diese Arbeit die aufgezeigte Problematik, durch eine umfassende Charakterisierung von Schleifkörpern, eine Modellierung über die Diskrete Elemente Methode, die quantitative Validierung sowie die Ableitung von kenngrößenbasierten Abtrag- und Rauheitsmodellen.

## **2 Stand der Technik**

Das Tauchgleitschleifen, kann nach DIN 8580 dem Fertigungsverfahren Spanen zugeordnet werden (8580). Aus diesem Grund werden in der nun folgenden Aufarbeitung des Stands der Technik ausschließlich abrasive Endbearbeitungsverfahren mit fixiertem und losem Korn betrachtet. Unter letztere fallen dabei Gleitschleifverfahren mit geführtem und ungeführtem Werkstück. Weiterhin werden die verwendeten Gleitschleifgranulate betrachtet. Es folgen eine Betrachtung vorhandener Möglichkeiten zur simulativen Beschreibung des Gleitschleifens und abschließend Ansätze zur Abtrag- und Rauheitsbeschreibung.

### **2.1 Abrasive Endbearbeitungsverfahren**

Trennende Fertigungsverfahren werden in Verfahren mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide unterteilt, wobei die hier behandelten abrasiven Endbearbeitungsverfahren der letzteren Gruppe zuzuordnen sind (8589-0). Unter Verfahren mit unbestimmter Schneide sind allgemein schleifende Prozesse zu verstehen, wobei sich diese wiederum nach grundlegender Prozesscharakteristik bzw. Verwendung des Abrasivstoffs gliedern lassen. Neben den Bewegungsbahn abbildenden Prozessen, zu denen das Schleifen mit rotierendem Werkzeug, Bandschleifen, Hubschleifen und Honen zählen, existieren zudem druckgebundene Verfahren (Hashimoto, Chaudhari & Melkote 2016). Diesen werden das Läppen, Stahlspanen und Gleitspanen zugeordnet, wobei hierbei in der Norm polierende Verfahren inkludiert sind. Eine Übersicht von Endbearbeitungsverfahren nach der Prozesscharakteristik ist nach Hashimoto et al. in Abbildung 1 dargestellt.

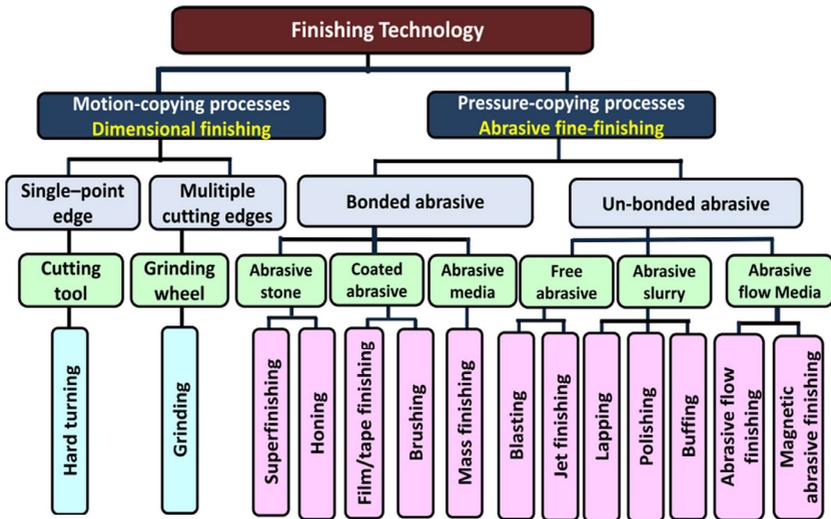


Abbildung 1: Einteilung von Endbearbeitungsverfahren (Hashimoto, Chaudhari & Melkote 2016).

In Prozessen wie dem Plan-, Rund- und Profilschleifen mit rotierendem Werkzeug liegt der Abrasivstoff dabei stets gebunden in einer Matrix oder auf einem Trägermaterial vor und kann definiert zum Werkstück bewegt werden, da eine direkte mechanische Verbindung zwischen Abrasivstoff und Maschine besteht. Somit können grundsätzlich definierte Bewegungsbahnen des Schleifkörpers auf dem Werkstück erreicht werden, auch wenn diese keine definierte Schneide besitzen. Auf eine Aktion der Maschine folgt also eine direkte Reaktion des Abrasivstoffs. Im Gegensatz dazu stehen Verfahren, in denen sich Abrasivstoffe aufgrund vorliegender Drücke bewegen. Diese können nur mittelbar gesteuert werden, da keine Festkörper, sondern Fluide oder Gase das umgebende Medium darstellen und somit keine direkte mechanische Kopplung vorliegt. Auf eine Aktion der Maschine folgt hier also zunächst eine Reaktion des Gesamtsystems, worauf wiederum eine Aktion des Abrasivstoffs folgt. Es liegt somit eine zweistufige Aneinanderreihung von Aktion und Reaktion vor, die eine Prozessführung komplexer gestaltet, da die Übertragungsfunktion zur gezielten Steuerung des Systems bekannt sein muss. Zu Vertretern von druckgebundenen Prozessen zählen weitverbreitete Verfahren wie das Läppen, Kugelstrahlen und Gleitschleifen, aber auch das Abrasive Flow

Machining (Druckfließläppen) sowie Endbearbeitungsverfahren, bei denen die Schleifkörperbewegung durch magnetische Felder hervorgerufen wird (Magnetic Abrasive Finishing).

Neben der Prozesscharakteristik sind weiterhin Kontakt- und Abtragmechanismen zu unterscheiden. Erstere beschreiben die Art der Interaktion zwischen Abrasivpartikel und Werkstückoberfläche bei druckgebundenen Verfahren. Es wird dabei unterschieden in Prallen, Gleiten und Rollen von Partikeln auf der Oberfläche, wobei der jeweilige Mechanismus durch die Orientierung des Partikel-Geschwindigkeitsvektors  $\vec{v}_p$  definiert ist (Hashimoto & Yamaguchi et al. 2016). Abbildung 2 zeigt die jeweiligen Kontaktmechanismen.

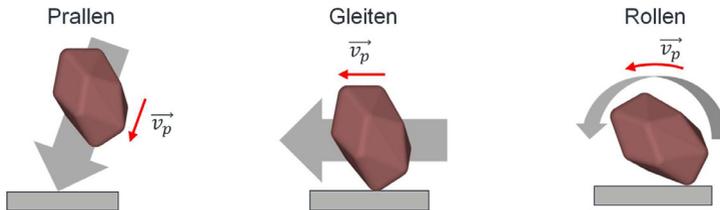


Abbildung 2: Kontaktmechanismen bei druckgebundenen Verfahren.

Nach Hashimoto führen prallende Partikel zu einer Werkstoffermüdung, gleitende zu einer Spanbildung und rollende zu einer Oberflächenumformung, wobei bisher noch kein abschließender Nachweis für diese Annahmen erbracht wurde. Besonders für das Gleiten sind variierende Abtragmechanismen in Abhängigkeit des lokalen Drucks und der Geschwindigkeit zu erwarten. Im Gegensatz zur Zerspanung mit bestimmter Schneide, ist die Ausrichtung von Abrasivpartikeln im druckgebundenen Fall nicht deterministisch und von einer Spanbildung ist bei tangentialer Orientierung des Partikel-Geschwindigkeitsvektors nicht zwangsweise auszugehen. Bewegt sich ein Partikel entlang der Oberfläche und erfährt dabei eine vergleichsweise geringe Normalkraft, die ihn gegen das Werkstück drückt, führt das folglich zu einer geringen Eindringtiefe und somit zu einem Mikrofurchen (Hinz 1988). Dabei erfolgt eine Umformung der Oberfläche, bei der zunächst Rauheitsspitzen geglättet werden und eine Verfestigung auftritt. Das Werkstückmaterial direkt neben dem Furchungsbereich wird dabei geringfügig aufgeworfen. Über die Prozessdauer hinweg ergibt sich ein starkes Querfließen des Werkstoffs, wodurch resultierend eine Materialablösung aufgrund einer Überschreitung der

Scherfestigkeit parallel zur Werkstückoberfläche eintritt (vgl. Abbildung 3 a). Mit steigendem Druck auf den Partikel dringt dieser tiefer in den Werkstoff ein und erzeugt einen Aufwurf orthogonal zur Bewegungsrichtung. Es tritt dabei eine Änderung des Abtragmechanismus hin zu einem Mikropflügen auf (Abbildung 3 b).

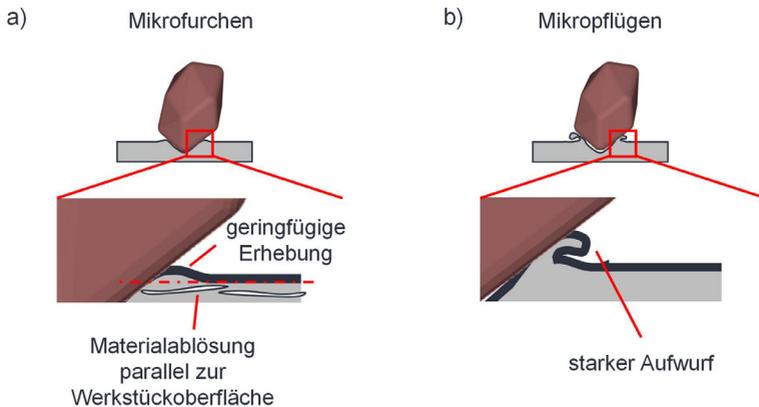


Abbildung 3: Schematische Darstellung des Mikrofurchens und Mikropflügens.

In Abhängigkeit der vorangegangenen Bearbeitung und der bereits erzeugten Materialverfestigung, kann eine direkte Ablösung des Aufwurfs vorkommen. Tritt dies nicht ein, so folgt dies bei nachfolgenden Partikelkontakten. Bei ausreichender Eindringtiefe in Relation zur Partikelgeometrie wechselt, bei Steigerung der Gleitgeschwindigkeit entlang der Oberfläche, der Abtragmechanismus zum Mikrospanen. Dabei erfolgt keine Umformung orthogonal zur Bewegungsrichtung, sondern eine Spanerzeugung entlang der Partikelbahn. Es handelt sich dabei primär um einen Trennprozess, welcher zu höheren Abtragraten führt. Die genannten Mechanismen wurden für das Gleitschleifen in jüngster Zeit bestätigt (Eulitz 2021).

## 2.2 Gleitschleifverfahren

Für die Endbearbeitung von technischen Oberflächen steht eine Vielzahl von Abrasivprozessen zur Verfügung. In Abhängigkeit der Bauteilanforderungen wird dabei zur Einstellung der Topografie auf bahnggebundene oder druckgebundene Verfahren zurückgegriffen, wobei letzteren die Gleitschleifverfahren zuzuordnen sind. Sie lassen sich nach ihrer Prozess- bzw. Werkstückkinematik unterteilen. Zu unterscheiden sind Verfahren mit orientiertem oder ungeführtem Werkstück. Man unterscheidet die verwendeten Gleitschleifgranulate nach ihrer Zusammensetzung, Form, aber auch nach verwendeten Prozesszusätzen, wie Wasser, Korrosionsschutzmittel und chemischen Oxidatoren. Unabhängig von den Eigenschaften, ist heute der Begriff des „Media“ international als Bezeichnung für Gleitschleifgranulate verbreitet. Er wird daher im Folgenden verwendet.

Festzustellen ist, dass Untersuchungen im Stand der Technik im Kontext des Gleitschleifens nahezu ausschließlich die Prozesskinematik sowie den resultierenden Abtrag und die Rauheit am Werkstück betrachten. Wissenschaftliche Analysen von Gleitschleifgranulaten sind hingegen kaum vorhanden.

### 2.2.1 Prozesse mit ungeführtem Werkstück

Zu den Gleitschleifprozessen, bei denen das Werkstück keine definierte Position besitzt, sondern sich lose als Schüttgut im Media bewegt, gehören nach Norm das weit verbreitete Vibrationsgleitschleifen, das Fliehkraft- und das Trommelgleitschleifen (8589-17). Alle Verfahren existieren dabei in unterschiedlichen Ausführungen. Der Bearbeitungsbehälter bei Vibrationsanlagen kann die Form eines Trogs, Topfs (Zylinder), Torus oder einer Spirale besitzen und als Chargen- oder Durchlaufanlage ausgeführt sein (Prüller 2015). Fliehkraft- und Trommelgleitschleifanlagen existieren mit horizontal drehender Glocke oder Trommel, mit vertikal drehendem Behälterboden (sog. Teller) und stehender Behälterwand sowie als Planetenfliehkraftanlage. Grundsätzlich erfolgt die Energieeinbringung bei Vibrationsanlagen durch mindestens zwei Antriebe mit angebrachter Unwucht und bei Fliehkraftanlagen durch Rotation des Bearbeitungsbehälters oder eines Teils davon. Die somit einzustellenden Maschinenparameter beschränken sich auf Motordrehzahlen und dadurch resultierende Frequenzveränderung der Vibration oder Drehzahlen des Behälters. Es gilt auch hier, dass Gleitschleifprozesse mit ungeführtem Werkstück in der Prozessführung komplexer sind. Begründet ist dies

auch hier in der zweistufigen Aneinanderreihung von Aktion und Reaktion. Eine Veränderung der Prozessstellgrößen führt zunächst zu einer Änderung der Mediaströmung und in Folge zu einer Änderung des Media-Werkstückkontakts und somit der Bearbeitung. Eingesetzt werden die genannten Verfahrensvarianten vorwiegend für die Entgratung und Kantenverrundung von in Großserie gefertigten Drehteilen sowie für das Glätten und Polieren von Schmuck oder Implantaten (Brockner & Klocke 2011).

Von den Gleitschleifverfahren mit ungeführtem Werkstück wurde das Vibrationsgleitschleifen am häufigsten im Stand der Technik betrachtet. So wurden von Yabuki et al. Kraftmessungen in orthogonaler und tangentialer Richtung sowie Bewegungsuntersuchungen mit einer Miniaturkamera, von keramischem, kugelförmigem Media auf der Werkstückoberfläche durchgeführt (Yabuki, Baghbanan & Spelt 2002). Dabei konnten drei grundlegende Kontaktmechanismen für die Bearbeitung in einer trogförmigen Vibrationsgleitschleifanlage nachgewiesen werden. Das Aufprallen auf die Oberfläche, das Rollen und das Verharren von Partikeln, auf denen sich wiederum Partikel bewegen. Weiterhin tritt ein Gleiten bei Media ein, welches benetzt mit einer Flüssigkeit betrieben wird. Diese führt neben der Änderung des Kontaktmechanismus zudem zu einer Verringerung der Kontaktkraft und Kontaktfrequenz. In weiterführenden Untersuchungen mit einem vergrößerten Trogvibrator wurde die Allgemeingültigkeit der Erkenntnisse von Yabuki et al. hinsichtlich der Unabhängigkeit der Mediamenge nachgewiesen (Baghbanan & Yabuki et al. 2003). Diese Allgemeingültigkeit konnte zudem durch Messungen der Kräfte zwischen Bearbeitungsbehälter und Media bestätigt werden (da Silva & Spelt 2020).

Durch die Verwendung von Aluminiumstreifen, angelehnt an das für die Charakterisierung von Strahlprozessen verwendete Almensystem, wurde aufgezeigt, dass eine Zunahme der Metallstreifenbiegung über die Prozesszeit erfolgt (Baghbanan & Yabuki et al. 2003). Diese erreicht eine Sättigung nach ca. 90 Minuten Bearbeitungszeit, wobei intensivere Prozesse zu einer schnelleren Durchbiegung führen. Eine Steigerung der Intensität durch Erhöhung der Unwucht-Drehzahl und somit Erhöhung der Vibrationsfrequenz führt zu einer proportionalen Zunahme der Materialabtragrate, welche allerdings über die Prozesszeit konstant ist (Domblesky, Cariapa & Evans 2003). Eine Zunahme der lokalen Kontaktkräfte von Partikel zu Werkstück mit Erhöhung dieser Prozessstellgröße wurde zudem nachgewiesen (Brockner 2015). Mittels Kameraaufnahmen

eines transparenten Analogieaufbaus des Vibrationsgleitschleifens konnte darüber hinaus gezeigt werden, dass höhere Frequenzen auch zu einer verbesserten Zirkulation des Medias führen (Pandiyan, Castagne & Subbiah 2016).

Der generierte Abtrag beim Vibrationsgleitschleifen ist weiterhin abhängig vom Dichteverhältnis von Media- zu Werkstückwerkstoff. Ein großer Dichteunterschied führt auch zu einer großen Abtragrate. Ein Werkstück mit hoher Dichte bewegt sich im Prozess langsamer und somit stellt sich eine höhere Relativgeschwindigkeit zum Media ein, die wiederum zu einem stärkeren Materialabtrag führt (Domblesky, Evans & Cariapa 2004). Mit steigender Werkstückhärte sinkt die Abtragrate. Sie ist somit eine Funktion des Härteverhältnisses. Durch Messungen in einem analogen Prozessaufbau mittels eines piezoresistiven Kraftsensors, welcher an einem Halter angebracht wurde, konnten einzelne Kontakte sowie Aufprallgeschwindigkeiten detektiert werden (Ciampini, Papini & Spelt 2007). Die Ermittlung des Zusammenhangs zwischen Kraftsignal und Geschwindigkeit erfolgte dabei durch Fallversuche von Keramik- und Stahlkugeln mit bekannter Masse auf den Kraftsensor. In den Versuchen konnten zwei Kontaktarten messtechnisch identifiziert werden, wobei die erste als kurzer, diskreter Kontakt und die zweite als Dauerkontakt auftrat. Bezogen auf die Ergebnisse von Yabuki et al. entspricht der erste Kontakt dem Prallen. Die zweite gemessene Kontaktart entspricht dem Rollen oder Verharren. In weiterführenden Arbeiten wurden die von Baghbanan et al. verwendeten Aluminiumstreifen im Rahmen von FEM-Simulationen für das Vibrationsgleitschleifen untersucht (Ciampini, Papini & Spelt 2008). Durch die gewählte Modellierung konnte die Durchbiegung qualitativ vorhergesagt werden und tendenzielle Wirkzusammenhänge mit Prozessstellgrößen identifiziert werden.

Mohajerani et al. untersuchten die Kantenverrundung von Borosilikatglas durch kugelförmiges Media mittels eines analytischen Modells im Vibrationsgleitschleifen (Mohajerani & Spelt 2010). Der Materialabtrag konnte hier im Vergleich zu Versuchsergebnissen hinreichend berechnet werden. Es zeigte sich, dass ein höherer Eckenwinkel und eine somit stumpfere Kante einen geringen Abtrag aufweist. Hohe Kontaktkräfte des Partikels sind abtragdominierend, da in derartigen Kontakten in einem Schritt große Materialvolumina abgelöst werden. An den Rändern der Ablösung liegen Materialspitzen vor, die durch Partikel mit geringen Kräften abgelöst werden können. Mikrotopografisch betrachtet, ergeben große Kräfte somit vergleichsweise große und flache Kantenbereiche. Oberflächen, die initial steile Rauheitsspitzen aufweisen, zeigen ebenfalls

hohe Abtragraten. Im Rahmen von analytischen Bewegungsbetrachtungen sowie Versuchen in einer torusförmigen Vibrationsanlage wurde von Hashimoto et al. erstmalig eine sog. „finishing line“ an einem kegelförmigen Schleifkörper angebracht, um seine Bewegung im Prozess zu verfolgen (Hashimoto & Johnson 2015). Es wurde nachgewiesen, dass das Media eine spiralförmige Bewegung durch den Behälter durchläuft. Messungen durch Particle Image Velocimetry (PIV) erwiesen sich als anwendbar zur zweidimensionalen Charakterisierung der Mediabewegung (Fleischhauer & Azimi et al. 2016).

### **2.2.2 Prozesse mit definierter Werkstückorientierung**

Neben den zuvor erläuterten Prozessen ohne definierte Werkstückpositionierung existieren Gleitschleifverfahren, bei denen durch eine entsprechende Kinematik Bauteile gerichtet im Media orientiert und bewegt werden können. In der Norm DIN 8589-17 werden diese Verfahren als Tauchgleitschleifen bezeichnet (8589-17). Sofern ein pulverförmiges bzw. feinkörniges Media oder Läppmittel bei ansonsten identischer Prozesskinematik verwendet wird, handelt es sich um Gleitläppen. Da sich die Unterscheidung lediglich auf die Größe der Schleifkörper bezieht, wird im Folgenden für alle geführten Prozesse ausschließlich die gängige Bezeichnung Gleitschleifen verwendet. Für alle Verfahren mit definierter Werkstückorientierung erfolgt die Prozessauslegung heute nahezu ausschließlich auf Basis von Erfahrungswerten und daher iterativ. Dies bedingt hohen personellen, zeitlichen und materiellen Aufwand.

Verbreitete Varianten dieser Prozesse mit geführtem Werkstück sind das Schleppegleitschleifen mit stehendem Behälter und sich bewegenden Werkstücken sowie das (Fliehkraft-)Tauchgleitschleifen, mit drehendem Behälter und stehendem oder bewegtem Werkstück. Die Kinematik der Werkstücke in beiden Verfahren unterscheidet sich insofern, dass beim Schleppegleitschleifen i.d.R. eine Bewegung durch den gesamten Behälter erfolgt, wohingegen beim (Fliehkraft-)Tauchgleitschleifen die Werkstückbewegung auf eine Veränderung des Winkels zur Rotationsachse des Behälters und/oder Rotation um die Werkstückachse beschränkt ist. Die Relativgeschwindigkeit zwischen Media und Werkstück wird also beim Schleppegleitschleifen durch die Bewegung des Werkstücks erzeugt und beim (Fliehkraft-)Tauchgleitschleifen durch den drehenden Bearbeitungsbehälter. Da neben diesen beiden Verfahren keine anderen gängigen Prozesse existieren, die hier zuzuordnen sind, wird im Folgenden auf die Bezeichnung „Fliehkraft“ verzichtet.

Beide Gleitschleifverfahren zeichnen sich durch höhere Prozessintensitäten im Vergleich zu Prozessen mit ungeführtem Werkstück aus. Das Schleppgleitschleifen wird vorwiegend für die Bearbeitung größerer Bauteilstückzahlen verwendet, da hierbei immer parallel mehrere Werkstücke im Prozess bearbeitet werden. Typische Werkstücke sind medizinische Implantate wie Kniegelenke oder Werkzeuge. Im Gegensatz zur tendenziell ganzheitlichen Bearbeitung von Bauteilen im Schleppgleitschleifen, zeichnet sich das Tauchgleitschleifen durch die Möglichkeit aus die Bearbeitung lokal vorzunehmen. Durch die definierte Position des Werkstücks im Prozess können Abschattungen aufgrund der Werkstückgeometrie vermieden oder genutzt werden. Eingeschränkt ist auch die Bearbeitung von Kavitäten möglich. Ein Anwendungsgebiet hierfür ist die Bearbeitung von Zahnrädern zur Glättung der Zahnücke (Neuenfeldt, Brennenstuhl & Schulze 2021). Zu typischen Bearbeitungsfällen gehört weiterhin die Glättung von Spannuten an Fräsern oder die Schneidkantenverrundung zur Erhöhung der Werkzeugstandzeit (Uhlmann, Löwenstein & Springer 2012).

Unter Verwendung von Metallstreifen, ähnlich zu denen von Baghbanan et al., konnte für das Tauchgleitschleifen mit einem stochastisch vielkantig geformten Media aufgezeigt werden, dass signifikante Druckeigenspannungen von -400 MPa bis in eine Tiefe von 25  $\mu\text{m}$  und Härtesteigerungen von ca. 200 HV 0,05 nach 3,75 Minuten Bearbeitung vorliegen (Schulze, Gibmeier & Kacaras 2016). Bereits nach Bearbeitungszeiten von lediglich einer Minute wurde ausgehend von einer plangeschliffenen eine isotrope Oberfläche erreicht. Durch Steigerung der Drehzahl in einer prototypischen Tauchgleitschleifanlage, welche Behälterdrehzahlen bis zu 600 U/min ermöglicht, konnte die Tiefe von induzierten Druckeigenspannungen auf bis zu 100  $\mu\text{m}$  gesteigert werden (Kacaras & Gibmeier et al. 2018). Aufgrund der veränderten Prozessintensität durch die hohe Drehzahl ergab sich nach Erreichen eines Rauheitsminimums eine Zunahme der Rauheit über die Prozesszeit, welche auf Oberflächenzerrüttungen zurückgeführt wurde. Dies steht im Gegensatz zu den typischerweise konvergierenden Rauheitsverläufen, die in diesen Untersuchungen bei Drehzahlen von 76 U/min einen Grenzwert der Rauheit  $S_a$  von  $< 0,2 \mu\text{m}$  erreichten. Eine hohe Energieeinbringung in das Media führt daher nicht zwangsläufig zu einem optimalen Bearbeitungsergebnis. In Untersuchungen von Greiber, durchgeführt mit einer industrieüblichen Tauchgleitschleifanlage, konnte weiterhin der Nachweis erbracht werden, dass durch gezielte Änderungen der Werkstückorientierung die lokale Mediaströmung effektiv beeinflusst wird und somit die Ori-

entierung der durch das Media aufgeprägten Schleifriefen geändert werden kann (Greiber 2020). Mit geringerem Abstand des Werkstücks zum Behälterboden sowie einer Drehzahlsteigerung erhöhten sich die lokal wirkenden Schleifkräfte und der gravimetrisch bestimmte Materialabtrag. Eine größere Eintauchtiefe des Bauteils in das Media bewirkt eine zunehmende Störung der Strömung und verstärkt Aufstauungseffekte, welche zur Kraftzunahme führen. Ebenso wie für die lokale Mediaströmung wurde ebenfalls nachgewiesen, dass auch Kräfte und Abtrag in Abhängigkeit der Orientierung zur Mediaströmung stark beeinflusst werden und dass lokale Optima in Abhängigkeit der Werkstückgeometrie für die jeweiligen Größen erreicht werden können. Versuche im Tauchgleitschleifprozess mit einer additiv gefertigten Turbinenschaufel haben die Positionsabhängigkeit des Materialabtrags bestätigt (Itoh & Ho et al. 2019).

Hashimoto et al. unternahmen weiterführende Versuche mit variiert Position des Werkstücks, veränderlicher Mediamenge und Behälterdrehzahl im Tauchgleitschleifen (Hashimoto & Ito et al. 2021). Es wurden globulare Keramiksleifkörper mit einem Durchmesser von 1 mm verwendet und die Mediaverteilung mittels eines Laser-Abstand-Sensors gemessen. Wie bereits von Greiber nachgewiesen ergab sich auch hier eine Korrelation zwischen Eintauchtiefe in das Media und Kräften auf dem Werkstück sowie dem resultierenden Materialabtrag.

Neben den klassischen Tauchgleitschleifverfahren existieren Verfahren mit hybrider Prozesskinematik wie das Vibrationsgleitschleifen mit fixiertem Werkstück. Als Alternative zu Strahlprozessen wurde ein sog. „Vibrostrengthening“ mit erhöhten lokalen Prozessintensitäten zur Steigerung der Lebensdauer von Aluminium-Luftfahrtbauteilen entwickelt (Sangid, Stori & Ferriera 2011). Durch Bearbeitungsversuche mit fixierten Werkstücken in unterschiedlichen Positionen wurde mit diesem Verfahren eine Datenbasis bestehend aus der Bauteilorientierung, Prozesszeit und Oberflächenrauheit Ra ermittelt, welche als Basis zum Training eines Neuronalen Netzes zur Topografievorhersage diente (Vijayaraghavan & Castagne 2018). Die aufgezeigten Verfahren mit hybrider Prozesskinematik finden im industriellen Umfeld allerdings kaum Anwendung und werden an dieser Stelle nicht weiter betrachtet.

### 2.2.3 Gleitschleifgranulate

Gleitschleifgranulate können unterschiedliche Materialzusammensetzungen aufweisen und sind in einer Vielzahl von Geometrien erhältlich. Eine grundlegende Einteilung kann nach der Bindung des Abrasivstoffs, der Schleifwirkung sowie der Geometrie erfolgen (Hinz 1988). Dominierende Größen hinsichtlich der Abtragwirkung stellen die Festigkeit, Größe und Form des Abrasivstoffs aber auch das Härteverhältnis zum Werkstück dar (Uetz 1986).

In Analogie zu Schleifscheiben für bahngelagerte Bearbeitungsprozesse, können Abrasivpartikel entweder lose vorliegen oder zu einem größeren Partikel mittels einer bindenden Matrix zusammengefasst werden. Man spricht dabei von ungebundenem oder gebundenem Media. In ersterem Fall bestehen die Abrasivstoffe in der Regel aus Keramik oder Hartmetall und liegen kugelförmig oder unregelmäßig stochastisch geformt vor. Gebundenes Media ist zumeist regelmäßig geformt als Kugeln, Stifte, Kegel etc., mit einer Matrix aus Kunststoff oder Keramik.

Der Einsatz erfolgt abhängig der mittleren Partikelgröße geometriespezifisch und kann als Mischung mit nicht-abrasiven Stoffen, wie bspw. den biologischen Materialien Walnuss oder Mais, erfolgen. Für Mischungen werden dabei Partikelgrößen deutlich kleiner als ein Millimeter gewählt, wobei die biologischen Materialien zur Erhöhung der Fließfähigkeit und Einstellung der Abrasivität des Medias dienen. Die Schleifwirkung ist hierbei vergleichsweise gering, wodurch diese Mischungen primär zum Polieren von Implantaten, Schmuck oder zur Kantenverrundung an Werkzeugen verwendet werden (Uhlmann, Löwenstein & Springer 2012).

Unabhängig von der Schleifkörpergeometrie und Zusammensetzung tritt beim ungeführten Fliehkrafttellergleitschleifen ein erheblicher Verschleiß von keramisch gebundenem Media auf (Cariapa & Park et al. 2008). Je höher dabei der Abrasivstoffanteil, desto stärker ist der Eigenverschleiß, wobei der Abtrag am Werkstück nahezu unverändert bleibt. Analoge Ergebnisse ergaben Versuche mit ungebundenem, keramischen Media in Kugelform beim ungeführten Vibrationsgleitschleifen (Baghbanan & Yabuki et al. 2003). Der Schleifkörperabrieb wurde hierbei durch Härtemessungen an der Oberfläche von Aluminiumproben nachgewiesen. Da gerade bei neuem Media ein erhöhter Eigenabrieb zu Beginn der Verwendung vorliegt, ist in jedem Fall ein Einlaufprozess obligatorisch (Domblesky, Cariapa & Evans 2003).

In Untersuchungen des robotergeführten Vibrationsgleitschleifprozesses (hybride Prozesskinematik) wurde ein keramisch gebundenes Media mit dreieckförmiger Querschnittsfläche als 2 ½-D Profil und einer Kantenlänge von 10 mm mit variierenden Schleifwirkungen betrachtet (Uhlmann & Eulitz 2018). Die Dichte nahm hier mit der herstellerseitig angegebenen Schleifstärke zu. Experimente zeigten, dass mit Erhöhung der Schüttdichte auch die Schleifwirkung steigt und damit auch die Grenzrauheit am Werkstück. Dieses Verhalten steht im Gegensatz zu den Ergebnissen von Cariapa et al. und macht daher den Unterschied zwischen geführten und ungeführten Verfahren deutlich. Die resultierende Oberfläche war dominiert von Kratzern, wobei dieser Effekt mit der Schleifwirkung des Medias zunimmt. Im Vergleich zu globularen Schleifkörpern mit einem Durchmesser von 6 mm, ist die Abtragrate an Bauteilen mit steilen Rauheitsspitzen durch das beschriebene dreieckförmige Media signifikant größer (Uhlmann, Dethlefs & Eulitz 2014b). Für diese Mediantypen ist primär die Kontaktkraft abtragbestimmend, wogegen für die globularen Schleifkörper die Schleifgeschwindigkeit bestimmend ist.

Bei der Bearbeitung von additiv gefertigten Titanbauteilen mittels Schlepplgleitschleifen mit keramisch gebundenem Media wurden kugelförmige Schleifkörper mit Durchmessern von 1,2 mm und 6 mm sowie Zylinder mit einem Durchmesser von 4 mm und einer Länge von 5 mm, im nassen und trockenen Zustand mit nahezu identischer Dichte, betrachtet (Salvatore & Grange et al. 2017). Es zeigte sich, dass die Änderung der Rauheit über die Prozesszeit bei identischen Prozessstellgrößen ohne signifikante Unterschiede zwischen den Mediantypen verläuft. Bei allen Varianten führte eine Erhöhung der Schleifgeschwindigkeit zu einer deutlich schnelleren Glättung.

Brocker untersuchte gebundene Keramik- und Kunststoffschleifkörper, wobei die keramischen eine höhere Dichte aufwiesen (Brocker 2015). Mittels topografischer Analysen wurde festgestellt, dass das Media mit einer Kunststoffmatrix einen um den Faktor drei geringeren Anteil an Abrasivstoff sowie eine deutlich geringere Oberflächenrauheit besitzt. Seine Arbeit ergab, dass bei gleichbleibender Zusammensetzung und Geometrie eine zunehmend bessere Glättung mit steigender Schleifkörpergröße erzielt werden kann. Nach Eulitz, der eine umfassende Untersuchung von Mediantypen durchgeführt hat, besitzen gebundene Schleifkörper einen, im Vergleich zu Schleifscheiben, geringen Kornüberstand (Eulitz 2021). Die bindende Matrix hat neben dem Abrasivstoff ebenfalls einen entscheidenden Einfluss auf die Bearbeitung, wobei auch Schleifkörper ohne Abrasivstoff Abtrag generieren. Der zuvor bereits beschriebene Eigenabrieb

konnte vorwiegend auf die Absplitterungen der Matrix, vor allem im Bereich der eingebetteten Abrasivpartikel, zurückgeführt werden. Dies führt zwar nicht zu einer signifikanten Vergrößerung des Kornüberstandes, allerdings mitunter zu einem Ausbrechen des Abrasivstoffs und somit zum Entstehen einer Kavität. Diese ist nach Eulitz abtragfördernd.

Neben Media werden dem Bearbeitungsbehälter bei sog. Nassprozessen zusätzlich Prozesszusätze wie Korrosionsschutzmittel, Reiniger, Schmiermittel oder chemische Oxidatoren zur Abtragbeschleunigung beigegeben, welche im Allgemeinen als Compound bezeichnet werden (Hinz 1988). Typische Mischungsverhältnisse für Korrosionsschutzmittel mit Wasser liegen im Bereich 1:20. Für die Bearbeitung mittels eines chemischen Abtragbeschleunigers zur Oberflächenversprödung im Schleppgleitschleifen wurde durch Malkorra et al. aufgezeigt, dass eine Steigerung der Abtragraten und eine Verringerung der resultierenden Rauheit möglich ist (Malkorra & Salvatore et al. 2020). Da im Rahmen dieser Arbeit allerdings keine Variation des Compounds vorgenommen wurde, wird eine weitere Erläuterung des Stands der Technik diesbezüglich nicht durchgeführt.

## 2.3 Simulation von Gleitschleifverfahren

Gleitschleifverfahren ermöglichen nur begrenzt messtechnische Untersuchungen hinsichtlich des makroskopischen Bewegungsverhaltens sowie örtlicher Druck- und Geschwindigkeitsgradienten. In Untersuchungen, in denen Messgrößen erhoben werden, finden zumeist vereinfachte Analogieaufbauten Anwendung oder es werden indirekte Messverfahren zur Bestimmung von Mediabewegung wie „finishing lines“ verwendet (Hashimoto & Johnson 2015). Ergänzend zur experimentellen Analyse ermöglichen Prozesssimulationen die Generierung eines tieferen Prozessverständnisses, da detailliert das Strömungsverhalten analysiert aber auch lokale Kenngrößen betrachtet werden können, sofern eine entsprechend korrekte Bestimmung von Randbedingungen durchgeführt wird. Neben bereits verbreiteten Modellierungsansätzen für Fluide wie der CFD (Computational Fluid Dynamics) stehen partikelbasierte, gitterlose Ansätze wie die SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) oder DEM (Discrete Element Method) zur Verfügung. Die SPH-Methode wird primär zur Abbildung von Flüssigkeiten aber auch Festkörpern verwendet. Typische Simulationsfälle umfassen technische Anwendungen wie Strömungsanalysen von Ölen in Getrieben oder astronomische Betrachtungen von

Himmelskörperbewegungen. Weiterhin existieren Schnittmengen zu Simulationsfällen, die häufig durch die FEM (Finite Elemente Methode) abgebildet werden, wie bspw. Zerspannungssimulationen (Niu & Mo et al. 2018). Die DEM unterscheidet zur SPH, dass die abgebildeten Partikel Festkörpereigenschaften besitzen. Erstmals wurde ein grundlegender Ansatz zur diskreten Beschreibung von Partikelsystemen von Cundall und Strack veröffentlicht, auf den heutige DEM-Softwarelösungen zurückgehen (Cundall & Strack 1979). Im Gegensatz zur Modellierung eines zusammenhängenden Festkörpers in der FEM werden bei der DEM mehrere, nicht verbundene Festkörper in einer Domäne über einen Zeitraum hinweg, welcher in Zeitschritte unterteilt wird, betrachtet. Nach Cundall und Hart umfasst eine DEM-Simulation freie translatorische und rotatorische Bewegungen von einzelnen, nicht verbundenen Festkörpern (Cundall & Hart 1992). Diese einzelnen Festkörper können Volumen- oder Flächenkörper sein und sich innerhalb der Domäne frei bewegen. Die Körper interagieren untereinander an Kontaktstellen, wobei nach Modellierungsansätzen mit weichen oder harten Kontakten unterschieden wird. Weiche Kontaktansätze basieren grundlegend auf der Hertzschen Pressung. Hierbei wird aus der Elastizität in Form des E-Moduls die Kontaktsteifigkeit abgeleitet. Kontaktierende Körper werden allerdings nicht verformt, sondern sie durchdringen sich in Abhängigkeit ihrer Elastizität. Diese weiche Kontaktmodellierung ist heute in kommerziellen DEM-Simulationsprogrammen implementiert. Bei der harten Kontaktmodellierung durchdringen sich die Körper nicht und folglich spielt die Elastizität keine Rolle. Vielmehr erfolgt bei Kontakt zweier Festkörper eine sofortige Impulsübertragung. Typischerweise werden harte Kontaktmodellierungen bei molekulardynamischen Simulation mit kugelförmigen Partikeln verwendet. Allgemein kann zudem festgehalten werden, dass in Systemen in denen Reibung relevant ist eine weiche Kontaktmodellierung notwendig ist, da nur hier Kontaktkräfte aus den Kontaktsteifigkeiten berechnet werden können. Ein weiterer substantieller Bestandteil neben der Kontaktmodellierung ist in der DEM die Kontaktdetektion zwischen den einzelnen Festkörpern, wobei dies mit zunehmender Komplexität der Körpergeometrie aufwändiger wird. Relevant dabei ist die Identifikation welche Körper miteinander kontaktieren und zudem welche Art von Kontakt vorliegt. Die Vorgehensweise zur Identifikation ob Kontakte vorliegen hat hinsichtlich der Berechnungszeit einen signifikanten Einfluss, wobei eine Vielzahl an Ansätzen in der Literatur zu finden ist. Die einfachste Art des Kontakts ergibt

sich bei ausschließlich kugelförmigen Körpern, da hier nur eine punktförmige Berührung vorliegen kann. Kontakte zwischen facettierten Körpern hingegen können als Flächen-Kanten-Kontakt, Flächen-Punkt-Kontakt, Kanten-Kanten-Kontakt etc. auftreten.

Die Bewegungsberechnung in der DEM-Simulation erfolgt durch eine numerische Integration der Bewegungsgleichungen jedes Festkörpers über die Zeit (ESSS Rocky 2021). Hierzu ist es notwendig, dass in jedem Zeitschritt die auf den Körper wirkenden Kräfte bekannt sind. Dazu zählen neben den Kontaktkräften auch die Gravitationskraft sowie Flieh-, Adhäsions- oder elektrostatische Kräfte. Die DEM kann grundsätzlich in einer Vielzahl von Bereichen angewendet werden. Dazu zählen u.a. die Untersuchungen von Eisschollenbewegungen an Offshore-Plattformen oder Mahlvorgängen in Kegelbrechern im Bereich des Bergbaus (Morgan & Sarracino et al. 2015), (Moncada & Toledo et al. 2021). Weiterhin werden produktionstechnische Fragestellungen im Kontext pulverbettbasierter Additivprozesse betrachtet (Chen & Wei et al. 2017).

Für die Simulation von Gleitschleifverfahren wurden bisher Modellierungsversuche mittels CFD und DEM unternommen. Mullany et al. untersuchten die Mediabewegungen im geführten Vibrationsgleitschleifverfahren durch PIV-Analysen sowie CFD-Simulationen im Zweidimensionalen (Mullany & Shahinian et al. 2017). Dabei konnten die vorliegenden Strömungsgeschwindigkeiten um das Werkstück sowie Druckgradienten realitätsnah abgebildet werden. In dreidimensionalen CFD-Analysen zeigte sich weiterhin, dass eine qualitative Abbildung der Strömung im Tellerfliehkraftgleitschleifen möglich ist (Cariapa & Park et al. 2008). Die Bestimmung von korrekten Simulationsrandbedingungen stellt sich allerdings als schwierig dar, da ein Viskositätsäquivalent, welches das Fließverhalten der Partikelströmung in Analogie zu einem Fluid beschreibt, bestimmt werden muss.

Über eine zweidimensionale Prozesssimulation des Vibrationsgleitschleifens mittels der DEM wurden Strömungsgeschwindigkeiten des Medias mit einer Abweichung von lediglich 10 % zu den Experimenten berechnet (Naeini 2011). Alle durch die DEM in dieser Untersuchung berechneten Größen lagen immer unterhalb der Messungen, allerdings konnte das Strömungsverhalten des Medias hinreichend aufgelöst werden. Es wurde weiterhin festgestellt, dass zur Berücksichtigung von geometrischer Verzahnung von Partikeln ein Rollwiderstandsmodell notwendig ist. Der Modellierung des Rollwiderstands zur Abbildung der Partikelgeometrie ist dabei eine ebenso große Wichtigkeit wie der Kontaktmodellierung beizumessen (Wensrich & Katterfeld 2012). Besonders im

Hinblick auf den Berechnungsaufwand ergeben sich für kugelförmige Partikel signifikant geringere Rechenzeiten als für facettierte.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass neben der Wahl der Partikelgeometrie weitere Möglichkeiten zur Beschleunigung von DEM-Simulationen existieren. Es wird üblicherweise eine Reduzierung der Partikelsteifigkeit vorgenommen, da dies zu einer Zeitschrittvergrößerung führt (Lommen, Schott & Lodewijks 2014). Eine Partikeldurchdringung von größer als 0,3 % des Partikelradius sollte dabei allerdings vermieden werden. Alternativ kann zur Berechnungszeitverkürzung auch eine Skalierung des Partikeldurchmessers sinnvoll sein.

In weiteren Arbeiten zur Modellierung des Gleitschleifens simulierten Uhlmann et al. das robotergeführte Vibrationsgleitschleifen (hybride Prozesskinematik) im Dreidimensionalen mit 877 kugelförmigen Partikeln und postulierten, dass die Verläufe und Amplituden der Normalkraft auf dem Werkstück vergleichbar mit Experimenten sind (Uhlmann, Dethlefs & Eulitz 2014b). In einer folgenden Arbeit wurde dieses DEM-Simulationsmodell mit 1422 Partikeln hinsichtlich der Kräfte validiert und es zeigte sich eine Abweichung von ca. 23 % zum Experiment (Uhlmann, Eulitz & Dethlefs 2015). Darüber hinaus wurden erstmalig Kontaktnetzwerke des Medias zur Quantifizierung von Art, Anzahl und Intensität von werkstückinduzierten Kontakten betrachtet. Nach Dethlefs ist es möglich, mit einer zusätzlichen Implementierung empirischer Modelle zur Rauheits- und Abtragentwicklung ein ganzheitliches Prozessmodell auf Basis der DEM-Simulation von Uhlmann et al. zu erstellen, welches die Vorhersage der Bearbeitungsergebnisse auch an komplexen Geometrien ermöglicht (Dethlefs 2016). Eine hohe Vorhersagegüte lokaler Prozesskenngößen ist dafür und auch für die simulative Auslegung von Gleitschleifmaschinen allerdings obligatorisch.

Im ungeführten Vibrationsgleitschleifen untersuchten Kang et al. die dreidimensionalen Bewegungsbahnen sowie Geschwindigkeiten und Kräfte von insgesamt 1500 Partikeln (Kang & Hashimoto et al. 2017). Aufgrund von geschätzten Simulationsrandbedingungen wurde nur teilweise eine hinreichende Übereinstimmung von simulativen und experimentellen Größen erreicht, allerdings konnte die Partikelsteifigkeit als äußerst relevante Randbedingung für die Mediabewegung identifiziert werden. Eine Analyse vom ebenfalls ungeführten Zentrifugalgleitschleifen mit horizontal drehender Trommel und 3600 Partikeln ermöglichte die Auswertung von Geschwindigkeitsgradienten und die Ableitung eines fundamentalen Verständnisses der Mediabewegung (Li & Zhang et al. 2017).

Die bisher umfangreichste Betrachtung ungeführter Gleitschleifprozesse wurde von Makiuchi et al. durch eine Kombination von PIV-Analysen, Bewegungsdaten, ermittelt durch eine „finishing line“, und dreidimensionalen DEM-Simulationen durchgeführt. Dabei konnte das in vorangegangenen Arbeiten identifizierte, spiralförmige Strömungsverhalten für das Vibrationsgleitschleifen zunächst bestätigt werden (Makiuchi, Hashimoto & Beaucamp 2019). Quantitativ war eine Validierung der Simulationen durch die beiden Messverfahren jedoch nicht möglich. Mittels einer DEM-Simulation eines konventionellen Vibrationsgleitschleifprozesses mit 33.000 Partikeln erfolgten Kraft- und Impulsermittlungen sowie die Bestimmung der geleisteten Arbeit des Behälters auf das Media (Lucas da Silva Maciel, Jan K. Spelt 2020). Die Simulationsrandbedingungen wurden in diesem Fall ausschließlich anhand von Literaturangaben definiert. Kräfte, die durch das Media auf die Behälterwandung wirken, und Impulse, die von der Wandung in das Media gegeben werden, sowie Einflüsse von Prozessstellgrößen auf beide Kenngrößen konnten durch diese Vorgehensweise an zwei von drei Stellen hinreichend abgebildet bzw. analysiert werden. Für vorliegende Kontaktzeiten zwischen einzelnen Partikeln und der Wandung sowie der Häufigkeit der Kontakte selbst lagen allerdings signifikante Unterschiede zwischen der DEM und dem Experiment vor. Diese Unterschiede konnten trotz Variation von Simulationsrandbedingungen nicht egalisiert werden. Den Aussagen der Autoren folgend ist mittels der DEM eine Analyse grundlegender Prozessmechanismen möglich ohne eine umfassende Bestimmung von Material- bzw. Simulationsparametern. Dies ist in Anbetracht der generierten Ergebnisse allerdings nicht zutreffend, sondern die Notwendigkeit einer Materialcharakterisierung ist offensichtlich.

Abbildungen von geführten Prozessen wie dem Schlepp- und Tauchgleitschleifen erfolgten bisher nur im begrenzten Umfang. So wurde im Rahmen einer primär experimentellen Untersuchung von wirkenden Kräften und lokalem Materialabtrag im Tauchgleitschleifen die DEM zur qualitativen Bestimmung von lokalen Strömungsrichtungen, Kräften und Geschwindigkeiten genutzt (Zanger & Kacaras et al. 2019). Die Definition von Simulationsrandbedingungen basierte auch hier auf Literaturangaben. Grundsätzlich kann gesagt werden, dass aufgrund starker Gradienten von Normalkräften und Relativgeschwindigkeiten im betrachteten Prozess sowie deren Abhängigkeit von Prozessstellgrößen, eine lokale Betrachtung mittels der DEM für die Prozessauslegung erforderlich ist. Darüber hinaus sind Strömungszustände wie Aufstauungsbereiche si-

mulativ bestimmbar. Für die Schneidkantenpräparation von Hartmetallfräsern analysierten Qi et al. den vibrationsunterstützten Schleppgleitschleifprozess und fanden heraus, dass ein lokal höherer Energieeintrag durch das Media an der Schneidkante, im Vergleich zum konventionellen Prozess, eingebracht wird (Qi & Qin et al. 2021). Untersuchungen mit 96.500 kegelförmigen Partikeln in einem analogen Prozess zeigten grundsätzlich die Möglichkeit auf, dass wirkende Biegemomente an einem Werkstückhalter simulierbar sind (Uhlmann & Fürstenau et al. 2021). Weder eine qualitative noch quantitative Übereinstimmung mit Experimenten war erreichbar, jedoch wurde erstmalig eine Berücksichtigung des Compounds durch ein Modell für Wasserbrücken vorgenommen. Die Autoren führen die nicht vorhandene Übereinstimmung der Ergebnisse auf die unzureichende Definition von Simulationsrandbedingung, welche ausschließlich auf Basis von Literaturwerten erfolgte, zurück. DEM-Simulationen des robotergeführten Schleppgleitschleifens, mit 730.000 kugelförmigen sowie 150.000 prismatischen Partikeln und ebenfalls literaturbasierten Randbedingung, wurden weiterhin zur Betrachtung des Kontaktverhaltens zwischen Media und Werkstück unternommen (Uhlmann & Kopp 2021). Hier konnten ausschließlich qualitative Aussagen getroffen werden, die allerdings die Identifikation von Kontaktunterschieden der beiden Mediavarianten erlauben.

## 2.4 Abtrag- und Topografiemodellierung

Neben der Modellierung des Prozesses selbst ist zur Vorhersage des Bearbeitungsergebnisses weiterhin eine Beschreibung des resultierenden Abtrags sowie der Topografieentwicklung notwendig. Im Rahmen diverser Arbeiten wurden, wie bereits zuvor erläutert, Untersuchungen der Wirkungen von Prozessstellgrößen auf den Abtrag und die Rauheit am Werkstück unternommen. Eine Ableitung eines Modells zur Vorhersage dieser Kenngrößen hingegen erfolgte bisher kaum. Unter Verwendung eines analytischen Ansatzes gelang durch Domblesky et al. eine tendenzielle Berechnung des Abtrags im Vibrationsgleitschleifen (Domblesky, Evans & Cariapa 2004). Dieser setzt sich aus dem spezifischen Abtrag sowie der Behälterbeschleunigung, Werkstückmasse, Werkstückgeschwindigkeit und einem dimensionslosen Trennfaktor zusammen. Der spezifische Abtrag besteht aus der Schnittkraft und -geschwindigkeit sowie einer Volumenänderungsrate, welche die resultierende Volumenänderung nach der Bearbeitung beschreibt. Der Trennfaktor ist ebenso wie die Volumenänderungsrate eine empirische

Größe und berücksichtigt die Mediavariante bzw. -geometrie. Da die Volumenänderungsrate in diesem Fall allerdings eine prozessspezifische Größe ist, die unmittelbar von herrschenden Prozesskenngrößen wie der Werkstückgeschwindigkeit, Schnittkraft und -geschwindigkeit abhängt, ist dieses Modell ausschließlich für diesen spezifischen Prozess anwendbar und nicht allgemeingültig übertragbar. Zur Vorhersage des Verlaufs der Rauheitsänderung an periodischen Oberflächen im geführten Vibrationsgleitschleifen haben Uhlmann et al. ebenfalls eine analytische Beschreibung formuliert (Uhlmann, Dethlefs & Eulitz 2014a). Unter Annahme einer konstanten Abtragrate über die Prozesszeit wurde eine integrale Betrachtung der Abbott-Firestone-Kurve vorgenommen. Die Abtragrate wurde bei konstanten Prozessstellgrößen und konstanten Prozesskenngrößen empirisch bestimmt. Ausgehend von einer bekannten, periodischen Oberfläche konnte damit die resultierende Oberfläche in Form des RSm-Werts mit einer Abweichung von  $\pm 20\%$  bestimmt werden. Da hier die Abtragrate für einen spezifischen Prozess bestimmt wurde und lokale Prozesskenngrößen, wie die Relativgeschwindigkeit zwischen Media und Werkstück, nicht berücksichtigt wurden, ist auch dieses Modell nicht allgemeingültig anwendbar.

Basierend auf einem Materialabtragansatz nach Archard, der die Fließspannung des Werkstückwerkstoffs, die Partikelgröße sowie einen Faktor, der spezifisch für den Media-Werkstück-Kontakt steht, umfasst, erfolgten bereits Modellierungsversuche für das Gleitschleifen (Archard 1953). So haben Cariapa et al. einen exponentiellen Ansatz, im Tellerfliehkraftgleitschleifen gewählt, welcher von Archard abgeleitet ist, der die Werkstückdicke und das Härteverhältnis zwischen kugelförmigem Media und Werkstück umfasst (Cariapa & Park et al. 2008). Es war möglich eine Vorhersage mit einer Übereinstimmung zu Experimenten von ca.  $\pm 16\%$  zu erreichen und zu bestätigen, dass der Abtrag eine inverse Beziehung zur Härte besitzt. Ebenfalls aufbauend auf Archard wurde für das Planetenfliehkraftgleitschleifen bei gleichbleibenden Prozessstellgrößen der Abtrag mit  $\pm 10\%$  vorhergesagt (Li & Li et al. 2018). In beiden Fällen erfolgte allerdings keine Variation der Prozessstellgrößen, um die Validität bei variablen Prozesskenngrößen zu überprüfen. Besonders im Hinblick auf die durchgeführte Ermittlung des Trennfaktors für den jeweils spezifischen Prozess, ist eine allgemeingültige Anwendbarkeit des Archard-Modells bisher nicht nachgewiesen.

Ein weiterer im Gleitschleifen oft betrachteter Ansatz basiert auf der Beschreibung des Abtrags im ebenen Glasplattenpolieren (Preston 1927). In der im Stand der Technik verbreiteten Formulierung setzt sich der Abtrag aus den lokalen Prozesskenngrößen

Schleifdruck und -geschwindigkeit sowie einer Konstanten zur Berücksichtigung der Media-Werkstückwerkstoff-Paarung (Prestonkonstante) zusammen. In diesem Faktor ist dabei implizit das Härteverhältnis berücksichtigt. Wie auch der Ansatz nach Archard, enthält die Beschreibung von Preston ausschließlich lokale Prozesskenngrößen und kann somit grundsätzlich allgemeingültig angewandt werden. In Untersuchungen zum Vibrationsgleitschleifen wurde eine qualitative Anwendbarkeit der Preston-Hypothese postuliert (Brockner 2015). Weiterhin wurde festgestellt, dass das Leistungsäquivalent, welches das Produkt des Schleifdrucks und der Schleifgeschwindigkeit ist, zur Prozessbetrachtung hinsichtlich Abtrag und Rauheit tauglich ist. Dies konnte für das Tauchgleitschleifen ebenfalls bestätigt werden (Zanger & Kacaras et al. 2019). Makiuchi et al. betrachteten ebenso wie Brockner das Vibrationsgleitschleifen und bestimmten die Prestonkonstante durch Ritzversuche auf einem Aluminiumwerkstück (Makiuchi, Hashimoto & Beaucamp 2019). Dazu bewegten sie einen Schleifkörper mittels einer dreiachsigen Werkzeugmaschine bei konstantem Druck und einer gleichbleibenden Geschwindigkeit über die Probe. Der Abtrag konnte mit einer Abweichung von max.  $\pm 12\%$  vorhergesagt werden.

Allen Arbeiten, die die Ansätze nach Archard oder Preston untersucht haben, ist gemein, dass aufgrund der gewählten Vorgehensweise eine allgemeingültige Validität für das Gleitschleifen nicht nachgewiesen werden konnte.

## 2.5 Fazit Stand der Technik

Aus dem Stand der Forschung wird deutlich, dass bereits grundlegende experimentelle Untersuchungen zur Charakterisierung von Gleitschleifverfahren mit regelmäßig geformten Schleifkörpern, im speziellen von Vibrations- und Schleppgleitschleifverfahren, vorgenommen wurden. Diese beziehen sich zumeist auf die Topografieentwicklung bzw. den damit einhergehenden Materialabtrag in Abhängigkeit der eingestellten Prozessstellgrößen. Weiterhin wurden Messungen der wirkenden Mediakraft auf den Behälter selbst sowie das Werkstück durchgeführt. Die in Summe generierten Erkenntnisse bilden dabei die Grundlage des Prozessverständnisses von Gleitschleifverfahren, eröffnen jedoch nicht die Möglichkeit zur prädiktiven Prozessbeschreibung bzw. Prozesseinstellung ohne eine iterative Ermittlung von Prozessstellgrößen durch Versuche. Durch makroskopische, simulative Analysen konnten bisher grundlegende Strömungszusammenhänge von regelmäßig geformtem Media, vor allem im Vibrationsgleitschleifen, beschrieben werden. Hingegen wurden Mediavarianten mit stochastisch unregelmäßig geformten Partikeln nicht betrachtet. Die Kalibrierung von bestehenden Simulationen mittels der Diskreten Elemente Methode beruht überwiegend auf Literaturangaben. Diese Vorgehensweise ist jedoch bei Betrachtung der Vielzahl am Markt befindlicher Varianten von Media und der erzielten Ergebnisse in den betrachteten Forschungsarbeiten nicht zielführend anwendbar und es bedarf daher einer allgemeinen Methode zur Ermittlung von Simulationsrandbedingungen. Zur Beschreibung des Abtrags im Gleitschleifen gibt es vereinzelt Untersuchungen, die sich mit den bisher nicht quantitativ bestätigten Abtraghypothesen nach Archard und Preston auseinandersetzen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die lokale Betrachtung der Prozesskenngrößen im Gleitschleifen, welche obligatorisch zur prädiktiven Prozessbeschreibung ist, auf experimentelle sowie simulative Weise bisher nicht im notwendigen Maße beleuchtet ist. Weiterhin fehlen Ansätze zur effizienten Messung von Prozesskenngrößen im Tauchgleitschleifen. Die auf lokalen Prozesskenngrößen basierte Vorhersage von Abtrag und Rauheit ist kaum betrachtet und quantitativ validierte Ansätze für das Gleitschleifen sind im Stand der Technik nicht zu finden.

## 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

### 3.1 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Modellbildung des Tauchgleitschleifens mittels der numerischen Simulationsmethode der diskreten Elemente, um die prozessinhärenten Vorgänge abzubilden und darauf aufbauend mittels empirischer Modelle den lokalen Abtrag und die Rauheit auf dem Werkstück vorauszusagen. Zur Ermittlung quantitativ korrekter Prozesskenngrößen sollen grundlegende physikalische Eigenschaften der untersuchten Schleifkörper bestimmt werden, welche als Randbedingungen für die Simulation dienen. Mittels für den Prozess adaptierter Messtechnik soll die Simulation hinsichtlich wirkender Kräfte und Geschwindigkeiten validiert werden, um daran anschließend eine simulative Bestimmung von Prozessstellgrößen vorzunehmen. Damit soll zielgerichtet ein empirisches Abtrag- und Rauheitsmodell ermittelt werden.

Die der Zielstellung zugrunde liegenden Forschungsfragen sind nachfolgend aufgeführt und werden an entsprechenden Stellen in dieser Arbeit beantwortet.

- **Fragestellung 1:** Wie sind stochastisch vielkantige Schleifkörper, benetzt mit einem Wasser-Korrosionsschutz-Gemisch, hinsichtlich ihrer physikalischen Eigenschaften zu analysieren, um eine Abbildung mittels der Diskreten Elemente Methode zu ermöglichen?
- **Fragestellung 2:** Welche Messmethoden bzw. Messeinrichtungen eignen sich, um Kräfte und Geschwindigkeiten direkt am Werkstück, im stark abrasiven Tauchgleitschleifprozess unter Anwesenheit von einem Wasser-Korrosionsschutz-Gemisch, zu ermitteln, um damit die Simulation zu validieren?
- **Fragestellung 3:** Ist eine Simulation des Tauchgleitschleifprozesses mit repräsentativer Partikelanzahl möglich und kann die Diskrete Elemente Methode dabei zur quantitativen Beschreibung des Tauchgleitschleifprozesses hinsichtlich herrschender Kräfte und Geschwindigkeiten herangezogen werden?
- **Fragestellung 4:** Kann unter Zuhilfenahme von empirischen Modellen in Kombination mit der Simulation des Tauchgleitschleifprozesses eine Vorhersage des Materialabtrags und der Rauheitsentwicklung an komplexen Werkstückgeometrien durchgeführt werden?

### 3.2 Vorgehensweise

Aus dem Stand der Technik und den Fragestellungen abgeleitet ergibt sich die folgende Vorgehensweise (vgl. Abbildung 4).

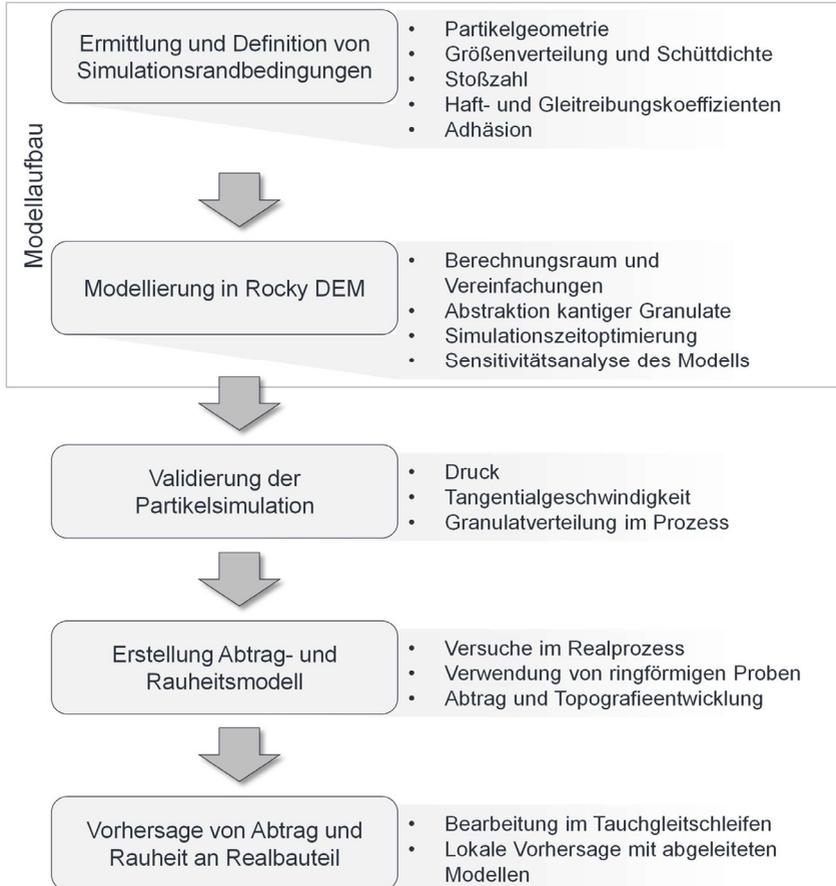


Abbildung 4: Darstellung der Vorgehensweise dieser Arbeit.

Zunächst werden Simulationsrandbedingungen mittels experimenteller Untersuchungen ermittelt. Die zu bestimmenden Größen sind dabei die Partikelgeometrie, die Größenverteilung und Schüttdichte, die Stoßzahl, Haft- und Gleitreibungskoeffizienten sowie die Adhäsionsparameter zur Abbildung der Flüssigkeitsbenetzung. Eine Bestimmung der Adhäsionsparameter über Experimente allein ist nicht möglich, da die Modellparameter nicht direkt messbar sind. Daher wird der Aufbau zur Bestimmung der Adhäsion ebenfalls simulativ abgebildet und eine iterative Näherung der Parameter des Adhäsionsmodells durchgeführt.

Daran anschließend folgt die Modellierung des Tauchgleitschleifprozesses mittels der Diskreten Elemente Methode. Zur Abbildung einer repräsentativen Partikelanzahl für den realen Tauchgleitschleifprozess wird zunächst der Berechnungsraum definiert und es werden zulässige Vereinfachungen festgelegt. Aufgrund der sehr hohen Berechnungszeiten von Simulationen mit kantigen Partikeln in notwendiger Anzahl, wird eine Abstraktion vorgenommen, die eine Prozessabbildung mittels kugelförmiger Partikel ermöglicht. Es werden weitere Vereinfachungen getroffen, um die Simulationszeit bei gleicher Ergebnisgüte möglichst zu verkürzen. Mit einer Sensitivitätsanalyse wird der Ergebniseinfluss dieser Vereinfachungen sowie der gewählten Randbedingungen beurteilt.

Da mithilfe der Simulation die Vorhersage von Abtrag und Rauheit auf Basis der lokalen Prozesskenngrößen Druck und Geschwindigkeit erfolgen soll, ist eine Validierung mittels experimenteller Daten notwendig. Daher werden Druck sowie Geschwindigkeitsmessungen im Prozess an der Werkstückoberfläche durchgeführt. Als weitere makroskopische Validierungsgröße wird die Mediaverteilung im Prozess ermittelt und diese mit simulativ bestimmten Verteilungen verglichen. Zur Ermittlung eines empirischen Modells zur Vorhersage von Abtrag und Rauheit werden Versuche mit ringförmigen Proben im Tauchgleitschleifen durchgeführt und die entsprechenden Größen zeitlich aufgelöst ermittelt. Die Validität des verbreiteten aber bisher nicht belegten Abtragansatzes nach Preston wird für das Gleitschleifen überprüft. Aus den Ergebnissen erfolgt dann die Ableitung eines Abtrag- und Rauheitsmodells. Zur Überprüfung der Geometrieunabhängigkeit der Modelle werden ein Realbauteil in Form einer Turbinenschaufel bearbeitet sowie simuliert und die real erzeugten Oberflächen mit den vorhergesagten verglichen.

## 4 Experimentelle Vorgehensweise

Die Experimente im Rahmen dieser Arbeit wurden in zwei unterschiedlichen Bearbeitungsbehältern mit jeweils eigener Werkstückspannung durchgeführt. Es wird im Folgenden zunächst auf die Bearbeitung im realen und miniaturisierten Prozess eingegangen. Anschließend wird die verwendete Kraft- und Geschwindigkeitsmesstechnik behandelt sowie die Vorgehensweise zur Messung der Mediaverteilung erklärt.

### 4.1 Realprozess

Die experimentelle Prozessanalyse erfolgte grundsätzlich auf Basis des Maschinentyps SF1 68 (SF: Stream Finishing) der Firma OTEC Präzisionsfinish GmbH, mit einem Behälterdurchmesser von 680 mm und einem Mitteldom (vgl. Abbildung 5), welcher zur Absaugung von überschüssigem Wasser-Compound-Gemisch dient. Neben diesem Behälter verfügt die Maschine über einen weiteren Wechselbehälter zur Verwendung eines zweiten Medias, wobei beide über entsprechende Wagen der Maschine entnommen bzw. zugeführt werden können.

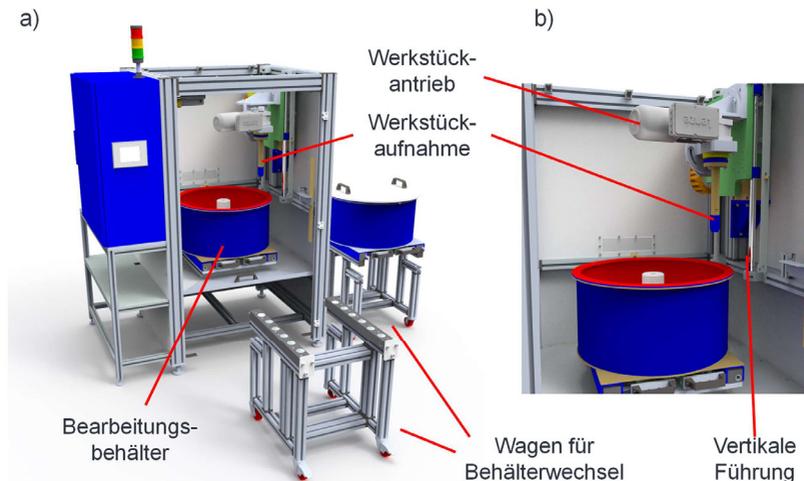


Abbildung 5: CAD-Darstellung der Tauchgleitschleifmaschine SF1 68 in a) einer Gesamtdarstellung und b) einer Innenansicht.

Die Werkstückaufnahme in der Maschine erfolgt über ein Bohrfutter, wobei ein maximaler Durchmesser von 10 mm gespannt werden kann. Die Werkstücke wurden daher immer an einem zylindrischen Halter fixiert und mittels Bohrfutter in der Maschine eingespannt. Um eine gleichmäßige Bearbeitung von rotationssymmetrischen Bauteilen zu gewährleisten bzw. gerichtete Bearbeitungszustände einstellen zu können, kann das Bohrfutter über einen Werkstückantrieb kontinuierlich gedreht oder in einer Winkelstellung positioniert werden (vgl. Abbildung 5 b). Über einen vertikal verfahrbaren Schlitten kann der Werkstückantrieb bewegt und somit das Werkstück in den Prozess eingetaucht werden. Die Werkstückpositionierung im Behälter wird beschrieben durch den Werkstückabstand zum Behälterboden  $z$ , den radialen Abstand zur Rotationsachse des Behälters  $r$ , den Werkstückdrehwinkel  $\gamma$  und den Werkstückeintauchwinkel  $\varphi$ . Die Größen sind in Abbildung 6 schematisch dargestellt.

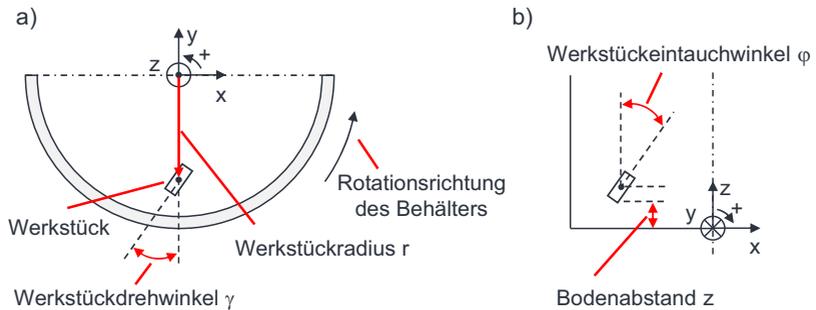


Abbildung 6: Schematische Darstellung der Parameter zur Werkstückpositionierung a) Werkstückdrehwinkel  $\gamma$ , Werkstückradius  $r$  sowie b) Werkstückeintauchwinkel  $\varphi$  und Bodenabstand  $z$ .

Die aufgrund der Maschinensteuerung bzw. -konstruktion möglichen Verstellbereiche der einzelnen Prozessstellgrößen sind Tabelle 1 zu entnehmen.

Tabelle 1: Prozessstellgrößenbereiche der Tauchgleitschleifmaschine SF 1 68.

Prozessstellgrößen	Minimalwert	Maximalwert
Behälterdrehzahl $n_{Beh}$ in U/min	1	150
Werkstückdrehzahl $n_{WS}$ in U/min	0	45
Werkstückdrehwinkel $\gamma$ in $^\circ$	0	360
Werkstückeintauchwinkel $\varphi$ in $^\circ$	0	45
Vertikaler Verfahrweg $z_{stell}$ in mm	0	415

Eine Besonderheit stellt die Einstellung des Bodenabstandes  $z$  dar, da sie zum einen über den vertikalen Verfahrensweg der Maschine sowie zum anderen über die Werkstückhalterlänge erfolgt und einzelfallabhängig ist. Grundsätzlich kann mit allen für diese Arbeit verwendeten Konfigurationen ein minimaler Bodenabstand  $z = 0$  mm eingestellt werden.

### Versuche an ringförmigen Proben

Die Versuche zur Erstellung des Modells hinsichtlich Abtrag und Rauheit wurden mit ringförmigen Proben in der Maschine SF1 68 durchgeführt. Die Positionierung der Probe erfolgte bei einem Radius von 270 mm und einem Abstand zum Behälterboden von 45 mm (Abbildung 7 a). Bei der Probengeometrie handelt es sich um einen Zylinder mit einem Außendurchmesser von 50 mm, Innendurchmesser von 34 mm und einer Breite von 25 mm. Die Herstellung erfolgte aus vergütetem 42CrMo4 (DIN EN 10277) mittels Außenlängsdrehen, bei einer Schnittgeschwindigkeit von 157 m/min, einem Vorschub pro Umdrehung von 0,125 mm/U und einer Schnitttiefe von 1 mm. Es wurden unbeschichtete Hartmetall-Wendeschneidplatten vom Typ CNMG 120404 der Sorte HB7415 des Herstellers Garant, mit einem Eckenradius von 0,4 mm verwendet. Zur Sicherstellung von ausschließlich flächigem Kontakt wurde ein Kantenschutz verwendet (Abbildung 7 b). Mittels eines Spannstabes, welcher durch die beiden Hälften des Kantenschutzes und die Probe geführt wurde, erfolgte die Spannung im maschinenintegrierten Bohrfutter. Durch ein Gewinde am Ende des Spannstabs und eine darauf aufgeschraubte Mutter konnten die beiden Hälften dabei prozesssicher mit der Probe verpresst werden.

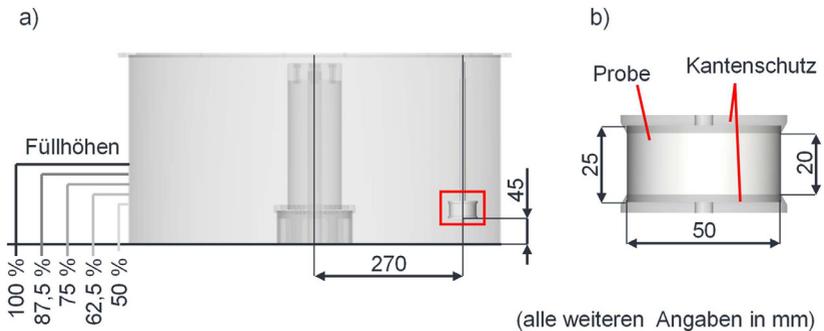


Abbildung 7: Darstellung a) der eingestellten Füllhöhen im Behälter der Anlage SF1 68 und der Probenposition sowie b) der Probengeometrie inklusive der Maße.

Es wurde neben der Variation der Behälterdrehzahl die Behälterfüllhöhe variiert, um mehrere Prozesspunkte mit konstantem lokalem Druck und variierender Geschwindigkeit und konstanter Geschwindigkeit und variierendem Druck zu untersuchen. Die Drehzahlen wurden von 35 bis 91 U/min und die Füllhöhe von 75 bis 150 mm verändert. Die Abstufung der Füllhöhe erfolgte prozentual und ausgehend von 150 mm. Die entsprechenden Füllhöhen sind in Tabelle 2 aufgeführt.

Tabelle 2: Behälterfüllhöhen der Abtragversuche in Millimeter und Prozent.

Füllhöhe in mm	Füllhöhen in %
150	100
131,25	87,5
112,5	75
93,75	62,5
75	50

Damit von einer homogenen Bearbeitung über die gesamte Mantelflächen ausgegangen werden kann, wurde die Probe kontinuierlich mit einer Drehzahl von 40 U/min gedreht. Die experimentelle Bearbeitung erfolgte grundsätzlich als zeitlicher Stafferversuch in den Schritten 0,5; 1; 1,5; 3; 4,5; 10; 20; 40; 70; 80; 120 und 160 min. Nach jedem Zeitschritt wurde der Abtrag und Rauheitszustand erfasst. Da eine durchgehend so fein aufgelöste, zeitliche Staffelung einen nicht durchführbaren Zeitaufwand zur Folge gehabt hätte, wurde bei der Einflussanalyse der Geschwindigkeit bzw. des Drucks auf die Kenngrößen am Werkstück eine Verringerung der Zeitschritte vorge-

nommen. Besonders bei Betrachtung der jeweiligen Verläufe zu Beginn, traten teilweise nur geringe Unterschiede zwischen den gewählten Prozessstellgrößen auf. Im Fall mit der geringsten zeitlichen Auflösung waren die untersuchten Zeitschritte daher 40, 80, 120, 160 min. An jedem Prozesspunkt wurden jeweils drei Proben bearbeitet.

Trotz der identischen Fertigung aller Proben war eine initiale Vermessung hinsichtlich der Rauheit und Aussortierung einzelner Proben erforderlich, um eine möglichst konstante Oberflächenqualität sicherzustellen. Hierzu erfolgten Topografiemessung mittels eines konfokalen Mikroskops vom Typ Nanofocus  $\mu$ Surf Custom mit einem Objektiv mit 20-facher Vergrößerung, einer numerischen Apertur von 0,4 sowie einer Auflösung in Höhenrichtung von 6 nm. Die Messfeldgröße betrug  $1,6 \times 1,6$  mm und es wurde eine Grenzwellenlänge  $\lambda_c = 0,75$  mm (cut-off) mit einem Gaußfilter nach ISO 16610-61 verwendet. Zur Sicherstellung einer hohen Messgüte wurden vorab Vergleichsmessungen mit Objektiven höherer Vergrößerung und anderer numerischer Apertur durchgeführt, wobei keine signifikanten Messunterschiede zu identifizieren waren. Es konnten immer mehr als 98 % valide Messpunkte erreicht werden. Zur Durchführung eines effizienten Versuchsdurchlaufs bei den zeitlichen Staffelversuchen, wurden Oberflächenegative mittels eines Abdrucksilikons (Kulzer Technovit Provil) mit einer Wiedergabegenauigkeit von mehr als 100 nm verwendet. Zur Überprüfung dieser Herstellerangabe erfolgten Vergleichsmessungen an einer ebenfalls gedrehten Probe. Hierzu wurde eine Messung mittels des konfokalen Mikroskops auf der Originaloberfläche der Probe und am zugehörigen Abdruck vorgenommen. Bei der Positionierung des Messfeldes kann eine leichte Verschiebung der letztendlich gemessenen Bereiche auf der Oberfläche nicht vollständig ausgeschlossen werden. Dies wiederum kann zu leichten Abweichungen der Oberflächenwerte führen. Die Vergleichsmessungen zeigten eine mittlere Abweichung für die Oberflächenparameter  $S_a$ ,  $S_z$ ,  $S_{ku}$ ,  $S_{sk}$ ,  $S_q$  und  $S_{tr}$  von 2,5 %. In Anbetracht der nicht auszuschließenden leichten Messbereichsunterschiede, kann von einer ausreichenden Abdruckgenauigkeit des Silikons ausgegangen werden. Durch Invertierung in Höhenrichtung bei der Topografieauswertung wurde ein digitales Positiv der Oberfläche erzeugt und es konnte somit die reale Probenoberfläche analysiert werden. Für die Erfassung des Abtrags erfolgten Gewichtsmessungen der Proben mit einer Feinwaage vom Typ Mettler Toledo B204-S, mit einer Höchstlast von 220 g und einer typischen Messungenauigkeit von 0,0001 g. Der Abdruckerstellung sowie Gewichtsermittlung war dabei immer eine vollständige Reinigung der Probekörper mit Isopropanol vorangestellt.

### Turbinenschaufelbearbeitung

Um für die Validierung der Abtrag- und Rauheitsmodelle an einer komplexen Geometrie einen initialen Oberflächenzustand zu erzeugen, der sich von dem der gedrehten ringförmigen Proben unterscheidet, wurde eine Turbinenschaufel mittels Dreiachsfräsen sowie anschließendes Überschleifen durch einen Fächerschleifer hergestellt. Beim verwendeten Fräser handelt es sich um einen Vollhartmetall-Torusfräser, mit einem Durchmesser von 12 mm, einer Länge von 120 mm und einem Schneidenradius von 1 mm. Der Fächerschleifer besitzt eine Körnung von 120 und einen Durchmesser von 30 mm. Die Bearbeitung erfolgte in einer Aufspannung, mit vertikaler Ausrichtung der Turbinenschaufel. Es wurde ein Schrupp- und ein anschließendes Schlichtfräsen durchgeführt, wobei die Fräsparameter entsprechend der Herstellerempfehlungen gewählt wurden. Die Werkzeugdrehzahl für das Überschleifen betrug 3500 U/min. Wie bereits zuvor, wurde der Probenwerkstoff 42CrMo4 im vergüteten Zustand verwendet. Die Positionierung der Turbinenschaufel erfolgte über einen angeschraubten Halter am integrierten Bohrfutter der Tauchgleitschleifmaschine (vgl. Abbildung 8).

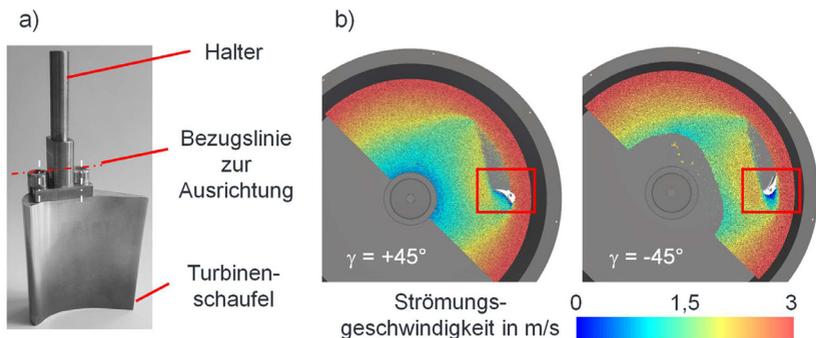


Abbildung 8: Darstellung a) der Turbinenschaufel mit angeschraubtem Halter sowie b) der Positionierung im Behälter visualisiert als Schnittdarstellung aus der Simulation.

Zur gleichmäßigen Bearbeitung auf der Druck- und Saugseite der Schaufel erfolgte die Positionierung in den zwei Winkelstellungen  $\gamma = +45^\circ$  und  $\gamma = -45^\circ$ , wobei die Bezugslinie durch die beiden Verschraubungspunkte gegeben ist. In Abbildung 8 b) sind beide Positionen in einer Schnittdarstellung aus der Simulation aufgezeigt. Die Wahl der Winkel erfolgte aus strömungstechnischen Gesichtspunkten und wurde abzielend auf einen

vollständigen Strömungskontakt über die Schaufellänge auf der jeweiligen Seite getroffen. Es wird deutlich, dass für  $\gamma = -45^\circ$  ein Staupunkt an der Schaufel entsteht, der durch die starke Schaufelkrümmung bedingt ist. Weiterhin zeigt sich, dass bei beiden Winkelstellungen hauptsächlich nur die der Strömung zugewandte Seite bearbeitet wird. Eine geringe Doppelbearbeitung liegt an der Schaufelspitze vor. Für die Bearbeitung wurde in allen Fällen eine Behälterdrehzahl von 90 U/min und ein Abstand zum Behälterboden von der Unterseite der Schaufel von 50 mm verwendet.

Die Ermittlung der Rauheit vor und nach der Bearbeitung erfolgte mit einem konfokalen Mikroskop vom Typ Nanofocus  $\mu$ Surf Custom mit einem Objektiv mit 20-facher Vergrößerung, einer numerischen Apertur von 0,4 sowie einer Auflösung in Höhenrichtung von 6 nm. Die Messfeldgröße betrug  $1,6 \times 1,6$  mm und es wurde eine Grenzwellenlänge  $\lambda_c = 0,75$  mm (cut-off) mit einem Gaußfilter nach ISO 16610-61 verwendet. Im Gegensatz zu den Versuchen mit den ringförmigen Probekörpern, wurde die Messung ohne eine Abdruckerstellung direkt auf der Werkstückoberfläche durchgeführt. Da eine lokale Ermittlung des Materialabtrags an der Turbinenschaufel mittels Waage nicht möglich ist, erfolgte eine Geometrievermessung vor und nach der Bearbeitung durch eine Zeiss Koordinatenmessmaschine vom Typ PRISMO MPS mit einer typischen Abweichung in allen Raumrichtungen laut Kalibrierprotokoll von  $\pm 2,35$   $\mu\text{m}$ . Es wurden Konturmessungen auf den Schaufelhöhen 5, 20, 35, 50 und 65 mm sowie vertikale Linien in der Mitte jedes Messfeldes  $MF$  auf der Druck- sowie Saugseite erstellt. Die Schaufelhöhen sowie Messfeldpositionen sind in Abbildung 9 dargestellt.

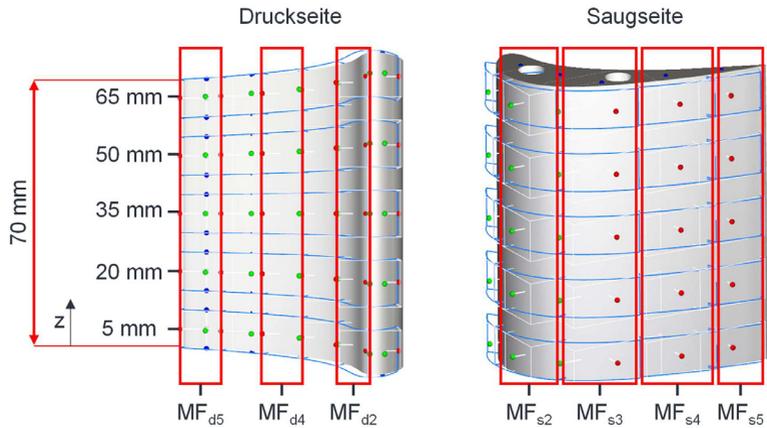


Abbildung 9: Messfeldpositionen MF auf der Druck- und Saugseite über die Schaufelhöhen 5, 20, 35, 50 und 65 mm.

Die Messfelder besitzen auf der Druckseite und Saugseite jeweils identische Längen, bezogen auf die Schaufelkontur. Vorliegende lokale Drücke und Relativgeschwindigkeiten wurden in der Simulation analog bestimmt.

## 4.2 Miniaturisierter Tauchgleitschleifprozess

Neben dem originalen Behälter der Tauchgleitschleifmaschine SF1 68 wurden Experimente in einem verkleinertem Behälter durchgeführt. Der dafür verwendete Behälter besitzt einen Durchmesser von 230 mm und die glattgestrichene Behälterfüllhöhe beträgt 80 mm. Das CAD-Modell sowie der reale Aufbau in der Tauchgleitschleifmaschine sind in Abbildung 10 dargestellt. Dieser verkleinerte Bearbeitungsbehälter wurde für die Validierung des Simulationsmodells hinsichtlich Kräften und Geschwindigkeiten verwendet.



Abbildung 10: Darstellung des miniaturisierten Simulationsmodells sowie des realen Aufbaus in der Tauchgleitschleifmaschine.

Da die Positionierung des Werkstücks im Realprozess aufgrund des deutlich kleineren Behälters über das Bohrfutter der Tauchgleitschleifmaschine nicht möglich war, wurde eine zusätzliche Quertraverse in die Maschine integriert, um daran einen Werkstückhalter befestigen zu können. Das Werkstück wurde mit einem radialen Abstand zur Rotationsachse des Behälters  $r = 85$  mm und einem Bodenabstand  $z = 20$  mm zur Unterseite des Werkstücks positioniert. An der gezeigten Auswertefläche, welche frontal angeströmt wird und deren Mitte sich 38 mm über dem Behälterboden befindet, wurden lokal wirkende Normalkräfte bestimmt.

Aufgrund der Tatsache, dass der miniaturisierte Behälter keine integrierte Möglichkeit zur Reinigung des Medias bzw. zur Entfernung von überschüssigem Wasser-Compound-Gemisch durch Abpumpen besitzt, wurde jeweils eine entsprechende Menge an

konditioniertem Media aus dem Realprozess entnommen, um gleichbleibende Versuchsbedingungen zu erzeugen.

### 4.3 Kraftmesstechnik

Es wurden für die Kräftefassung im Experiment piezoresistive Folien-Kraftsensoren vom Typ Flexiforce A201 des Herstellers Tekscan, mit einer angegebenen maximalen Kraft von 4,4 N, verwendet. Die Messfläche zur Ermittlung der Kräfte entspricht einem Kreis und hat einen Durchmesser von 9,7 mm. Aufgrund des schichtweisen Aufbaus des Sensors aus dem Grundwerkstoff Polyester, ist dieser biegsam und kann somit flexibel an Geometrien angebracht werden. Die Messdatenerfassung erfolgte durch ein OEM Development Kit, welches für diesen Sensortyp von Tekscan entwickelt wurde und mit einer Abtastrate von 10 Hz arbeitet. Zur Ermittlung akkurater Messwerte ist weiterhin eine Kalibrierung des Sensors erforderlich. Diese wurde mittels Kalibriergewichten, mit denen der gesamte Kraftbereich des Sensors abgedeckt werden konnte, durchgeführt und das Sensorverhalten in diesem Bereich linearisiert. Aufgrund des Aufbaus der Messschaltung war eine nutzbare Messung von Kräften kleiner als 1 N nicht möglich, da hier ausschließlich ein Grundrauschen zu beobachten war. Durch Verschiebung dieser Rauschschwelle in größere Kraftbereiche, durch Variation eines Vorwiderstandes in der Messschaltung, konnten Messungen über dem herstellerseitig angegebenen Wert von 4,4 N bis ca. 6 N durchgeführt werden. Der nutzbare Bereich des Sensors liegt daher zwischen 1 und ca. 6 N.

Im Rahmen früherer Untersuchungen des Tauchgleitschleifprozesses wurde bereits mit Sensoren dieser Art gearbeitet (Greiber 2020). Diese wurden dabei innerhalb eines Messkörpers platziert und mittels entsprechender Zylinder aus POM (Polyoxymethylen), welche auf der Messfläche fixiert wurden, eine Kopplung zwischen Media und Sensor hergestellt. Diese Vorgehensweise erwies sich für Messungen im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess jedoch als fehleranfällig, da Verklemmungen aufgrund von Partikeln zwischen Zylinder und Messkörper auftraten, die bei den ohnehin geringen Kräften zu nicht tragbaren Messabweichungen über den Sensorbereich hinaus führen. Um dies zu vermeiden, wurde der Kraftsensor für die Messung mittels doppelseitig klebender PVC-Folie (Polyvinylchlorid) direkt auf die Außenseite des Werkstücks aufgebracht, um somit eine möglichst direkte Wirkung des Media sicherzustellen (vgl. Abbildung 11). Die Befestigung erfolgte auf der vorhandenen Planfläche. Übermäßiger

Verschleiß des Sensors konnte dabei durch Aufbringung einer selbstklebenden PVC-Folie mit ca. 0,1 mm Dicke vermieden werden.

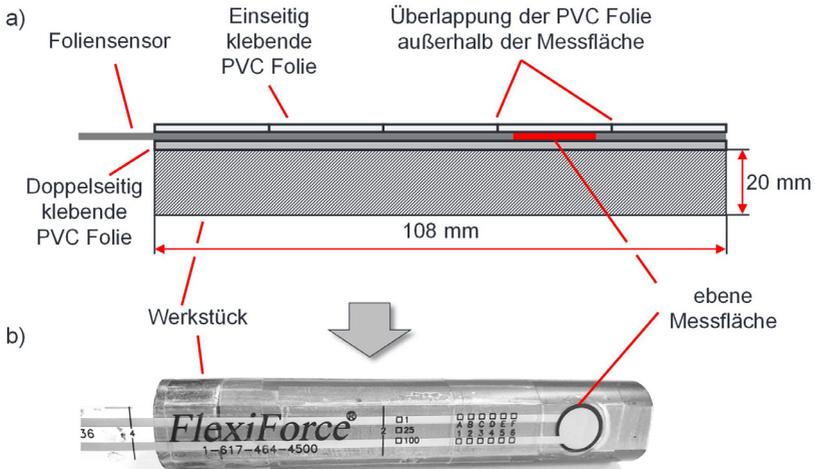


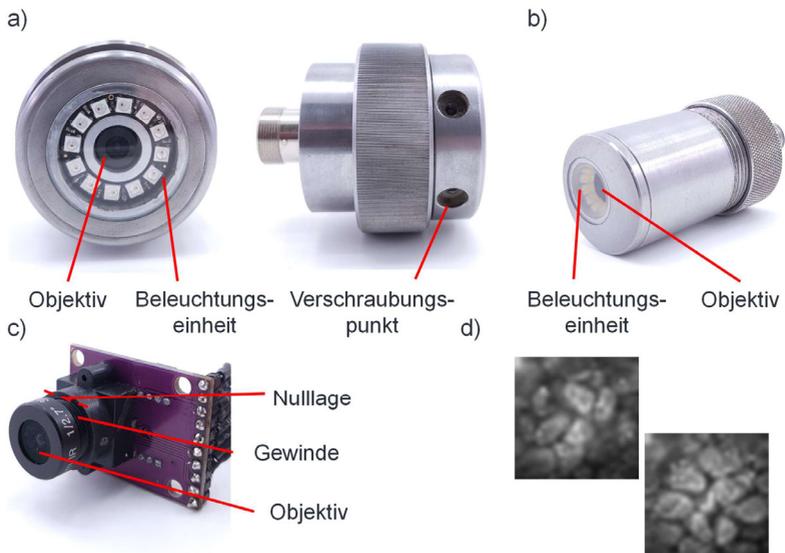
Abbildung 11: Darstellung des a) Schichtaufbaus der Verklebung des piezoresistiven Folien-Kraftsensors auf dem Werkstück sowie b) des aufgebracht Sensors am realen Werkstück.

Aufgrund des limitierenden Kraftbereichs des Sensors, konnte die Messung im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess ausschließlich bei frontaler Anströmung erfolgen, weil eine Veränderung des Werkstückdrehwinkels  $\gamma$  in negative Richtung zu Kraftwerten deutlich kleiner als 1 N führte. Eine Variation der Werkstückorientierung erfolgte daher ausschließlich im Realprozess.

#### 4.4 Geschwindigkeitsmesstechnik

Neben den lokal wirkenden Normalkräften stellen die Relativgeschwindigkeiten zwischen Media und Werkstückoberfläche eine entscheidende Größe zur Beschreibung der herrschenden Bearbeitungsbedingungen dar. Mangels kommerziell verfügbarer Messtechnik wurde daher ein Geschwindigkeitsmesssystem auf Basis eines optischen Flusssensors vom Typ ADNS 3080 entwickelt (A\_Cnyrim 2021; A\_Neumann 2021). Dieser besitzt eine Auflösung von 30 x 30 Pixeln und eine maximale Bildwiederholrate

von ca. 6400 Bildern pro Sekunde. Der Sensor weist eine Länge von 22 mm, eine Breite von 13 mm und eine Gesamthöhe inkl. der Anschlusspins von 8 mm auf. Das auf dem Sensor montierte Objektiv verfügt über eine Brennweite von 4 mm sowie eine Auflösung von 3 MPx und wird typischerweise in kleinen Kamerasystemen wie Überwachungskameras verwendet. Über zwei Iterationsstufen hinweg wurde der Sensor in zylindrische Gehäuse mit Außendurchmessern von  $\varnothing_{11} = 65$  mm bzw.  $\varnothing_{12} = 35$  mm und Längen von  $l_{11} = 60$  mm sowie  $l_{12} = 53$  mm integriert. Beide Gehäusevarianten sowie der Optical Flow Sensor sind in Abbildung 12 dargestellt.



*Abbildung 12: Darstellung des Geschwindigkeitssensors mit Ansicht auf den Messbereich sowie die Seitenansicht a) in der Gehäusevariante 1, b) der Variante 2 sowie c) des Optical Flow Sensors ADNS 3080 (inkl. Platine und Objektiv) und d) einer Sensoaufnahme.*

Der Messbereich der Gehäusevariante 1 liegt zentrisch auf der Rotationsachse des Gehäuses (vgl. Abbildung 12 a) und die Maße des quadratischen Sichtfelds beim vorliegenden Einbauzustand betragen ca. 4 x 4 mm. Die Positionierung des Optical Flow Sensors im Gehäuse beziehungsweise der Abstand des Objektivs von der im Gehäuse

verklebten Glasscheibe erfolgt bei dieser Variante manuell über Madenschrauben. Bei der gewählten Position des Sensors im Gehäuse muss der Fokus des Objektivs manuell nachgestellt werden, um verwertbare Messungen zu erhalten. Diesbezüglich stellt die Gehäusevariante 2 eine Weiterentwicklung dar, da im deutlich kleineren Gehäuse eine automatische Fokussuche integriert ist. Hierfür erfolgt eine Verdrehung des Objektivs mittels eines Miniaturelektromotors ausgehend von der Nulllage über eine mehrstufige Untersetzung, mit den Einzeluntersetzungen  $i_1 = 136$ ,  $i_2 = 12$  und  $i_3 = 6,4$  sowie der daraus folgenden Gesamtuntersetzung  $i_{ges} = 10444,8$ . Die Anzahl der Objektivumdrehungen ist dabei frei definierbar und betrug im verwendeten Fall ca. 2,7. Durch kontinuierliche Auswertung des einheitenlosen Oberflächenqualitätswerts *squal* während eines Fokussuchlaufs und gleichzeitige Positionierung des Sensors im Media, kann die bestmögliche Objektivposition automatisiert ermittelt und eingestellt werden. Der *squal*-Wert gibt dabei an, wie gut der Sensor die Oberfläche erkennt und er wurde herstellerseitig auf ein Viertel der erkannten Oberflächenmerkmale festgelegt. Der Maximalwert beträgt  $squal_{max} = 169$ . Die Größe des Sichtfelds in dieser Gehäusevariante besitzt eine Kantenlänge von 6 mm. Wie in Abbildung 12 b) deutlich wird, befindet sich die Messfläche in der Variante 2 nicht zentrisch, da minimale Außenmaße des Gehäuses erreicht werden sollten. Aus diesem Grund ist bei der Messung im Realprozess eine exakte Ausrichtung notwendig, weil gerade bei kleinen, umströmten Querschnitten, wie sie dieser Sensor aufweist, starke Gradienten vorliegen.

Die Ansteuerung beider Sensorvarianten erfolgt über einen Mikrokontroller vom Typ Arduino UNO des Herstellers Arduino S.r.l. und eigens hierfür entwickelte Software. Durch die Bedienung über die Kommandozeile in der Arduino IDE (integrated development environment) und Echtzeitausgabe über den integrierten seriellen Monitor können Messungen von außerhalb der Maschine über einen Messrechner gestartet und abgespeichert werden. Weiterhin können Sensorbilder erfasst werden und so die Fokuseinstellung zusätzlich überprüft werden. Eine beispielhafte Darstellung einer solchen Aufnahme ist Abbildung 12 d) zu entnehmen.

Eine Spannung über das in der Maschine integrierte Bohrfutter in den gewünschten Werkstückeintauchwinkeln war aufgrund der Position der Verschraubungspunkte der Gehäusevariante 1 nicht möglich. In allen Fällen wurde daher der Sensor über ein Aluminiumprofil an einem der Verschraubungspunkte befestigt und an der Rahmenkonstruktion der Maschine fixiert (vgl. Abbildung 12 a). Da die Gehäusevariante 2 keine

entsprechenden Verschraubungspunkte besitzt, wurde sie mittels eines Adapters geklemmt.

#### 4.5 Messung der Mediaverteilung

Die Ermittlung der Mediaverteilung wurde experimentell im miniaturisierten Tauchgleit-schleifprozess durchgeführt und ist in Abbildung 13 veranschaulicht.

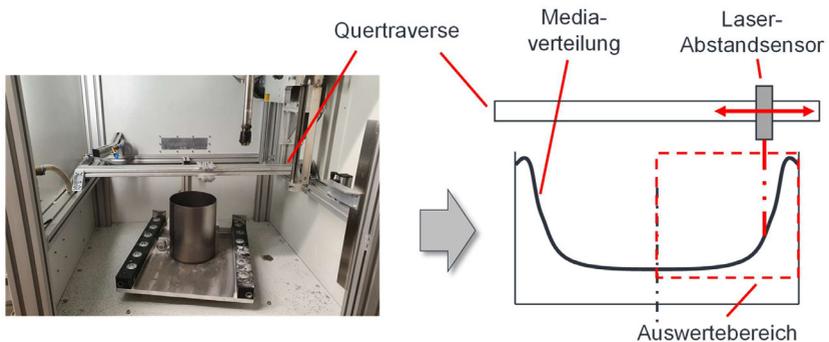


Abbildung 13: Veranschaulichung der experimentellen Ermittlung der Mediaverteilung.

Die Messung erfolgte mittels eines Laserabstimmers vom Typ Bosch PLR 15 welcher, über einen entsprechenden Halter an einer Quertraverse mit Maßstab, über dem Behälter positioniert wurde. Bei der Ausrichtung zum Behälter wurde darauf geachtet, dass der Laserpunkt radial zum Behälter bewegt werden konnte und die Messung in einem Bereich erfolgte, in dem eine stationäre Mediaverteilung vorlag. Das verwendete Messgerät verfügt über eine herstellerseitig angegebene typische Messgenauigkeit von  $\pm 3$  mm in einem Messbereich von 0,15 bis 15 m. Die kleinste Anzeigeeinheit beträgt 1 mm und der Laserpunktdurchmesser beim größten gemessenen Abstand von ca. 0,4 m beträgt ca. 2 mm. Um die Genauigkeit des Messsystems über die Herstellerangaben hinaus zu verifizieren, wurden definierte Abstandsmessungen bis zu einem Maximum von 0,43 m vorgenommen. Hierzu wurden auf einer Trägerplatte, die als Messpartner für die Genauigkeitsanalyse dient, Partikel der stochastisch vielkantigen Mediarvariante KXMA 16 mehrschichtig fixiert, wobei dieses Media in dieser Arbeit primär untersucht wurde. Von dieser Messprobe wurde die Gesamtdicke ermittelt und mittels Endmaßen ein definierter Abstand zwischen Messsystem und der Oberfläche der Messprobe eingestellt. Die sich ergebende Standardabweichung, berechnet aus den

angezeigten Werten des Messgeräts über jeweils drei Messungen bei unterschiedlichen Kalibrierlängen, lag im Maximum bei 1,2 mm und somit unterhalb der Herstellerangabe. Gemittelt über die Wiederholungen bei der jeweiligen Kalibrierlänge ergab sich eine maximale Abweichung der Messungen vom Soll-Wert von max. 1,3 mm. Unter Berücksichtigung des mittleren Partikeldurchmessers von ca. 1,6 mm (vgl. Kapitel 6) kann von einer ausreichenden Genauigkeit des hier verwendeten Laserabstandsensors ausgegangen werden.

Für die Auswertung wurde die Mediaverteilung in dem in Abbildung 13 gezeigten Auswertebereich verwendet. Dieser Bereich liegt im unmittelbaren Vorlauf des Werkstücks, wobei noch keine Veränderungen durch Aufstauungseffekte auftreten und auch die vorliegende leichte Umverteilung des Medias im Nachlauf des Werkstücks abgeschlossen ist. Es kann im Auswertebereich somit von einer ungestörten, stationären Mediaverteilung ausgegangen werden.

## 5 Modellierung

Zur simulativen Abbildung des Tauchgleitschleifprozesses wurde ein Prozessmodell mithilfe der Diskreten Elemente Methode aufgebaut. Es wird in diesem Kapitel zunächst auf den grundlegenden Modellaufbau sowie auf Modellvereinfachungen eingegangen. Daran anschließend werden die verwendeten Modelle für die Berechnung der Normalkraft, Tangentialkraft, Adhäsionskraft und des Rollwiderstands aufgezeigt sowie Ansätze zur Simulationszeitoptimierung erläutert. Abschließend wird ein Fazit zur Modellierung gezogen.

### 5.1 Berechnungsraum und Vereinfachungen

Die Modellierung des Tauchgleitschleifprozesses erfolgte mithilfe der kommerziellen Simulationssoftware Rocky DEM, welche von ESSS (Engineering Simulation and Scientific Software, Brasilien) entwickelt wird. Die Besonderheit der Software Rocky DEM liegt in der durchgängigen Implementierung eines GPU- bzw. Multi-GPU-Solvers (Graphic Processing Unit), wodurch Berechnungen mit Partikelanzahlen größer als 2 Millionen, wie sie für die Abbildung des Tauchgleitschleifens notwendig sind, überhaupt erst möglich sind. Im Vergleich zu CPUs (Central Processing Unit), die sich aufgrund ihres Aufbaus für serielle Prozessabfolgen mit geringen Berechnungszeiten eignen, zeichnen sich GPUs durch eine hohe Parallelisierung von Rechenoperationen und große, verarbeitbare Datenmengen aus. Partikelsimulationen mittels der DEM mit hinreichend großen Partikelanzahlen erlauben ein hohes Maß an Parallelisierung, wobei eine Verwendung mehrerer GPUs signifikante Berechnungszeiteinsparungen ermöglicht. Die Simulationen in dieser Arbeit wurden auf zwei unterschiedlichen Rechensystemen, in Abhängigkeit der Partikelanzahl und Verfügbarkeit der Rechenleistung durchgeführt. Simulationen mit bis zu 300.000 Partikeln, wurden mittels einer Nvidia GeForce GTX 1080 Ti mit 16 GB RAM auf einem Windows 10 System durchgeführt. Die Berechnungszeit lag dabei typischerweise bei 1 bis 2 Stunden. Simulationen mit darüber liegenden Partikelanzahlen wurden auf dem Hochleistungsrechner (HLR) BWUniCluster 2.0 des KIT durchgeführt. Die hierbei genutzte Hardware war abhängig von der Verfügbarkeit eine bzw. zwei Nvidia Tesla V100 Grafikkarten mit jeweils 32 GB RAM. Beim Betriebssystem handelt es sich um die Linux-Distribution Red Hat Enterprise 7.7. Die größten hier durchgeführten Simulationen umfassten ca. 3 Mio. Partikel und konnten mittels Multi-GPU-Solver innerhalb von 18 h berechnet werden.

Die Abbildung mittels der Diskreten Elemente Methode wurde analog zum beschriebenen Maschinenaufbau durchgeführt, allerdings wurde auf die Implementierung des Maschinengehäuses sowie aller Komponenten, die nicht unmittelbar mit dem Media in Kontakt stehen, verzichtet. Weiterhin konnte in Abhängigkeit des Halters bzw. der Werkstückgeometrie zumeist auf die Abbildung des Bohrfutters verzichtet werden, da dieses nicht immer mit dem Media in Kontakt stand und somit keine Auswirkungen auf den Tauchgleitschleifprozess vorlagen. In allen anderen Fällen, in denen es zu einem Kontakt zwischen Bohrfutter und Media aufgrund zu geringer Werkstück-Halterlängen kam, wurde auch das Bohrfutter in der Simulation abgebildet. Das geometrische Prozessmodell beschränkt sich somit im Wesentlichen auf den Bearbeitungsbehälter und das Werkstück inklusive Halter. Für alle modellierten Geometrien wie Werkstück, Werkstückhalter aber auch Behälter, wurde der Werkstoff 42CrMo4 im vergüteten Zustand herangezogen.

Die Partikelinitialisierung im Modell kann in Rocky DEM über einen kontinuierlichen Einfüllvorgang durch einen Einfüllquerschnitt, ähnlich einem Einschütten, oder über eine Volumenfüllung durch sofortige Partikelinitialisierung ausgehend von einem Quellpunkt, erfolgen. Erstere eignet sich für Simulationsfälle, in denen in die Simulationsdomäne ein kontinuierlicher Zufluss bzw. Abfluss von Partikeln notwendig ist. Dabei ist die Menge an Partikeln pro Zeit, die dem Modell zugeführt werden können, durch die Größe des Einfüllquerschnitts sowie der Partikel selbst, beschränkt. Soll eine Befüllung einer Domäne am Simulationsbeginn mit einer definierten Anzahl an Partikel durchgeführt werden, wie es in der Abbildung des Tauchgleitschleifens der Fall ist, ist die Initialisierung über eine Volumenfüllung zu bevorzugen. Da diese Methode ausgehend von einem Quellpunkt die Partikel aufgrund des zugrundeliegenden Positionierungsalgorithmus kugelförmig erzeugt, liegt in der Regel zu Simulationsbeginn eine ungünstige Partikelverteilung vor (vgl. Abbildung 14 a und b).

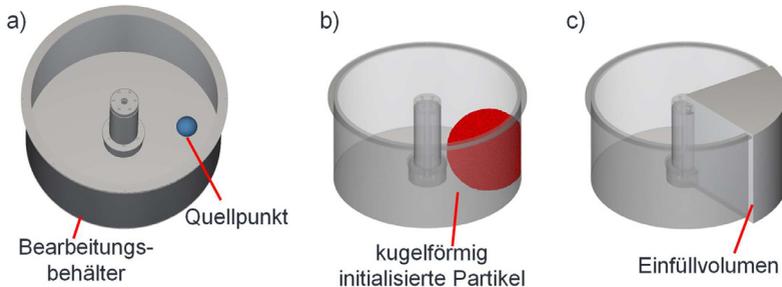
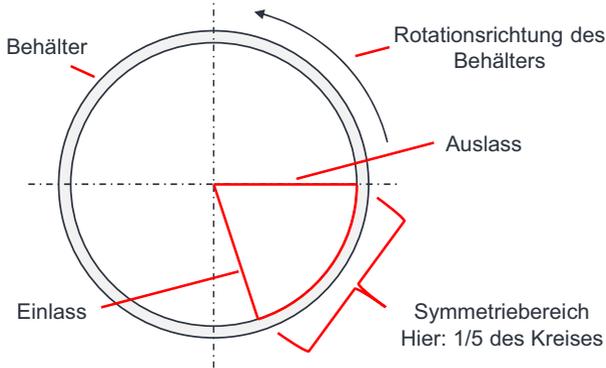


Abbildung 14: Darstellung des a) Quellpunkts der Volumenfüllung sowie b) die daraus resultierende, initiale Partikelverteilung und c) die Position eines Einfüllvolumens.

Mit voranschreitender Simulationszeit ändert sich diese entsprechend und die Partikel verteilen sich im Behälter, allerdings ist hierfür ein längerer Simulationszeitraum vorzusehen. Um diese simulative Vorlaufzeit zu verringern, sollte ein Einfüllvolumen definiert werden, welches für den Zeitraum der Partikelinitialisierung als zusätzliche Berandung, neben dem Bearbeitungsbehälter selbst, dient und somit der zu Beginn vorliegenden Partikelverteilung eine entsprechende Form aufprägt. Dies ist in Abbildung 14 c) beispielhaft dargestellt. Das Einfüllvolumen entspricht in diesem Fall einem Zylindersektor. Nach vollendeter Partikelerzeugung, wird diese Hilfsgeometrie der Simulation als Berandung wieder entnommen.

Im realen Tauchgleitschleifprozess wird die Behälterfüllmenge üblicherweise über die Füllhöhe des glattgestrichenen Medias im Behälter bestimmt. In der Simulation erfolgt dies über die Gesamtmasse an Partikeln, die zu Beginn erzeugt werden. Hierzu wird aus den Abmessungen des Behälters und der einzustellenden Füllhöhe mittels grundlegender, geometrischer Formeln das zu füllende Volumen berechnet. Über die Schüttdichte (vgl. Kapitel 6) kann die Gesamtmasse des Medias bestimmt werden, welche dann als Eingabegröße für die Volumenfüllung dient. Da eine vollständige Füllung des Bearbeitungsbehälters bei relevanten Füllhöhen zu Partikelanzahlen von ca. 6 Mio. führen würde, ist eine Verkleinerung des Berechnungsraums aus Berechnungszeitgründen erforderlich. Hierzu werden rotatorische Symmetrierandbedingungen eingeführt, die die Simulation eines Zylindersektors erlauben. Dieser besitzt einen Auslass, durch den Partikel den Berechnungsraum verlassen können, und einen Einlass durch den dieselben Partikel diesen wieder betreten. Ein rotatorischer Symmetriebereich, der

einem Fünftel des Gesamtbehälters entspricht, ist schematisch in Abbildung 15 dargestellt.



*Abbildung 15: Schematische Darstellung eines rotatorischen Symmetriebereichs von einem Fünftel des Gesamtbehälters.*

Der Symmetriebereich ist in Abhängigkeit der Werkstückgeometrie und der gewählten Prozessstellgrößen zu definieren, da eine ungestörte, stationäre Anströmung in der Regel zwingend erforderlich ist. Wird der Bereich zu klein gewählt, ergibt sich eine Verfälschung der Partikelströmung aufgrund der Überlagerung von Strömungseffekten. Es treten dann u.a. verfälschte Geschwindigkeiten, Drücke oder auch Mediaverteilungen auf. Bei der Modellbildung von Tauchgleitschleifmaschinen mit mehreren Werkstückhaltern, die eine parallele Bearbeitung ermöglichen, stellt dies jedoch ein geringeres Problem dar. Hierbei muss lediglich darauf geachtet werden, dass die Teilung des Behälters durch den Symmetriebereich der Anzahl an gleichzeitig bearbeiteten Werkstücken entspricht, vorausgesetzt die Werkstückhalter sind gleichmäßig am Umfang verteilt. Typischerweise entsprechen die Symmetriebereiche für rotationssymmetrische Werkstücke bis zu einem Durchmesser von 50 mm einem Fünftel bis einem Drittel des Behälters.

Da in der DEM kein Residuum vorhanden ist, wie es beispielweise in der CFD als Grenzkriterium für eine stationäre Strömung vorliegt, müssen alternative Kriterien definiert werden. Hierzu hat sich die lokale Auswertung von vorliegenden Drücken und Geschwindigkeiten über den Simulationszeitraum als zielführend erwiesen. Die kleinste Simulationszeit wurde daher derart definiert, dass die betrachtete Größe mindestens

eine Sekunde auf einem gleichbleibenden Niveau verbleiben muss und dass keine übergeordnete Oszillation vorliegt. Die Dauer von einer Sekunde ergibt sich dabei aus dem rauschenden Grundverhalten einiger Ergebnisgrößen, wie beispielweise der Normalkraft. Dies ist darin begründet, dass die auf eine Berandung wirkende Kraft bei kleinteiliger, zeitlicher Auflösung von 0,01 s, aufgrund der diskreten Partikel leicht schwankt. Um den Einfluss dieser Schwankungen auf das Ergebnis zu egalisieren, wurde bei der Auswertung solcher Größen eine Mittelung über 0,8 s vorgenommen. Grundlegend sind die Ergebnisgrößen für sich betrachtet bei zeitlicher Mittelung jedoch deterministisch. Aus diesem Kriterium ergeben sich für alle durchgeführten Simulationen für diese Arbeit Simulationszeiträume von zwei bis drei Sekunden.

Bei der Ermittlung lokaler Größen, wie sie für das soeben erläuterte Grenzkriterium notwendig sind, gilt es weiterhin das für die Auswertung zugrundeliegende Oberflächennetz auf der Berandung entsprechend zu definieren. Es handelt sich hierbei um ein Dreiecksnetz. Die maximale Seitenlänge des Dreiecks sollte dem Partikeldurchmesser entsprechen, besser jedoch dem halben Partikeldurchmesser. Es gilt grundsätzlich je feiner das Oberflächennetz ist, desto besser ist die lokale Auflösung der Ergebnisgröße. Dies ist besonders bei filigranen oder stark verrundeten Konturen sowie bei Farbkonturplots auf der Berandung relevant.

## 5.2 Verwendete Modelle

Das Bewegungsverhalten der betrachteten Mediavarianten im Tauchgleitschleifen unterscheidet sich, aufgrund der Verwendung von einem Wasser-Compound-Gemisch, zu dem eines trockenen Media, da die zugegebene Flüssigkeit zu einer Benetzung der Partikel und in Folge zu einem Zusammenhalt dieser führt. Dieses Verhalten wird über ein Adhäsionsmodell abgebildet, welches allerdings die Verzahnung von Partikeln aufgrund ihrer kantigen Geometrie nicht berücksichtigt. Um diesen Aspekt der Adhäsion auf das Simulationsmodell zu übertragen, wird zudem ein Rollwiderstandsmodell benötigt. Dieses prägt kugelförmigen Partikeln über ein Moment, welches der Rollbewegung entgegen gerichtet ist, das reale Bewegungsverhalten kantiger Partikel auf. Weitere Adhäsionseffekte, wie bspw. aufgrund von chemischen Reaktionen oder Diffusion, werden nicht gesondert modelliert, sondern sind in der erläuterten Adhäsionsmodellierung enthalten. Weiterhin werden Normal- und Tangentialkraftmodelle benötigt.

Alle hier aufgeführten Modelle entsprechen (ESSS Rocky 2021).

### Adhäsionsmodellierung

Das in dieser Arbeit verwendete Modell beschreibt die Adhäsion durch eine konstante Kraft, welche zwischen zwei benachbarten Partikeln wirkt. Einflussgrößen stellen die Wirkdistanz  $x_{adh,wirk}$ , ab der Adhäsion auftritt, sowie die Kraft selbst dar. Letztere basiert auf der Partikelmasse  $m_p$  und wird über einen Faktor  $k_{adh}$  berücksichtigt. Entsprechend des Faktorwerts ergibt sich für Werte kleiner eins eine Kraft die geringer als die Gewichtskraft des Partikels ist und für Werte größer eins eine entsprechend größere Kraft. Die mathematische Formulierung des Adhäsionsmodells lautet wie folgt, wobei  $F_{adh}$  die Adhäsionskraft,  $x_n$  den Abstand zweier Partikel,  $g$  die Gravitationskonstante und  $m_{p1}$  bzw.  $m_{p2}$  die Partikelmasse von zwei kontaktierenden Partikeln repräsentieren.

$$F_{adh} = 0 \quad \text{für } x_n > x_{adh,wirk},$$

$$F_{adh} = k_{adh} * g * \min(m_{p1}, m_{p2}) \quad \text{für } x_n < x_{adh,wirk}$$
5-1

### Rollwiderstandsmodellierung

Die Beschreibung des Rollwiderstands erfolgt durch ein linear, elastisch-plastisches Feder-Dämpfer Rollwiderstandsmodell. Im Stand der Technik spricht man in diesem Fall von Modellen des Typs C, die einen variablen Rollwiderstand innerhalb definierter Grenzen ermöglichen (Wensrich & Katterfeld 2012). Diese Modelle umfassen in der Regel einen Dämpfungsterm, der grundsätzlich dazu dient, den Rollwiderstand bei sehr niedrigen Winkelgeschwindigkeiten des Partikels zu verringern bzw. zu dämpfen, um bei nahezu unbewegten Partikeln eine Oszillation des Rollwiderstands zu vermeiden. Nach Wensrich und Katterfeld kann jedoch auf einen Dämpfungsterm verzichtet werden, sofern die Rollsteifigkeit geeignet gewählt wird. Da, wie nachfolgend aufgezeigt, die Rollsteifigkeit direkt aus der tangentialen Steifigkeit berechnet wird, wird keine zusätzliche Dämpfung verwendet.

Es gilt für den resultierenden Rollradius  $R_{Roll}$  mit dem jeweiligen Partikelradius  $r_p$  bei Kontakt zweier Partikel oder eines Partikels mit einer Berandung

$$\frac{1}{R_{Roll}} = \frac{1}{r_{p1}} + \frac{1}{r_{p2}} \quad \text{bei Kontakt zweier Partikel,}$$

$$\frac{1}{R_{Roll}} = \frac{1}{r_{p1}} \quad \text{bei Kontakt eines Partikels mit einer Berandung}$$
5-2

und für die Orthogonale Kompressionssteifigkeit  $K_{komp,orth}$  mit dem E-Modul des Partikelwerkstoffs  $E_p$ , dem E-Modul der Berandung  $E_B$  und dem Partikeldurchmesser  $d_p$

$$\frac{1}{K_{komp,orth}} = \frac{1}{E_{p1} * d_{p1}} + \frac{1}{E_{p2} * d_{p2}} \quad \text{bei Kontakt zweier Partikel,} \quad 5-3$$

$$\frac{1}{K_{komp,orth}} = \frac{1}{E_{p1} * d_{p1}} + \frac{1}{E_B * d_{p1}} \quad \text{bei Kontakt eines Partikels mit einer Berandung.}$$

Weiterhin gilt für die tangentielle Steifigkeit  $K_{tang}$  mit einem Steifigkeitsverhältnis von orthogonalen zur tangentialen Richtung  $\lambda_K = 1$

$$K_{tang} = \lambda_K * K_{komp,orth}. \quad 5-4$$

Die Rollsteifigkeit  $K_{Roll}$  ergibt sich dann aus dem vorliegenden Rollradius und der tangentialen Steifigkeit zu

$$K_{Roll} = R_{roll}^2 * K_{tang}. \quad 5-5$$

Für das Rollwiderstandsmoment  $M_{RW,konst}$  gilt ohne elastischen Term

$$M_{RW,konst} = -\mu_{RW} * r_p * F_N * \frac{\omega}{|\omega|}, \quad 5-6$$

wobei  $\mu_{RW}$  den Rollwiderstandsbeiwert,  $F_N$  die wirkende Normalkraft und  $\omega$  die vektorielle Winkelgeschwindigkeit darstellt.

In inkrementeller Schreibweise ergibt sich das Rollwiderstandsmoment mit elastischem Term zu

$$M_{RW,elast}^t = M_{RW,konst}^{t-\Delta t} - K_{Roll} * (\omega_{p1} - \omega_{p2}) * \Delta t, \quad 5-7$$

mit  $\Delta t$  als Zeitschritt der Simulation. Die Berechnung des Zeitschritts wird zu einem späteren Zeitpunkt in diesem Kapitel näher erläutert. Bei Kontakt mit einer Berandung entfällt die Winkelgeschwindigkeit des zweiten Partikels  $\omega_{p2}$ .

Um nun das maximal auftretende Rollwiderstandsmoment zu begrenzen, wird zusätzlich ein Grenzwert definiert, der dem Rollwiderstandsmoment ohne elastischem Term entspricht und die Winkelgeschwindigkeit nicht berücksichtigt.

$$M_{RW,Grenz} = \mu_{RW} * r_p * F_N \quad 5-8$$

Das vollständige Rollwiderstandsmodell ergibt sich somit wie folgt.

$$M_{RW} = \min(|M_{RW,elast}^t|, M_{RW,Grenz}) * \frac{M_{RW,elast}^t}{|M_{RW,elast}^t|} \quad 5-9$$

Für den spezifisch zu bestimmenden Rollwiderstandsbeiwert gilt der Zusammenhang

$$\mu_{RW} = \frac{\arctan\left(\frac{l_1}{l_2}\right)}{90}, \quad 5-10$$

wobei  $l_1$  bzw.  $l_2$  zwei aufeinander senkrecht stehende Längen eines Partikels sind.

### Normal- und Tangentialkräfte

Normalkräfte repräsentieren die Kontaktkräfte, die orthogonal zur Kontaktebene stehen und Tangentialkräfte jene, die in dieser Ebene liegen (vgl. Abbildung 16).

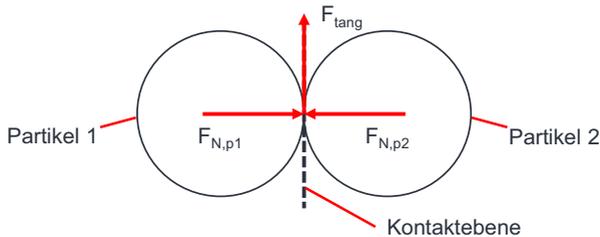


Abbildung 16: Schematische Darstellung der Kontaktkräfte orthogonal und tangential zum Partikelkontakt zweier Kugeln.

Das in dieser Arbeit verwendete Normalkraftmodell ist ein lineares Hysterese-Feder-Dämpfermodell, welches auf die Arbeiten von Walton und Braun im Bereich der Molekulardynamik zurückgeht (Walton & Braun 1986). Die zugrundeliegende modellhafte Vorstellung des Kontakts zweier Partikel beruht dabei auf der Durchdringung bzw. Überlappung. Ein realer Körper erfährt im Kontakt mit einem anderen eine elastische und ggf. plastische Verformung, durch die Kräfte induziert werden. Dies kann im Rahmen der Simulation jedoch nicht gleichartig abgebildet werden, da ein hoher Rechenaufwand zur Berechnung der Partikelverformung die Folge wäre. Aus diesem Grund bedient man sich in der Diskreten Elemente Methode dem genannten Analogieansatz. Die Überlappung zwischen zwei Partikeln  $x_{orth}$  nimmt dabei zu, wenn sich die Partikel aufeinander zubewegen und ab, wenn sie sich wieder entfernen (vgl. Abbildung 17 a).

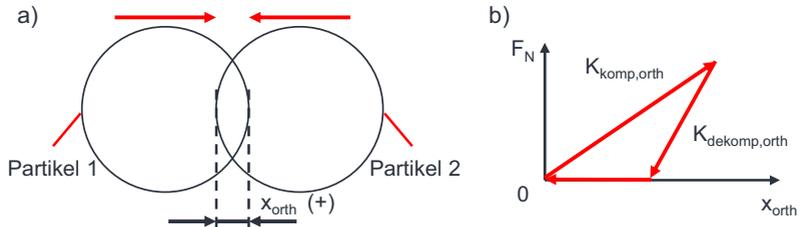


Abbildung 17: Schematische Darstellung a) der Überlappung zweier Partikel sowie b) der orthogonalen Kompressions- und Dekompressionssteifigkeit in Anlehnung an (ESSS Rocky 2021).

In Anlehnung an die Adhäsionsmodellierung gilt für den Abstand zweier Partikel  $x_n$  und die Überlappung  $x_{orth}$

$$x_n = -x_{orth}. \quad 5-11$$

Da für die Dekompressionssteifigkeit  $K_{dekomp,orth}$  der Zusammenhang

$$K_{dekomp,orth} = \frac{K_{komp,orth}}{e^2} \quad 5-12$$

gilt, mit  $e$  als Stoßzahl, folgt daraus, dass die Dekompressionssteifigkeit immer kleiner oder gleich der Kompressionssteifigkeit  $K_{komp,orth}$  (Formel 5-3) ist. Es ergibt sich somit das Hystereseverhalten wie beispielhaft in Abbildung 17 b) dargestellt. Begründet ist dieser Zusammenhang darin, dass die im Kontakt verlorene Energie (Dissipation) über die Stoßzahl, die ein Maß dafür darstellt, berücksichtigt wird. Aufgrund dieser Hysterese folgt weiterhin, dass, sobald die wirkende Normalkraft den Wert Null erreicht, d.h. wenn sich Partikel voneinander entfernen, jedoch noch in unmittelbarer Nachbarschaft befinden, eine leichte Überlappung vorliegt. Diese leichte Überlappung kann mitunter bei Simulationsfällen in denen die Partikel wenig Bewegung erfahren, wie bei bspw. Schüttwinkelsimulationen, zu einem Rauschen der Kraft führen. Diese führt wiederum zu einer leichten räumlichen Bewegung der Partikel, ähnlich einer hochfrequenten Vibration. Aus diesem Grund wurde in Rocky DEM ein zusätzlicher Dämpfungsterm für lange Partikelkontakte implementiert, der diese Vibration vollständig dämpft. Der Zusammenhang für die Dämpfungskraft  $F_{N,C}$  ergibt sich mit der Dämpfungskonstante  $\eta$  wie folgt

$$F_{N,C} = 2 * \eta * \sqrt{m_{res} * K_{komp,orth}} * \frac{d * x_{orth}}{dt} \quad 5-13$$

mit der resultierenden Masse im Kontakt  $m_{res}$

$$\frac{1}{m_{res}} = \frac{1}{m_{p1}} + \frac{1}{m_{p2}} \quad \text{bei Kontakt zweier Partikel,}$$

$$\frac{1}{m_{res}} = \frac{1}{m_{p1}} \quad \text{bei Kontakt eines Partikels mit}$$

5-14

$$\text{einer Berandung.}$$

Die Dämpfungskraft  $F_{N,C}$  wirkt bei regulärem Kontakt allerdings nicht. Sie spielt vielmehr für die Prozesssimulation des Tauchgleitschleifens keine relevante Rolle, da in der Interaktion zwischen Werkstück und Partikel durchgehend geringe Kontaktzeiten aufgrund der kontinuierlichen Relativbewegung herrschen. Aus diesem Grund wurde für die Prozesssimulation die Dämpfungskonstante  $\eta = 0$  gesetzt, wodurch der Term entfällt.

Es ergibt sich resultierend für die Normalkraft der Gesamtzusammenhang in inkrementeller Schreibweise zu

$$F_N^t = \min(K_{komp,orth} * x_{orth}^t, F_N^{t-\Delta t} + K_{dekomp,orth} * \Delta x_{orth}) \quad \text{für } \Delta x_{orth} \geq 0,$$

$$F_N^t = \max(F_N^{t-\Delta t} + K_{dekomp,orth} * \Delta x_{orth}, 0,001 * K_{komp,orth} * x_{orth}^t) \quad \text{für } \Delta x_{orth} < 0.$$

5-15

mit  $\Delta x_{orth}$  als Änderung der Überlappung zweier Partikel über die Zeit

$$\Delta x_{orth} = x_{orth}^t - x_{orth}^{t-\Delta t}, \quad \text{5-16}$$

wobei  $\Delta t$  den Zeitschritt der Simulation repräsentiert. Dieser ergibt sich für das verwendete Normalkraftmodell wie folgt:

$$\Delta t = \min \left( \frac{\pi}{2 * n_{Komp,\Delta t}} * \sqrt{\frac{m_{res}}{K_{komp,orth}}}, \frac{\pi}{8} * \sqrt{\frac{m_{res}}{K_{dekomp,orth}}} \right). \quad \text{5-17}$$

Zur Sicherstellung einer hinreichenden Auflösungen des Kontakts im Kompressionsfall, d.h. wenn sich zwei Partikel aufeinander zubewegen, gibt der Parameter  $n_{komp,\Delta t}$  die Mindestanzahl von Zeitschritten in diesem Fall vor. Wird dieser Parameter zu klein gewählt, kann der Kontakt nicht ausreichend aufgelöst werden und es folgen daraus Falschberechnungen der Normalkraft. Ein typischer Wert für die Zeitschrittzahl im Kompressionsfall ist hierbei 15.

Neben der Normalkraft ist weiterhin die Tangentialkraft zu berechnen. Hierfür wurde ein linear elastisches Federmodell verwendet, welches durch Coulomb'sche Reibung begrenzt wird. Die Formulierung der Tangentialkraft ergibt sich dabei zu

$$F_{tang,e}^t = \min(|F_{tang,e}^t|, \mu_i * F_N^t) * \frac{F_{tang,e}^t}{|F_{tang,e}^t|} \quad 5-18$$

mit

$$F_{tang,e}^t = F_{tang}^{t-\Delta t} - K_{tang} * \Delta x_{tang} \quad 5-19$$

Der Parameter  $K_{tang}$  entspricht dabei der Tangentialsteifigkeit (Formel 5-4) und  $\Delta x_{tang}$  der tangentialen Verschiebung während eines Zeitschritts. Diese ist in Abbildung 18 veranschaulicht.

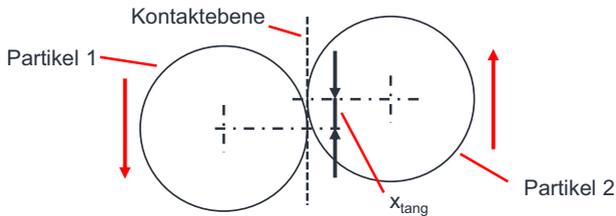


Abbildung 18: Schematische Darstellung der tangentialen Verschiebung zwischen zwei Partikeln.

Der indizierte Reibungskoeffizient  $\mu_i$  kann entweder den Wert des Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$  oder den des Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_R$  annehmen. Liegt keine relative Bewegung zwischen zwei Partikeln vor, so gilt  $\mu_i = \mu_H$ . Wird die vorliegende Tangentialkraft größer als die Haftreibungskraft  $F_{R,haft}$ , die sich allgemein ergibt zu

$$F_{R,haft} = \mu_H * F_N, \quad 5-20$$

dann ändert sich der indizierte Reibungskoeffizient zu  $\mu_i = \mu_R$  und es liegt eine Tangentialbewegung vor. In Formel 5-18 begrenzt somit der zweite Term in der Klammer, der für die Coulomb'sche Reibung steht, die Tangentialkraft.

### 5.3 Simulationszeiτοoptimierung

Die im Kapitel 5 erläuterten Vereinfachungen des Simulationsmodells wie die Einführung von Symmetrieebenen sowie die Volumenfüllung über ein Einfüllvolumen dienen grundlegend der Simulationszeitverkürzung und beziehen sich dabei auf den Modelaufbau. Die DEM bietet jedoch noch eine weiterführende Möglichkeit die Simulationszeit signifikant zu optimieren. Dies erfolgt über die Reduzierung des E-Moduls und somit einer Vergrößerung des Zeitschritts der Simulation. Der entsprechende Zusammenhang ist in Formel 5-17 dargestellt. Treten größere Überlappungen zwischen zwei Partikeln aufgrund eines verringerten E-Moduls auf, ist bei gegebener Kontaktgeschwindigkeit eine Vergrößerung des Zeitschritts möglich, da der Kontakt noch auflösbar ist und trotzdem korrekte Kräfte berechnet werden können. Ist der E-Modul allerdings zu gering, treten Überlappungen auf, die zu einer fehlerhaften Berechnung der Kontaktkräfte führen. Zur Erreichung einer maximalen Simulationszeitverkürzung ist es notwendig, den minimalen E-Modul, bei dem gerade noch korrekte Kontaktkräfte auftreten, zu bestimmen. Im Stand der Technik ist hierzu allerdings keine eindeutige Aussage zu finden. Vielmehr gilt es für das abzubildende System eine Einflussanalyse durchzuführen und so den minimal anwendbaren E-Modul zu definieren (Lommen, Schott & Lodewijks 2014). Aus diesem Grund wurde der miniaturisierte Tauchgleitschleifprozess modelliert und eine Variation des Partikel-E-Moduls vorgenommen.

Der Partikel-E-Modul wurde für die Einflussanalyse in den Schritten 0,01; 1; 100 und 350 GPa variiert, bei einer Behälterdrehzahl  $n_{Beh} = 60$  U/min (Abbildung 19). Bei der Simulation mit 350 GPa konnten allerdings keine verwertbaren Ergebnisse erzielt werden, da aufgrund der hohen Partikelsteifigkeit zu kleine Zeitschritte auftraten, die zu Simulationsfehlern führten. Simulation mit geringeren E-Modulen als 0,01 GPa führten ebenfalls zu nicht verwertbaren Ergebnissen, da die Überlappung so groß wurde, dass Partikel durch Berandungen hindurch gingen. Für die E-Module 0,01 und 1 GPa wurde weiterhin die Behälterdrehzahl von 60 bis 150 U/min variiert.

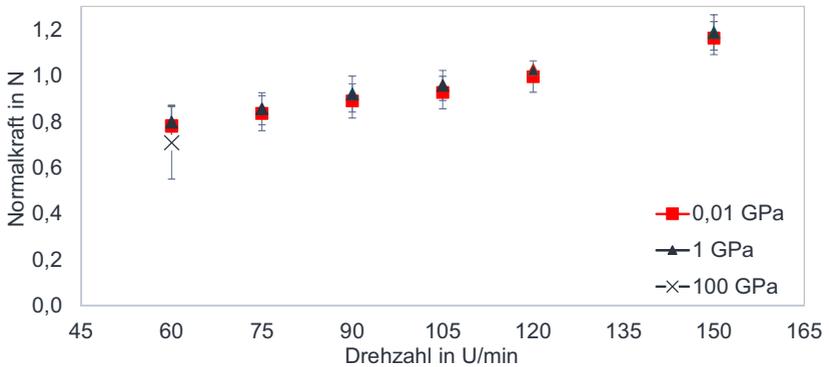


Abbildung 19: Simulativ ermittelte Normalkraft auf der Auswertefläche im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess mit Variation des Partikel-E-Moduls in den Schritten 0,01, 1 und 100 GPa.

Für die Variation des E-Moduls bei der Behälterdrehzahl  $n_{\text{Beh}} = 60$  U/min konnte in jedem Simulationsfall eine sehr ähnliche Normalkraft auf der Auswertefläche bestimmt werden, vor allem unter Berücksichtigung der Standardabweichung. Ausgehend von einer Normalkraft  $F_{N,100\text{GPa}} = 0,71$  N bei 100 GPa liegen die Kräfte für 0,01 GPa mit  $F_{N,0,01\text{GPa}} = 0,78$  N ca. 10 % und für 1 GPa mit  $F_{N,0,01\text{GPa}} = 0,8$  N ca. 12 % darüber. Deutlich wird allerdings, dass die vorliegende Standardabweichung für die beiden niedrigen E-Module nahezu identisch und für den E-Modul von 100 GPa deutlich größer ist. Dies lässt darauf schließen, dass es zu Instabilitäten des Solvers aufgrund der geringen Überlappungen und somit sehr kleinen Zeitschritten kommt. Die jeweiligen Zeitschritte sowie Gesamtberechnungszeiten sind in Tabelle 3 aufgelistet.

Tabelle 3: Zeitschritt sowie Berechnungszeit der Simulationen des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozesses mit den E-Modulen 0,01; 1 und 100 GPa.

E-Modul in GPa	0,01	1	100
Zeitschritt in s	2,3e-6	2,3e-7	2,3e-8
Berechnungszeit in h	7,26	48,95	152,93

Es ist jedoch anzumerken, dass die Simulationen der beiden niedrigen E-Module auf dem System mit der Grafikkarte Nvidia GeForce GTX 1080 Ti berechnet wurden und der Simulationsfall mit 100 GPa auf einer Nvidia Tesla V100. Eine Berechnung auf dem weniger leistungsfähigen System wäre nicht möglich gewesen, da die Berechnungszei-

ten im Bereich von Monaten gelegen hätten. Bei Betrachtung des Zeitschritts wird deutlich, dass eine Reduktion des E-Moduls um Faktor 10.000 eine Vergrößerung des Zeitschritts um Faktor 100 zur Folge hat und somit deutlich weniger Rechenoperationen für die Berechnung bei gleicher Simulationszeit notwendig sind.

Die Variation der Behälterdrehzahl für die beiden niedrigen E-Module zeigt deutlich, dass auch bei Veränderung der Strömungsgeschwindigkeit in beiden Fällen ein nahezu identisches Ergebnis vorliegt, wobei die Simulationen mit  $E = 0,01$  GPa immer leicht unterhalb liegen. Dies kann weiterhin durch Ergebnisse von Yan et al. untermauert werden, da durch die Variation des E-Moduls, im nahezu identischen Bereich von 0,02 bis 200 GPa, kein signifikanter Einfluss auf die resultierende Geschwindigkeit und somit das Strömungsfeld sowie entstehende Schüttwinkel identifizierbar ist (Yan & Wilkinson et al. 2015). Aufgrund der deutlich geringeren Berechnungszeit sowie gleichzeitig genaueren Berechnung der Normalkraft wurde für alle Simulationen ein E-Modul von 0,01 GPa verwendet.

## 5.4 Fazit Modellierung

Mittels der verfügbaren Rechensysteme kann in Abhängigkeit der Partikelanzahl eine schnelle Berechnung mit hinreichend langen Simulationszeiten erreicht werden und somit ist die Abbildung des Tauchgleitschleifprozesses mit realer Mediamenge möglich. Durch Simulationsvereinfachungen bzw. -optimierungen, wie die Partikelinitialisierung über eine Volumenfüllung bei gleichzeitiger Begrenzung über ein Einfüllvolumen sowie die Verringerung der Partikelanzahl durch Einführung von Symmetriebereichen, ist zudem ein auf Effizienz bei unveränderter Ergebnisgüte ausgerichteter Modellaufbau möglich. Weiterhin eignen sich lokale Kenngrößen zur Ermittlung eines stationären Zustands der Simulation, da diese für sich genommen deterministisch sind. Allerdings ist dabei besonders bei stark verrundeten oder filigranen Konturen auf eine geringe Zellgröße des Oberflächennetzes zu achten.

Durch Modellierung einer konstanten Adhäsion kann der Zusammenhalt des Medias im Tauchgleitschleifen aufgrund von eingebrachtem Wasser und Compound modelliert werden. Durch Implementierung eines Rollwiderstands, der aus der Partikelgeometrie berechnet werden kann, ist zudem die Abbildung von in Realität kantigen Mediavarianten durch Kugeln möglich, wodurch zudem signifikant die Berechnungszeit reduziert werden kann. Unter Einbeziehung der Modelle zur Berechnung der Normal- sowie Tangentialkraft und der Berechnung des Zeitschritts kann allgemeingültig eine signifikante Berechnungszeitverkürzung durch die Reduzierung des Partikel-E-Moduls erreicht werden.

Die gewählte Vorgehensweise zur Modellierung ermöglicht also grundlegend eine Abbildung des Tauchgleitschleifens mit realen Maschinengeometrien, hinreichender Mediamenge, geringen Berechnungszeiten und hoher Ergebnisgüte. Somit ist eine Vielzahl an Prozesspunkten simulierbar.

## 6 Bestimmung von Simulationsrandbedingungen

Die quantitative Aussagefähigkeit von Simulationen hängt entscheidend von der Qualität der initial definierten Simulationsrandbedingungen ab. Die Diskrete Elemente Methode erfordert dabei eine Beschreibung der Eigenschaften der Festkörper, die als Partikel abgebildet werden sollen. Im Fall der Prozesssimulation des Tauchgleitschleifens umfasst dies die Partikelgeometrie sowie die Größenverteilung der Partikel und die sich daraus ableitende Schüttdichte. Weitere Größen sind die Stoßzahl, Haft- und Gleitreibungskoeffizienten mit den Wirkpartnern im Prozess. Darunter fallen der interpartikuläre Kontakt sowie der Kontakt zwischen Schleifkörper und Werkstück. Da der Tauchgleitschleifprozess in der Regel als Nassprozess ausgeführt wird, in dem eine kontinuierliche Spülung des Arbeitsbehälters mit einem Wasser-Korrosionsschutzmittel-Gemisch erfolgt, stellt das Adhäsionsverhalten der Schleifkörper untereinander ebenfalls eine Einflussgröße auf den Gesamtprozess dar und muss daher in der Definition der Simulationsrandbedingungen berücksichtigt werden. Zur Untersuchung des Tauchgleitschleifprozesses wurde in dieser Arbeit ein rein keramisches Media, bestehend aus  $> 90\% \text{ Al}_2\text{O}_3$  und  $< 10\% \text{ MnO}_2$ , verwendet. Dieses lag in einer nahezu ideal sphärischen (GXMA 16) sowie in einer stochastisch vielkantigen Form (KXMA 16) vor, wodurch entsprechend der Untersuchungsmethode zur Randbedingungenbestimmung immer die am besten geeignete Geometrievariante gewählt werden konnte. Die Materialparameter Elastizitätsmodul  $E$  sowie die Querkontraktionszahl  $\nu$  (Poisson-Zahl) wurden nicht experimentell bestimmt, sondern anhand von Literaturwerten für den Werkstoff  $\text{Al}_2\text{O}_3$  definiert. Für den E-Modul wurde ein Wert von 386 GPa und für die Querkontraktionszahl ein Wert von 0,23 gewählt (DellaCorte, Pepper & Honey 1991). Der E-Modul  $E$ , die Querkontraktionszahl  $\nu$  sowie die Dichte  $\rho$  für den in dieser Arbeit verwendeten Werkstückwerkstoff 42CrMo4 wurde entsprechenden Werkstoffdatenblättern des Materiallieferanten entnommen. Es ergibt sich somit  $E_{42\text{CrMo}4} = 210 \text{ GPa}$ ,  $\nu_{42\text{CrMo}4} = 0,3$  und  $\rho = 7720 \text{ kg/m}^3$ . Der E-Modul der Partikel wurde, entsprechend der Simulationszeitoptimierung in Kapitel 5.3, reduziert und auf 0,01 GPa festgelegt.

## 6.1 Größenverteilung und Schüttdichte

Zur Bestimmung der Partikelgrößenverteilung der beiden Varianten GXMA 16 und KXMA 16 wurden Messungen an einer Sympatec HELOS Gradis Anlage mittels Laserlichtbeugungsspektrometrie am Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik (MVM) am KIT durchgeführt. Die genannte Spektrometrie basiert grundlegend auf der Fraunhofer-Beugung. Durch Abgleich der gemessenen Beugung der Partikel mit Beugungsdaten von Kugeln können neben kugelförmigen auch stochastisch vielkantig geformte Partikel auf einen Äquivalentdurchmesser bezogen werden. Die messbaren Partikelgrößen liegen bei diesem Messsystem im Bereich von 0,1  $\mu\text{m}$  bis 8,75 mm und die Messdauer betrug 0,48 s. Die definierte Zufuhr der Partikel erfolgte über eine Präzisionsschwingrinne des Typs VIBRI der Fa. Sympatec mit einer Förderrate von 30 %. Die generierten Partikelgrößenverteilungen sind in Abbildung 20 dargestellt.

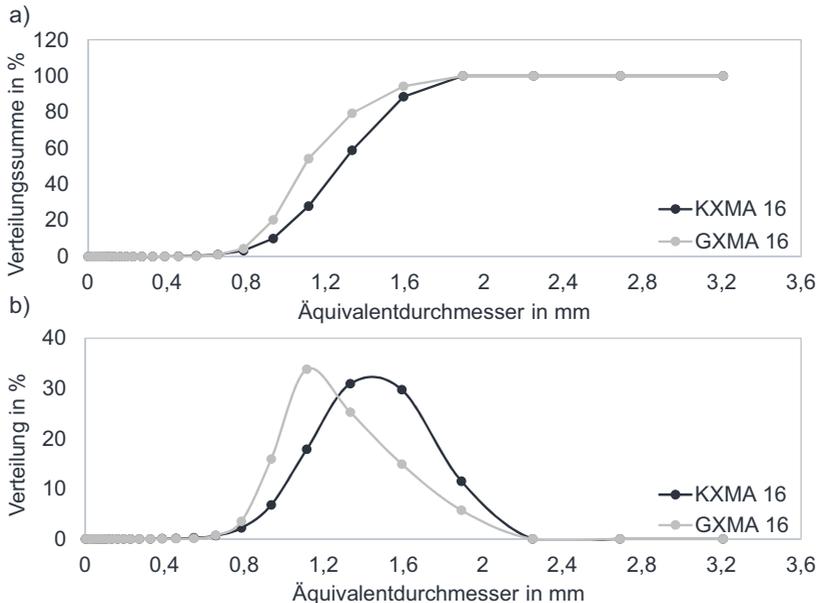


Abbildung 20: a) Verteilungssumme in % und b) Verteilung in % der Schleifkörpervarianten GXMA 16 und KXMA 16 über den Äquivalentdurchmesser.

Zur vereinfachten Interpretierbarkeit ist in Abbildung 20 a) die Verteilungssumme in % und in Abbildung 20 b) die Verteilung in % über den Partikeldurchmesser aufgetragen. Deutlich wird, dass die mittlere Partikelgrößenverteilung von GXMA 16 etwas unterhalb der von KXMA 16 liegt. Weiterhin zeigt GXMA 16 eine asymmetrische, wohingegen KXMA 16 eine nahezu ideal symmetrische Partikelverteilung aufweist. Der Äquivalentdurchmesser liegt bei GXMA 16 sowie bei KXMA 16 im Bereich von 0,39 mm bis max. 3,21 mm, wobei der Anteil über 2,25 mm vernachlässigbar ist.

Die Dichte der verwendeten Schleifkörper kann entweder über die zugrundeliegende Werkstoffeigenschaft mittels archimedischer Dichtemessungen ermittelt oder über die Schüttung mittels gravimetrischer Analyse bestimmt werden. Mit Hinblick auf die Modellierung, durch Abstraktion der kantigen Geometrie von KXMA 16 durch Kugeln mit einem konstanten Durchmesser, wurde die Dichtebestimmung gravimetrisch in der Schüttung durchgeführt, um die Einflüsse der Vereinfachungen weitestgehend zu reduzieren.

Die Untersuchungen erfolgten mittels eines kubischen Hohlkörpers mit den Abmessungen 25,5 mm x 25,5 mm x 20,7 mm (Länge x Breite x Höhe) und einer Masse von 2,0086 g. Die Wägung wurde mit einer selbstjustierenden Feinwaage vom Typ Mettler Toledo B204-S mit einer Höchstlast von 220 g und einer Standardabweichung von 0,0001 g durchgeführt. Es wurde das Media im vollständig trockenen sowie im befeuchteten Zustand analysiert, um somit zusätzlich den Feuchtegrade bestimmen zu können. Die einzelnen Massen sind Tabelle 4 zu entnehmen.

*Tabelle 4: Ermittelte Massen ohne die Masse des kubischen Hohlkörpers für trockenes und befeuchtetes KXMA 16.*

Versuchsnr.	1	2	3	4	5	6	Mittelw.
Media trocken in g	29,5718	30,6381	29,4705	29,7917	29,6101	29,7938	29,8127
Media feucht in g	27,1181	28,1849	28,4265	28,3175	27,9116	28,3674	28,0543

Unter Berücksichtigung der Hohlkörpermasse ergibt sich für trockenes KXMA 16 eine mittlere Masse von 29,8127 g mit einer Standardabweichung von 0,387 g und eine Schüttdichte von 2214,88 kg/m<sup>3</sup>. Für befeuchtetes Media liegt eine mittlere Masse von 28,0543 g mit einer Standardabweichung von 0,4509 g vor. Die Schüttdichte beträgt in diesem Fall 2084,25 kg/m<sup>3</sup>. Die Standardabweichung der Waage selbst ist bei diesen

Schwankungen vernachlässigbar. Der aus den beiden Dichten abgeleitete Wassergehalt beträgt somit 6,3 Massenprozent.

## 6.2 Partikelgeometrie

Zur Charakterisierung der Partikelgeometrie wurde je Geometrievariante des Media eine Stichprobe mittels eines Auflichtmikroskops des Typs Zeiss Axio Imager.M1m untersucht. Die Vermessung der Partikel erfolgte jeweils in drei orthogonal aufeinander stehenden Raumrichtungen (a, b, und c), wobei die Partikel zunächst in den Richtungen a und b und anschließend um 90° gedreht und in c-Richtung vermessen wurden (vgl. Abbildung 21).

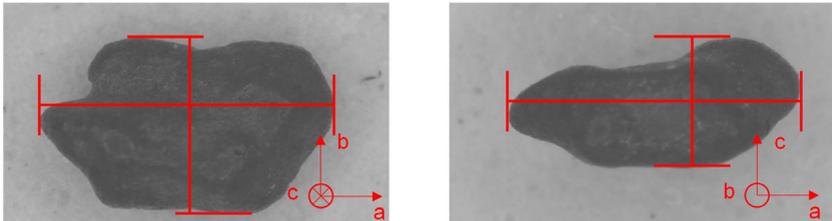


Abbildung 21: Beispielhafte Darstellung eines Partikels des Typs KXMA 16 mit den zugehörigen Raumrichtungen.

Die Abmessungen der jeweiligen Partikel wurden anschließend entsprechend dem Formfaktordiagramm nach Walz (Stieß 2009) miteinander verrechnet und die Längenverhältnisse  $a/c$  bzw.  $b/c$  gebildet.

Entsprechend der Verhältnisse ergibt sich die in Abbildung 22 dargestellte Formeinteilung für das Media KXMA 16. Es weisen 62 % der Partikel eine kugelige oder vielkantig gedrungene Form (Bereich A) auf, mit Verhältnissen von im Mittel  $a/c = 1,47$  und  $b/c = 1,2$ . Weitere 28 % zeigen eine noch gedrungenerere Form, die jedoch von der Kugelform bereits abweicht (Bereich B). Der Bereich B weist dabei Verhältnisse von im Mittel  $a/c = 2,03$  und  $b/c = 1,45$  auf. Die restlichen 10 % der Partikel liegen in den Bereichen C bzw. D und sind tendenziell eher flach. Eine weitere Betrachtung dieser Partikel wird im Folgenden nicht durchgeführt, da bereits die Bereiche A und B einem Anteil von 90 % der Stichprobe entsprechen und eine zu kleinteilige Abbildung der Geometrien aus Rechenzeitgründen in der DEM-Simulation nicht zielführend ist.

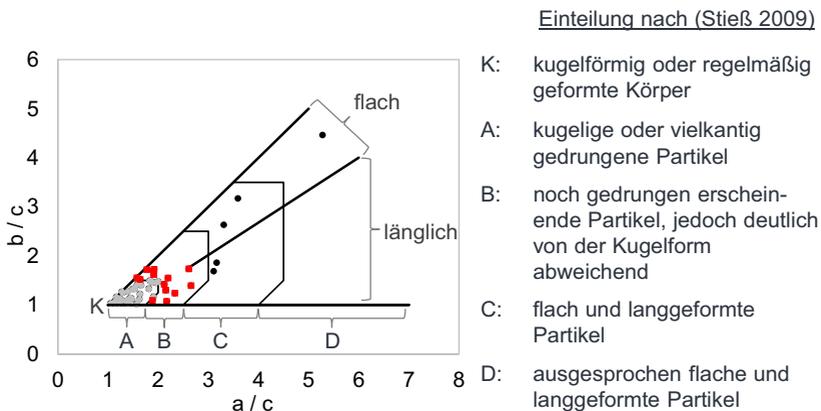


Abbildung 22: Formfaktordiagramm nach Walz für das Media KXMA 16 mit zugehöriger Benennung der Bereiche (Stieß 2009).

Eine weiterführende Geometrieanalyse der A- und B-Bereiche wurde mithilfe einer Auswertung in der Software MATLAB durchgeführt. Dabei wurden die vorliegenden Mikroskopaufnahmen (Abbildung 23 a) zunächst in Graustufenbilder konvertiert und eine Kontrastoptimierung durchgeführt, um die Außenkanten der Partikel fehlerfrei erfassen zu können. Die Außenkanten wurden anschließend aufgedickt und mögliche Löcher in der Außengeometrie gefüllt (Abbildung 23 b). Mittels der erfassten Abmessungen in den Mikroskopaufnahmen wurden anschließend die Schwerpunkte jedes Partikels ermittelt und diese übereinander positioniert. Über die Pixelgröße wurden die Geometrien zueinander skaliert und anschließend ein Intensitätsbild erstellt (Abbildung 23 c). Die Farbskala stellt dabei die Häufigkeit der Überlagerung der einzelnen Partikelgeometrien dar. Je dunkelroter der Bereich, desto mehr Partikel überlagern sich an dieser Stelle. Je dunkelblauer der Bereich, desto weniger Partikel überlagern sich.

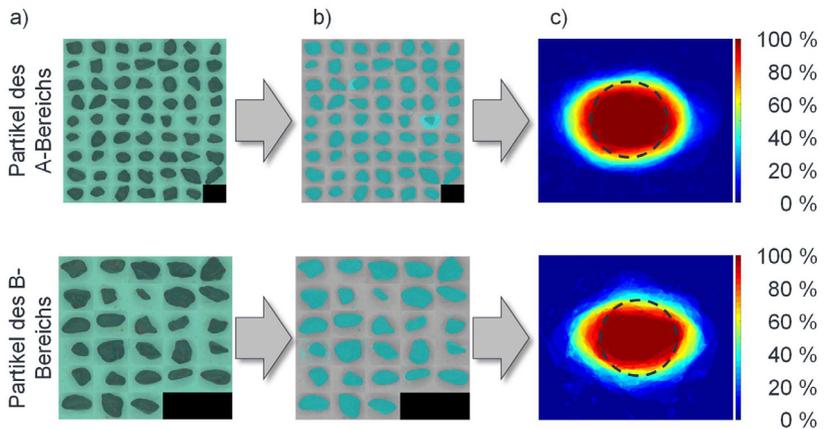


Abbildung 23: Darstellung des Ausgangszustands des Medias KXMA 16 a), der erkannten Partikelaußengeometrie b) sowie dem daraus abgeleiteten Intensitätsbild mit Vergleichskreis c) für den A- und B-Bereich des Formfaktordiagramms nach Walz.

Unter Zuhilfenahme des jeweiligen Vergleichskreises wird deutlich, dass die Partikel beider Bereiche eine ovale Form besitzen, wobei dies im Bereich B stärker ausgeprägt ist. Trotz der stochastisch vielkantigen Form der Partikel kann bei makroskopischer Betrachtung in guter Näherung von nahezu sphärischen oder ovoiden Formen ausgegangen werden.

Im Gegensatz zu den Partikeln des Medias KXMA 16, weist das globulare Pendant GXMA 16 mit Verhältnissen von  $a/c = 1,11$  und  $b/c = 1,06$  eine nahezu ideal sphärische Geometrie auf. Eine Darstellung dieser Verhältnisse im Formfaktordiagramm nach Walz ist aufgrund der nur geringen Unterscheidung vom Wert 1 nicht sinnvoll.

### 6.3 Stoßzahl

Die Ermittlung der Stoßzahl erfolgte durch Falltests und Erfassung der Rückprallhöhe nach dem Stoß. Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abbildung 24 dargestellt.

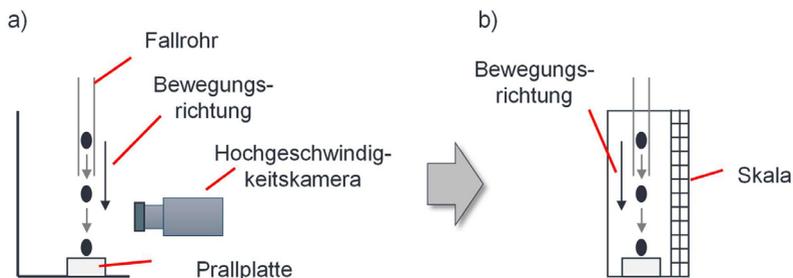


Abbildung 24: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Stoßzahlermittlung a) von der Seite und b) in Blickrichtung der Kamera.

Für den Versuchsaufbau wurde ein Fallrohr vertikal vor einer Millimeterskala ausgerichtet. Direkt darunter wurde eine Prallplatte aus den Werkstoffen 42CrMo4 V sowie  $\text{Al}_2\text{O}_3$  positioniert. Die Werkstoffauswahl erfolgte aufgrund der Stoßpartner im Tauchgleit-schleifprozess, da der verwendete Werkstoff für alle Proben auf 42CrMo4 festgelegt wurde. Zur Ermittlung der Stoßzahl von Schleifkörpern untereinander, wurde der Werkstoff  $\text{Al}_2\text{O}_3$  verwendet, da wie bereits erwähnt, das verwendete Media zu mehr als 90 % aus dieser Keramik besteht. Eine Prallfläche aus dem Mediawerkstoff war nicht verfügbar.

Zur Erfassung der Partikelbewegung wurde eine Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ MotionBLITZ Cube 2 mit einer Bildrate von 877 Hz und einer Auflösung von 640 x 586 Pixeln verwendet. Die Einbringung der Partikel in das Fallrohr erfolgte auf variierenden Höhen im Bereich von 40 bis 80 mm. Aufgrund des beschränkten Sichtfelds der Kamera konnten größere Fallhöhen nicht umgesetzt werden, da die daraus resultierend größere Rückprallhöhe nicht mehr erfasst werden konnte. Grundsätzlich ist die Stoßzahl jedoch eine Werkstoffkonstante, die invariant gegenüber der Aufprallgeschwindigkeit ist, sofern sich das Material selbst nicht, durch bspw. plastische Verformung, verändert. Eine plastische Materialveränderung kann bei diesen Versuchen ausgeschlossen werden. Um Einflüsse durch potentielle Messfehler in der Fallhöhenbestimmung

auszuschließen, erfolgte die initiale Höhenbestimmung aufgrund der erreichten Fallgeschwindigkeiten unmittelbar vor dem Stoß. Hierzu wurde die Dauer (Auswertzeit) des Falls für die letzten 10 bzw. 12 mm (Auswertstrecke) vor der Stoßplatte bestimmt und daraus die Fallgeschwindigkeit berechnet. Der Zusammenhang ist in Formel 6-1 aufgezeigt, wobei  $v$  für die Geschwindigkeit,  $g$  für die Gravitationskonstante und  $h$  für die Fallhöhe steht.

$$h = \frac{v^2}{2 * g} \quad 6-1$$

Aus der so ermittelten Fallhöhe kann mit Formel 6-2 die Stoßzahl  $e$  bestimmt werden, wobei  $h_2$  für die Rückprallhöhe und  $h_1$  für die Fallhöhe steht.

$$e = \sqrt{\frac{h_2}{h_1}} \quad 6-2$$

In der Tabelle 5 sind die ermittelten Größen sowie die daraus berechnete Fallgeschwindigkeit, Anfangshöhe und die Stoßzahl aufgeführt.

*Tabelle 5: Ermittelte Auswertestrecke, Auswertzeit, Rückprallhöhe sowie berechnete Fallgeschwindigkeit, Anfangshöhe und Stoßzahl für die Mediavarianten GXMA 16 und KXMA 16 für den Prallplattenwerkstoff 42CrMo4.*

Media	Auswertestrecke in m	Auswertzeit in s	Rückprallhöhe $h_2$ in m	Fallgeschw. $v$ in m/s	Anfangshöhe $h_1$ in m	Stoßzahl $e$	Mittelw. Stoßzahl $e_{\text{Mean}}$
GXMA 16	0,012	0,0126	0,044	0,952	0,046	0,976	0,884
	0,012	0,0126	0,043	0,952	0,046	0,964	
	0,012	0,0125	0,037	0,960	0,047	0,888	
	0,012	0,0125	0,030	0,960	0,047	0,799	
	0,012	0,0113	0,041	1,062	0,057	0,845	
	0,012	0,0126	0,037	0,952	0,046	0,895	
	0,012	0,0114	0,040	1,053	0,056	0,842	
	0,012	0,0125	0,041	0,960	0,047	0,934	
KXMA 16	0,010	0,0115	0,037	1,043	0,055	0,817	0,767
	0,010	0,0080	0,070	1,250	0,080	0,938	
	0,010	0,0080	0,050	1,250	0,080	0,792	
	0,010	0,0113	0,022	0,885	0,040	0,742	
	0,010	0,0080	0,044	1,250	0,080	0,743	
	0,010	0,0080	0,031	1,250	0,080	0,624	
	0,010	0,0092	0,035	1,087	0,060	0,762	

Für den Stoßpartner 42CrMo4 wurden Versuche mit beiden Mediavarianten durchgeführt. Die Fallgeschwindigkeiten liegen für beide Mediavarianten im Bereich von 0,89

bis 1,25 m/s. Deutlich wird, dass die Schwankung und somit die Standardabweichung der Stoßzahl bei GXMA 16 ( $e_{StDev, GXMA16-42CrMo4} = 0,06$ ) geringer ist als bei KXMA ( $e_{StDev, KXMA16-42CrMo4} = 0,093$ ). Dies ist begründet in der unregelmäßigen, kantigen Form der KXMA 16-Partikel, die zu einer Rotation der Partikel nach dem Stoß führen, wodurch Bewegungsenergie verloren geht und die Stoßzahl geringer ausfällt. Die Mittelwerte der beiden Mediavarianten mit  $e_{MeanGXMA16-42CrMo4} = 0,884$  und  $e_{MeanKXMA16-42CrMo4} = 0,767$  bestätigen dies. Für die Stoßzahl gemittelt über beide Mediavarianten ergibt sich ein Wert von  $e_{Mean, XMA16-42CrMo4} = 0,837$ . Die Versuche zur Stoßzahlbestimmung mit dem Prallplattenwerkstoff  $Al_2O_3$  wurden zur Vermeidung von Partikelrotation nur mit GXMA 16 durchgeführt. Dies ist zulässig, da es sich um eine spezifische Größe der Werkstoffpaarung handelt. Die Ergebnisse sind Tabelle 6 zu entnehmen.

*Tabelle 6: Ermittelte Auswertestrecke, Auswertezeit, Rückprallhöhe sowie berechnete Fallgeschwindigkeit, Anfangshöhe und Stoßzahl für die Mediavariante GXMA 16 für den Prallplattenwerkstoff  $Al_2O_3$ .*

Auswertestrecke in m	Auswertezeit in s	Rückprallhöhe $h_2$ in m	Fallgeschw. $v$ in m/s	Anfangshöhe $h_1$ in m	Stoßzahl $e$	Mittelw. Stoßzahl $e_{Mean}$
0,010	0,012	0,030	0,870	0,0390	0,882	
0,010	0,011	0,034	0,935	0,045	0,874	
0,010	0,011	0,023	0,877	0,039	0,766	
0,010	0,011	0,028	0,885	0,040	0,838	
0,010	0,011	0,033	0,935	0,045	0,861	
0,010	0,010	0,031	0,980	0,049	0,795	
0,010	0,011	0,032	0,877	0,039	0,903	
0,010	0,010	0,020	0,980	0,049	0,639	
0,010	0,012	0,029	0,870	0,039	0,867	0,824
0,010	0,011	0,016	0,877	0,039	0,639	
0,010	0,011	0,018	0,877	0,039	0,677	
0,010	0,010	0,021	0,971	0,048	0,661	
0,010	0,011	0,037	0,885	0,040	0,963	
0,010	0,010	0,040	0,980	0,049	0,904	
0,010	0,011	0,035	0,877	0,039	0,945	
0,010	0,012	0,036	0,870	0,039	0,966	
0,010	0,010	0,033	0,980	0,049	0,821	

Die erreichten Fallgeschwindigkeiten für diesen Stoßpartner liegen zwischen 0,87 und 1,075 m/s und sind vergleichbar mit denen von 42CrMo4. Für die mittlere Stoßzahl ergibt sich ein Wert von  $e_{Mean, GXMA16-Al_2O_3} = 0,824$  mit einer Standardabweichung von  $e_{StDev, GXMA16-Al_2O_3} = 0,108$ . Bei Betrachtung der Stoßzahldefinition wird deutlich, dass für

beide Stoßpartner ein nahezu elastischer Stoß ( $e = 1$ ) vorliegt. Versuche zur Stoßzahlbestimmung mittels  $\gamma$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Kugeln auf einer gehärteten Platte aus dem Kaltarbeitsstahl 1.2379 ergaben Stoßzahlen von ca. 0,7 bis 0,85 (Müller & Trüe et al. 2016). Die generierten Ergebnisse liegen daher in einem vergleichbaren Bereich zu Literaturwerten.

## 6.4 Haft- und Gleitreibungskoeffizienten

Die Bestimmung der Haft- und Gleitreibungskoeffizienten erfolgte mit einem Versuchsaufbau mit einer im Winkel veränderlichen Ebene (Abbildung 25). Auf dieser wurde in Analogie zum Stoßversuch eine Reibplatte aus plangeschliffenem 42CrMo4 V sowie  $\text{Al}_2\text{O}_3$  befestigt. Parallel zur Ebene wurde ebenfalls eine Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ MotionBLITZ Cube 2 mit einer Bildrate von 877 Hz und einer Auflösung von  $640 \times 586$  Pixeln positioniert und auf der Ebene eine Millimeterskala aufgebracht, um den zurückgelegten Weg des Partikels auswerten zu können. Im Gegensatz zu den Stoßzahlversuchen eignen sich globulare Partikel, wie die der Mediavariante GMXA 16, nicht für eine derartige Bestimmung der Haft- und Gleitreibungskoeffizienten, da sie zum Rollen neigen. Aus diesem Grund wurden Partikel der Variante KXMA 16 gewählt, mit dem Geometriotyp C bzw. D dem Formfaktordiagramm nach Walz entsprechend. Diese weisen eine längliche und vor allem flache Form auf, wodurch eine gleitende Bewegung auf der geneigten Ebene wahrscheinlicher einsetzt.

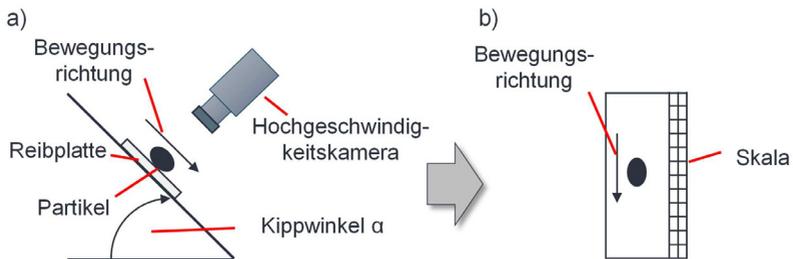


Abbildung 25: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Ermittlung der Reibkoeffizienten a) von der Seite und b) in Blickrichtung der Kamera.

Die Bestimmung des Haftreibungskoeffizienten erfolgt durch Beobachtung des Partikels und gleichzeitiger Erhöhung des Kippwinkels  $\alpha$ . Bei Überschreitung eines Grenzwinkels  $\alpha_{Grenz}$  tritt Gleiten ein und anhand dieses Winkels kann der Haftreibungskoeffizient aus dem Kräftegleichgewicht berechnet werden. Die vorliegenden Kräfte sind in Abbildung 26 dargestellt.

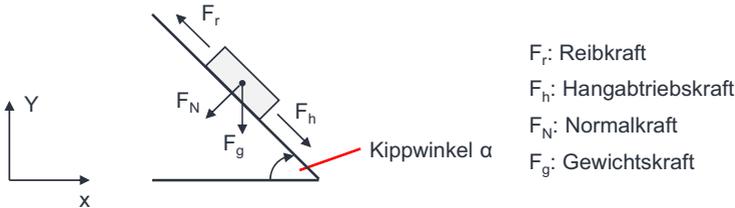


Abbildung 26: Darstellung des Kräftegleichgewichts zur Berechnung des Haftreibungskoeffizienten.

Die Berechnung des Haftreibungskoeffizienten wird im Folgenden aufgezeigt. Die auf den Partikel wirkende Gewichtskraft  $F_g$

$$F_g = m * g, \quad 6-3$$

die sich bestimmt aus der Masse  $m$  und der Gravitationskonstante  $g$ , wirkt anteilig über den Kippwinkel  $\alpha$  in der Hangabtriebskraft  $F_h$

$$F_h = m * g * \sin(\alpha) \quad 6-4$$

sowie in der orthogonal zur Ebene verlaufenden Normalkraft  $F_N$

$$F_N = m * g * \cos(\alpha). \quad 6-5$$

Da für die Reibkraft  $F_r$  gilt

$$F_r = F_N * \mu_H, \quad 6-6$$

mit  $\mu_H$  als Haftreibkoeffizienten ergibt sich der Zusammenhang

$$\mu_H = \frac{\sin(\alpha)}{\cos(\alpha)} = \tan(\alpha). \quad 6-7$$

Die Ermittlung der Koeffizienten erfolgte im trockenen sowie im befeuchteten Zustand. Das befeuchtete Material wurde dabei aus einer Tauchgleitschleifmaschine mit betriebsbereitem Media entnommen. Eine verwertbare Ermittlung mit befeuchtetem Media ist aufgrund der überwiegenden Adhäsionskräfte zur Reibplatte allerdings nicht

möglich. Die sehr geringe Masse der KXMA 16-Partikel führt zu einem starken Anhaften und es trat, auch bei nahezu vertikaler Ebene, kein Gleiten auf. Deshalb wurden die Reibkoeffizienten ausschließlich im trockenen Zustand ermittelt. Die erzielten Ergebnisse sind *Tabelle 7* zu entnehmen.

*Tabelle 7: Grenzwinkel und daraus berechnete Haftreibungskoeffizienten von trockenem KXMA 16 auf 42CrMo4 und Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.*

	Reibpartner 42CrMo4					Mittelwert
$\alpha_{\text{Grenz}}$ in °	38,0	36,5	35,5	36	35	36,2
$\mu_H$	0,78	0,74	0,71	0,73	0,70	0,732
	Reibpartner Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>					
$\alpha_{\text{Grenz}}$ in °	27,5	28,0	26,0	27,0	33,0	28,3
$\mu_H$	0,52	0,53	0,49	0,51	0,65	0,54

Der gemittelte Haftreibungskoeffizient liegt für den Reibpartner 42CrMo4 bei 0,732 mit einer Standardabweichung von 0,028 und für den Reibpartner Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> bei 0,54 mit einer Standardabweichung von 0,057.

Die Ermittlung des Gleitreibungskoeffizienten erfolgte durch definiertes Einstellen eines Kippwinkels und Aufbringung von einzelnen Partikeln. Diese wurden während der Bewegung über die Reibplatte mittels der Hochgeschwindigkeitskamera verfolgt, um deren zurückgelegten Weg über die Zeit auswerten zu können. Es wurden für den Reibpartner 42CrMo4 insgesamt 30 Einzelversuche und für Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> in Summe 15 Einzelversuche durchgeführt, wobei nicht jeder Versuch verwertbare Ergebnisse lieferte. Obwohl bei der Partikelwahl ausschließlich flache Partikel verwendet wurden, trat sporadisch ein Rollen auf. Besonders bei der Reibplatte aus 42CrMo4 war dies zu beobachten und eine erhöhte Anzahl an Versuchen war notwendig, um statistisch aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten. Die Auswertung der Videosequenzen wurde mit der OpenSource Software Tracker vorgenommen, die eine manuelle sowie automatisierte Verfolgung von Objekten erlaubt. Die Berechnung der Gleitreibungskoeffizienten wurde unter der Annahme einer gleichmäßigen Beschleunigung in der Ebene durchgeführt.

Es gilt für die zurückgelegte Strecke  $s$  bei gleichmäßiger Beschleunigung  $a$  über die Zeit  $t$

$$s = \frac{1}{2} * a * t^2. \quad 6-8$$

Weiterhin gilt für die Hangabtriebskraft allgemein in diesem Fall

$$F_h = m * a \quad 6-9$$

und für die Reibkraft im bewegten Fall mit dem Gleitreibungskoeffizienten  $\mu_R$

$$F_r = m * g * \mu_R. \quad 6-10$$

Durch Bildung des Kräftegleichgewichts in Ebenenrichtung ergibt sich somit folgender Zusammenhang für den Gleitreibungskoeffizienten.

$$\mu_R = \frac{2 * s}{t^2 * g} \quad 6-11$$

Die erzielten Ergebnisse für den Reibpartner 42CrMo4 sind Tabelle 8 zu entnehmen.

*Tabelle 8: Ermittelte Zeit sowie zurückgelegter Weg und daraus berechneter Gleitreibungskoeffizient sowie Gleitgeschwindigkeit von KXMA 16 auf einem Reibpartner aus 42CrMo4.*

Zeit $t$ in s	Weg $s$ in m	Gleitreibungs- koeff. $\mu_R$	Mittelwert Gleitreibungs- koeff. $\mu_{R\_Mean}$	Gleitgeschw. $v_G$ in m/s	Mittelwert Gleitgeschw. $v_{G\_Mean}$ in m/s
0,141	0,042	0,432		0,299	
0,125	0,036	0,474		0,291	
0,158	0,038	0,310		0,241	
0,142	0,039	0,392		0,273	
0,175	0,044	0,292		0,250	
0,150	0,039	0,355		0,261	
0,125	0,036	0,467	0,407	0,286	0,275
0,126	0,034	0,439		0,271	
0,167	0,043	0,314		0,257	
0,125	0,032	0,419		0,257	
0,126	0,037	0,470		0,291	
0,125	0,040	0,523		0,320	

Der gemittelte Gleitreibungskoeffizient beträgt  $\mu_{R\_MeanKXMA16-42CrMo4} = 0,407$  mit einer Standardabweichung von  $\mu_{R\_StDevKXMA16-42CrMo4} = 0,072$ . Die über alle Versuche gemittelte Gleitgeschwindigkeit der Partikel beträgt  $v_{G\_MeanKXMA16-42CrMo4} = 0,275$  m/s mit  $v_{G\_StDevKXMA16-42CrMo4} = 0,022$  m/s. Die Einzelwerte der Größen für den Reibpartner  $Al_2O_3$  sind in Tabelle 9 aufgezeigt.

Tabelle 9: Ermittelte Zeit sowie zurückgelegter Weg und daraus berechneter Gleitreibungskoeffizient sowie Gleitgeschwindigkeit von KXMA 16 auf einem Reibpartner aus  $Al_2O_3$ .

Zeit $t$ in s	Weg $s$ in m	Gleitreibungs- koeff. $\mu_R$	Mittelwert Gleitreibungs- koeff. $\mu_{R\_Mean}$	Gleitgeschw. $v_G$ in m/s	Mittelwert Gleitgeschw. $v_{G\_Mean}$ in m/s
0,150	0,050	0,430		0,325	
0,160	0,050	0,379		0,305	
0,160	0,050	0,418	0,44	0,320	0,328
0,150	0,050	0,472		0,340	
0,140	0,050	0,494		0,349	
0,150	0,050	0,444		0,330	

Gemittelt ergibt sich ein Wert von  $\mu_{R\_MeanKXMA16-Al_2O_3} = 0,44$  mit einer Standardabweichung von  $\mu_{R\_StDevKXMA16-Al_2O_3} = 0,037$  bei einer Gleitgeschwindigkeit von  $v_{G\_MeanKXMA16-42CrMo4} = 0,328$  m/s mit  $v_{G\_StDevKXMA16-42CrMo4} = 0,014$  m/s. Die generierten Reibwerte für die Paarung KXMA 16 und  $Al_2O_3$  liegen in einer Größenordnung, die auch bereits im Stand der Technik aufgezeigt wurde. So konnte für die Reibpaarung  $Al_2O_3$  und  $Al_2O_3$  in mehreren Arbeiten ein typischer Gleitreibungskoeffizient von ca. 0,3 bis 0,55 nachgewiesen werden (Blau 2009). Die durchgeführten Versuche auf schiefer Ebene ermöglichen somit die Bestimmung realitätsnaher Reibungskoeffizienten von Schleifkörpern.

## 6.5 Adhäsion

Im untersuchten Tauchgleitschleifprozess wird bei der Verwendung von rein keramischem Media ein Wasser-Compound-Gemisch beigefügt, welches dem Korrosionsschutz der Werkstücke und der mit dem Prozess in Kontakt stehenden Maschinenkomponenten sowie der Abführung von Abrieb dient. Das Mischverhältnis zwischen Wasser und Compound (Handelsname: SC 15) beträgt dabei typischerweise ca. 20:1. Da das dem Media beigebrachte Fluid die Schleifkörper vollständig benetzt, treten Agglomerationen aufgrund von Adhäsionskräften zwischen den Partikeln auf, die das Strömungsverhalten maßgeblich beeinflussen. Dies tritt vor allem bei geringen Schleifkörpergrößen und somit im Verhältnis kleinen Partikelmassen zu den Adhäsionskräften auf. Die Kräfte hängen dabei maßgeblich vom Wassergehalt des Medias ab. Eine beispielhafte Darstellung der Auswirkungen des Feuchtgrads auf die Ausbildung von Schütthäufen ist in Abbildung 27 dargestellt.

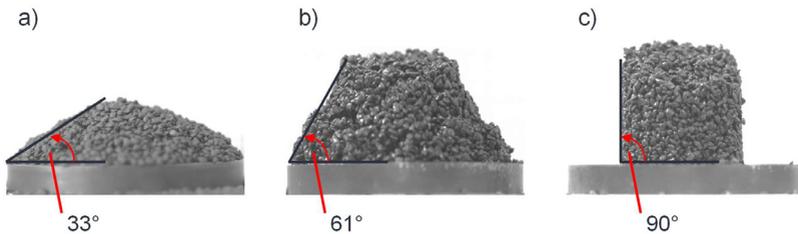


Abbildung 27: Schüttkegel der Mediavariante KXMA 16 a) in trockenem, b) mit ca. 6 % Wassergehalt (betriebsüblich) und c) zu Anschauungszwecken beispielhaft mit einem Vielfachen des üblichen Wassergehalts.

Diese wurden auf einer rotationssymmetrischen Scheibe ( $\varnothing = 50 \text{ mm}$ ) durch ein darüber angebrachtes, bewegliches Schüttrohr ( $\varnothing = 25 \text{ mm}$ ) mit einer definierten Menge an Media unterschiedlicher Zustände erzeugt. Dabei wurde das Schüttrohr zunächst auf der Scheibe aufgesetzt, mit Media befüllt und anschließend mit einer Geschwindigkeit von ca.  $10 \text{ mm/s}$  abgehoben. An dem so entstehenden Schüttkegel konnte der Schüttungswinkel ermittelt werden. Deutlich wird, dass das trockene KXMA 16 in Abbildung 27 a) einen homogenen und vergleichsweise niedrigen Schüttwinkel von  $33^\circ$  aufweist, wohingegen das betriebsüblich befeuchtete Media bereits einen nahezu doppelt so großen Schüttwinkel von  $61^\circ$  und leichte Agglomerationen zeigt. Bei deutlicher Erhöhung des Wassergehalts durch vollständiges Eintauchen in ein Wasser-Compound-Gemisch und anschließende Durchführung des Schütt-Experiments ergibt sich ein Schüttwinkel von  $90^\circ$ , wobei das Media in zylindrischer Form verhardt. Der Durchmesser des entstehenden Media-Zylinders entspricht dabei dem Durchmesser des Schüttrohrs. Die Adhäsionskräfte stellen somit eine dominierende Einflussgröße auf das Verhalten der Schüttung dar.

Die Ermittlung der Schüttwinkel für die Kalibrierung des Adhäsionsmodells der Simulation erfolgte sowohl mit dem globularen GXMA 16 sowie dem kantigen KXMA 16. Hierzu wurden für beide Mediavarianten jeweils acht Versuche im trockenen sowie im befeuchteten Zustand durchgeführt. Die Bestimmung der resultierenden Schüttwinkel erfolgte durch manuelles Anlegen von Tangenten an die Außenkontur des Schüttkegels. Die Mediavariante GXMA 16 weist einen Schüttwinkel von  $22^\circ$  im trockenen Zustand und von  $48^\circ$  im befeuchteten auf (vgl. Abbildung 28 a). Die Schüttwinkel von

KXMA 16 liegen im trockenen Zustand bei  $34^\circ$  und im befeuchteten bei  $59^\circ$  (vgl. Abbildung 28 b).

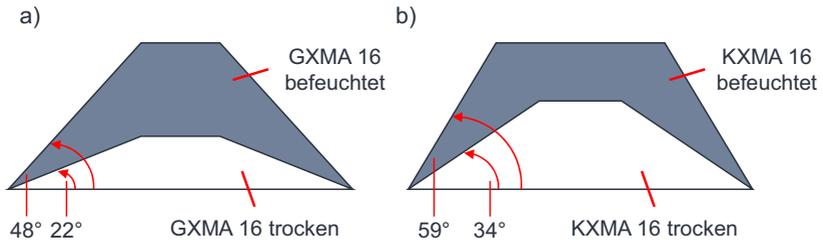


Abbildung 28: Schematische Darstellung der Schüttwinkel mit zugehörigem Schüttkegel im trockenen und befeuchteten Zustand für die Mediavarianten a) GXMA 16 und b) KXMA 16.

Die erzeugten Schüttwinkel stellen für die Simulation eine Vergleichsgröße dar. Für die Kalibrierung des Adhäsionsmodells ist daher eine systematische Anpassung der Modellparameter notwendig, um in einer dem Experiment analogen Simulation die gleichen Schüttwinkel zu erzeugen und somit die Adhäsionsparameter zu definieren.

Es wurde daher zunächst eine grundlegende Analyse der Auswirkungen der beiden Einflussgrößen des Adhäsionsmodells auf den entstehenden Schüttkegel vorgenommen. Hierfür wurde die Wirkdistanz ausgehend von 1 mm in den Schritten 0,1 mm und 0,01 mm sowie der Kraftfaktor zwischen 0,5; 1 und 1,5 variiert. Die Wirkdistanz von 1 mm leitet sich dabei aus der Partikelgrößenverteilung der Mediavariante GXMA 16 ab und stellt die Mitte der Verteilungskurve dar. In den durchgeführten Simulationen wurde der Partikeldurchmesser zudem auf 2 mm gesetzt und somit entspricht die initiale Wirkdistanz der Hälfte des Durchmessers. Simulationen mit Partikelgrößenverteilung wurden ebenfalls unternommen, zeigten jedoch keinen Unterschied im ausgebildeten Schüttkegel, lediglich eine Erhöhung der Berechnungszeit je Fall um den Faktor 6. Die resultierenden Schüttkegel sind Abbildung 29 zu entnehmen. Mit größer werdender Wirkdistanz wirkt die Adhäsionskraft auf immer weiter entfernte Nachbarpartikel und ein steigender Zusammenhalt der Schüttung tritt auf. Hierdurch steigt folglich auch der Schüttwinkel. Mit Zunahme des Kraftfaktors wirkt eine immer größere Kraft zwischen den Partikeln, die sobald sie den Wert 1 erreicht zu sehr steilen Schüttkegeln führt, im Besonderen bei großen Wirkdistanzen.

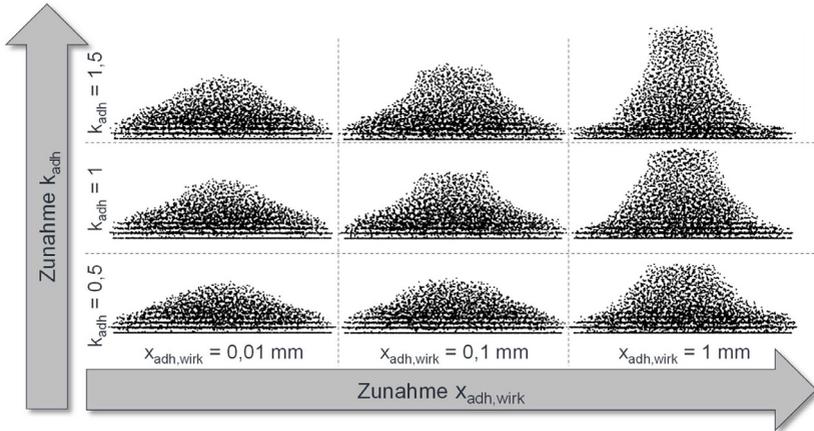


Abbildung 29: Einflussanalyse der Wirkdistanz  $x_{adh,wirk}$  und des Kraftfaktors  $k_{adh}$  auf die Ausbildung des Schüttkegels.

Ausgehend von der durchgeführten Einflussanalyse wurden systematisch die Adhäsionsparameter der Simulation variiert, um gleiche Schüttwinkel wie in den Experimenten zu erreichen. Die Wirkdistanz wurde von minimal 0,007 mm bis 1 mm und der Kraftfaktor von 0,5 bis 4 verändert. Die Auswertung der Simulation erfolgte analog zu den experimentellen Versuchen. Aufgrund der gewählten Vorgehensweise zur Auswertung wurde als Kriterium für die Übereinstimmung eine zulässige Winkelabweichung von  $\pm 2^\circ$  festgelegt. Eine zulässige Winkeldifferenz zwischen den experimentellen und simulativen Schüttkegeln für die Mediavariante GXMA 16 konnte für  $x_{adh,wirk} = 0,07$  mm und  $k_{adh} = 2$  erreicht werden (vgl. Abbildung 30 a).

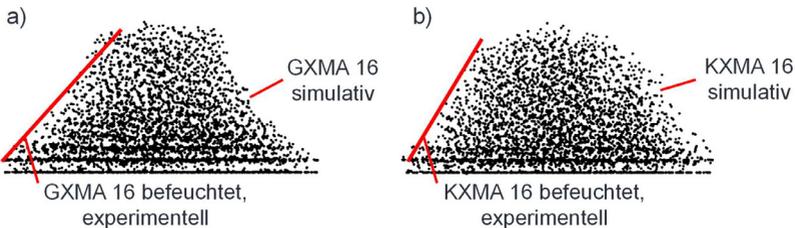


Abbildung 30: Simulativ ermittelte Schüttkegel mit zugehöriger Darstellung des experimentellen Schüttwinkels für a) GXMA 16 und b) KXMA 16.

Im Gegensatz dazu konnte eine Annäherung der Schüttwinkel von KXMA 16 nicht allein durch Adhäsionsparameter erfolgen. Aus diesem Grund wurde ein zusätzlicher Rollwiderstandsbeiwert  $\mu_{RW}$  implementiert, der die geometrische Verzahnung der kantigen KXMA 16 Partikel auf das Verhalten sphärischer Partikel in der Simulation aufprägt. Diese Vorgehensweise wurde ebenfalls im Rahmen von DOE-Simulationsstudien (Design of Experiments) im Stand der Technik als erforderlich für die korrekte Abbildung von Schüttkegeln identifiziert (Yan & Wilkinson et al. 2015).

Der Rollwiderstandsbeiwert  $\mu_{RW}$  wurde aus der ermittelten Geometrie der KXMA 16 Schleifkörper bestimmt. Dies ist möglich, da der Rollwiderstandsbeiwert aus dem Grenzwinkel, ab dem ein Körper auf schiefer Ebene kippt ohne zu gleiten, berechnet werden kann. Es wurde aus den im Kapitel 6.2 gezeigten, orthogonal aufeinander stehenden Abmessungen a, b und c der Partikel, eine kubische Partikel-Ersatzgeometrie für die Bereiche A und B abgeleitet und deren jeweiliger Rollwiderstandsbeiwert entsprechend Formel 5-10 bestimmt. Der Grenzwinkel der jeweiligen Raumrichtung ergibt sich demnach aus den Längen der beiden anderen Raumrichtungen.

*Tabelle 10: Gemittelte Längen in den Raumrichtungen a, b und c der Partikelbereich A und B sowie der resultierende Grenzwinkel bei Kippen um die jeweilige Raumrichtung und der zugehörige Rollwiderstandsbeiwert  $\mu_{RW}$ .*

	Raumrichtung a	Raumrichtung b	Raumrichtung c	Mittelwert $\mu_{RW}$
Längen Partikel A in mm	1,456	1,184	0,990	-
Längen Partikel B in mm	1,635	1,165	0,804	-
Partikelbereich A				
Grenzwinkel in °	40	56	51	-
Rollwiderstandsbeiwert $\mu_{RW}$	0,4	0,6	0,6	0,5
Partikelbereich B				
Grenzwinkel in °	35	64	55	-
Rollwiderstandsbeiwert $\mu_{RW}$	0,4	0,7	0,6	0,6

Der gemittelte Rollwiderstandsbeiwert für den Partikelbereich A liegt bei 0,5 und für den Bereich B bei 0,6. Für die simulative Ermittlung des Schüttkegels von KXMA 16 wurde  $\mu_{RW} = 0,5$  entsprechend dem Bereich A gewählt, da dieser 62 % der Partikelgesamtheit repräsentiert. Somit konnte ein mit dem Experiment übereinstimmender Schüttwinkel für KXMA 16 erzeugt werden (vgl. Abbildung 30).

## 6.6 Sensitivitätsanalyse der Randbedingungen

Bevor eine Validierung des Simulationsmodells erfolgen kann, ist zwingend eine Sensitivitätsanalyse der relevanten Randbedingungen durchzuführen, um bei Abweichungen zwischen Experiment und Simulation zielgerichtet Anpassungen vornehmen zu können. Hierfür wurde das Modell des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozesses mit der Mediavariante GXMA 16 verwendet, um eine schnelle Berechnung der jeweiligen Einzelsimulationen durchzuführen. Die Behälterdrehzahl beträgt für alle Variationen 60 U/min und die Positionierung des Werkstücks ist analog zu den Untersuchungen zum E-Modul. Das Werkstück entspricht dem Aufbau zur Kraftmessung aus Kapitel 4.3.

Es wurde im Folgenden eine Variation der Gleitreibungskoeffizienten zwischen Partikel und Partikel sowie zwischen Partikel und Berandung vorgenommen. Dies erfolgte zudem für die entsprechenden Stoßzahlen. Der Einfluss der Adhäsion sowie des E-Moduls auf das Ergebnis wurde bereits in vorangegangenen Kapiteln behandelt und wird hier nicht noch einmal gesondert aufgeführt. Die Variation der beiden Parameter erfolgte immer ausgehend vom Wert, der in den jeweiligen Experimenten zur Bestimmung der Randbedingungen ermittelt wurde. Die Abstufung wurde relativ zum Ausgangswert in den Schritten 5, 10, 15 und 20 % ins Positive sowie Negative festgelegt. Es ergibt sich somit ein gesamter Variationsbereich von 40 %. Die Ergebnisse der Variation der Gleitreibungskoeffizienten sind in Abbildung 31 dargestellt.

Mit kleiner werdenden Koeffizienten zwischen Partikel und Partikel ausgehend vom Initialwert 0,44 zeigt sich eine stetige Verringerung der an der Auswertefläche vorliegenden Normalkraft (Abbildung 31 a). Bei einem Wert von  $\mu_{R\_GXMA16-GXMA16} = 0,352$  liegt die kleinste ermittelte Normalkraft von 0,724 N vor, was einer Reduktion um ca. 7 % entspricht. Eine Erhöhung des Gleitreibungskoeffizienten wiederum führt lediglich zu einer minimalen Zunahme der Kraft über alle vier Variationen um 1 bis 4 %, wobei der größte Gleitreibungskoeffizient 0,528 nahezu dem Haftreibungskoeffizient von 0,54 entspricht. Die größte Zunahme liegt bei  $\mu_{R\_GXMA16-GXMA16} = 0,506$  vor.

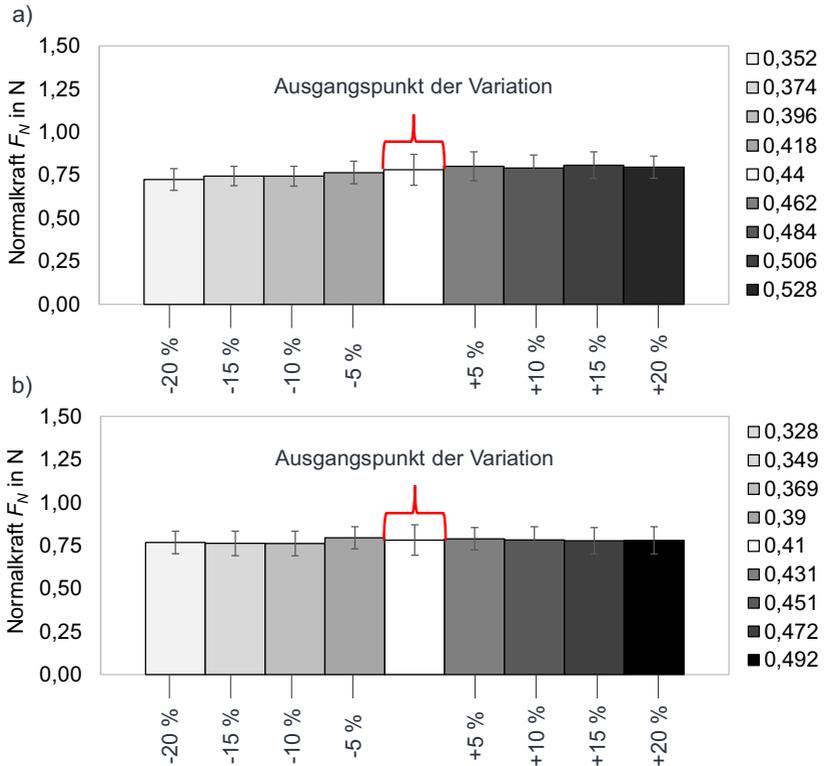


Abbildung 31: Variation der Gleitreibungskoeffizienten in der Simulation des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess für die Reibpartner a) Partikel-Partikel ( $Al_2O_3-Al_2O_3$ ) und b) Partikel-Wandung ( $Al_2O_3-42CrMo4$ ).

Es zeigt sich jedoch deutlich, dass eine Vergrößerung von  $\mu_{R\_GXMA16-GXMA16}$  nicht zu einer stetigen Zunahme der Kraft führt, wie es invers für eine Verringerung des Reibungskoeffizienten auftritt. Vielmehr liegt hier ein Grenzwert für die erreichbare Normalkraft vor. Bei Betrachtung der Standardabweichung aller Simulationen zeigt sich, dass selbst der Fall mit der kleinsten Normalkraft eine Schwankungsbreite aufweist, in der sich der Ausgangspunkt der Variation noch befindet. Der Unterschied ist daher nicht signifikant, jedoch ist eine Tendenz erkennbar.

Die Variation für die Wirkpaarung Partikel und Wandung zeigt im untersuchten Fall keine relevanten Unterschiede (Abbildung 31 b). Lediglich bei einer Verringerung um 5 % ist der Mittelwert der Kraft leicht erhöht. Alle Simulationen zeigen eine mittlere Abweichung von  $\pm 1$  %.

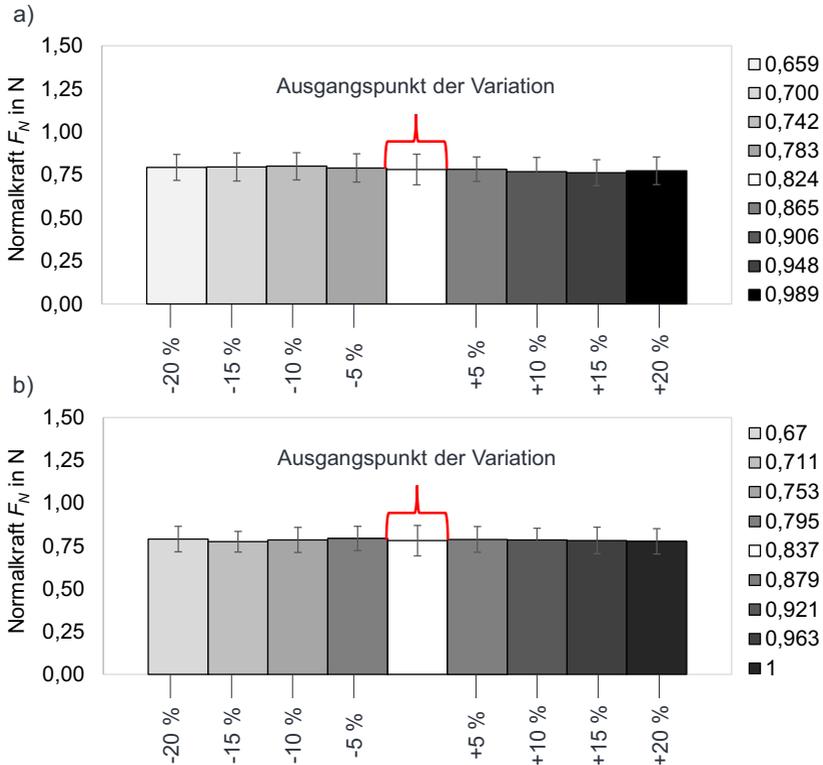


Abbildung 32: Variation der Stoßzahlen in der Simulation des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess für die Stoßpartner a) Partikel-Partikel ( $Al_2O_3-Al_2O_3$ ) und b) Partikel-Wandung ( $Al_2O_3-42CrMo4$ ).

Die Einflussanalyse zur Stoßzahl ist Abbildung 32 zu entnehmen. Eine Steigerung oder Verringerung der Stoßzahl zwischen den Partikeln sowie zwischen Partikel und Berandung zeigt keine signifikanten Unterschiede. Begründet ist dies in dem ohnehin hohen Initialwert der Stoßzahl, der nahe dem ideal elastischen liegt.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der modellgebildete Fall des Tauchgleit-schleifens nicht sensitiv gegenüber Variation der Stoßzahl, unabhängig vom Stoßpartner sowie Änderung des Gleitreibungskoeffizienten zwischen Partikel und Wandung, ist. Es lässt sich allerdings ein schwacher Einfluss bei interpartikulärem Kontakt feststellen. Wie bereits im Kapitel 6.5 aufgeführt, ist die Adhäsion aufgrund des Wasser-Compound-Gemisches dominierend für den Tauchgleit-schleifprozess. In trocken laufenden Systemen ist jedoch von einem stärkeren Einfluss der variierten Parameter auszugehen.

## 6.7 Fazit Simulationsrandbedingungen

Die in diesem Kapitel beschriebenen Analysen der Mediavarianten GXMA 16 und KXMA 16 wurden auf Basis der ersten Forschungsfrage durchgeführt.

**Fragestellung 1:** Wie sind stochastisch vielkantige Schleifkörper, benetzt mit einem Wasser-Korrosionsschutz-Gemisch, hinsichtlich ihrer physikalischen Eigenschaften zu analysieren, um eine Abbildung mittels der Diskreten Elemente Methode zu ermöglichen?

Neben der Partikelgrößenverteilung, Schüttdichte und Partikelgeometrie wurden weitere physikalische Eigenschaften wie die Stoßzahl, Haft- und Gleitreibungskoeffizienten sowie das den Prozess dominierende Adhäsionsverhalten bestimmt. Je nach Analyse-methode konnte hierbei die am besten geeignete Mediavariante zielführend verwendet werden. Es hat sich gezeigt, dass für die Bestimmung der Adhäsionsparameter bzw. des Rollwiderstandsbeiwerts, im Besonderen bei kantigen Schleifkörpern, eine vorhergehende exakte Bestimmung der Partikelabmessungen notwendig ist. Weiterhin wurde deutlich, dass aufgrund der sehr geringen Partikelmasse eine Bestimmung der Reibkoeffizienten im feuchten Zustand durch die gewählte Analysemethode nicht möglich ist, da die Partikel aufgrund einer Flüssigkeitsbrückenbildung (Adhäsion) an der Reibplatte anhaften. Eine Bestimmung im trockenen Zustand ist jedoch ohne weiteres möglich, sofern die Partikelgeometrie deutlich von der Kugel abweicht und dem Geometrietyp C bzw. D entspricht. Im Umgekehrten gilt dies für die Stoßzahlbestimmung. Mit dem gewählten Aufbau für die Stoßzahlversuche konnten reproduzierbare Ergebnisse für alle Stoßpartner bestimmt werden. Die für die Modellbildung gewählten Simulationsrandbedingungen sind in Tabelle 11 dargestellt.

Tabelle 11: Für die Modellbildung gewählte Simulationsrandbedingungen

E-Modul 42CrMo4	210 GPa
E-Modul Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	386 GPa
Querkontraktionszahl 42CrMo4	0,3
Querkontraktionszahl Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,23
Partikelgeometrie:	Kugel
Partikeldurchmesser:	2,25 mm
Schüttdichte:	2214,88 kg/m <sup>3</sup>
Stoßzahl	
Stoßpartner 42CrMo4:	0,837
Stoßpartner Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	0,824
Haftreibungskoeffizient	
Reibpartner 42CrMo4:	0,73
Reibpartner Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	0,54
Gleitreibungskoeffizient	
Reibpartner 42CrMo4:	0,41
Reibpartner Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> :	0,44
Adhäsionsparameter	
Wirkdistanz:	0,07 mm
Kraftfaktor	2
Rollwiderstandsbeiwert KXMA 16	0,5

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass durch die gewählten Vorgehensweisen die Mediavarianten GXMA 16 und KXMA 16 aus Sicht der Modellbildung vollständig analysiert wurden, jedoch auch die Grenzen der Analysemethoden in Bezug auf befeuchtetes Media deutlich wurden. Die erste Forschungsfrage konnte somit abschließend beantwortet werden.

Mithilfe der Sensitivitätsanalyse, der in den genannten Modellen einfließenden Simulationsrandbedingungen in Form der Reibungskoeffizienten sowie Stoßzahlen konnte weiterhin ein geringer Einfluss auf die Normalkraft ermittelt werden. Hierdurch konnte die zuvor getroffene Aussage bezüglich des starken Einflusses der Adhäsion auf das Ergebnis bestätigt werden.

## 7 Experimentelle Prozessanalyse und Prozesssimulation

Im Rahmen dieser Arbeit wurde auf Basis von simulativ ermittelten Prozesskenngrößen sowie experimentellen Untersuchungen hinsichtlich des Abtrags und der Werkstücktopografie, ein Prozessmodell zur lokalen Vorhersage dieser beiden Größen erstellt. Hierfür ist es unabdingbar, dass die durch Simulationen ermittelten Kenngrößen Druck und Relativgeschwindigkeit zwischen Media und Werkstück quantitativ korrekt sind. Aus diesem Grund wurden experimentell Kräfte sowie Geschwindigkeiten ermittelt, die als Validierungsgrößen für die Simulation dienen. Im ersten Schritt erfolgten Kraftmessungen im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess mit den Mediavarianten GXMA 16 und KXMA 16. Aufgrund der vorwiegend sphärischen Form der GXMA 16 Partikel und Informationen von Anwendern dieses Media konnte davon ausgegangen werden, dass mit dieser Variante ein weniger abrasiver und somit schonenderer Prozess für den Sensor vorliegt und das Messsystem somit zunächst erprobt werden kann. Um die Anwendbarkeit des Sensors für das Media KXMA 16 sicherzustellen, wurden hiermit ebenfalls Messungen durchgeführt. Für alle weiteren Messungen wurde ausschließlich KXMA 16 verwendet. Es erfolgten Kraftmessungen im Realprozess in der Maschine SF1 68 mit einem Behälterdurchmesser von 680 mm. Aufgrund des deutlich kleineren Durchmessers von 230 mm im miniaturisierten Prozess, ist eine Positionierung des Geschwindigkeitssensors nicht möglich. Generell wurde die Ausrichtungsvariation beider Messsysteme ausschließlich im Realprozess durchgeführt. Begründet ist dies für die Kraftsensorik in zu geringen und somit nicht messbaren Kraftniveaus und bei der Geschwindigkeitssensorik in räumlichen Kollisionen zwischen Sensorgehäuse bzw. Messleitungen und Behälter, bei Veränderung der Ausrichtung. Neben genannten Kenngrößen wurden zusätzlich prozessbegleitende Messungen der Mediaverteilung im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess vorgenommen und mit Simulationsdaten verglichen, um Wirkzusammenhänge zwischen globalem Schüttgutverhalten und lokalen Größen zu analysieren.

### 7.1 Normalkraft

Die simulative sowie experimentelle Ermittlung der Normalkraft erfolgte im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess. Da unterschiedliche Kraftniveaus nicht durch die Werkstückorientierung erreicht werden konnten, wurde neben der Behälterdrehzahl zudem die Behälterfüllhöhe im miniaturisierten Prozess mit den Höhen  $h_r$  80 mm und

120 mm variiert. Die Ergebnisse der Normalkraftmessungen für die Mediavariante GXMA 16 bei beiden Behälterfüllhöhen sind in Abbildung 33 dargestellt. Die zuvor erläuterte Rauschschwelle bei 1 N ist hier aus Gründen der Interpretation zusätzlich eingezeichnet.

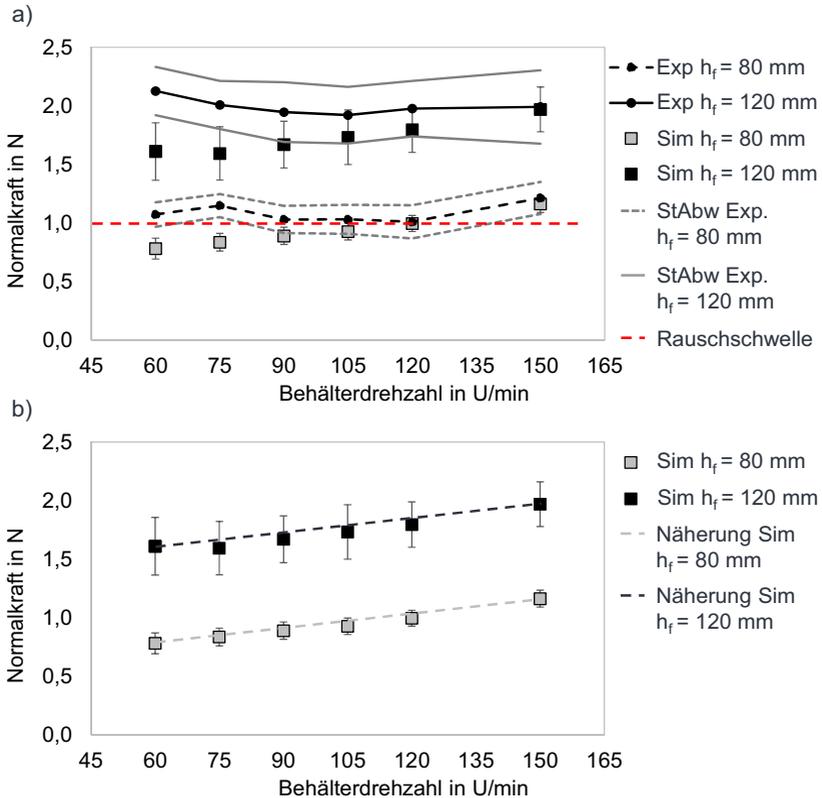


Abbildung 33: Darstellung der a) experimentell und simulativ ermittelten Normalkräfte für GXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im miniaturisierten Tauchgleit-schleifprozess bei einer Behälterfüllhöhe von 80 und 120 mm sowie b) der simulativen Normalkräfte mit Näherungsgeraden.

Deutlich wird, dass die Simulation bei einer Füllhöhe von 80 mm eine nahezu lineare Zunahme (Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 0,98$ ) mit steigender Behälterdrehzahl aufweist (vgl.

Abbildung 33 b). Die experimentell ermittelten Kräfte sind dagegen bis zu einer Behälterdrehzahl von ca. 120 U/min zunächst nahezu konstant und nehmen anschließend zu. Diese Charakteristik der experimentellen Daten ist auf das Grundrauschen des Kraftsignals zurückzuführen. Erst bei Drehzahlen größer als 105 U/min wird ein Kraftniveau erreicht, welches über dieser Grenze liegt. Bei beiden Messpunkten darüber zeigen sich im Experiment sowie in der Simulation nahezu identische Werte, mit einer Abweichung von maximal ca. -4 % ausgehend vom experimentellen Wert. Da die Standardabweichung des experimentellen Werts an den beiden Drehzahlen 120 und 150 U/min die Gesamtstreuung der Simulation mit einschließt, kann davon ausgegangen werden, dass die Simulation die Realität in diesem Fall mit hinreichender Genauigkeit abbildet. Die Analyse der Behälterfüllhöhe von 120 mm zeigt hier für Drehzahlen größer 90 U/min ein ähnliches Bild. Die einfachen Standardabweichungen der simulativen und experimentellen Daten an den oberen drei Behälterdrehzahlen zeigen hier eine Überschneidung mit den Mittelwerten. Bei 105 U/min werden die vorliegenden Normalkräfte durch die Simulation um ca. 11 % niedriger berechnet im Vergleich zum gemessenen Wert, wohingegen die Kräfte bei 150 U/min keinen Unterschied aufweisen. Generell kann die Simulation auch hier in guter Näherung durch einen linearen Verlauf mit einem Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 0,95$  beschrieben werden. Die Steigungen der Näherungsgeraden bei 80 und 120 mm Füllhöhe zeigen dabei eine identische Steigung von 0,004, mit einer Verschiebung in Ordinatenrichtung von  $b_{80mm} = 0,52$  und  $b_{120mm} = 1,31$ . Daraus kann abgeleitet werden, dass im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess für GXMA 16 die hier durchgeführte Erhöhung der Behälterfüllhöhe um 50 % zu einer Krafterhöhung in der Simulation von 0,8 N bzw. einer Erhöhung um 100 % führt. Im Gegensatz zur linearen Zunahme der Kräfte in der Simulation, zeigt das Experiment für eine Füllhöhe von 120 mm zunächst einen leicht fallenden Verlauf bis 90 U/min. Bei den hier untersuchten Behälterdrehzahlen im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess liegen im Vergleich zum Realprozess vergleichsweise geringe theoretische Anströmungsgeschwindigkeiten an der radialen Position des Sensors aufgrund des geringen Behälterdurchmessers vor. Diese liegen im Bereich von 0,26 m/s ( $n_{Beh} = 60$  U/min) bis 0,4 m/s ( $n_{Beh} = 90$  U/min), im Vergleich zu Geschwindigkeiten in vergleichbarer Position im Realprozess von 0,85 m/s ( $n_{Beh} = 60$  U/min) bis 1,27 m/s ( $n_{Beh} = 90$  U/min). Auf Basis bisheriger Erkenntnisse wird daher daraus geschlossen, dass bei niedrigen Maximalgeschwindigkeiten im Prozess, wie sie hier vorliegen, die lokalen Tangentialkräfte zwischen den Partikeln im Verhältnis zur Adhäsion geringer

sind und somit ein erhöhter Schüttgutzusammenhalt vorliegt, der wiederum zu messbar höheren Kräften führt. Dieser Effekt tritt noch deutlicher bei höheren Füllmengen hervor, da hier die durch das Werkstück eingebrachte Energie in das Media über eine größere Partikelanzahl in Form von Dissipation abgebaut werden kann. Aufgrund der Tatsache, dass die Abweichungen der simulativen Normalkräfte ausschließlich bei niedrigen Anströmungsgeschwindigkeiten vorliegen, kann daraus geschlossen werden, dass dies aufgrund des hier verwendeten konstanten Adhäsionsmodells auftritt. Es ist davon auszugehen, dass ein geschwindigkeitsabhängiges Adhäsionsmodell zu einer korrekten Bestimmung der Normalkräfte durch die Simulation führen würde. Die Abweichungen zwischen der Simulation und dem Experiment sind für diese Arbeit jedoch nicht weiter von Bedeutung, da im Folgenden ausschließlich Untersuchungen im Realprozess vorgenommen wurden und Prozesszustände mit solch geringen theoretischen Anströmungsgeschwindigkeiten nicht zu erwarten sind. Die analogen Ergebnisse zur Mediavariante KXMA 16 sind in Abbildung 34 aufgeführt.

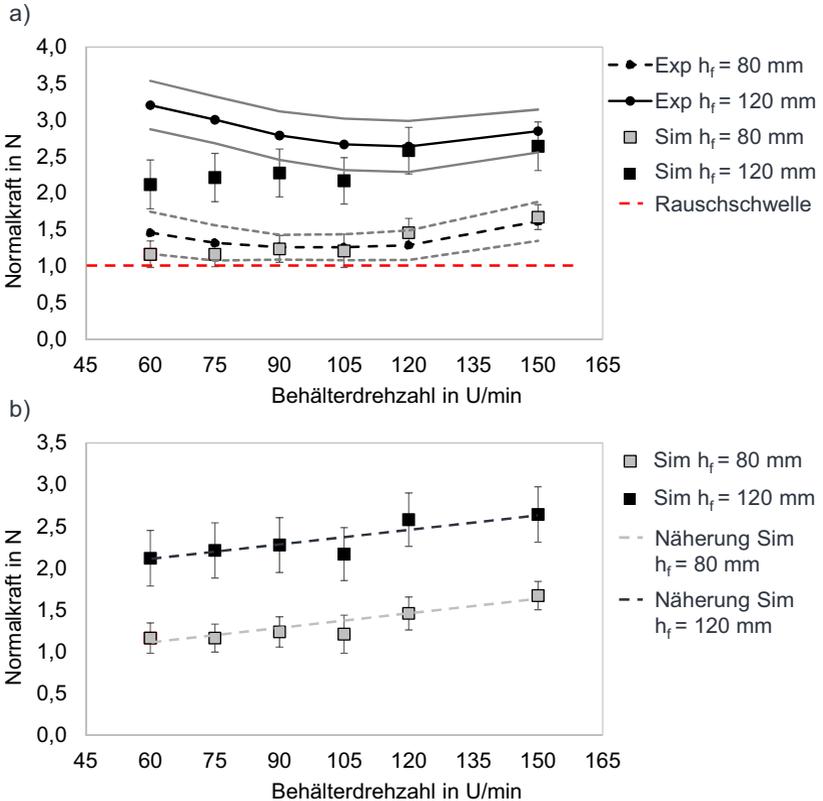


Abbildung 34: Darstellung der a) experimentell und simulativ ermittelten Normalkräfte für KXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im miniaturisierten Tauchgleit-schleifprozess bei einer Behälterfüllhöhe von 80 und 120 mm sowie b) der simulativen Normalkräfte mit Näherungsgeraden.

Beide Füllhöhen zeigen zunächst ein ähnliches Ergebnis zu den zuvor diskutierten der Variante GXMA 16, allerdings folgt die Simulation dem Experiment bei einer Füllhöhe von 80 mm deutlich besser. Die Mittelwerte der Simulation liegen über alle Drehzahlen hinweg innerhalb der Standardabweichung des Experiments, wobei auch hier von einer nahezu linearen Zunahme der simulativen Kraft über die Behälterdrehzahl ausgegangen werden kann (vgl. Abbildung 34 b). Das Bestimmtheitsmaß liegt hier für  $h_f = 80$  mm bei  $R^2 = 0,86$  und für  $h_f = 120$  mm bei  $R^2 = 0,77$  und somit unterhalb der Werte bei

GXMA 16. Die geringen Werte für  $R^2$  sind dabei auf die jeweils leicht niedrigeren Kraftwerte bei  $n_{Beh} = 105$  U/min und leicht höheren bei  $n_{Beh} = 120$  U/min von der Näherungsgeraden zurückzuführen. Da im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess eine hohe Übereinstimmung der simulativen und experimentellen Normalkräfte bei den Behälterdrehzahlen 120 und 150 U/min vorliegt und hier weiterhin die höchsten theoretischen Anströmungsgeschwindigkeiten von 0,53 bzw. 0,67 m/s herrschen, welche sich wiederum leicht unterhalb der geringsten Anströmungsgeschwindigkeit im Realprozess mit 0,85 m/s ( $n_{Beh} = 60$  U/min) befinden, kann davon ausgegangen werden, dass die Simulation die Kräfte im Realprozess ebenfalls hinreichend genau abbildet. Aus diesem Grund erfolgte ohne Adaption der Simulationsparameter die Validierung des Realprozesses mit dem Behälterdurchmesser von 680 mm. Hierbei wurde der Werkstückdrehwinkel  $\gamma$  in den Schritten  $-35^\circ$ ,  $0^\circ$  und  $+35^\circ$  variiert, jedoch keine Veränderung der Behälterfüllhöhe durchgeführt. Die Messung erfolgte mit der identischen Werkstückgeometrie wie zuvor (vgl. Abbildung 11). Die radiale Position des Werkstücks  $r$  betrug 270 mm und der Bodenabstand  $z = 75$  mm, wodurch die Mitte der Sensorfläche einen Abstand zum Behälterboden von 93 mm besaß. Die Drehzahl wurde zwischen 30 und 90 U/min in Schritten von 20 U/min variiert, bei einer Behälterfüllhöhe von 150 mm. Der gewählte Bereich der Behälterdrehzahl ist dabei maschinentypisch. Eine höhere Behälterdrehzahl ohne Verringerung der Behälterfüllhöhe würde zum Austritt von Media aus dem Bearbeitungsbehälter führen. Die Ergebnisse der Validierung im Realprozess sind in Abbildung 35 dargestellt.

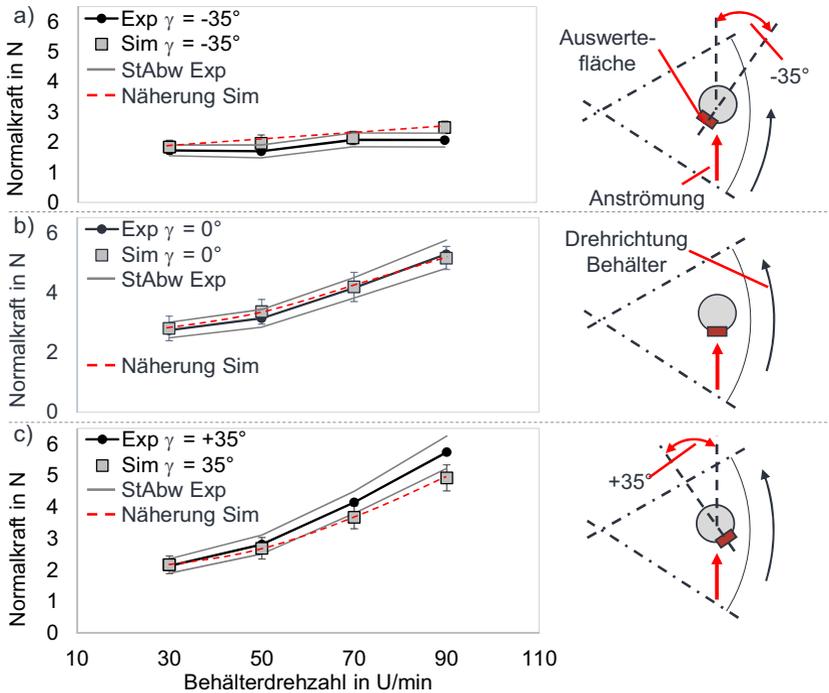


Abbildung 35: Experimentell sowie simulativ ermittelte Normalkräfte für KXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) mit a)  $\gamma = +35^\circ$ , b)  $\gamma = 0^\circ$  und c)  $\gamma = -35^\circ$  des Werkstückhalters.

Die zuvor getroffene Annahme hinsichtlich der hohen Übereinstimmung der Simulation und des Experiments bei höheren Anströmungsgeschwindigkeiten konnte durch die Ergebnisse im Realprozess bestätigt werden. Dies zeigt sich für alle Orientierungen deutlich. Eine geringe Abweichung weist der Punkt  $\gamma = -35^\circ$  und 90 U/min auf. Hier wird durch die Simulation ein um 8 % höherer Wert berechnet. Weiterhin liegen leichte Abweichungen für  $\gamma = +35^\circ$  bei 70 und 90 U/min, mit einer Abweichung der gemittelten simulativen Normalkraft von -11 % bzw. -14 %, vor. Aufgrund der Überschneidung der experimentellen und simulativen Standardabweichungen bei beiden Drehzahlen stellt dies jedoch keinen signifikanten Unterschied dar. Mit einer Änderung des Werkstück-

drehwinkels von  $-35^\circ$  bis  $+35^\circ$  zeigt sich eine deutliche Änderung des Normalkraftverlaufs über die Behälterdrehzahl. Für negative Werkstückdrehwinkel ist ein nahezu linearer Kraftverlauf mit  $R^2 = 0,753$  zu beobachten. Mit höherem  $\gamma$  ändert sich dies hin zu einem polynomischen Verlauf zweiter Ordnung ( $R^2 = 1$ ), mit geringer Krümmung. Begründet ist dies in der Änderung der Mediaverteilung bei Drehzahlsteigerung. Aufgrund der Steigerung der lokalen Mediahöhe am Werkstück tritt eine Erhöhung der wirkenden Gewichtskraft ein, welche zu einer vertikalen Kompression des Medias führt. Weiterhin erhöht sich grundsätzlich die zu verdrängende Menge an Media am Werkstück. Daraus ergibt sich generell ein erhöhter Strömungswiderstand im Prozess und somit eine Steigerung der Normalkraft.

Da der Fokus dieser Arbeit auf der Untersuchung des Realprozesses liegt, wurde keine Änderung der Simulationsrandbedingungen aufgrund der Ergebnisse im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess, auch nicht bei niedrigen Drehzahlen, vorgenommen. Die experimentellen und simulativen Normalkräfte im Realprozess zeigen eine äußerst hohe Übereinstimmung, welche vollkommen ausreichend für die weiterführende prozesskenngößenbasierte Analyse der Abtrag- und Rauheitsentwicklung ist. Mithilfe von ermittelten Mediaverteilungen im miniaturisierten Prozess werden im Kapitel 7.3 die genannten Kraftabweichungen jedoch weitergehend betrachtet.

## 7.2 Relativgeschwindigkeit

Da es sich beim hier verwendeten Geschwindigkeitsmesssystem um eine vollständige Neuentwicklung handelt, wurden zunächst zur Überprüfung des Systems Messungen im originalen Behälter der Maschine SF1 68 mit vertikaler Ausrichtung durchgeführt. Es wurde der Sensor vertikal mit Blickrichtung zum Behälterboden auf das Media aufgesetzt, sodass ein leichter Kontakt vorlag. Die radiale Position des Sensors gemessen zur Rotationsachse des Gehäuses betrug dabei 200 mm bei einer Behälterfüllhöhe von 150 mm. In diesem Fall konnte eine zusätzliche theoretische Geschwindigkeit aufgrund der radialen Position des Sensors berechnet werden, da von einer ungestörten Mitbewegung des Medias ohne Relativbewegung zum Behälter auszugehen ist. Das Media besitzt somit die Behälterumfangsgeschwindigkeit. Weiterhin wurden Messungen zur Validierung bei einem Werkstückeintauchwinkel von  $\varphi = 20^\circ$  durchgeführt. Dies entspricht dem maximal einstellbaren Winkel, bevor eine Anhaftung des Medias an der Sensorglasscheibe aufgrund von zu niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten auftrat und

somit keine Messwerte mehr generiert werden konnten. Da ein Aufsetzen des Sensors und gleichzeitiges Kippen um den Eintauchwinkel zu einem diskontinuierlichen Kontakt zum Media führte, wurde der Sensor in dieser Ausrichtung mit einem Abstand der Außenseite der Glasscheibe zum Behälterboden von  $z = 90$  mm positioniert. Die Messungen erfolgten im Behälterdrehzahlbereich von 5 bis 30 U/min, da das Sensorsystem eine maximale Geschwindigkeit von ca. 0,8 m/s noch hinreichend auflösen kann. Dies ist im Besonderen bei vertikaler Ausrichtung ( $\varphi = 0^\circ$ ) wichtig. Zur Validierung der Geschwindigkeit wurden Simulationen mit identischen Parametern durchgeführt und entsprechend ausgewertet. Die experimentell sowie simulativ ermittelten Ergebnisse für die erste Gehäusevariante sind in Abbildung 36 dargestellt.

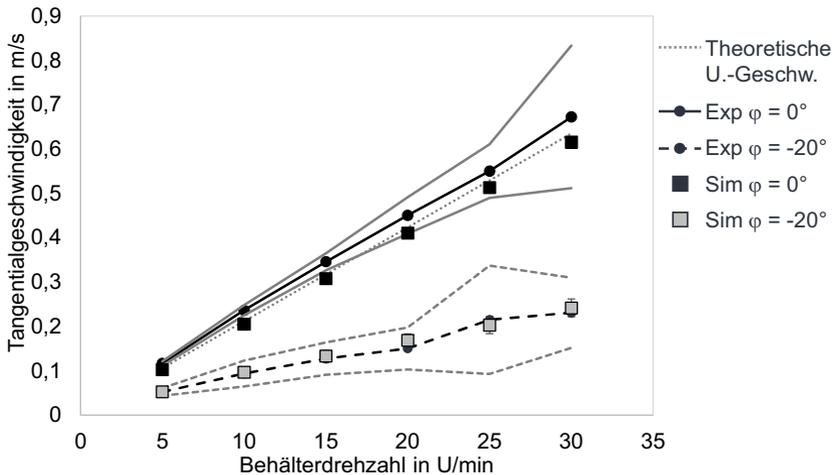


Abbildung 36: Experimentell und simulativ ermittelte Relativgeschwindigkeiten für KXMA 16 mit der Sensorvariante 2 im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) für Werkstückeintauchwinkel von  $0^\circ$  und  $20^\circ$ .

Deutlich wird, dass bei einem Eintauchwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  eine hohe Übereinstimmung der experimentell ermittelten Geschwindigkeiten mit der theoretisch berechneten Umfangsgeschwindigkeit bei einem Radius von 200 mm vorliegt. Die Mittelwerte befinden sich leicht über der berechneten Geraden, allerdings liegt an nahezu allen Drehzahlen eine Überschneidung mit der Standardabweichung vor. Die größte Abweichung zur theoretischen Betrachtung beträgt ausgehend vom Experiment ca. -7 %. Die Simulation

entspricht erwartungsgemäß den berechneten Werten im Verlauf und der Größenordnung, wobei die Simulationswerte ausgehend vom theoretischen Wert ca. -3 % darunter liegen. Es zeigt sich, dass die Standardabweichung der Sensordaten mit steigender Drehzahl deutlich zunimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass hierbei die erkennbaren Oberflächenmerkmale nicht mehr jederzeit vollständig vom Sensor erfasst werden können. Die Ergebnisse bei  $\gamma = 20^\circ$  zeigen ebenfalls eine hohe Übereinstimmung der simulativ und experimentell ermittelten Geschwindigkeiten. Aufgrund von Aufstauungen durch die in die Strömung eingebrachte Störgeometrie in Form des Gehäuses ergeben sich allerdings geringere Geschwindigkeiten und generell ein flacherer Verlauf. Es ist zu beobachten, dass mit steigender Drehzahl auch bei einer gekippten Ausrichtung eine lineare Zunahme der Geschwindigkeit auftritt.

Aufgrund der deutlich kleineren Außenmaße der Gehäusevariante 2 und somit reduzierten Aufstauungen bei geneigter Positionierung, konnten noch verwertbare Messergebnisse für  $\gamma = 25^\circ$  generiert werden. Hierzu war allerdings eine deutliche Behälterdrehzahlerhöhung gegenüber den Versuchen mit der Gehäusevariante 1 notwendig. Die zugehörigen Werte sind in Abbildung 37 dargestellt.

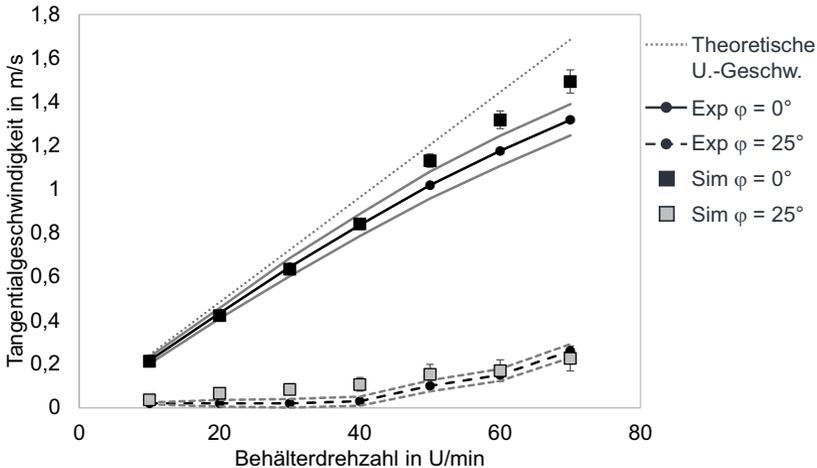


Abbildung 37: Experimentell ermittelte Relativgeschwindigkeiten für KXMA 16 mit der Sensorvariante 3 im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) für Werkstückeintauchwinkel von  $0^\circ$  (A\_Neumann 2021) und  $25^\circ$  sowie zugehörige Simulationen.

Die zuvor erläuterte Grenzggeschwindigkeit des Sensors von ca. 0,8 m/s zeigt sich in diesem Fall für  $\gamma = 0^\circ$  sehr deutlich. Bis zu einer Behälterdrehzahl von 40 U/min weist die Simulation nahezu identische Werte mit den Messungen auf. Beide liegen dabei leicht unterhalb der theoretisch berechneten Umfangsgeschwindigkeiten, was bereits zuvor bei der Gehäusevariante 1 zu beobachten war. Der Unterschied beträgt in diesem Fall ausgehend vom theoretischen Wert ca. -13 %, wobei sich der Unterschied zwischen Experiment und Simulation lediglich auf kleiner als 1 % beläuft. Die Messwerte für  $\gamma = 0^\circ$  und Behälterdrehzahlen über 40 U/min dienen in diesem Fall zur Darstellung des Sensorverhaltens über 0,8 m/s. Die gemessenen Geschwindigkeitswerte zeigen einen degressiven Verlauf, der sich mutmaßlich bei weiterer Erhöhung der Behälterdrehzahl an einen Sättigungswert annähern würde. Die ermittelten Werte bei einem Werkstückeintauchwinkel von  $\gamma = 25^\circ$  verlaufen im Experiment bis zu 40 U/min nahezu konstant unterhalb von 0,055 m/s. Oberhalb dieser Drehzahl ist eine lineare Zunahme über die Drehzahl erkennbar. Die Standardabweichung des Experiments wird über die Steigerung der Behälterdrehzahl stetig größer. Begründet ist dies in der zunehmenden Anzahl an Bewegungen im Sichtfeld und der damit einhergehenden höheren Anzahl an erkennbaren Merkmalen. Bewegen sich mehr Partikel in einer Zeiteinheit vor dem Sensor, so ist auch die Wahrscheinlichkeit von Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen einzelnen Merkmalen höher. Dieser Effekt lässt sich bei allen Messungen beobachten. Die Simulation ergibt bei dieser geeigneten Gehäuseausrichtung zunächst Werte, die auch bei Einbeziehung der Standardabweichung oberhalb der Messung liegen. Ab einer Drehzahl von 40 U/min liegt jeweils eine Übereinstimmung beider Werte vor.

Deutlich wird, dass die Simulation im Gegensatz zur Messung einen nahezu konstanten Verlauf ausgehend von 10 U/min aufweist. Eine Erklärung für diese Abweichungen kann aus simulativer sowie physikalischer Sicht erfolgen. Da die Diskrete Elemente Methode grundsätzlich bei zeitlich gemittelten Größen als deterministisch anzusehen ist und in der getroffenen Modellierung keine geschwindigkeitsabhängigen Parameter implementiert sind, ist ein linearer Verlauf der Geschwindigkeit über die Drehzahl bei sonst konstanten Simulationsbedingungen zu erwarten. Auch hier ist aus Sicht der Simulation der größte Einfluss durch die konstante und somit nicht geschwindigkeitsabhängige Adhäsionsmodellierung zu erwarten.

Im Realprozess hingegen sind sehr wahrscheinlich von der Geschwindigkeit abhängige Effekte zu beobachten, wie sie bereits zuvor bei der Kraftmessung diskutiert wurden. Durch einen höheren Schüttgutzusammenhalt bei sehr niedrigen Geschwindigkeiten

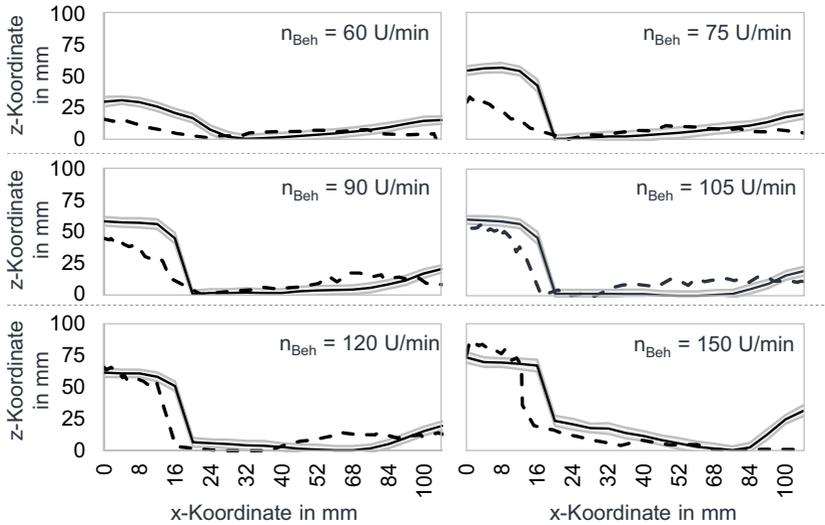
aufgrund von im Verhältnis zur Adhäsion niedrigen induzierten Tangentialkräften zwischen den Partikeln treten niedrigere Geschwindigkeiten als in der Simulation auf. Weiterhin sind Auswirkungen aufgrund der Benetzung und daher Anhaftung von befeuchtem Media an der Glasscheibe des Messsystems möglich. Gerade dieser Aspekt kann als zusätzliche Erklärung für den niedrigeren, maximalen Werkstückeintauchwinkel bei Gehäusevariante 1 herangezogen werden. Aufgrund der größeren Glasscheibe in dieser Variante tritt ein stärkeres Anhaften auf.

Abschließend betrachtet bildet die Simulation quantitativ sowie qualitativ das Verhalten im Realprozess bei typischen Prozessstellgrößen sehr gut ab und eine Anpassung der Simulationsrandbedingungen war nicht notwendig.

### **7.3 Mediaverteilung im Prozess**

Neben den bereits diskutierten Validierungsgrößen Normalkraft und Geschwindigkeit auf der Werkstückoberfläche wurde die Mediaverteilung prozessbegleitend erfasst. Diese repräsentiert das Schüttgutverhalten und kann zum einen für makroskopische Aussagen zum Gesamtprozess und zum anderen für die Erklärung von lokalen Kraftverläufen herangezogen werden. Da letztere besonders im miniaturisierten Tauchgleit-schleifprozess bei sehr niedrigen Behälterdrehzahlen aufgetreten sind, wird dies in diesem Kapitel für die Mediavariante KXMA 16 erläutert.

Die so ermittelten Mediaverteilungen wurden bei den Drehzahlen 60 bis 120 U/min in Schritten von 15 U/min sowie 150 U/min übereinander aufgetragen und sind für eine Behälterfüllhöhe von 80 mm in Abbildung 38 dargestellt. Bei allen derartigen Darstellungen wurden die Verläufe an deren niedrigstem Ordinatenwert auf Null verschoben, um die quantitative Vergleichbarkeit sicherzustellen.

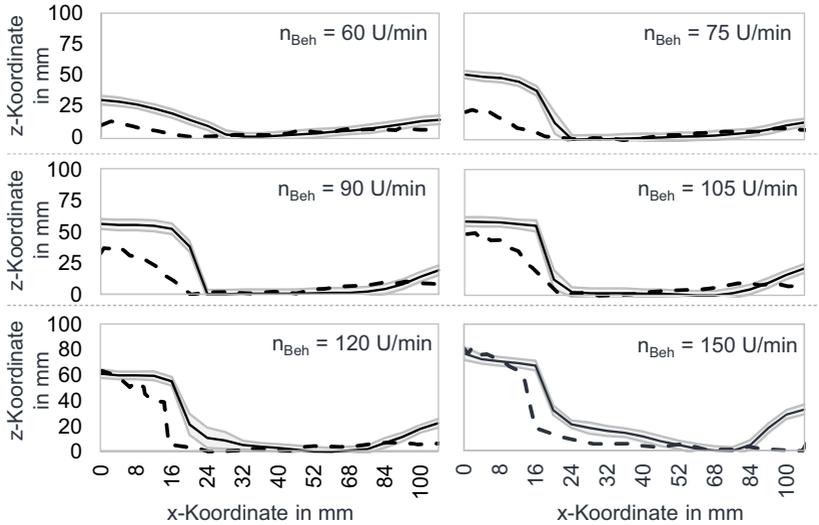


Legende: — Experiment; — Standardabweichung Experiment; - - Simulation

Abbildung 38: Experimentell und simulativ ermittelte Mediaverteilung für KXMA 16 im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei den Behälterdrehzahlen 60, 75, 90, 105, 120 und 150 U/min und einer Behälterfüllhöhe von 80 mm.

Bei einer Behälterdrehzahl von 60 U/min zeigt sich eine zunächst sehr niedrige Gesamthöhe des Medias im Experiment sowie in der Simulation, wobei letztere unterhalb liegt. Mit steigender Drehzahl nähern sich die Verläufe deutlich an. Ab 105 U/min liegt eine sehr hohe Übereinstimmung im Verlauf und Betrag vor. Für eine Behälterdrehzahl von 150 U/min übersteigt der simulative Verlauf den des Experiments bei niedrigen x-Koordinaten bis 16 mm. Für größere x-Koordinaten liegt die Simulation unterhalb. Diese Unterschreitung des Experiments ist bei einer Behälterdrehzahl von 105 U/min immer zu beobachten. Bei allen ermittelten Verläufen ist generell der x-Koordinatenbereich von 0 bis 40 mm von hoher Relevanz, da sich in diesem Bereich das Werkstück (20 bis 40 mm) befindet. Es ist zu beobachten, dass zwischen  $x = 0$  und  $x = 20$  mm eine Erhöhung der Mediaverteilung eintritt. Dies ist zu erklären mit der teilweisen Umlagerung von Media beim Werkstückkontakt zur Wandung. Aufgrund der durchgehend wirkenden Zentrifugalkraft, verbleibt das Media an dieser Position und bewegt sich nicht

in Richtung Behältermitte. Bei gleichbleibender Ausrichtung des Werkstücks und konstanter Drehzahl, ergibt sich immer ein charakteristischer Mediaverlauf. Ähnliche Zusammenhänge zeigen sich für eine Füllhöhe von 120 mm (vgl. Abbildung 39).



Legende: — Experiment; — Standardabweichung Experiment; - - Simulation

*Abbildung 39: Experimentell und simulativ ermittelte Mediaverteilung für KXMA 16 im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei den Behälterdrehzahlen 60, 75, 90, 105, 120 und 150 U/min und einer Behälterfüllhöhe von 120 mm.*

Auch hier nimmt mit steigender Drehzahl die Übereinstimmung der simulativen und experimentellen Verläufe zu, jedoch übersteigt die Simulation auch bei 150 U/min das Experiment nicht signifikant. Für die Ergebnisse beider Füllhöhen gilt weiterhin, dass die Mediaverteilungen für x-Koordinaten größer 80 mm nur eingeschränkt zu vergleichen sind. In diesem Bereich nahe der Behältermitte wirken auf das Media, aufgrund des geringen radialen Abstandes zur Rotationsachse, sehr geringe Zentrifugalkräfte. Da das Media stark adhäsionsdominiert ist, verbleibt hier im Experiment immer eine geringe Menge. Diese befindet sich dort bereits bei Bearbeitungsbeginn aufgrund der Mediaverteilung im ruhenden Zustand. Dieser Effekt ist nicht nur im miniaturisierten

Tauchgleitschleifprozess zu beobachten, sondern auch im Realprozess. Eine Auswirkung auf lokale Kenngrößen am Werkstück ist allerdings auszuschließen, da diese erhabene Menge auf benachbartes Media keine Kraft in radialer Richtung ausüben kann.

Wie bei den Normalkräften und Geschwindigkeiten ist auch hier der Einfluss der Adhäsion bei niedrigen Behälterdrehzahlen im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess offensichtlich. Der reale Prozess weist einen höheren Schüttgutzusammenhalt als die Simulation auf, der sich makroskopisch in der Mediaverteilung zeigt. Daraus lässt sich ableiten, dass die Simulation das Fließverhalten mit steigender Drehzahl auch zunehmend besser abbildet. Aufgrund der niedrigen theoretischen Anströmungsgeschwindigkeit kann jedoch auch hier darauf geschlossen werden, dass für die Untersuchung des realen Tauchgleitschleifprozesses eine hinreichende Abbildung der Prozessmechanismen durch die Simulation vorliegt.

Wie bereits darauf hingewiesen, lässt sich das Verhalten der Normalkräfte bei niedrigen Behälterdrehzahlen im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess in den Mediaverläufen ebenfalls beobachten. Zur Veranschaulichung wurde für alle Mediaverteilungen durch Trapezintegration die Fläche im x-Koordinatenbereich von 0 bis 40 mm berechnet und das Verhältnis der Flächen zwischen Experiment und Simulation gebildet. Zudem wurde ein Verhältnis der Kraftwerte gebildet. Die resultierenden Ergebnisse für die Füllhöhen 80 und 120 mm sind in Abbildung 40 dargestellt.

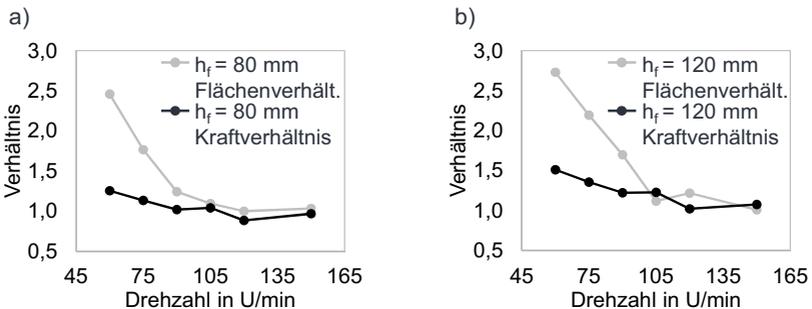


Abbildung 40: Verhältnisse zwischen experimentell und simulativ ermittelten Normalkräften sowie der Flächen unterhalb der Mediaverläufe im Bereich zwischen 0 und 40 mm für KXMA 16 bei den Füllhöhen a) 80 mm und b) 120 mm.

Bei einem Verhältnis von 1 entsprechen die Normalkräfte bzw. die eingeschlossenen Flächen der Simulationen denen des Experiments. Für Werte die größer als 1 sind, sind

experimentelle Werte größer und umgekehrt. Für die Füllhöhe 80 mm zeigt sich, dass ab 105 U/min für die beiden dargestellten Größen ein Wert nahe 1 vorliegt. Gleiches gilt für  $h_f = 120$  mm. Verringert sich die Drehzahl ausgehend von hier, nimmt in allen Fällen das Verhältnis zu. Das Verhältnis der Flächen unterhalb der Verläufe und daraus folgernd die Mediaverteilung stellen ein Maß für die Validität der Normalkräfte der Simulation dar. Stimmen also experimentelle und simulative Mediaverteilungen überein, so kann auch davon ausgegangen werden, dass die Kräfte übereinstimmen. Es kann also eine vereinfachte Validierung der Simulation für KXMA 16 vorgenommen werden, da die Messung mittels Laserabstandsensoren deutlich weniger aufwändig ist als die Kraftmessung.

## 7.4 Fazit experimentelle Prozessanalyse und Prozesssimulation

Auf Basis von experimentellen Analysen des Tauchgleitschleifens im miniaturisierten und im realen Prozess wurde eine Validierung hinsichtlich der lokalen Kenngrößen Normalkraft und Geschwindigkeit des Medias auf der Werkstückoberfläche durchgeführt. Generell konnte eine hohe Übereinstimmung der experimentellen sowie simulativen Daten bei variierten Ausrichtungen des Werkstücks aufgezeigt werden. Hierzu kam adaptierte Kraft- sowie neu entwickelte Geschwindigkeitsmesstechnik zum Einsatz. Diese hat sich als verwendbar erwiesen, im stark abrasiven Tauchgleitschleifprozess unter Anwesenheit von Fluid wiederholbar Kenngrößen zu ermitteln. Die in der Zielstellung eingeführte zweite Forschungsfrage „Welche Messmethoden bzw. Messeinrichtungen eignen sich, um Kräfte und Geschwindigkeiten direkt am Werkstück, im stark abrasiven Tauchgleitschleifprozess unter Anwesenheit von einem Wasser-Korrosionsschutz-Gemisch, zu ermitteln, um damit die Simulation zu validieren?“ konnte somit beantwortet werden.

Abweichungen in den Kraftverläufen im miniaturisierten Prozess wurden durch Analysen der Mediaverteilung, ermittelt durch prozessbegleitende Messung mittels Laserabstandssensoren, auf Unterschiede des Schüttgutverhaltens zwischen Experiment und Simulation zurückgeführt. Durch entsprechende Korrelationen konnte ein Ansatz zur vereinfachten Kraftvalidierung aufgezeigt werden.

Durch die generierten Simulationsrandbedingungen, die durchgeführte Modellierung und mithilfe der verwendeten Messtechnik war es möglich den Gleitschleifprozess mit einer repräsentativen Partikelanzahl bei gleichzeitig quantitativ korrekten Kräften und

Geschwindigkeiten abzubilden und die dritte Forschungsfrage „Ist eine Simulation des Tauchgleitschleifprozesses mit repräsentativer Partikelanzahl möglich und kann die Diskrete Elemente Methode dabei zur quantitativen Beschreibung des Tauchgleitschleifprozesses hinsichtlich herrschender Kräfte und Geschwindigkeiten herangezogen werden?“ vollständig zu beantworten.

## 8 Untersuchungen an ringförmigen Proben

Durch die zuvor validierten Kräfte und Geschwindigkeiten, konnten Untersuchungen im Realprozess durchgeführt werden, um die Wirkzusammenhänge zwischen Prozesskenngrößen und dem resultierenden Materialabtrag sowie der Rauheitsentwicklung zu bestimmen. Im Zuge dessen wurde zunächst die Übertragbarkeit des Materialabtragsatzes von Preston, welcher im Gleitschleifen verbreitet ist, untersucht. Darauf aufbauend erfolgten simulative Variationen der Füllhöhe und Behälterdrehzahl, zur isolierten Betrachtung der Einflüsse von Geschwindigkeit bzw. Kraft/Druck auf den Abtrag und die Topografie. Hiermit wurden weiterhin die Wirkzusammenhänge zwischen Prozessstellgrößen und lokalen Prozesskenngrößen ermittelt.

Es ist anzumerken, dass für die in den Kapiteln zuvor aufgezeigten Ergebnisse die Kenngröße Kraft verwendet werden konnte, da die Auswertung stets auf einer identischen Fläche erfolgte und somit Vergleichbarkeit sichergestellt war. Da im Rahmen der Abtraguntersuchungen jedoch eine veränderte Geometrie verwendet wurde, wird im Folgenden nun ausschließlich der lokale Druck als flächenbezogene Kenngröße herangezogen. Die ermittelten Kräfte in der durchgeführten Validierung entsprechen Drücken von minimal  $0,014 \text{ N/mm}^2$ . Die für die Abtraguntersuchungen verwendeten Drücke liegen teilweise unterhalb des validierten Bereichs, allerdings befinden sich die Tangentialgeschwindigkeiten vollständig innerhalb des Validierungsbereichs.

Da sich weiterhin gezeigt hat, dass vor allem Abweichungen zwischen der Simulation und dem Experiment bei sehr niedrigen theoretischen Anströmungsgeschwindigkeiten von ca.  $0,26 \text{ m/s}$  vorliegen, kann von einer korrekten Abbildung der lokal wirkenden Drücke ausgegangen werden. Begründet wird dies durch die minimal auftretenden lokalen Tangentialgeschwindigkeiten in den Abtraguntersuchungen, welche leicht oberhalb von  $0,26 \text{ m/s}$  liegen. Da aufgrund von Aufstauungen und Dissipation die theoretische Anströmungsgeschwindigkeit immer über der Tangentialgeschwindigkeit liegen muss und somit hier keine signifikanten Einflüsse durch erhöhten Schüttgutzusammenhalt aufgrund von Adhäsion zu erwarten sind, kann von korrekten lokalen Drücken ausgegangen werden. Kurzgefasst bedeutet dies, dass auch wenn sehr niedrige lokale Drücke vorliegen, aber sich die lokalen Geschwindigkeiten oberhalb von  $0,26 \text{ m/s}$  befinden, eine korrekte Abbildung vorliegt. Analog gilt dies für Drücke oberhalb des Validierungsbereichs.

## 8.1 Materialabtrag und Topografieentwicklung

Im Folgenden wird nun zunächst auf die Anwendbarkeit der Abtraghypothese nach Preston und daran anschließend auf den Zusammenhang der Prozessstell- und kenngrößen eingegangen. Darauf folgen Erläuterungen zum Kenngrößeneinfluss auf den Abtrag und die Rauheit.

### Anwendbarkeit der Abtraghypothese nach Preston

Wie aufgezeigt, existiert die verbreitete Annahme, dass die Abtragbeschreibung nach Preston (vgl. Kapitel 2.4) eine grundsätzliche Anwendbarkeit im Gleitschleifen besitzt. Diese Formulierung wäre für die Beschreibung einfach anwendbar, allerdings wurde sie bisher nicht quantitativ im Realprozess nachgewiesen. Daher erfolgten Bearbeitungsversuche mit den zuvor eingeführten ringförmigen Probekörpern, bei denen der Materialabtrag sowie die Rauheit zeitlich gestaffelt erfasst wurden. Der Abtrag bezieht sich dabei auf die gesamte Mantelfläche der Probe. Die beiden untersuchten Prozessparameter zur Erzeugung eines gleichen Leistungsäquivalents wurden simulativ ermittelt. Die Ermittlung erfolgte zunächst basierend auf der Annahme, dass eine Verdoppelung der Füllhöhe zu einer Verdoppelung des lokalen Drucks führt und eine Halbierung der Behälterdrehzahl zu einer Halbierung der Strömungsgeschwindigkeit  $v_{rel}$ . Die gewählten Prozessstellgrößen ergeben sich somit zu  $n_{BEH,1} = 70$  U/min,  $h_{f,1} = 75$  mm und  $n_{BEH,2} = 35$  U/min,  $h_{f,2} = 150$  mm. Zur Überprüfung dieser Annahme wurden entsprechende Simulationen durchgeführt und die lokalen Drücke sowie Geschwindigkeiten ausgewertet. Es ergeben sich die Werte in Tabelle 12.

*Tabelle 12: Gewählte Prozessstellgrößen zur Überprüfung der Anwendbarkeit des Abtragsansatzes nach Preston mit zugehörigen Druck- und Geschwindigkeitswerten sowie dem resultierenden Leistungsäquivalent.*

Nr.	Behälterdrehzahl in U/min	Füllhöhe in mm	Druck in N/m <sup>2</sup>	Geschwindigkeit in m/s	Leistungsäquivalent in N/s
1	70	75	2500	0,57	1425
2	35	150	4100	0,36	1476

Die Abweichung des Leistungsäquivalents ausgehend vom Parametersatz 1 beläuft sich dabei auf 3,6 %. Aufgrund des geringen Unterschieds kann von einer ausreichenden Übereinstimmung der beiden Parametersätze zur Überprüfung der Anwendbarkeit der Preston-Hypothese ausgegangen werden. Die Ergebnisse hinsichtlich Abtrag, bezogen auf die Mantelfläche, sowie Rauheit  $S_a$ , gemessen am immer gleichen Bereich der Probe, sind in Abbildung 41 dargestellt.

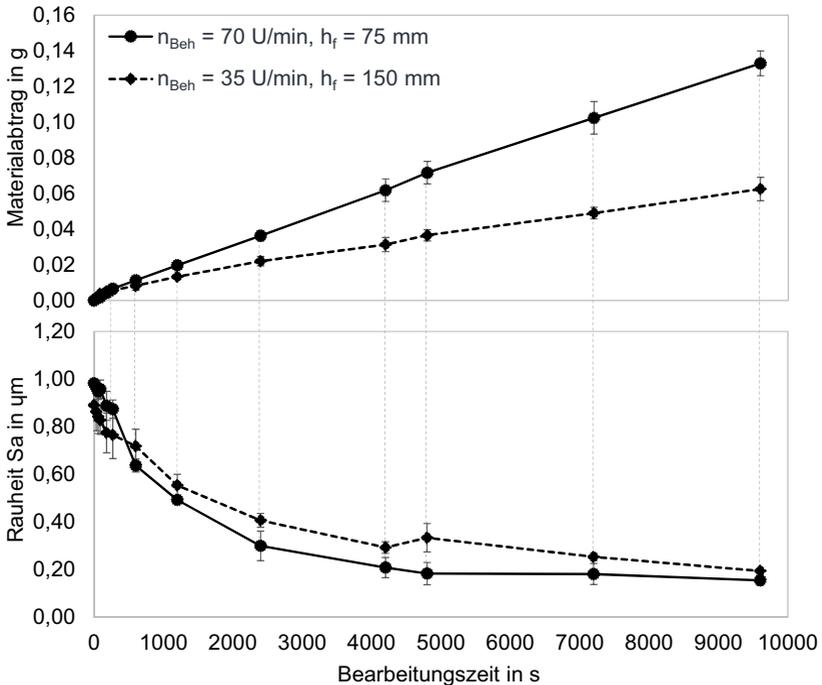


Abbildung 41: Materialabtrag bezogen auf die Mantelfläche der Probe sowie resultierende Rauheit Sa über die Bearbeitungszeit für konstante Leistungsäquivalente abgeleitet aus der Preston-Hypothese.

Die Abtraghypothese nach Preston, sofern sie für das Gleitschleifen gilt, sollte grundsätzlich bei identischem Leistungsäquivalent und sonst konstanten Bearbeitungsbedingungen auch identische Werte für den Materialabtrag liefern. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen allerdings deutlich, dass die Hypothese nicht anwendbar ist. Bei einer Behälterdrehzahl von 70 U/min ergibt sich ein ca. verdoppelter Materialabtrag im Vergleich zu 35 U/min. Der Verlauf der Rauheit Sa zeigt im Gegensatz dazu allerdings einen nicht so deutlichen Unterschied, besonders bei Betrachtung der Standardabweichungen am jeweiligen Zeitschritt. Die Änderung der Rauheit des Prozessparameters 2 verläuft jedoch etwas flacher. Nach 160 Minuten Bearbeitungszeit erreichen

beide nahezu identische Werte für  $S_a$  von im Mittel  $0,17 \mu\text{m}$ . Dies scheint die Grenzrauheit für diesen Bearbeitungsfall darzustellen, da sich der Verlauf des Parametersatzes 1 diesem Wert asymptotisch nähert. Eine allgemeingültige Aussage der Einflüsse von Druck und Geschwindigkeit auf Abtrag bzw. Rauheit kann aus diesen Ergebnissen nicht abgeleitet werden, da beide lokalen Kenngrößen variiert wurden. Im Folgenden wurde eine getrennte Betrachtung der Einflüsse vorgenommen.

#### Zusammenhang der Prozessstellgrößen und -kenngrößen

Für die genannte Einflussermittlung der lokalen Kenngrößen auf den resultierenden Materialabtrag und die Rauheit sind entsprechende Prozessstellgrößen simulativ zu identifizieren. Aus diesem Grund wurde eine Parametervariation der Behälterdrehzahl und Füllmenge vorgenommen. Die Prozessparameter wurden auch hier zunächst mit der Annahme, dass eine Verdoppelung der Füllhöhe zu einer Verdoppelung des lokalen Drucks und eine Halbierung der Behälterdrehzahl zu einer Halbierung der Strömungsgeschwindigkeit führt, gewählt. Dies war notwendig, da bis dato die Wirkmechanismen zwischen Prozessstellgrößen und Prozesskenngrößen nicht bekannt waren und die Anforderung bestand die Anzahl an Simulationen, aufgrund der Berechnungszeit je Fall von ca. 16 h, gering zu halten. Ausgehend von den so generierten Ergebnissen wurden weitere Prozessstellgrößen abgeleitet und auch simuliert, um die Zusammenhänge des Drucks sowie der Geschwindigkeit über die Behälterdrehzahl möglichst eindeutig abbilden zu können. Aus diesem Grund ergeben sich variierte Anzahlen an simulierten Prozesspunkten je Füllhöhe. Die Gesamtberechnungszeit für alle hierfür durchgeführten Simulationen beträgt in Summe ca. 352 h. In Abbildung 42 ist der lokal wirkende Druck sowie die Tangentialgeschwindigkeit über die Behälterdrehzahl für alle Behälterfüllhöhen dargestellt.

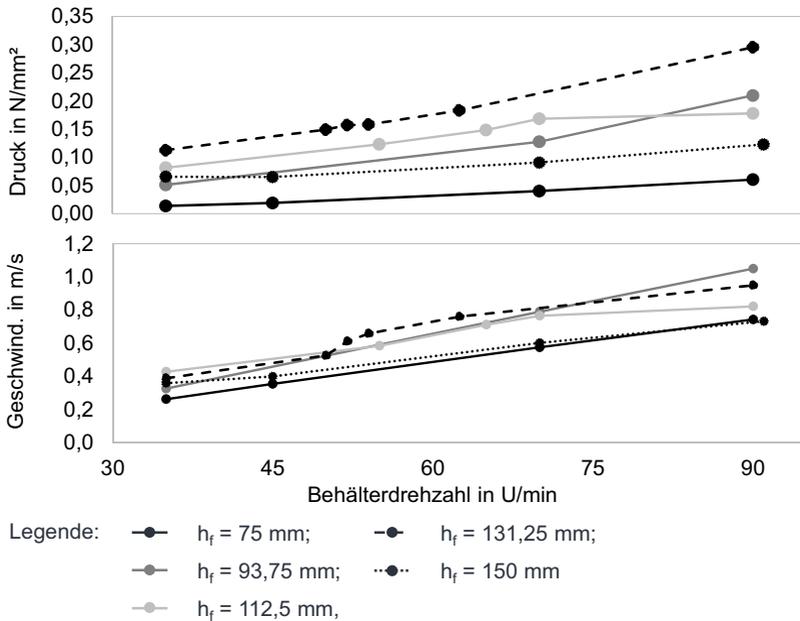


Abbildung 42: Wirkender Druck sowie vorliegende Relativgeschwindigkeit von Media auf der Probenoberfläche über die Behälterdrehzahl für variierende Füllhöhen.

Die Ergebnisse zeigen, dass mit steigender Behälterdrehzahl bei nahezu allen Füllhöhen eine Zunahme des Drucks vorliegt und dass mit steigender Füllhöhe nicht zwangsläufig eine Steigerung des Drucks eintritt. Eine Ausnahme bildet lediglich 112,5 mm, bei der ein konstanter Verlauf ab 70 U/min auftritt. Über alle Drehzahlen hinweg weist der Verlauf von 131,25 mm durchgehend die höchsten Druckwerte auf und für weiter steigende Füllhöhen zeigen sich stetig kleiner werdende Drücke. Es liegt hier also ein globales Maximum des Drucks vor. Die Relativgeschwindigkeit zeigt ein weniger deutliches Bild. Die relativen Unterschiede zwischen den jeweiligen Füllhöhen sind geringer und die höchste Geschwindigkeit liegt bei  $h_f = 93,75$  mm vor. Es ist kein eindeutiges globales Maximum identifizierbar. Im Gegensatz zu den Verläufen des Drucks zeigen die Geschwindigkeitsverläufe mehr Überschneidungen. Grundsätzlich ist jedoch eine stetige, nahezu lineare Zunahme mit der Behälterdrehzahl zu beobachten. Unter Be-

rücksichtigung der Geschwindigkeitsmessungen zur Validierung der Simulation ist dieses Verhalten plausibel. Der beim Druck vorliegende, konstante Kurvenverlauf ab 70 U/min bei 112,5 mm zeigt sich auch für die Geschwindigkeit. Eine Erklärung hierfür liefert die Gegenüberstellung der Mediaverteilungen bei 70 und 90 U/min der Füllhöhen 93,75 mm und 112,5 mm (vgl. Abbildung 43).

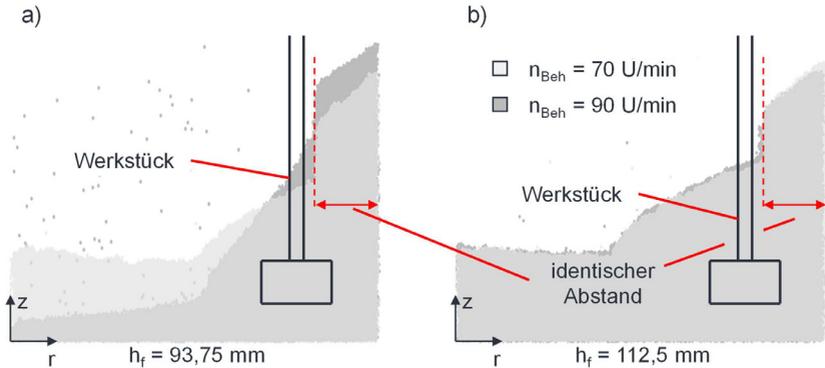
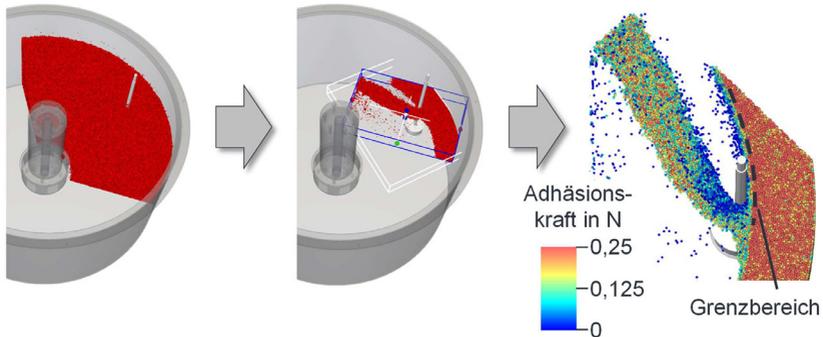


Abbildung 43: Simulative Mediaverteilung bei den Behälterdrehzahlen 70 und 90 U/min für die Behälterfüllhöhen a) 93,75 mm und b) 112,5 mm.

Der Verlauf des Drucks für  $h_f = 93,75$  mm zeigt, wie zuvor bereits erläutert, eine stetige Zunahme mit der Behälterdrehzahl. Folglich ist unter Berücksichtigung aller bisherigen Ergebnisse davon auszugehen, dass auch eine Änderung der Mediaverteilung vorliegen muss. Dies wird durch die Simulation in Abbildung 43 a) bestätigt. In Analogie dazu, kann der nahezu konstante Druckverlauf bei  $h_f = 93,75$  auf eine nicht oder nur kaum veränderte Mediaverteilung zurückgeführt werden (vgl. Abbildung 43 b). Somit scheint an diesem Prozesspunkt ein Gleichgewichtszustand vorzuliegen. Eine fehlerhafte Konfiguration der Simulation wurde geprüft und kann ausgeschlossen werden. Im Gegensatz zu typischerweise parabelförmigen Verteilungen von Fluiden zeigt Abbildung 43 weiter deutlich auf, dass Mediaverläufe eine komplexere Form besitzen. Alle Mediaverteilungen weisen hierbei einen Bereich mit vertikalem Verlauf auf. Dieser ist charakteristisch und ergibt sich aufgrund der Geometrie und Position des Werkstückhalters. Die Position des vertikalen Verlaufs liegt allerdings näher an der Behälterwand als die Außenkontur des Werkstückhalters. Eine Erklärung hierfür liefert eine Betrachtung der Adhäsionskraft in der Strömung um den Werkstückhalter in Abbildung 44.



*Abbildung 44: Schnittdarstellung der Strömung um den Werkstückhalter mit Einfärbung der Partikel nach der Adhäsionskraft.*

Vor dem Werkstückhalter bildet sich ein Staubereich aus, der sich bis zum eingezeichneten Grenzbereich erstreckt. In diesem Zwischenbereich tritt eine Überschreitung der Adhäsionskraft durch Tangentialkräfte auf, die im Nachlauf des Werkstücks zu einer Lösung von Partikeln führt. Dies ergibt in Folge den in der Abbildung 43 dargestellten Abstand zwischen dem Werkstückhalter und dem vertikalen Bereich der Kontur.

Aufbauend auf der simulativ ermittelten Datenbasis wurden Näherungen der Kurven mittels Polynomen zweiter Ordnung durchgeführt, um für jede Füllhöhe Druck- bzw. Geschwindigkeitswerte bei den Drehzahlen 35, 45, 55, 65, 75, 85 und 90 U/min zu erhalten. Das Bestimmtheitsmaß lag dabei im Mittel bei  $R^2 = 0,992$ . Abbildung 45 stellt die Abhängigkeiten zwischen den beiden untersuchten Kenngrößen und der Füllhöhe für die genannten Behälterdrehzahlen dar.

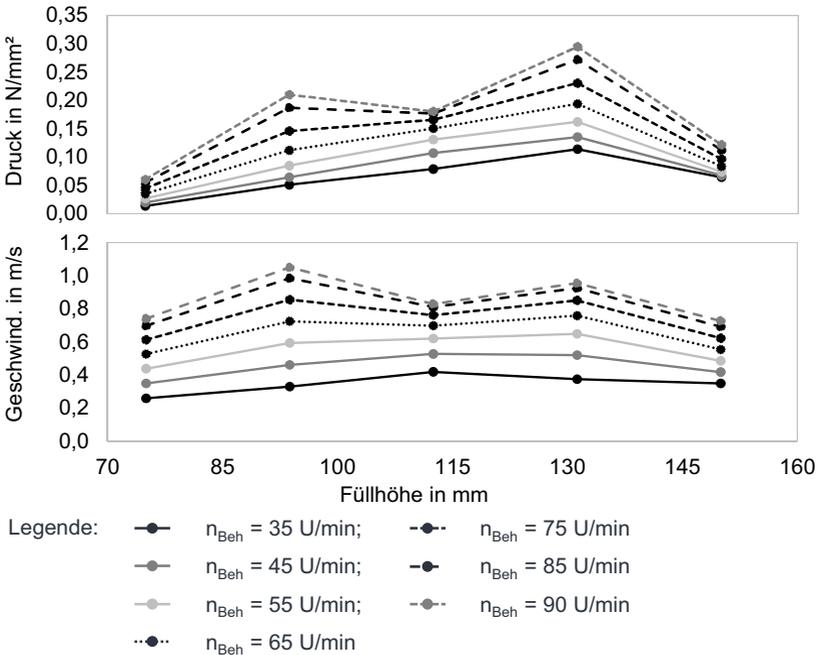
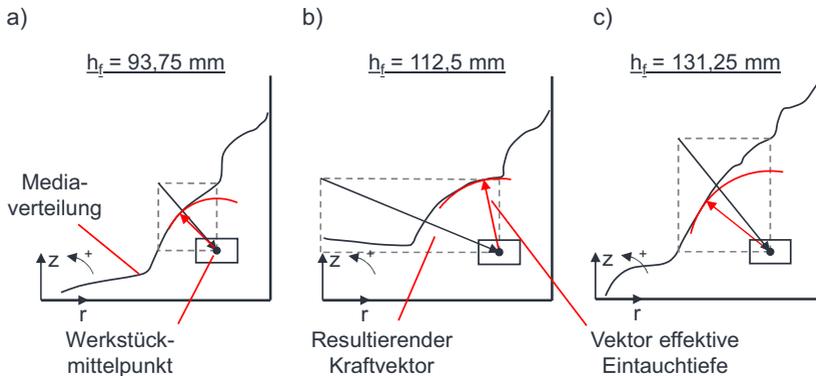


Abbildung 45: Wirkender Druck sowie vorliegende Relativgeschwindigkeit von Media auf der Probenoberfläche über die Füllhöhe für variierende Behälterdrehzahlen.

Die Druckverläufe zeigen deutlich, dass für alle Drehzahlen das Maximum bei einem  $h_f = 131,25$  mm liegt. Zur größten untersuchten Füllhöhe ergibt sich dabei eine stetige Verringerung der Werte, wohingegen in Richtung niedrigerer Füllhöhen ein lokales Maximum bei 93,75 mm vorliegt. Es ist von einer stärkeren Änderung der Mediaverteilung hin zu größeren im Vergleich zu geringeren Füllhöhen auszugehen. Für die Verläufe der Geschwindigkeit ergibt sich ein umgekehrtes Bild über die Füllhöhen, mit sich ausbildenden Maxima bei 93,75 und 131,25 mm. Das globale Maximum liegt hier beim niedrigeren  $h_f$  vor. Dieses umgekehrte Verhalten im Vergleich zu den Druckverläufen kann auf den Staupunkt vor dem Werkstück zurückgeführt werden. Es kann in der Tendenz festgehalten werden, dass bei identischer Werkstückausrichtung und -geometrie

ein steigender Druck mit einer Vergrößerung des Staupunkts einhergeht. Eine Vergrößerung des Staupunkts wiederum führt zu einer Verringerung der Relativgeschwindigkeit.

Der nicht kontinuierlich steigende Verlauf der Größen Druck und Geschwindigkeit zwischen den Füllhöhen 93,75 und 131,25 mm kann durch Betrachtung der Orientierung des resultierenden Kraftvektors und der Orientierung des Vektors der effektiven Eintauchtiefe erklärt werden (vgl. Abbildung 46).



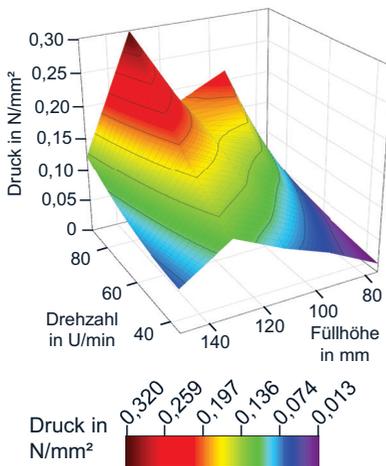
*Abbildung 46: Darstellung der resultierenden Kraftvektoren und Vektoren der effektiven Eintauchtiefe abgeleitet aus der Mediaverteilung für die Füllhöhen a) 93,75 mm, b) 112,5 mm und c) 131,25 mm*

Wirk- bzw. Ausgangspunkt der Vektoren ist der Werkstückmittelpunkt, wobei der resultierende Kraftvektor auf diesen Punkt wirkt. Der resultierende Kraftvektor ergibt sich aus der Mediahöhe in vertikaler Richtung und der Mediamentge in der Horizontalen, die durch die Zentrifugalkraft auf das Werkstück wirkt. Basierend auf Zanger et al. ergibt sich der Vektor der effektiven Eintauchtiefe aus dem geringsten Abstand zwischen Werkstückmittelpunkt und Mediaverteilung (Zanger & Kacaras et al. 2019). Ein Vergleich der Vektororientierungen in Abbildung 46 zeigt, dass für die Füllhöhen 93,75 und 131,25 mm ein geringer Winkelunterschied zur Horizontalen zwischen resultierendem Kraftvektor und Vektor der effektiven Eintauchtiefe vorliegt. Ausgehend vom resultierenden Kraftvektor liegt eine Winkeldifferenz bei 93,75 mm von ca.  $5^\circ$  und bei 131,25 mm von ca.  $13^\circ$  vor. Für die Füllhöhe von 112,5 mm ergibt sich hingegen eine Winkeldifferenz von ca.  $-50^\circ$ .

Es ist davon auszugehen, dass die Strömungsablenkung durch das Werkstück in Richtung des geringsten Widerstands erfolgt und dass dies durch die Orientierung der effektiven Eintauchtiefe repräsentiert wird. Liegt eine geringe Winkeldifferenz beider Vektoren vor, so erfolgt die Strömungsablenkung in Richtung der größtmöglich wirkenden Gegenkraft, wobei dies bei diesem Prozesszustand dem Weg des geringsten Widerstands entspricht. Besteht eine große Winkeldifferenz, so erfolgt die Ablenkung in eine Richtung in der eine geringere Gegenkraft vorliegt und folglich stellt sich ein geringerer Druck vor dem Werkstück ein.

In Abhängigkeit der zu optimierenden Prozesskenngröße ist also eine Reduktion der Füllhöhe bzw. Steigerung der Behälterdrehzahl notwendig. Um die zuvor diskutierten Abhängigkeiten der Abbildung 42 und Abbildung 45 gemeinsam darstellen zu können, wurden entsprechend 3D-Kennfelder abgeleitet (vgl. Abbildung 47).

a)



b)

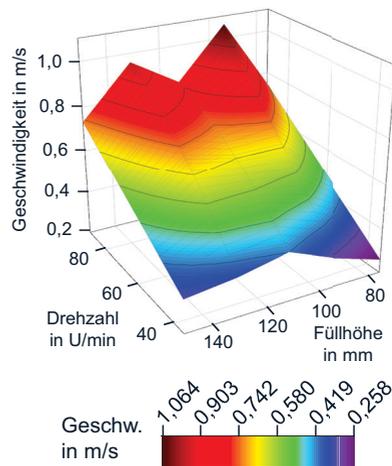


Abbildung 47: 3D-Darstellung der Abhängigkeit zwischen Drehzahl, Füllhöhe und a) wirkendem Druck und b) vorliegender Geschwindigkeit.

Die hier dargestellten Datenpunkte wurden mittels Interpolation zwischen den simulativ ermittelten Werten erzeugt. Eine Extrapolation über die maximalen Geschwindigkeiten

hinaus erfolgte nicht, da die zugrundeliegenden Prozessstellgrößen den maximal einstellbaren der verwendeten Maschine entsprechen. Eine Extrapolation würde somit Zusammenhänge an Prozesspunkten aufzeigen, die im Realprozess nicht erreichbar wären.

#### Kenngroßeneinfluss auf Abtrag und Topografie

Durch die simulativ ermittelten und davon rechnerisch abgeleiteten funktionalen Zusammenhänge der Prozessstellgrößen und Prozesskenngroßen wurden Prozesspunkte mit konstantem Druck und variiert Geschwindigkeit sowie konstanter Geschwindigkeit und veränderlichem Druck abgeleitet. Anschließend wurden an den jeweiligen Prozesspunkten Versuche im Realprozess durchgeführt, um die Wirkung der Prozesskenngroßen auf den Materialabtrag und die resultierende Rauheit zu bestimmen. Die Ergebnisse für eine konstante Relativgeschwindigkeit  $v_{rel} = 0,59$  m/s mit einer Standardabweichung von  $0,015$  m/s sind in Abbildung 48 dargestellt. Die geringen Standardabweichungen sind dabei auf die Limitierungen durch die stufenweise Einstellbarkeit der Drehzahl an der Maschine zurückzuführen.

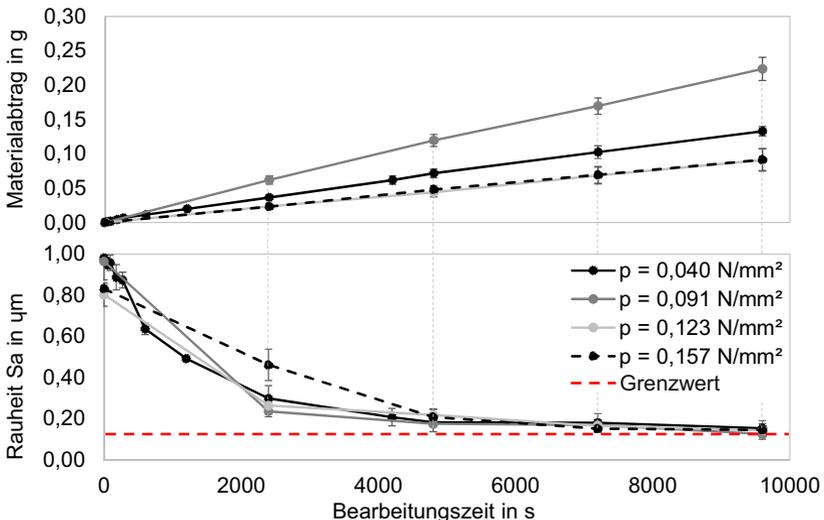


Abbildung 48: Verlauf der Rauheit Sa sowie des Materialabtrags über die Prozesszeit bei konstanter Relativgeschwindigkeit von  $0,59$  m/s und variiertem Druck.

Grundsätzlich wurde bei allen untersuchten Prozesspunkten eine Messung des Materialabtrags bzw. eine Abdrucknahme der Oberfläche zu den Bearbeitungszeiten 40, 80, 120, 160 min durchgeführt. Für den lokalen Kontaktdruck von  $p = 0,040 \text{ N/mm}^2$  erfolgte eine feinere zeitliche Staffelung, um hier einmalig den Verlauf des Abtrags und der Rauheit bei geringeren Bearbeitungszeiten aufzuzeigen. Wie zuvor bereits erwähnt, wäre eine derartige feine Auflösung aufgrund des erhöhten Versuchs- und Messaufwands nicht durchgehend möglich gewesen.

Mit steigendem Kontaktdruck zwischen Media und der Werkstückoberfläche steigt zunächst auch der Materialabtrag. Oberhalb von  $p = 0,091 \text{ N/mm}^2$  verringert sich dieser jedoch wieder und es ergibt sich ab einem  $p = 0,123 \text{ N/mm}^2$  ein gleichbleibender Abtrag. Die Verläufe der Rauheit  $S_a$  zeigen, dass für Drücke bis  $0,123 \text{ N/mm}^2$  eine identische Oberflächenentwicklung vorliegt. Der Rauheitswert nähert sich asymptotisch ab einer Bearbeitungszeit von 2400 s (40 min) der Grenzrauheit von ca.  $0,14 \mu\text{m}$  an. Bei einem höheren Druck von  $0,157 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich ein deutlich flacherer Rauheitsverlauf, der einen signifikanten Unterschied zu den anderen Drücken bei 2400 s besitzt. Nach einer Bearbeitungszeit von 9600 s (160 min) wird beim höchsten Druck jedoch auch eine identische Grenzrauheit erreicht.

Es wird daraus geschlossen, dass eine Änderung des Wirkmechanismus zwischen den Partikeln und der Werkstückoberfläche bei einer Überschreitung eines Grenzdrucks, von hier  $0,091 \text{ N/mm}^2$ , eintritt. Dies führt zu einem Wechsel von einem primären Mikroglätten hin zu Mikropflügen, da der auf der Oberfläche schleifende Partikel tiefer in das Werkstückmaterial eindringen kann. Beim Mikropflügen ergibt sich ein Aufwurf von Material orthogonal zur Bewegungsrichtung des Partikels, welcher in folgenden Partikelkontakten abgesichert wird (Hinz 1988). Das Mikroglätten hingegen weist keine Eindringtiefe in das Material auf und verformt dieses daher nicht wie beim Mikropflügen. Es erfolgt jedoch eine Umformung von Rauheitsspitzen ähnlich eines Glattwalzprozesses und ein Abtrag tritt nicht ein. Bei mehrmaligem Partikelkontakt hingegen wird lokal die Scherfestigkeit der umgeformten Rauheitsspitzen überschritten und es kommt in Konsequenz zu einem Ablösen von Material. Beim Grenzdruck und der damit verbundenen Änderung des mikroskopischen Wirkmechanismus halten sich Mikroglätten und -pflügen die Waage und es ergibt sich die höchste Abtragsrate im Experiment. Mit weiter steigendem Kontaktdruck erhöht sich die resultierende Pflugtiefe bzw. Aufwurfhöhe und es tritt zudem eine Oberflächenverfestigung ein. Dies wiederum führt in Folge zu einer langsameren Glättung der Oberfläche.

Neben der Rauheit  $S_a$  wurden weiterführende Analysen von Oberflächenparametern sowie eine Frequenzuntersuchung hinsichtlich dominanter Welligkeiten vorgenommen, die jedoch keine ergänzenden Aussagen zulassen.

Es lässt sich zusammenfassen, dass eine Änderung im Kontaktdruck vorwiegend Auswirkungen auf den Materialabtrag hat und für dessen Maximierung ein mittlerer Druck im untersuchten Bereich anzustreben ist. Eine Steigerung des Drucks über den Grenzwert von  $0,123 \text{ N/mm}^2$  hinaus führt hingegen zu keiner Änderung des Abtrags, sondern lediglich zu einer langsameren Glättung ab  $0,157 \text{ N/mm}^2$ .

Die Einflussanalyse der Relativgeschwindigkeit auf die beiden Kenngrößen am Werkstück wurde bei einem Druck von  $0,123 \text{ N/mm}^2$  durchgeführt. Es wurden insgesamt die vier Geschwindigkeiten  $0,43$ ;  $0,58$ ;  $0,67$  und  $0,73 \text{ m/s}$  untersucht (vgl. Abbildung 49).

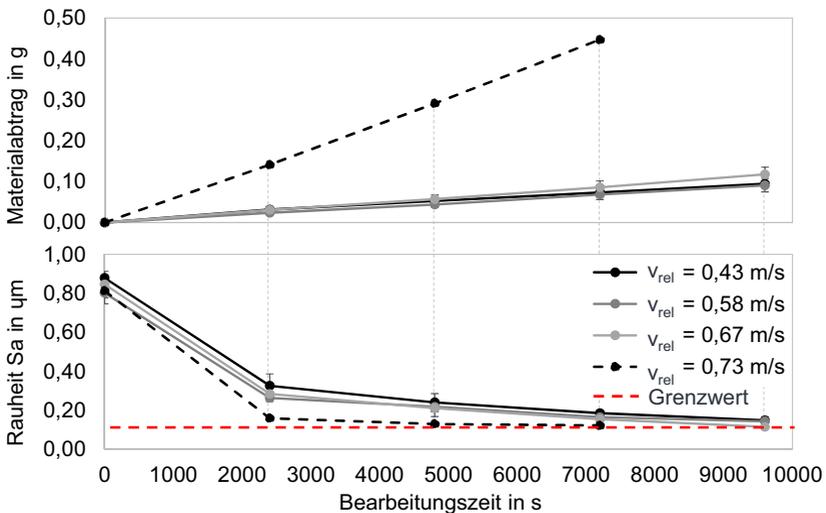


Abbildung 49: Verlauf der Rauheit  $S_a$  sowie des Materialabtrags über die Prozesszeit bei konstantem Druck von  $0,123 \text{ N/mm}^2$  und variierter Relativgeschwindigkeit.

Für Relativgeschwindigkeiten bis  $0,67 \text{ m/s}$  tritt ein nahezu identischer Materialabtrag und Rauheitsverlauf über die Prozesszeit ein. Eine weitere Erhöhung auf  $0,73 \text{ m/s}$  führt zu einer deutlichen Steigerung des Materialabtrags um den Faktor 5,2, im Vergleich zum Prozesspunkt bei  $0,67 \text{ m/s}$ . Aufgrund dieses starken Abtragunterschieds wurde die Versuchsdurchführung auf eine maximale Bearbeitungsdauer von  $7200 \text{ s}$  ( $120 \text{ min}$ )

begrenzt, da ansonsten ein nicht vergleichbarer Probenzustand, mit sehr starkem Verschleiß des Kantenschutzes und folglich einer Veränderung der Größe der Mantelfläche der Probe, eingetreten wäre. Die Verläufe der Rauheit  $S_a$  zeigen, dass auch hier ein identisches Verhalten bis 0,67 m/s vorliegt und die Grenzrauheit von ca. 0,14  $\mu\text{m}$  nach 9600 s (160 min) Bearbeitungszeit erreicht wird. Bei einer Steigerung der Relativgeschwindigkeit über diese Grenzgeschwindigkeit wird die Grenzrauheit bereits nach 4800 s (80 min) erreicht. Die Glättung erfolgt somit doppelt so schnell, geht jedoch mit einem fünffachen Abtrag einher. Eine Erklärung hierfür liefert erneut eine Betrachtung der vorliegenden Wirkmechanismen. Mit steigender Relativgeschwindigkeit tritt ein plötzlicher Übergang vom Mikropflügen hin zum Mikrospanen ein, und es bildet sich ein Schälspan entlang des Partikelkontakts aus (Hinz 1988). Dieser Übergang erfordert einen hinreichend hohen lokalen Druck, damit der Partikel signifikant in die Oberfläche eindringen kann. Bei zu geringen Drücken ist dieser Übergang mit steigender Geschwindigkeit nicht zu erwarten. Da es sich beim Mikrozerspanen nicht um eine primäre Umformung der Oberfläche sondern um ein Trennen handelt, ergeben sich auch höhere Abtragraten. Aus einer Zusammenführung der Abhängigkeiten zwischen den Prozesskenngrößen Relativgeschwindigkeit und Druck mit den jeweiligen Wirkmechanismen kann Abbildung 50 abgeleitet werden.

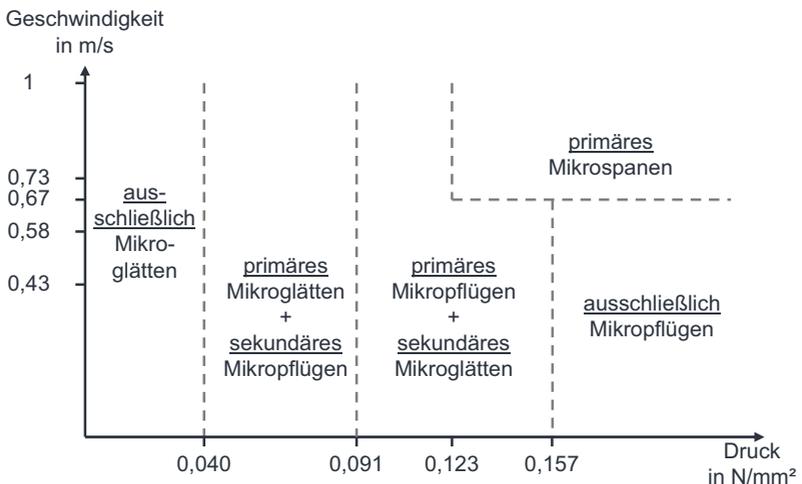


Abbildung 50: Einordnung der Wirkmechanismen Mikroglätten, -pflügen und -spanen für die Prozesskenngrößen Relativgeschwindigkeit und Druck.

Die aufgezeigten Grenzbereiche des jeweiligen Wirkmechanismus ergeben sich aus dem experimentell untersuchten Prozesspunkten und unterliegen, aufgrund der begrenzten Datenmenge, einer Unschärfe.

## 8.2 Resultierendes Abtrag- und Rauheitsmodell

Zur Vorhersage von Abtrag und Rauheit auf Basis von lokalen Prozesskenngrößen wird im Folgenden eine analytische Beschreibung abgeleitet. Für sehr kurze Bearbeitungszeiten bis ca. 300 s ergibt sich für den Materialabtrag grundsätzlich immer ein degressiver Verlauf, da zunächst die leicht zu entfernenden Rauheitsspitzen auf der Bauteiloberfläche abgetragen werden. Mit zunehmender Bearbeitung folgt ein Übergang hin zu einem linearen Verhalten und somit konstanter Abtragsrate. Diesem degressiven Startverlauf kann bei realen Bearbeitungszeiten zur signifikanten Glättung der Oberfläche eine untergeordnete Relevanz beigemessen werden. Eine Berücksichtigung ist nur notwendig, wenn die Zielrauheit auf dem Werkstück deutlich über der Grenzrauheit der Media-Werkstückwerkstoff-Paarung und sehr nahe an der Ausgangsrauheit liegt. Dieser Fall kann grundsätzlich jedoch vermieden werden, in dem eine geeignete Mediavariante mit einer Grenzrauheit nahe der Zielrauheit verwendet wird. Für die analytische Beschreibung des Abtrags wird daher stets von einer konstanten Abtragsrate ausgegangen. Zur Reduzierung des Versuchsaufwandes wurde die zeitliche Staffelung für die Mehrheit der Versuchspunkte herabgesetzt, wodurch der regressive Verlauf zu Beginn nicht durch Messdaten aufgelöst wird. Analytische Näherungen von drei Versuchsreihen mit höchster zeitlicher Staffelung ergaben, dass der Rauheitsverlauf stets durch ein Polynom vierter Ordnung in ausreichender Güte beschrieben werden kann. Es ergab sich für das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  im Mittel ein Wert von 0,995. Weiterhin wurden Näherungen der Rauheitsverläufe mit reduzierter Staffelung durch Polynome vierter Ordnung durchgeführt. Diese weisen Werte für  $R^2$  von 1 auf, wobei keine Schwingung der Näherung vorliegt.

Im Folgenden wird zunächst auf die Herleitung des Ansatzes der Materialabtragbeschreibung eingegangen.

### Materialabtrag

Durch einen Vergleich aller Versuche wird deutlich, dass für Prozesspunkte bei denen  $p \geq 0,123 \text{ N/mm}^2$  sowie  $v_{rel} \leq 0,67 \text{ m/s}$  gilt, ein nahezu identisches Verhalten der Materialabtragverläufe vorliegt (vgl. Abbildung 51). Eine Erhöhung der lokalen Relativgeschwindigkeit auf  $v_{rel} = 0,73 \text{ m/s}$  führt zu einer deutlichen Steigerung des Abtrags, der bei keinem anderen Prozesspunkt derart zu beobachten ist. Es liegt für den untersuchten Prozessstellgrößenbereich also ein globales Maximum vor. Weiterhin ist für Drücke im Bereich  $0,04$  bis  $0,123 \text{ N/mm}^2$  von der Ausbildung eines lokalen Maximums auszugehen, da bei einer Überschreitung des Grenzdrucks von  $0,091 \text{ N/mm}^2$  eine Reduktion des Abtrags vorliegt.

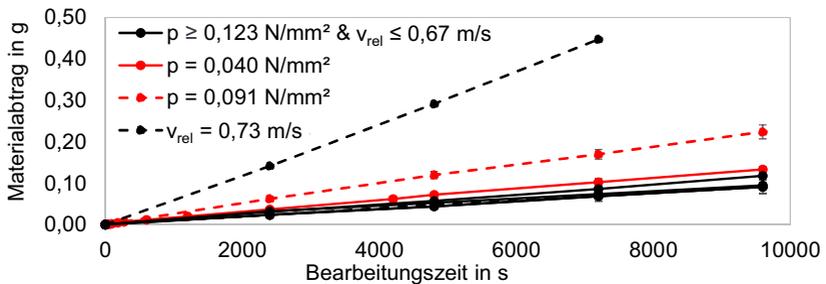


Abbildung 51: Gesamtdarstellung der Abtragverläufe auf der Proben-Mantelfläche aller Versuche, mit hervorgehobenen Verläufen für den Kontaktdruck von  $0,04$  und  $0,091 \text{ N/mm}^2$  sowie für die Relativgeschwindigkeit von  $0,73 \text{ m/s}$ .

Eine Beschreibung mittels einer allgemeingültigen analytischen Formulierung über den gesamten untersuchten Druck- und Geschwindigkeitsbereich ist bei der sprunghaften Änderung des Abtragverhaltens nicht zielführend. Daher wurde das Abtragverhalten im untersuchten Bereich in drei Hauptregime ( $G1_m$  bis  $G3_m$ ) eingeteilt, denen abhängig vom lokalen Druck und der Relativgeschwindigkeit Gültigkeitsbereiche zugeordnet werden. Das Abtragregime  $G1_m$  entspricht dabei dem primären Mikroglätten,  $G2_m$  dem Mikropflügen und  $G3_m$  dem Mikrospanen. Die Einteilungsgrenzen der Regime liegen bei  $p = 0,123 \text{ N/mm}^2$  und  $v_{rel} = 0,67 \text{ m/s}$  und sind in Tabelle 13 aufgeführt.

Tabelle 13: Gültigkeitsbereich der Gleichungen  $G1_m$ ,  $G2_m$  und  $G3_m$  der Hauptregime für die Beschreibung der Entwicklung des Materialabtrags  $\Delta m$  über die Prozesszeit

	Kontaktdruck $p$	Relativgeschwindigkeit $v_{rel}$
$G1_m$	$\geq 0,123 \text{ N/mm}^2$	$\leq 0,67 \text{ m/s}$
$G2_m$	$\geq 0,123 \text{ N/mm}^2$	$> 0,67 \text{ m/s}$
$G3_m$	$< 0,123 \text{ N/mm}^2$	$\leq 0,67 \text{ m/s}$

Für die Abtragregime kann, wenn die degressiven Verläufe zu Beginn der Abtragentwicklung nicht berücksichtigt werden, eine Geradengleichung ermittelt werden, die im nachfolgenden als Hauptkurve bezeichnet wird. Zur Berücksichtigung der typischen Schwankungsbreite, wurden an den jeweiligen experimentellen Daten die maximalen Werte der Standardabweichungen an jedem Bearbeitungszeitschritt ermittelt. Durch Berechnung einer Minimal- und Maximalkurve durch Subtraktion bzw. Addition zur Hauptkurve, konnten Geradengleichungen bestimmt werden, die als Begrenzungskurven dienen. Diese werden im Folgenden mit Min.-Kurve respektive Max.-Kurve bezeichnet. Für die Abtragregime eins und zwei liegt eine diskrete Beschreibung vor. Im Fall drei ist der Abtrag abhängig vom vorherrschenden Druck und eine Ermittlung der Geradensteigung kann fallspezifisch erfolgen. Hierzu wurde aus den Steigungen der Abtragkurven für die Drücke  $0,04 \text{ N/mm}^2$ ,  $0,091 \text{ N/mm}^2$  und  $0,123 \text{ N/mm}^2$  ein druckabhängiges Polynom zweiter Ordnung abgeleitet. Hiermit kann im Gültigkeitsbereich von  $G3_m$  eine jeweils entsprechende Geradengleichung berechnet werden, wobei für die Verschiebung auf der Ordinate  $b = 0$  gilt. Die Gleichungen der Abtragregime weisen alle ein Bestimmtheitsmaß  $R^2$  von 1 auf. Diese sind Tabelle 14 zu entnehmen.

Tabelle 14: Gleichungen der Haupt-, unteren und oberen Begrenzungskurven der Gleichungen  $G1_m$ ,  $G2_m$  und  $G3_m$  für die Beschreibung der Entwicklung des Abtrags in  $\text{g/mm}^2$  über die Prozesszeit

Regime	Kurve	Gleichung
$G1_m$	Hauptkurve	$\Delta m_{G1m\_Haupt}(t) = 3,24E-09t + 0$
	Min.-Kurve	$\Delta m_{G1m\_Min}(t) = 2,63E-09t + 0$
	Max.-Kurve	$\Delta m_{G1m\_Max}(t) = 3,85E-09t + 0$
$G2_m$	Hauptkurve	$\Delta m_{G2m\_Haupt}(t) = 1,98E-08t + 0$
	Min.-Kurve	$\Delta m_{G2m\_Min}(t) = 1,97E-08t + 0$
	Max.-Kurve	$\Delta m_{G2m\_Max}(t) = 1,98E-08t + 0$
$G3_m$	Vorfaktor Hauptkurve $a(p)$	$a_{G3m\_Haupt}(p) = -2,33E-06p^2 + 3,63E-07p - 6,40E-09$
	Vorfaktor Min.-Kurve $a(p)$	$a_{G3m\_Min}(p) = -2,33E-06p^2 + 3,63E-07p - 6,92E-09$
	Vorfaktor Max.-Kurve $a(p)$	$a_{G3m\_Max}(p) = -2,33E-06p^2 + 3,63E-07p - 5,87E-09$

Alle zuvor dargestellten Abtragergebnisse waren auf die Mantelfläche der bearbeiteten Probe bezogen. Um eine allgemeingültige Anwendbarkeit des Modells zu erhalten, wurde für die Ableitung der Gleichungen eine Umrechnung in  $\text{g}/\text{mm}^2$  vorgenommen. Resultierend ergeben sich für den Materialabtrag die Verläufe wie in Abbildung 52 aufgezeigt, wobei  $G_{3_m}$  für einen Druck von  $0,091 \text{ N}/\text{mm}^2$  berechnet wurde.

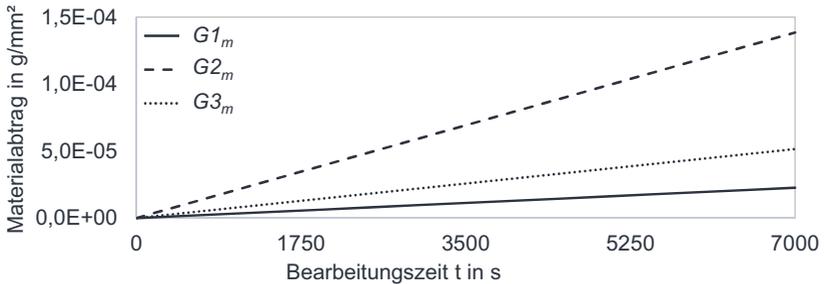


Abbildung 52: Resultierende Kurvenverläufe der Materialabtragregime  $G_{1_m}$ ,  $G_{2_m}$  und  $G_{3_m}$ .

### Rauheit Sa

In Analogie zur Beschreibung des Abtrags, wird auch die Rauheit Sa in drei Hauptregime eingeteilt, da hier ebenfalls sprunghafte Verlaufsänderungen vorliegen. Für Drücke kleiner  $0,157 \text{ N}/\text{mm}^2$  und Relativgeschwindigkeiten kleiner oder gleich  $0,67 \text{ m}/\text{s}$  zeigen sich nahezu identische Verläufe der Rauheitsentwicklung über die Prozesszeit (vgl. Abbildung 53). Unter Einbeziehung der Standardabweichung weisen diese keine signifikanten Unterschiede auf und stellen daher das Rauheitsregime 1 dar. Ein eindeutiger Wirkmechanismus ist für dieses Rauheitsregime nicht identifizierbar. Es kann somit ausschließliches Mikroglätten, primäres Mikroglätten mit sekundärem Mikropflügen oder primäres Mikropflügen mit sekundärem Mikroglätten vorliegen.

Eine nur leichte Erhöhung der lokalen Relativgeschwindigkeit auf  $0,73 \text{ m}/\text{s}$  führt zu einer deutlich schnelleren Erreichung der Grenzrauheit, aufgrund der Änderung des Wirkmechanismus hin zum Mikrospanen (Regime 2). Für eine Drucksteigerung auf  $p = 0,157 \text{ N}/\text{mm}^2$  zeigt sich ein deutlich flacherer Verlauf, welcher in diesem Fall das Rauheitsregime 3 mit ausschließlichem Mikropflügen repräsentiert.

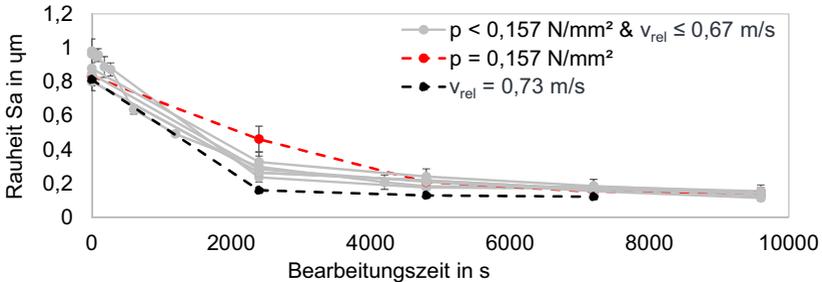


Abbildung 53: Gesamtdarstellung der Rauheitsverläufe aller Versuche, mit hervorgehobenen Verläufen für den Kontaktdruck von  $0,157 \text{ N/mm}^2$  und für die Relativgeschwindigkeit von  $0,73 \text{ m/s}$ .

Wie auch für den Materialabtrag, ergeben sich Gültigkeitsbereiche der Rauheitsregime in Abhängigkeit des lokalen Kontaktdrucks sowie der Relativgeschwindigkeit. Für die Einteilungsgrenzen ist  $p = 0,157 \text{ N/mm}^2$  beziehungsweise  $v_{rel} = 0,67 \text{ m/s}$  in diesem Fall maßgeblich. In Tabelle 15 sind die entsprechenden Gültigkeiten den Rauheitsregimen zugeordnet.

Tabelle 15: Gültigkeitsbereich der Gleichungen  $G1_{r,Sa}$ ,  $G2_{r,Sa}$  und  $G3_{r,Sa}$  für die Beschreibung der Entwicklung des Rauheitsparameters  $Sa$  über die Prozesszeit.

	Kontaktdruck $p$	Relativgeschwindigkeit $v_{rel}$
$G1_{r,Sa}$	$\leq 0,157 \text{ N/mm}^2$	$\leq 0,67 \text{ m/s}$
$G2_{r,Sa}$	$\leq 0,157 \text{ N/mm}^2$	$> 0,67 \text{ m/s}$
$G3_{r,Sa}$	$> 0,157 \text{ N/mm}^2$	$\leq 0,67 \text{ m/s}$

Im Gegensatz zu den linearen Verläufen des Materialabtrags, erfolgt die Näherung der Rauheit  $Sa$ , zur Abbildung des regressiven Verhaltens, über Polynome vierter Ordnung mit einem  $R^2$  von 1. Die zugehörige untere bzw. obere Begrenzungskurve wurde analog zur bisherigen Vorgehensweise bestimmt und entsprechende Polynome abgeleitet. In Tabelle 16 sind die Gleichungen der Rauheitsregime aufgeführt.

Tabelle 16: Koeffizienten der Polynome vierter Ordnung der Haupt-, unteren und oberen Begrenzungskurven der Gleichungen  $G1_{r,sa}$ ,  $G2_{r,sa}$  und  $G3_{r,sa}$  für die Beschreibung der Entwicklung des Rauheitsparameter  $Sa$   $\mu\text{m}$  über die Prozesszeit.

Regime	Kurve	Gleichungen
$G1_{r,sa}$	Hauptkurve	$\Delta Sa_{G1r,sa\_Haupt}(t) = 5,69E-16t^4 - 1,42E-11t^3 + 1,26E-07t^2 - 4,83E-04t + 0,874$
	Min.-Kurve	$\Delta Sa_{G1r,sa\_Min}(t) = 7,74E-16t^4 - 1,88E-11t^3 + 1,58E-07t^2 - 5,43E-04t + 0,802$
	Max.-Kurve	$\Delta Sa_{G1r,sa\_Max}(t) = 6,40E-16t^4 - 1,55E-11t^3 + 1,34E-07t^2 - 5,07E-04t + 0,964$
$G2_{r,sa}$	Hauptkurve	$\Delta Sa_{G2r,sa\_Haupt}(t) = 7,42E-16t^4 - 1,79E-11t^3 + 1,53E-07t^2 - 5,47E-04t + 0,813$
	Min.-Kurve	$\Delta Sa_{G2r,sa\_Min}(t) = 7,17E-16t^4 - 1,72E-11t^3 + 1,47E-07t^2 - 5,22E-04t + 0,776$
	Max.-Kurve	$\Delta Sa_{G2r,sa\_Max}(t) = 7,69E-16t^4 - 1,87E-11t^3 + 1,60E-07t^2 - 5,72E-04t + 0,85$
$G3_{r,sa}$	Hauptkurve	$\Delta Sa_{G3r,sa\_Haupt}(t) = -2,86E-16t^4 + 5,1E-12t^3 - 1,51E-08t^2 - 1,43E-04t + 0,813$
	Min.-Kurve	$\Delta Sa_{G3r,sa\_Min}(t) = -2,26E-16t^4 + 2,97E-12t^3 + 6,34E-09t^2 - 2,09E-04t + 0,816$
	Max.-Kurve	$\Delta Sa_{G3r,sa\_Max}(t) = -3,43E-16t^4 + 7,16E-12t^3 - 3,60E-08t^2 - 7,93E-05t + 0,848$

Die sich aus den Gleichungen der Rauheitsregime  $G1_{r,sa}$ ,  $G2_{r,sa}$  und  $G3_{r,sa}$  ergebenden Kurvenverläufe sind zusammen mit der Grenzrauheit in Abbildung 54 dargestellt.

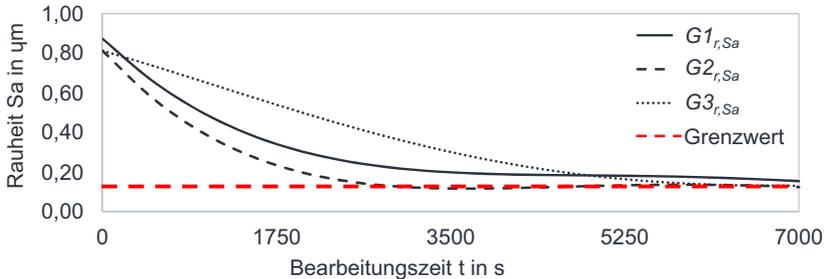


Abbildung 54: Resultierende Kurvenverläufe der Rauheitsregime  $G1_{r,sa}$ ,  $G2_{r,sa}$  und  $G3_{r,sa}$

### 8.3 Fazit Abtrag- und Rauheitsuntersuchungen

Für die Untersuchung des Tauchgleitschleifprozesses hinsichtlich Abtrag- und Rauheitsentwicklung über die Prozesszeit hat sich die Verwendung von ringförmigen Probestkörpern mit Kantenschutz bewährt. Es konnte eine ausschließlich flächige Bearbeitung an der Mantelfläche erreicht werden. Durch die Erstellung von Abdrücken der Probenoberflächen konnten die Versuche zudem zeitlich optimiert durchgeführt werden.

Durch die im vorhergehenden Kapitel validierte Prozesssimulation mittels der Diskreten Elemente Methode sowie experimentelle Analysen des Abtrags und der Rauheit konnte aufgezeigt werden, dass die Preston-Hypothese für das Tauchgleitschleifen quantitativ nicht anwendbar ist und ein für das Gleitschleifen spezifisches, prozesskenngrößenbasiertes Modell generiert werden muss. Daher wurden mithilfe der Simulation grundlegende Zusammenhänge zwischen Prozessstellgrößen und den resultierenden Prozesskenngrößen Druck und Relativgeschwindigkeiten ermittelt und die Wechselwirkung zwischen Mediaverteilung und den Kenngrößen aufgezeigt. Auf Basis der umfassenden simulativen Prozessanalyse erfolgten Bearbeitungsversuche mit konstantem lokalen Druck und variierter lokaler Geschwindigkeit sowie umgekehrt, um Abhängigkeiten zwischen Prozesskenngrößen und resultierendem Abtrag sowie der Rauheitsentwicklung zu identifizieren. Durch die generierten Ergebnisse konnten den lokalen Kenngrößen bereichsweise Wirkmechanismen zugeordnet werden. Anhand aller experimentellen Daten wurde für den Abtrag sowie die Rauheit  $S_a$  ein jeweils bereichsweise gültiges Modell in Abhängigkeit lokaler Prozesskenngrößen abgeleitet.

## 9 Anwendung am Realbauteil

Die im vorangegangenen Kapitel abgeleiteten Modelle wurden an durch Drehen hergestellten ringförmigen Probekörpern ermittelt. Da im Tauchgleitschleifen typischerweise eine Vielzahl unterschiedlicher Geometrien bearbeitet wird, muss eine Validierung des gewählten Ansatzes zur Vorhersage von Abtrag und Rauheit an einem Bauteil mit deutlich anderer Geometrie sowie anderer Initialrauheit erfolgen. Dazu wurde im Realprozess eine Turbinenschaufel mit einer Höhe von 70 mm, die geometrisch frei angelehnt an ein NACA-Profil (National Advisory Committee for Aeronautics) ist, bearbeitet und hieran die Modelle validiert.

### 9.1 Validierung der Modelle

Zur Überprüfung der abgeleiteten Abtrag- und Rauheitsmodelle wurde eine Kategorisierung der untersuchten Messpositionen auf der Druck- und Saugseite entsprechend der Gültigkeitsbereiche der jeweiligen Gleichungen vorgenommen. Durch Berechnung der lokalen Differenzen der 3D-Messkurven vor und nach der Bearbeitung erfolgte die Bestimmung der Geometrieänderung durch den Tauchgleitschleifprozess. Es ergab sich dabei, dass die geometrischen Änderungen durch die gewählte Messmethode nicht ausreichend aufgelöst werden können. Trotz entsprechender Ausrichtung der Messkurven vor und nach der Bearbeitung zueinander, ergaben sich keine signifikanten Unterschiede und eine Ermittlung des Abtrags ist somit nicht möglich. Da das gewählte Messmittel, unter allen zur Verfügung stehenden, die höchsten Genauigkeiten für geometrisch dreidimensionale Vermessungen aufweist, wurde auf weiterführende Messungen an anderen Messgeräten verzichtet, da keine Verbesserung der Geometrieauflösung zu erwarten ist. Für die Vorhersage des Abtrags gilt daher, dass zur Validierung stets das Werkstück derart ausgeführt werden muss, dass gravimetrische, lokale Untersuchungen möglich sind. Hierzu könnten beispielsweise Inserts, wie sie von Zanger et al. eingesetzt wurden, in das Werkstück integriert werden (Zanger & Kacaras et al. 2019). Zu beachten ist hierbei allerdings, dass ausschließlich flächiger Abtrag der Inserts vorliegt und Kantenabtrag vermieden wird. Eine direkte Messung des Abtrags ist also obligatorisch und indirekte Messungen über Geometrieänderungen sind zu vermeiden. Im Gegensatz hierzu konnte die Modellvalidierung der Rauheit  $S_a$  ohne weiteres erfolgen. Aufgrund der gewählten Prozesskette zur Herstellung der Turbinenschaufel, ergaben sich lokal variierende Initialrauheiten. Diese ermöglichen neben der

Validierung der grundlegenden Rauheitsentwicklung eine weiterführende Überprüfung, inwieweit das Vorhersagemodell unabhängig von der Starrauheit anwendbar ist. Zur Veranschaulichung der Ergebnisse der Rauheitsvorhersage sind in Abbildung 55 die Rauheitswerte vor und nach der Bearbeitung für die Druck- und Saugseite und jedes Rauheitsregime getrennt aufgetragen. Bereiche in denen eine Rauheit zu Beginn von größer  $0,9 \mu\text{m}$  vorlag wurden nicht berücksichtigt, da sich diese außerhalb des Definitionsbereichs des Modells befinden. Alle Initialwerte wurden in der Darstellung entlang der Abszisse auf die Hauptkurve verschoben sowie folglich auch die Werte nach der Bearbeitung. Es ist hierbei anzumerken, dass aufgrund des regressiven Verlaufs der Rauheitskurven der Abszissenbereich bis ca. 2000 s für die Rauheitsregime 1 und 2 sowie bis ca. 4000 s für das Regime 3 eine sehr hohe Aussagekraft darstellt, da hier die stärksten Änderungen pro Zeit (Steigungen) vorliegen.

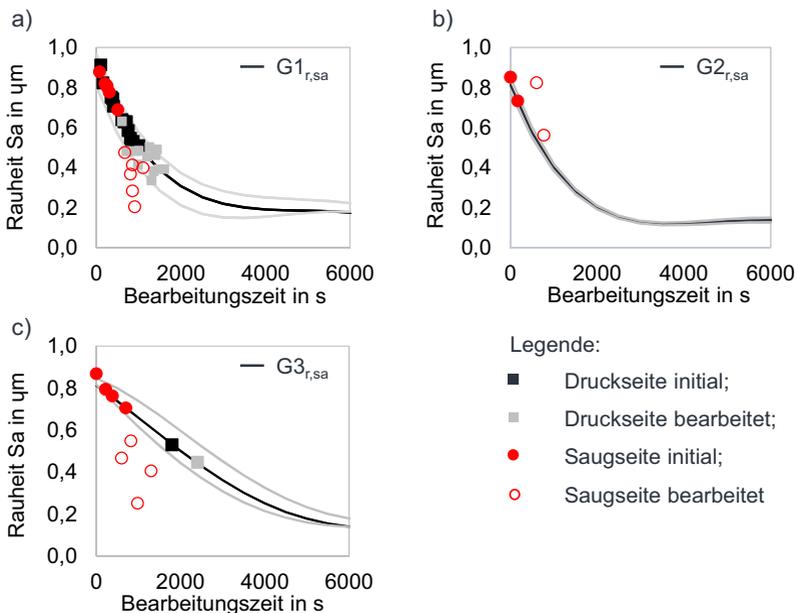


Abbildung 55: Den lokalen Prozesskenngrößen entsprechende Zuordnung der Rauheitswerte  $S_a$  vor und nach der Bearbeitung im Tauchgleitschleifprozess für die Gleichung a)  $G1_{r,sa}$ , b)  $G2_{r,sa}$  und c)  $G3_{r,sa}$ .

An 65 % aller analysierten Punkte der Turbinenschaufel liegt die Rauheit innerhalb der Begrenzungskurven der jeweiligen Gleichung oder weist dazu keinen deutlichen Unterschied auf. Die abweichenden Punkte liegen ausschließlich auf der Saugseite der Turbinenschaufel und hier in den Messfeldern  $MF_{s2}$  und  $MF_{s3}$  über die gesamte Schaufelhöhe. Eine Analyse der vorliegenden Prozesskenngößen an diesen Stellen zeigt, dass die Relativgeschwindigkeiten hier immer kleiner als 0,3 m/s sind und somit die Strömung einen Staupunkt aufweist. Dieser ist deutlich in Abbildung 8 a) zu erkennen. Bei Vernachlässigung der Bereiche mit Geschwindigkeiten unterhalb von 0,3 m/s erhöht sich die Vorhersagegenauigkeit auf 90 %. Die Geschwindigkeit von 0,3 m/s begrenzt somit den Gültigkeitsbereich der Gleichung  $G1_{r,sa}$  und für Geschwindigkeiten unterhalb von 0,3 m/s ist sie nicht gültig. Hierbei ist anzumerken, dass diese Einschränkung des Rauheitsmodells nicht mit den zuvor beschriebenen Abweichungen durch die Adhäsionsmodellierung zusammenhängt, sondern im Rahmen der Abtrag- und Rauheitsuntersuchungen nicht betrachtet wurde.

In Abbildung 55 c) zeigt sich weiterhin besonders, dass eine Übertragbarkeit des Rauheitsmodells auf Punkte mit niedrigeren Initialrauheiten besteht, da hier eine vollständige Übereinstimmung der Modellvorhersage mit den experimentellen Ergebnissen vorliegt. Es kann also zusammengefasst werden, dass die Beschreibung der Rauheitsänderung auf Basis lokaler Kenngrößen eine Vorhersage des Bearbeitungsergebnisses erlaubt. Die Änderungen der lokalen Rauheitswerte folgen im Verlauf und der Größe dem jeweiligen Rauheitsregime.

## 9.2 Fazit Abtrag- und Rauheitsvorhersage

Zur Validierung des im vorangegangenen Kapitels 8.2 abgeleiteten Modells zur Beschreibung des Abtrags und der Rauheit  $S_a$  wurden Bearbeitungsversuche an einer Turbinenschaufel durchgeführt. Diese wurde im Gegensatz zu den ringförmigen Proben nicht durch Drehen, sondern Fräsen und Schleifen mittels Fächerschleifer hergestellt. Es lag somit eine Oberfläche mit einer grundlegend anderen Charakteristik für die Validierung vor. Die Bearbeitung erfolgte in zwei Winkelstellungen, zur Glättung der Saug- sowie Druckseite der Schaufel. Vor und nach der Bearbeitung wurde diese hinsichtlich der Geometrie durch eine 3D-Koordinatenmessmaschine sowie bezüglich der Rauheit durch ein konfokales Mikroskop vermessen. Die indirekte Bestimmung des Abtrags über die Geometrieänderung gelang nicht und es ist somit stets eine direkte Messung

über eine Waage zu bevorzugen. Für die Rauheit erfolgte die Validierung auf beiden Seiten der Turbinenschaufel aufgeteilt nach Rauheitsregime. Für Bereiche, in denen Relativgeschwindigkeiten von größer als 0,3 m/s vorlagen, konnte eine Vorhersagegenauigkeit des Modells von 90 % aufgezeigt werden. Bei Berücksichtigung von Bereichen mit Geschwindigkeiten darunter, lag eine Übereinstimmung von 65% vor.

Die in der Zielstellung eingeführte Forschungsfrage 4 „Kann unter Zuhilfenahme von empirischen Modellen in Kombination mit der Simulation des Tauchgleitschleifprozesses, eine Vorhersage des Materialabtrags sowie der Rauheitsentwicklung an komplexen Werkstückgeometrien durchgeführt werden?“ konnte somit hinsichtlich der Rauheit beantwortet werden.

Die prozesskenngrößenbasierte Modellableitung und Vorhersage der Rauheit wurde erstmalig durchgeführt und hat sich als anwendbar erwiesen. Der Beweis für die Validität der Abtragbeschreibung wurde, aufgrund von Limitierungen in der Messgenauigkeit, nicht erbracht. Da allerdings die Rauheitsänderung eine resultierende Größe des Materialabtrags darstellt, ist auch hier von einer Validität auszugehen.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

### 10.1 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde die Modellierung des Tauchgleitschleifprozesses mittels der Diskreten Elemente Methode (DEM) zur quantitativen Betrachtung lokaler Prozesskenngrößen, sowie die Entwicklung von lokalem Materialabtrag und Rauheitsveränderungen am Werkstück betrachtet. Es erfolgte zunächst eine Charakterisierung eines globalen und eines stochastisch geformten Media für das Gleitschleifen hinsichtlich der Größenverteilung, Schüttdichte, Adhäsionsverhalten und Partikelgeometrie sowie Stoßzahl, Haft- bzw. Gleitreibungskoeffizienten, jeweils für den Kontakt der Partikel innerhalb des Medias und den zum Werkstück. Es wurde deutlich, dass der untersuchte Prozess adhäsionsdominiert ist und je nach Versuchsaufbau entweder globulare oder kantige bzw. flache Partikel zur bevorzugten sind. Die ermittelten Eigenschaften des Medias wurden in Teilen mit Literaturangaben verglichen und die Anwendbarkeit des experimentellen Vorgehens konnte nachgewiesen werden. Auf Basis der Mediaeigenschaften erfolgte eine Modellierung des Tauchgleitschleifprozesses mit dem Maschinentyp SF1 68 (OTEC Präzisionsfinish GmbH). Durch zulässige Vereinfachungen und Optimierungen, wie u.a. der Verwendung von Symmetrieebenen und der Reduzierung des Partikel-E-Moduls, wurden geringe Berechnungszeiten für hinreichend große Simulationszeiträume erreicht. Eine Sensitivitätsanalyse bestätigte die zuvor festgestellte Dominanz der Adhäsion.

Zur Sicherstellung der quantitativen Aussagefähigkeit der Simulation wurden Experimente zur Validierung von lokalen Drücken und Geschwindigkeiten auf der Werkstückoberfläche sowie Messungen der Mediaverteilung im Prozess durchgeführt. Für die Geschwindigkeitsmessung kam dabei gänzlich neu entwickelte Messtechnik zum Einsatz. Es konnte der Nachweis erbracht werden, dass die vorgenommene Modellierung eine ausreichende Validität bei relevanten Behälterumfangsgeschwindigkeiten besitzt und eine Kraftvalidierung, neben der direkten Messung, auch über die Mediaverteilung möglich ist. Untersuchungen an ringförmigen Proben zeigten, dass der Materialabtragansatz nach Preston für das Gleitschleifen nicht anwendbar ist. Mit dieser Werkstückgeometrie erfolgte anschließend eine Ermittlung von lokalen Drücken und Geschwindigkeiten in einem breiten Prozessstellgrößenfenster mit Variation der Behälterfüllhöhe und -drehzahl. Experimente an Prozesspunkten mit konstantem Druck und va-

rierter Geschwindigkeit und umgekehrt erlaubten die Zuordnung von Wirkmechanismen in Abhängigkeit der lokalen Kenngrößen sowie die Ableitung eines bereichsweise gültigen Abtrag- und Rauheitsmodells. Letzteres wurde anhand einer Turbinenschaukel, welche nicht durch Drehen sondern Fräsen und anschließendes Schleifen hergestellt wurde, validiert. Im Gültigkeitsbereich des Modells konnte grundsätzlich eine Übereinstimmung an 65 % der betrachteten Punkte erreicht werden. Bei Vernachlässigung von Bereichen mit Geschwindigkeiten kleiner als 0,3 m/s, ergab sich eine Übereinstimmung von 90 %.

Alle zu Beginn formulierten Forschungsfragen konnten beantwortet werden. Hinsichtlich der Prozessauslegung im Tauchgleitschleifen zeigt diese Arbeit erstmalig eine allgemeingültige Vorgehensweise zur Charakterisierung und Modellierung und es gelang eine prozesskenngrößenbasierte Analyse des Abtrags und der Rauheit sowie eine darauf basierende Ableitung eines Modells zur Vorhersage dieser Größen. Weiterhin wurde eindeutig nachgewiesen, dass der in der Literatur verbreitete Ansatz nach Preston nicht für das Gleitschleifen anwendbar ist. Der hier gewählte Ansatz ist dabei gänzlich neu und direkt übertragbar auf weitere Mediavarianten. Er bietet die Grundlage zur vollständig digitalen Vorhersage der Bearbeitungsprozesse in Gleitschleifverfahren und die Möglichkeit zur signifikanten Reduktion des versuchsbasierten Aufwands zur Prozessauslegung.

## 10.2 Ausblick

Anknüpfend an die in dieser Arbeit aufgezeigte Vorgehensweise zur Rauheitsvorhersage mittels einer quantitativ validierten Simulation, kann eine inverse Simulationsumgebung erstellt werden, welche die vollständig digitale Ableitung von optimalen Prozessstellgrößen ermöglicht. In Analogie zur CAD-CAM-Kette für beispielsweise Fräsprozesse, kann somit der experimentelle Versuchsaufwand für die Prozessauslegung vollständig entfallen. Hierzu sollte allerdings ein geschwindigkeitsabhängiges Adhäsionsmodell implementiert werden, um Prozesse mit sehr niedrigen theoretischen Anströmungsgeschwindigkeiten abzubilden. Weiterhin ist die Erweiterung des Rauheitsmodells um bisher nicht betrachtete Prozesskenngrößenbereiche notwendig, damit jeglicher Prozesszustand beschrieben werden kann. Dies gilt auch bei Verwendung anderer Mediavarianten.

Perspektivisch kann mittels einer inversen Simulation ein Co-Design von Bauteilen erfolgen, um möglichst kurze und somit effiziente Prozessketten auszulegen. Durch Anpassung von Prozessschritten, die dem Tauchgleitschleifen vorgelagert sind, wie ein Dreh- oder Fräsprozess, kann eine für das Gleitschleifen optimierte Bauteilgeometrie erzeugt werden, die herrschende Gradienten berücksichtigt. Besonders um Form- und Lagetoleranzen einzustellen, werden an zylindrischen Werkstücken Rundschleifprozesse durchgeführt. Diese könnten durch das Co-Design entfallen und eine ressourcenschonendere Produktion ermöglichen.

Neben der empirischen Materialabtrag- und Rauheitsmodellierung mit flächig gemittelten Kenngrößen bietet die mikroskopische Betrachtung der Partikel-Werkstückinteraktion ein großes Potential zur Erweiterung des Verständnisses der Mechanismen im Tauchgleitschleifen. Hierbei ermöglicht die Simulation gezielt Prozesse mit wechselnden Kontaktdrücken und -geschwindigkeiten zu identifizieren und somit in Kombination mit Experimenten die resultierenden Topografieauswirkungen zu analysieren und Prozessstrategien zur Einstellung der Mikrorauheit abzuleiten. In einem ersten Ansatz könnte dies mit kugelförmigen Partikeln erfolgen und in der Komplexität gesteigert werden durch regelmäßig geformte, nicht kugelförmige Partikel.

## Literaturverzeichnis

Verweise gemäß dem Schema *A\_Nachname Jahr* beziehen sich auf studentische Arbeiten am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT), die von dem Autor der Dissertation angeleitet wurden.

A\_Cnyrim 2021

A\_Cnyrim, F. (2021), *Weiterentwicklung und Validierung eines Sensorsystems zur Erfassung kleinskaliger Partikelbewegungen im Tauchgleitschleifen*. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

A\_Neumann 2021

A\_Neumann, P. (2021), *Miniaturisierung und Weiterentwicklung eines Sensorsystems zur Erfassung kleinskaliger Partikelbewegungen im Tauchgleitschleifen*. Bachelorarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

Archard 1953

Archard, J. F. (1953), „Contact and Rubbing of Flat Surfaces“, *Journal of Applied Physics*, 24 (8), S. 981–988.

Baghbanan & Yabuki et al. 2003

Baghbanan, M. R.; Yabuki, A.; Timsit, R. S. & Spelt, J. K. (2003), „Tribological behavior of aluminum alloys in a vibratory finishing process“, *Wear*, 255 (7-12), S. 1369–1379.

Blau 2009

Blau, P. J. (2009), *Friction Science and Technology. From Concepts to Applications*, Taylor & Francis Group, Boca Raton. ISBN: 978-1-4200-5404-0.

Brocke 2015

Brocke, R. (2015), *Relativgeschwindigkeiten und Kontaktkräfte beim ungeführten Vibrationsgleitschleifen*, Apprimus Verlag, Aachen. ISBN: 978-9-86359-334-6.

Brocke & Klocke 2011

Brocke, R. & Klocke, F. (2011), „Das Fertigungsverfahren Gleitschleifen. Potentiale in der Oberflächenbearbeitung“, *wt Werkstatttechnik online*, 101 (6), S. 385–389.

Cariapa & Park et al. 2008

Cariapa, V.; Park, H.; Kim, J.; Cheng, C. & Evaristo, A. (2008), „Development of a

metal removal model using spherical ceramic media in a centrifugal disk mass finishing machine“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (39), S. 92–106.

Chen & Wei et al. 2017

Chen, H.; Wei, Q.; Wen, S.; Li, Z. & Shi, Y. (2017), „Flow behavior of powder particles in layering process of selective laser melting: Numerical modeling and experimental verification based on discrete element method“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* (123), S. 146–159.

Ciampini, Papini & Spelt 2007

Ciampini, D.; Papini, M. & Spelt, J. K. (2007), „Impact velocity measurement of media in a vibratory finisher“, *Journal of materials Processing Technology* (183), S. 347–357.

Ciampini, Papini & Spelt 2008

Ciampini, D.; Papini, M. & Spelt, J. K. (2008), „Modeling the development of Almen strip curvature in vibratory finishing“, *Journal of materials Processing Technology* (209), S. 2923–2939.

Cundall & Hart 1992

Cundall, P. A. & Hart, R. D. (1992), „Numerical Modelling of Discontinua“, *Engineering Computations* (9), S. 101–113.

Cundall & Strack 1979

Cundall, P. A. & Strack, O. D. L. (1979), „A discrete numerical model for granular assemblies“, *Géotechnique* 29 (1), S. 47–65.

da Silva & Spelt 2020

da Silva, L. & Spelt, J. K. (2020), „Measurements of wall-media contact forces and work in a vibratory finisher“, *Powder Technology*, 360, S. 911–920.

DellaCorte, Pepper & Honey 1991

DellaCorte, C.; Pepper, S. V. & Honey, F. S. (1991), „Tribological Properties of Ag/Ti Films on Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Ceramic Substrates“, *Nasa Technical Memorandum* (103784).

## Dethlefs 2016

Dethlefs, A. (2016), *Gleitschleifen - Verfahrensgrundlagen und Prozessmodellierung. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin*, Fraunhofer Verlag. ISBN: 978-3-8396-1051-0.

## 8580

8580 (2003), *Fertigungsverfahren*, DIN 8580, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

## 8589-0

8589-0 (2003), *Fertigungsverfahren Spanen*, DIN 8589-0, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

## 8589-17

8589-17 (2003), *Fertigungsverfahren Spanen*, DIN 8589-17, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

## Domblesky, Cariapa &amp; Evans 2003

Domblesky, J.; Cariapa, V. & Evans, R. (2003), „Investigation of vibratory bowl finishing“, *International Journal of Production Research*, 41 (16), S. 3943–3953.

## Domblesky, Evans &amp; Cariapa 2004

Domblesky, J.; Evans, R. & Cariapa, V. (2004), „Material removal model for vibratory finishing“, *International Journal of Production Research*, 42 (5), S. 1029–1041.

## ESSS Rocky 2021

ESSS Rocky (2021), *Rocky DEM Technical Manual. Release 4.5.1*, ESSS Rocky DEM S.R.L.

## Eulitz 2021

Eulitz, A. (2021), *Einsatzverhalten keramisch gebundener Gleitschleifkörper*, Fraunhofer Verlag, Berlin. ISBN: 978-3-8396-1714-4.

## Fleischhauer &amp; Azimi et al. 2016

Fleischhauer, E.; Azimi, F.; Tkacik, P.; Keanini, R. & Mullany, B. (2016), „Application of particle image velocimetry (PIV) to vibrational finishing“, *Journal of materials Processing Technology*, S. 322–328.

## Greiber 2020

Greiber, A. (2020), *Fertigung optimierter technischer Oberflächen durch eine Verfahrenskombination aus Fliehkraft-Tauchgleitschleifen und Laserablation. Prozesseinflüsse und Prozessauslegung*.

Hashimoto, Chaudhari & Melkote 2016

Hashimoto, F.; Chaudhari, R. G. & Melkote, S. N. (2016), „Characteristics and Performance of Surfaces Created by Various Finishing Methods (Invited Paper)“, *Procedia CIRP*, 45 (1/2), S. 1–6.

Hashimoto & Ito et al. 2021

Hashimoto, Y.; Ito, T.; Nakayama, Y.; Furumoto, T. & Hosokawa, A. (2021), „Fundamental investigation of gyro finishing experimental investigation of contact force between cylindrical workpiece and abrasive media under dry condition“, *Precision Engineering*, 67 (1), S. 123–136.

Hashimoto & Johnson 2015

Hashimoto, F. & Johnson, S. P. (2015), „Modeling of vibratory finishing machines“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (64), S. 345–348.

Hashimoto & Yamaguchi et al. 2016

Hashimoto, F.; Yamaguchi, H.; Krajnik, P.; Wegener, K.; Chaudhari, R.; Hoffmeister, H.-W. & Kuster, F. (2016), „Abrasive fine-finishing technology“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (65), S. 597–620.

Hinz 1988

Hinz, H. E. (1988), *Gleitschlifftechnik. Grundlagen, Anlagen, Chips, Compounds, Verfahren, Abwasser, Kosten*, expert Verlag. ISBN: 3-8169-0283-9.

Itoh & Ho et al. 2019

Itoh, S.; Ho, J.; Kasi, S. S. & Kum, W. C. (2019), „Influence of Component Tool-path on Material Removal Distribution in Stream Finishing“, *International Symposium on Advances in Abrasive Technology*, 22.

Kacaras & Gibmeier et al. 2018

Kacaras, A.; Gibmeier, J.; Zanger, F. & Schulze, V. (2018), „Influence of rotational speed on surface states after stream finishing“, *4th CIRP Conference on Surface Integrity (CSI 2018)* (71), S. 221–226.

Kang & Hashimoto et al. 2017

Kang, Y. S.; Hashimoto, F.; Johnson, S. P. & Rhodes, J. P. (2017), „Discrete element modeling of 3D media motion in vibratory finishing process“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (66), S. 313–316.

## Li &amp; Li et al. 2018

Li, X.; Li, W.; Yang, S.; Hao, Z. & Shi, H. (2018), „Study of polyurethane media for mass finishing process: Dynamic characteristics and performance“, *International Journal of Mechanical Sciences*, 138-139, S. 250–261.

## Li &amp; Zhang et al. 2017

Li, W.; Zhang, L.; Li, X.; Yang, S. & Wu, F. (2017), „Theoretical and simulation analysis of abrasive particles in centrifugal barrel finishing: Kinematics mechanism and distribution characteristics“, *Powder Technology* (318), S. 518–527.

## Lommen, Schott &amp; Lodewijks 2014

Lommen, S.; Schott, D. & Lodewijks, G. (2014), „DEM speedup: Stiffness effects on behavior of bulk material“, *Particuology*, 12 (2), S. 107–112.

## Lucas da Silva Maciel, Jan K. Spelt 2020

Lucas da Silva Maciel, Jan K. Spelt (2020), „Comparison of DEM predictions and measured wall-media contact forces and work in a vibratory finisher“, *Powder Technology*, 366, S. 434–447.

## Makiuchi, Hashimoto &amp; Beaucamp 2019

Makiuchi, Y.; Hashimoto, F. & Beaucamp, A. (2019), „Model of material removal in vibratory finishing, based on Preston's law and discrete element method“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (68), S. 365–368.

## Malkorra &amp; Salvatore et al. 2020

Malkorra, I.; Salvatore, F.; Arrazola, P. & Rech, J. (2020), „The influence of the process parameters of drag finishing on the surface topography of aluminium samples“, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 31 (3), S. 200–209.

## Mohajerani &amp; Spelt 2010

Mohajerani, A. & Spelt, J. K. (2010), „Numerical modeling of the edge rounding of brittle materials by vibratory“, *Wear* (268), S. 1002–1012.

## Moncada &amp; Toledo et al. 2021

Moncada, M.; Toledo, P.; Betancourt, F. & Rodríguez, C. G. (2021), „Torque Analysis of a Gyratory Crusher with the Discrete Element Method“, *Minerals*, 11 (8), S. 878.

Morgan & Sarracino et al. 2015

Morgan, D.; Sarracino, R.; McKenna, R. & Thijssen, J. W. (2015), „Simulations of ice rubbing against conical structures using 3D DEM“, *Proceedings of the 23th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions* (23).

Mullany & Shahinian et al. 2017

Mullany, B.; Shahinian, H.; Navare, J.; Azimi, F.; Fleischhauer, E.; Tkacik, P. & Keanini, R. (2017), „The application of computational fluid dynamics to vibratory finishing“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (66), S. 309–312.

Müller & Trüe et al. 2016

Müller, P.; Trüe, M.; Böttcher, R. & Tomas, J. (2016), „Akustische Auswertung des Stoßvorgangs feuchter kugelförmiger Granulate und Partikel“, *Chemie Ingenieur Technik*, 88 (7), S. 903–910.

Naeini 2011

Naeini, M. S. (2011), *Discrete Element Modeling of Granular Flows in Vibrationally-Fluidized Beds*, Canada.

Neuenfeldt, Brennenstuhl & Schulze 2021

Neuenfeldt, P.; Brennenstuhl, F. & Schulze, V. (2021), „Stirnradbearbeitung im Tauchgleitschleifen“, *wt Werkstatttechnik online* (06), S. 403–407.

Niu & Mo et al. 2018

Niu, W.; Mo, R.; Liu, G. R.; Sun, H.; Dong, X. & Wang, G. (2018), „Modeling of orthogonal cutting process of A2024-T351 with an improved SPH method“, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 95 (1-4), S. 905–919.

Pandiyani, Castagne & Subbiah 2016

Pandiyani, V.; Castagne, S. & Subbiah, S. (2016), „High Frequency and Amplitude Effects in Vibratory Media Finishing“, *Procedia Manufacturing*, 5, S. 546–557.

Preston 1927

Preston, F. W. (1927), „The Theory and Design of Plate Glass polishing Machines“, *Journal of the Society of Glass Technology* 11 (11), S. 214–256.

## Prüller 2015

Prüller, H. (2015), *Praxiswissen Gleitschleifen. Leitfaden für die Produktionsplanung und Prozessoptimierung*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-09488-1.

## Qi &amp; Qin et al. 2021

Qi, H.; Qin, S.; Cheng, Z.; Zou, Y.; Cai, D. & Wen, D. (2021), „DEM and experimental study on the ultrasonic vibration-assisted abrasive finishing of WC-8Co cemented carbide cutting edge“, *Powder Technology*, 378 (1), S. 716–723.

## Salvatore &amp; Grange et al. 2017

Salvatore, F.; Grange, F.; Kaminski, R.; Claudin, C.; Kermouche, G.; Rech, J. & Texier, A. (2017), „Experimental and Numerical Study of Media Action During Tribofinishing in the Case of SLM Titanium Parts“, *Procedia CIRP*, 58, S. 451–456.

## Sangid, Stori &amp; Ferriera 2011

Sangid, M. D.; Stori, J. A. & Ferriera, P. M. (2011), „Process characterization of vibrostrengthening and application to fatigue enhancement of aluminum aerospace components - part 1. Experimental study of process parameters“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (53), S. 545–560.

## Schulze, Gibmeier &amp; Kacaras 2016

Schulze, V.; Gibmeier, J. & Kacaras, A. (2016), „Qualification of the stream finishing process for surface modification“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (66), S. 523–526.

## Stieß 2009

Stieß, M. (2009), *Mechanische Verfahrenstechnik. Patikeltechnologie 1*, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-540-32551-2.

## Uetz 1986

Uetz, H. (1986), *Abrasion und Erosion. Grundlagen - Betriebliche Erfahrungen - Verminderung*, Carl Hanser Verlag München Wien.

## Uhlmann, Dethlefs &amp; Eulitz 2014a

Uhlmann, E.; Dethlefs, A. & Eulitz, A. (2014), „Investigation into a geometry-based model for surface roughness prediction in vibratory finishing process“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 75, S. 815–823.

Uhlmann, Dethlefs & Eulitz 2014b

Uhlmann, E.; Dethlefs, A. & Eulitz, A. (2014), „Investigation of material removal and surface topography formation in vibratory finishing“, *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014* (14), S. 25–30.

Uhlmann & Eulitz 2018

Uhlmann, E. & Eulitz, A. (2018), „Influence of ceramic media composition on material removal in vibratory finishing“, *51st CIRP Conference on Manufacturing Systems* (72), S. 1445–1450.

Uhlmann, Eulitz & Dethlefs 2015

Uhlmann, E.; Eulitz, A. & Dethlefs, A. (2015), „Discrete Element Modelling of Drag Finishing“, *CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, 15 (31), S. 369–374.

Uhlmann & Fürstenau et al. 2021

Uhlmann, E.; Fürstenau, J.-P.; Kuche, Y.; Yabroudi, S.; Polte, J. & Polte, M. (2021), „Modeling of the wet immersed tumbling process with the Discrete Element Method (DEM)“, *Procedia CIRP*, 102, S. 1–6.

Uhlmann & Kopp 2021

Uhlmann, E. & Kopp, M. (2021), „Measurement and Modeling of Contact Forces during Robot-guided Drag Finishing“, *Procedia CIRP*, 102, S. 518–523.

Uhlmann, Löwenstein & Springer 2012

Uhlmann, E.; Löwenstein, A. & Springer, H. (2012), „Tauchgleitläppen zur Schneidkantenpräparation von Mikrofräsern“, *wt Werkstatttechnik online*, 102 (11/12), S. 735–743.

Vijayaraghavan & Castagne 2018

Vijayaraghavan, V. & Castagne, S. (2018), „Measurement of surface characteristics of Ti6Al4V aerospace engineering components in mass finishing process“, *Measurement*, 115, S. 279–287.

Walton & Braun 1986

Walton, O. R. & Braun, R. L. (1986), „Viscosity, granular-temperature, and stress calculations for shearing assemblies of inelastic, frictional disks“, *Journal of Rheology*, 30 (5), S. 949–980.

## Wensrich &amp; Katterfeld 2012

Wensrich, C. M. & Katterfeld, A. (2012), „Rolling friction as a technique for modelling particle shape in DEM“, *Powder Technology* (217), S. 409–417.

## Yabuki, Baghbanan &amp; Spelt 2002

Yabuki, A.; Baghbanan, M. R. & Spelt, J. K. (2002), „Contact forces and mechanisms in a vibratory finisher“, *Wear* (252), S. 635–643.

## Yan &amp; Wilkinson et al. 2015

Yan, Z.; Wilkinson, S. K.; Stitt, E. H. & Marigo, M. (2015), „Discrete element modelling (DEM) input parameters: understanding their impact on model predictions using statistical analysis“, *Computational Particle Mechanics*, 2 (3), S. 283–299.

## Zanger &amp; Kacaras et al. 2019

Zanger, F.; Kacaras, A.; Neuenfeldt, P. & Schulze, V. (2019), „Optimization of the stream finishing process for mechanical surface treatment by numerical and experimental process analysis“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (68), S. 373–376.

## Liste der eigenen Publikationen

### Veröffentlichte Publikationen

Zanger, F.; Kacaras, A.; Neuenfeldt, P. & Schulze, V. (2019), „Optimization of the stream finishing process for mechanical surface treatment by numerical and experimental process analysis“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (68), S. 373–376.

Neuenfeldt, P.; Brennenstuhl, F. & Schulze, V. (2021), „Stirnradbearbeitung im Tauchgleitschleifen“, *wt Werkstatttechnik online* (06), S. 403–407

### Begutachtete und zur Veröffentlichung angenommene Publikationen

Neuenfeldt, P.; Brennenstuhl, F. & Schulze, V. (2022), „Bearbeitungsintensitäten im Tauchgleitschleifen“, *wt Werkstatttechnik online* (06)

## Werdegang

### Beruflicher Werdegang

05/2005 bis 03/2009	Hauser Feindrehteile GmbH (Tuningen)
09/2009 bis 07/2010	Culinara e.K (VS-Schwenningen)
09/2010 bis 09/2011	Hauser Feindrehteile GmbH (Tuningen)
11/2012 bis 01/2013	Edelstahl Rosswag GmbH (Pfinztal-Kleinsteinbach)
12/2013 bis 02/2015	Werkstudent bei WELTER zahnrad GmbH in Lahr/Schwarzwald
03/2015 bis 08/2015	Robert Bosch GmbH Electrical Drives, Bühlertal (Praxissemester im Bereich Versuchsplanung/-durchführung & Simulationsvalidierung von Fahrzeug-Kleingetrieben)
09/2015 bis 12/2016	Werkstudent bei WELTER zahnrad GmbH in Lahr/Schwarzwald
01/2017 bis 06/2018	Werkstudent bei Robert Bosch GmbH Electrical Drives, Bühlertal
07/2018 bis 06/2022	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk, Institut für Produktionstechnik des KIT

Wissenschaftlicher Werdegang

2008 bis 2011	Feintechnikschule mit Technischem Gymnasium (VS-Schwenningen)
2011 bis 2012	Bauingenieurwesen, Karlsruher Institut für Technologie
2013 bis 2016	Bachelor of Engineering, Maschinenbau, HS Offenburg Bachelorthesis: „Numerische Untersuchung der dreidimensionalen, reibungsbehafteten schallnahen Strömung um Filamente“
2016 bis 2018	Master of Science, Maschinenbau, HS Offenburg Seminararbeit: „Strömungssimulation der Gesamtkonfiguration eines Langstrecken-UAV“ Masterarbeit: „Numerische Simulation des Kennfelds eines transsonischen Hochleistungsradialverdichters“
11/2018 bis heute	Doktorand am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Einteilung von Endbearbeitungsverfahren (Hashimoto, Chaudhari & Melkote 2016).	3
Abbildung 2: Kontaktmechanismen bei druckgebundenen Verfahren.	4
Abbildung 3: Schematische Darstellung des Mikrofurchens und Mikropflügens.	5
Abbildung 4: Darstellung der Vorgehensweise dieser Arbeit.	24
Abbildung 5: CAD-Darstellung der Tauchgleitschleifmaschine SF1 68 in a) einer Gesamtdarstellung und b) einer Innenansicht.	26
Abbildung 6: Schematische Darstellung der Parameter zur Werkstückpositionierung a) Werkstückdrehwinkel $\gamma$ , Werkstückradius $r$ sowie b) Werkstückeintauchwinkel $\varphi$ und Bodenabstand $z$ .	27
Abbildung 7: Darstellung a) der eingestellten Füllhöhen im Behälter der Anlage SF1 68 und der Probenposition sowie b) der Probengeometrie inklusive der Maße.	29
Abbildung 8: Darstellung a) der Turbinenschaufel mit angeschraubtem Halter sowie b) der Positionierung im Behälter visualisiert als Schnittdarstellung aus der Simulation.	31
Abbildung 9: Messfeldpositionen MF auf der Druck- und Saugseite über die Schaufelhöhen 5, 20, 35, 50 und 65 mm.	33
Abbildung 10: Darstellung des miniaturisierten Simulationsmodells sowie des realen Aufbaus in der Tauchgleitschleifmaschine.	34
Abbildung 11: Darstellung des a) Schichtaufbaus der Verklebung des piezoresistiven Folien-Kraftsensors auf dem Werkstück sowie b) des aufgetragenen Sensors am realen Werkstück.	36
Abbildung 12: Darstellung des Geschwindigkeitssensors mit Ansicht auf den Messbereich sowie die Seitenansicht a) in der Gehäusevariante 1, b) der Variante 2 sowie c) des Optical Flow Sensors ADNS 3080 (inkl. Platine und Objektiv) und d) einer Sensoraufnahme.	37
Abbildung 13: Veranschaulichung der experimentellen Ermittlung der Mediaverteilung.	39

- Abbildung 14: Darstellung des a) Quellpunkts der Volumenfüllung sowie b) die daraus resultierende, initiale Partikelverteilung und c) die Position eines Einfüllvolumens. 43
- Abbildung 15: Schematische Darstellung eines rotatorischen Symmetriebereichs von einem Fünftel des Gesamtbehälters. 44
- Abbildung 16: Schematische Darstellung der Kontaktkräfte orthogonal und tangential zum Partikelkontakt zweier Kugeln. 48
- Abbildung 17: Schematische Darstellung a) der Überlappung zweier Partikel sowie b) der orthogonalen Kompressions- und Dekompressionssteifigkeit in Anlehnung an (ESSS Rocky 2021). 49
- Abbildung 18: Schematische Darstellung der tangentialen Verschiebung zwischen zwei Partikeln. 51
- Abbildung 19: Simulativ ermittelte Normalkraft auf der Auswertefläche im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess mit Variation des Partikel-E-Moduls in den Schritten 0,01, 1 und 100 GPa. 53
- Abbildung 20: a) Verteilungssumme in % und b) Verteilung in % der Schleifkörpervarianten GXMA 16 und KXMA 16 über den Äquivalentdurchmesser. 57
- Abbildung 21: Beispielhafte Darstellung eines Partikels des Typs KXMA 16 mit den zugehörigen Raumrichtungen. 59
- Abbildung 22: Formfaktordiagramm nach Walz für das Media KXMA 16 mit zugehöriger Benennung der Bereiche (Stieß 2009). 60
- Abbildung 23: Darstellung des Ausgangszustands des Medias KXMA 16 a), der erkannten Partikelaußengeometrie b) sowie dem daraus abgeleiteten Intensitätsbild mit Vergleichskreis c) für den A- und B-Bereich des Formfaktordiagramms nach Walz. 61
- Abbildung 24: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Stoßzahlermittlung a) von der Seite und b) in Blickrichtung der Kamera. 62
- Abbildung 25: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Ermittlung der Reibkoeffizienten a) von der Seite und b) in Blickrichtung der Kamera. 65
- Abbildung 26: Darstellung des Kräftegleichgewichts zur Berechnung des Haftreibungskoeffizienten. 66

- Abbildung 27: Schüttkegel der Mediavariante KXMA 16 a) in trockenem, b) mit ca. 6 % Wassergehalt (betriebsüblich) und c) zu Anschauungszwecken beispielhaft mit einem Vielfachen des üblichen Wassergehalts. 70
- Abbildung 28: Schematische Darstellung der Schüttwinkel mit zugehörigem Schüttkegel im trockenem und befeuchteten Zustand für die Mediavarianten a) GMXA 16 und b) KXMA 16. 71
- Abbildung 29: Einflussanalyse der Wirkdistanz  $x_{adh,wirk}$  und des Kraftfaktors  $K_{adh}$  auf die Ausbildung des Schüttkegels. 72
- Abbildung 30: Simulativ ermittelte Schüttkegel mit zugehöriger Darstellung des experimentellen Schüttwinkels für a) GXMA 16 und b) KXMA 16. 72
- Abbildung 31: Variation der Gleitreibungskoeffizienten in der Simulation des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess für die Reibpartner a) Partikel-Partikel ( $Al_2O_3-Al_2O_3$ ) und b) Partikel-Wandung ( $Al_2O_3-42CrMo4$ ). 75
- Abbildung 32: Variation der Stoßzahlen in der Simulation des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess für die Stoßpartner a) Partikel-Partikel ( $Al_2O_3-Al_2O_3$ ) und b) Partikel-Wandung ( $Al_2O_3-42CrMo4$ ). 76
- Abbildung 33: Darstellung der a) experimentell und simulativ ermittelten Normalkräfte für GXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei einer Behälterfüllhöhe von 80 und 120 mm sowie b) der simulativen Normalkräfte mit Näherungsgeraden. 80
- Abbildung 34: Darstellung der a) experimentell und simulativ ermittelten Normalkräfte für KXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei einer Behälterfüllhöhe von 80 und 120 mm sowie b) der simulativen Normalkräfte mit Näherungsgeraden. 83
- Abbildung 35: Experimentell sowie simulativ ermittelte Normalkräfte für KXMA 16 auf der Auswertefläche des Werkstücks im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) mit a)  $\gamma = +35^\circ$ , b)  $\gamma = 0^\circ$  und c)  $\gamma = +35$  des Werkstückhalters. 85
- Abbildung 36: Experimentell und simulativ ermittelte Relativgeschwindigkeiten für KXMA 16 mit der Sensorvariante 2 im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) für Werkstückeintauchwinkel von  $0^\circ$  und  $20^\circ$ . 87

- Abbildung 37: Experimentell ermittelte Relativgeschwindigkeiten für KXMA 16 mit der Sensorvariante 3 im Realprozess der Maschine SF1 68 (Behälterdurchmesser 680 mm) für Werkstückeintauchwinkel von 0° (A\_Neumann 2021) und 25° sowie zugehörige Simulationen. 88
- Abbildung 38: Experimentell und simulativ ermittelte Mediaverteilung für KXMA 16 im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei den Behälterdrehzahlen 60, 75, 90, 105, 120 und 150 U/min und einer Behälterfüllhöhe von 80 mm. 91
- Abbildung 39: Experimentell und simulativ ermittelte Mediaverteilung für KXMA 16 im miniaturisierten Tauchgleitschleifprozess bei den Behälterdrehzahlen 60, 75, 90, 105, 120 und 150 U/min und einer Behälterfüllhöhe von 120 mm. 92
- Abbildung 40: Verhältnisse zwischen experimentell und simulativ ermittelten Normalkräften sowie der Flächen unterhalb der Mediaverläufe im Bereich zwischen 0 und 40 mm für KXMA 16 bei den Füllhöhen a) 80 mm und b) 120 mm. 93
- Abbildung 41: Materialabtrag bezogen auf die Mantelfläche der Probe sowie resultierende Rauheit Sa über die Bearbeitungszeit für konstante Leistungsäquivalente abgeleitet aus der Preston-Hypothese. 98
- Abbildung 42: Wirkender Druck sowie vorliegende Relativgeschwindigkeit von Media auf der Probenoberfläche über die Behälterdrehzahl für variierende Füllhöhen. 100
- Abbildung 43: Simulative Mediaverteilung bei den Behälterdrehzahlen 70 und 90 U/min für die Behälterfüllhöhen a) 93,75 mm und b) 112,5 mm. 101
- Abbildung 44: Schnittdarstellung der Strömung um den Werkstückhalter mit Einfärbung der Partikel nach der Adhäsionskraft. 102
- Abbildung 45: Wirkender Druck sowie vorliegende Relativgeschwindigkeit von Media auf der Probenoberfläche über die Füllhöhe für variierende Behälterdrehzahlen. 103
- Abbildung 46: Darstellung der resultierenden Kraftvektoren und Vektoren der effektiven Eintauchtiefe abgeleitet aus der Mediaverteilung für die Füllhöhen a) 93,75 mm, b) 112,5 mm und c) 131,25 mm 104
- Abbildung 47: 3D-Darstellung der Abhängigkeit zwischen Drehzahl, Füllhöhe und a) wirkendem Druck und b) vorliegender Geschwindigkeit. 105
- Abbildung 48: Verlauf der Rauheit Sa sowie des Materialabtrags über die Prozesszeit bei konstanter Relativgeschwindigkeit von 0,59 m/s und variiertem Druck. 106

- Abbildung 49: Verlauf der Rauheit  $S_a$  sowie des Materialabtrags über die Prozesszeit bei konstantem Druck von  $0,123 \text{ N/mm}^2$  und variiertes Relativgeschwindigkeit. 108
- Abbildung 50: Einordnung der Wirkmechanismen Mikroglätten, -pflügen und -spanen für die Prozesskenngrößen Relativgeschwindigkeit und Druck. 109
- Abbildung 51: Gesamtdarstellung der Abtragverläufe auf der Proben-Mantelfläche aller Versuche, mit hervorgehobenen Verläufen für den Kontaktdruck von  $0,04$  und  $0,091 \text{ N/mm}^2$  sowie für die Relativgeschwindigkeit von  $0,73 \text{ m/s}$ . 111
- Abbildung 52: Resultierende Kurvenverläufe der Materialabtragregime  $G_{1m}$ ,  $G_{2m}$  und  $G_{3m}$ . 113
- Abbildung 53: Gesamtdarstellung der Rauheitsverläufe aller Versuche, mit hervorgehobenen Verläufen für den Kontaktdruck von  $0,157 \text{ N/mm}^2$  und für die Relativgeschwindigkeit von  $0,73 \text{ m/s}$ . 114
- Abbildung 54: Resultierende Kurvenverläufe der Rauheitsregime  $G_{1r,Sa}$ ,  $G_{2r,Sa}$  und  $G_{3r,Sa}$ . 115
- Abbildung 55: Den lokalen Prozesskenngrößen entsprechende Zuordnung der Rauheitswerte  $S_a$  vor und nach der Bearbeitung im Tauchgleitschleifprozess für die Gleichung a)  $G_{1r,Sa}$ , b)  $G_{2r,Sa}$  und c)  $G_{3r,Sa}$ . 118

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Prozessstellgrößenbereiche der Tauchgleitschleifmaschine SF 1 68.27	
Tabelle 2: Behälterfüllhöhen der Abtragversuche in Millimeter und Prozent.	29
Tabelle 3: Zeitschritt sowie Berechnungszeit der Simulationen des miniaturisierten Tauchgleitschleifprozesses mit den E-Modulen 0,01; 1 und 100 GPa.	53
Tabelle 4: Ermittelte Massen ohne die Masse des kubischen Hohlkörpers für trockenes und befeuchtetes KXMA 16.	58
Tabelle 5: Ermittelte Auswertestrecke, Auswertzeit, Rückprallhöhe sowie berechnete Fallgeschwindigkeit, Anfangshöhe und Stoßzahl für die Mediavarianten GXMA 16 und KXMA 16 für den Prallplattenwerkstoff 42CrMo4.	63
Tabelle 6: Ermittelte Auswertestrecke, Auswertzeit, Rückprallhöhe sowie berechnete Fallgeschwindigkeit, Anfangshöhe und Stoßzahl für die Mediavariante GXMA 16 für den Prallplattenwerkstoff Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> .	64
<i>Tabelle 7: Grenzwinkel und daraus berechnete Haftreibungskoeffizienten von trockenem KXMA 16 auf 42CrMo4 und Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.</i>	67
Tabelle 8: Ermittelte Zeit sowie zurückgelegter Weg und daraus berechneter Gleitreibungskoeffizient sowie Gleitgeschwindigkeit von KXMA 16 auf einem Reibpartner aus 42CrMo4.	68
Tabelle 9: Ermittelte Zeit sowie zurückgelegter Weg und daraus berechneter Gleitreibungskoeffizient sowie Gleitgeschwindigkeit von KXMA 16 auf einem Reibpartner aus Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> .	69
Tabelle 10: Gemittelte Längen in den Raumrichtungen a, b und c der Partikelbereich A und B sowie der resultierende Grenzwinkel bei Kippen um die jeweilige Raumrichtung und der zugehörige Rollwiderstandsbeiwert $\mu_{RW}$ .	73
Tabelle 11: Für die Modellbildung gewählte Simulationsrandbedingungen	78
Tabelle 12: Gewählte Prozessstellgrößen zur Überprüfung der Anwendbarkeit des Abtragansatzes nach Preston mit zugehörigen Druck- und Geschwindigkeitswerten sowie dem resultierenden Leistungsäquivalent.	97

Tabelle 13: Gültigkeitsbereich der Gleichungen  $G_{1,m}$ ,  $G_{2,m}$  und  $G_{3,m}$  der Hauptregime für die Beschreibung der Entwicklung des Materialabtrags  $\Delta m$  über die Prozesszeit

112

Tabelle 14: Gleichungen der Haupt-, unteren und oberen Begrenzungskurven der Gleichungen  $G_{1,m}$ ,  $G_{2,m}$  und  $G_{3,m}$  für die Beschreibung der Entwicklung des Abtrags in  $g/mm^2$  über die Prozesszeit

112

Tabelle 15: Gültigkeitsbereich der Gleichungen  $G_{1,r,Sa}$ ,  $G_{2,r,Sa}$  und  $G_{3,r,Sa}$  für die Beschreibung der Entwicklung des Rauheitsparameters  $Sa$  über die Prozesszeit.114

Tabelle 16: Koeffizienten der Polynome vierter Ordnung der Haupt-, unteren und oberen Begrenzungskurven der Gleichungen  $G_{1,r,sa}$ ,  $G_{2,r,sa}$  und  $G_{3,r,sa}$  für die Beschreibung der Entwicklung des Rauheitsparameter  $Sa$   $\mu m$  über die Prozesszeit.

115

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

Bisher erschienene Bände:

---

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

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

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

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

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

**Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen**

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

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

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

**Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich**

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

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

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

**Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen**

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

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

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

**Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen**

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

**Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung**

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

**Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung**

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

**Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern**

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

**Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente**

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

**Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen**

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

**Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme**

Band 16  
Dr.-Ing. Martin Ochs

**Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung**

Band 17  
Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

**Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik**

Band 18  
Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

**Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen**

Band 19  
Dr.-Ing. Rudolf Wieser

**Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen**

Band 20  
Dr.-Ing. Edgar Schmitt

**Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur**

Band 21  
Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

**Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen**

Band 22  
Dr.-Ing. Dieter Buchberger

**Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen**

Band 23  
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

**Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen**

Band 24  
Dr.-Ing. Lukas Loeffler

**Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen**

Band 25  
Dr.-Ing. Thomas Friedmann

**Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren**

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

**Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung**

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

**Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem**

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

**Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder**

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

**Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen**

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

**Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen**

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

**Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben**

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

**Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen**

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

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

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

**Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik**

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

**Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen**

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

**Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion**

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

**Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen**

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

**Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen**

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

**Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen**

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

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

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

**Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen**

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

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

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

**Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen**

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

**Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes**

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

**Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen**

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

**Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung**

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

**Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen**

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

**Verbesserung der Genauigkeit beim fünfachsigem Fräsen von Freiformflächen**

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

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

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

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

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

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

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

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

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

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

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

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

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

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

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

**Inprocess-Geometriemessung beim Honen**

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

**Objektorientierte Projektierung von SPS-Software**

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

**Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten**

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

**Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit**

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

**Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen**

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

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

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

**Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung**

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

**Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen**

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

**Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungs-elementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem**

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

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

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

**Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation**

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

**Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung**

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

**Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse**

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

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

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

**Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges**

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

**Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten**

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

**Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindeltriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen**

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

**Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie**

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

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

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

**Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien**

Band 77

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

**Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner**

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

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

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

**Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung**

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

**Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)**

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

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

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

**Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen**

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

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

Band 84

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

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

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

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

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

**Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse**

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

**Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality**

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

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

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

**Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion**

Band 90  
Dr.-Ing. Dirk Vossmann

**Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration**

Band 91  
Dr.-Ing. Martin Plass

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

Band 92  
Dr.-Ing. Titus Konold

**Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung**

Band 93  
Dr.-Ing. Jürgen Brath

**Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien**

Band 94  
Dr.-Ing. Dirk Geisinger

**Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung**

Band 95  
Dr.-Ing. Marco Lanza

**Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design**

Band 96  
Dr.-Ing. Volker Hüntrup

**Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen**

Band 97  
Dr.-Ing. Frank Reinboth

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

Band 98  
Dr.-Ing. Lutz Trender

**Entwicklungintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung**

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

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

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

**Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen**

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

**Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung**

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

**Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs**

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

**Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten**

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmälzle

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

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

**Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb**

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

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

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

**Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen**

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

**Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement**

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

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

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

**Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen**

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

**Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses**

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

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

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

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

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

**Turbulenzreaktionsprozesse**

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

**Fabrikplanung im turbulenten Umfeld**

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönzheimer

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

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

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

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

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

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

**Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse**

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

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

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

**Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme**

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

**Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung**

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

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

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

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

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

**Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen**

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

**Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen**

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

**Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen**

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

**Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel**

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

**Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikroteile**

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

**Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten**

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

**Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen**

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

---

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

**Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen**

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

**Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities**

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

**Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl**

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

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

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

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

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

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

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

**Risikomanagement von Garantieleistungen**

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

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

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

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

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

**Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit**

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

**Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern**

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

**Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling**

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

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

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

**Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

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

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

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

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

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

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

**Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen**

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

**Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden  
in der Kleinserienproduktion**

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

**Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben**

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

**Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen**

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

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

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

**Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau  
mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose**

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

**Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der  
Mikro-Koordinatenmesstechnik**

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration  
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

**Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung**

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

**Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung**

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

**Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen**

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

**Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern**

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

**Mikroverzahnungsnormal**

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

**Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen**

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

**Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten**

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

**Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren**

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

**Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge**

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

**Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten**

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

**Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen**

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

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

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

**Servicefähigkeit**

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

**Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes**

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

**Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion**

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

**Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen**

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

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

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

**Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für  $\mu$ MIM-Bauteile**

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

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

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

**Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptiven Kugelgewindetrieben**

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

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

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

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

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

**Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen**

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

**Einfluss des Fügespalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen**

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

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

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

**Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln**

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauße

**Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen**

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

**Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke**

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

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

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

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

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

**Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken**

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

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

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

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

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

**Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen**

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen  
Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

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

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

**Robustheit verketteter Produktionssysteme**

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

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

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

**Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen**

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

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

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

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

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter  
Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

**Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen**

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

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

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

**Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung**

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

**Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren**  
ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

**Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse**

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

**Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion**

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

**Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen**

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

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

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

**Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe**

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

**Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben**

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

**Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke**

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

**Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken**

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

**Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken**

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

**Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung**

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

**Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien**

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

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

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

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

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

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

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

**Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken**

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit  
der Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

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

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtscher

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

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

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

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

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

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

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

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

**Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen**

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

**Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung**

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

**Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme**

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

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

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

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

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

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

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

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

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

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

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

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

Band 233

Dr.-Ing. Christoph Liebrecht

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

Band 234

Dr.-Ing. Stefan Treber

**Transparenzsteigerung in Produktionsnetzwerken**  
Verbesserung des Störungsmanagements durch verstärkten Informationsaustausch

Band 235

Dr.-Ing. Marius Dackweiler

**Modellierung des Fügewickelprozesses zur Herstellung von leichten Fachwerkstrukturen**

Band 236

Dr.-Ing. Fabio Echsler Minguillon

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

Band 237

Dr.-Ing. Sebastian Haag

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

Band 238

Dr.-Ing. Raphael Wagner

**Strategien zur funktionsorientierten Qualitätsregelung in der Serienproduktion**

Band 239

Dr.-Ing. Christopher Ehrmann

**Ausfallfrüherkennung von Ritzel-Zahnstangen- Trieben mittels Acoustic Emission**

Band 240

Dr.-Ing. Janna Hofmann

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

Band 241

Dr.-Ing. Andreas Kuhnle

**Adaptive Order Dispatching based on Reinforcement Learning Application in a Complex Job Shop in the Semiconductor Industry**

Band 242

Dr.-Ing. Andreas Greiber

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

Band 243

Dr.-Ing. Jan Niclas Eschner

**Entwicklung einer akustischen Prozessüberwachung zur Porenbestimmung im Laserstrahlschmelzen**

Band 244

Dr.-Ing. Sven Roth

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

Band 245

Dr.-Ing. Sina Kathrin Peukert

**Robustheitssteigerung in Produktionsnetzwerken mithilfe eines integrierten Störungsmanagements**

Band 246

Dr.-Ing. Alexander Jacob

**Hochiterative Technologieplanung**

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

Band 247

Dr.-Ing. Patrick Moll

**Ressourceneffiziente Herstellung von Langfaser-Preforms  
im Faserblasverfahren**

Band 248

Dr.-Ing. Eric Thore Segebade

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

Band 249

Dr.-Ing. Shun Yang

**Regionalized implementation strategy of smart  
automation within assembly systems in China**

Band 250

Dr.-Ing. Constantin Carl Hofmann

**Vorausschauende und reaktive Mehrzieloptimierung  
für die Produktionssteuerung einer Matrixproduktion**

Band 251

Dr.-Ing. Paul Ruhland

**Prozesskette zur Herstellung von hybriden Faser-Metall-Preforms**

Modellbildung und Optimierung des Binderauftrags und  
der Drapierung für stabförmige Bauteile

Band 252

Dr.-Ing. Leonard Schild

**Erzeugung und Verwendung von Anwendungswissen in der industriellen  
Computertomographie**

Band 253

Dr.-Ing. Benedikt Klee

**Analyse von Phaseninformationen in Videodaten zur Identifikation  
von Schwingungen in Werkzeugmaschinen**

Band 254

Dr.-Ing. Bruno Vargas

**Wälzschälern mit kleinen Achskreuzwinkeln**

Prozessgrenzen und Umsetzbarkeit

Band 255

Dr.-Ing. Lucas Bretz

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

Band 256

Dr.-Ing. Bastian Rothaupt

**Dämpfung von Bauteilschwingungen durch einstellbare Werkstückdirektspannung mit Hydrodehnspanntechnik**

Band 257

Dr.-Ing. Daniel Kupzik

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

Band 258

Dr.-Ing. Bastian Verhaelen

**(De-)Zentralisierung von Entscheidungen in globalen Produktionsnetzwerken**

Strategie- und komplexitätsorientierte Gestaltung der Entscheidungsautonomie

Band 259

Dr.-Ing. Hannes Wilhelm Weinmann

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

Band 260

Dr.-Ing. Florian Stamer

**Dynamische Lieferzeit-Preisgestaltung in variantenreicher Produktion**

Ein adaptiver Ansatz mithilfe von Reinforcement Learning

Band 261

Dr.-Ing. Patrick Neuenfeldt

**Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien**





