

## Gezielte Auslegung von Materialaufmaßen durch numerische Prozesssimulation

# Gleitschleifen ohne Formabweichung

E. Uhlmann, M. Kopp

**ZUSAMMENFASSUNG** Genaue Kenntnisse über die lokale Materialabtrennung beim Gleitschleifen sind unerlässlich, um die Entstehung von Formabweichungen, wie beispielsweise unzulässig hohe Verrundungen von Werkstückkanten, zu vermeiden. Um die Materialabtrennung bereits im Vorfeld zu berücksichtigen, wird in dieser Studie eine numerische Prozesssimulation auf Basis der Diskreten Elemente Methode (DEM) vorgestellt, welche die Geometrieänderung von Werkstücken während des Gleitschleifens berechnen kann.

### STICHWÖRTER

Simulation, Feinbearbeitung, Additive Fertigung

## Targeted design of material allowance through numerical process simulation – mass finishing without shape deviation

**ABSTRACT** Precise knowledge of the local material removal during mass finishing is essential in order to avoid the occurrence of shape deviations, such as unacceptably high rounding of workpiece edges. To take the material removal into account in advance, this study presents a numerical process simulation based on the discrete element method (DEM), which can be used to calculate the change in geometry of workpieces during mass finishing.

## 1 Einleitung

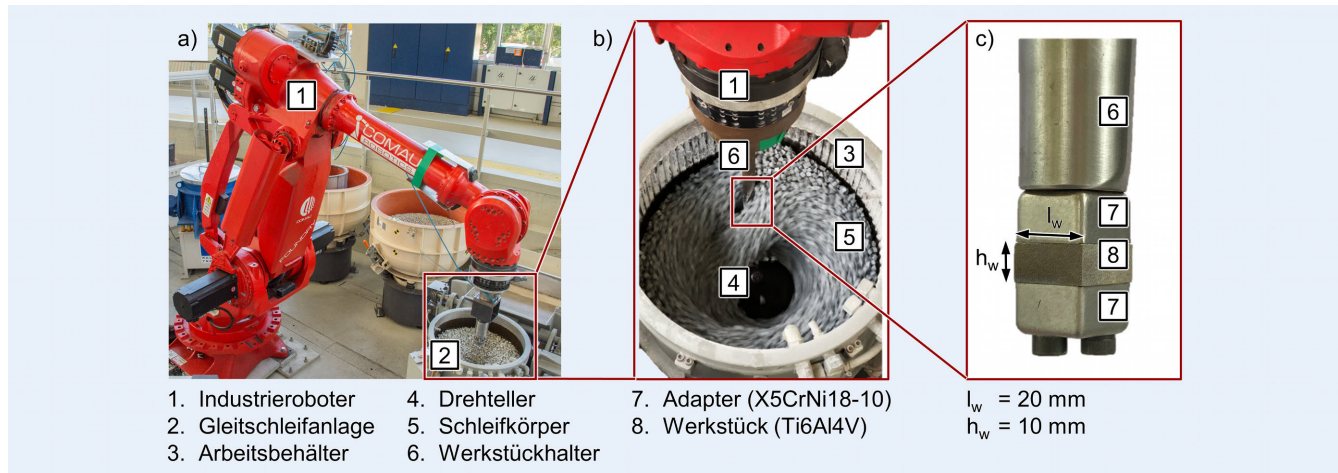
Das robotergeführte Fliehkraftgleitschleifen ist eine Prozessvariante des Fliehkraftgleitschleifens, bei der die Werkstücke in einer definierten Position im Arbeitsbehälter der Gleitschleifanlage fixiert oder bewegt werden. Im Vergleich zum herkömmlichen Fliehkraftgleitschleifen, bei dem die Werkstücke frei beweglich in der Schleifkörperschüttung bearbeitet werden, können beim robotergeführten Fliehkraftgleitschleifen deutlich höhere Materialabtrennraten erzielt werden [1]. Dadurch lassen sich hohe Rauheiten, die bei der additiven Fertigung von Werkstücken entstehen, bereits innerhalb weniger Minuten Bearbeitungszeit erheblich verringern. Beispielsweise konnte der arithmetische Mittelwert der Höhe innerhalb einer Prozesszeit von  $t_p = 5$  min von  $R_a = 17 \mu\text{m}$  auf  $R_a = 1,5 \mu\text{m}$  reduziert werden [2]. Das robotergeführte Fliehkraftgleitschleifen stellt somit eine zeit-effiziente Alternative zu herkömmlichen Gleitschleifverfahren für die Nachbearbeitung additiv gefertigter Werkstücke dar.

Die Nachbearbeitung mit hoher Materialabtrennrates reduziert jedoch nicht nur die Rauheit, sondern beeinflusst auch die makroskopische Geometrie der Werkstücke, da Kanten und Ecken verrundet werden [2]. Insbesondere bei endkonturnah gefertigten Werkstücken besteht das Risiko einer unzulässigen Formabweichung, wenn die Materialabtrennung des Gleitschleifprozesses nicht bereits bei der Konstruktion des Werkstücks berücksichtigt wird. Üblicherweise wird dies durch das Hinzufügen eines globalen Materialaufmaßes zur Sollgeometrie des Werkstücks realisiert [3]. Beim Gleitschleifen ist dieser Ansatz allerdings nur bedingt umsetzbar, da das Materialaufmaß in schwer zugänglichen Werkstückbereichen nicht vollständig

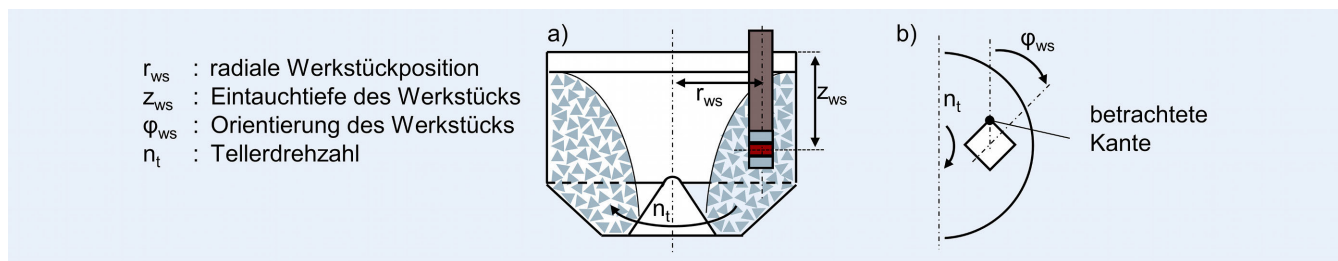
getrennt werden kann. Infolgedessen ist eine manuelle Nachbearbeitung erforderlich, um die gewünschte Sollgeometrie zu erhalten. In exponierten Werkstückbereichen hingegen wird das Aufmaß innerhalb kurzer Prozesszeiten vollständig entfernt. Eine genaue Kenntnis der lokalen Materialabtrennung ist daher für die gezielte Auslegung des Materialaufmaßes entscheidend.

Bisherige Ansätze zur Modellierung der Materialabtrennung beim Gleitschleifen basieren auf empirischen Zusammenhängen zwischen gemessenen oder simulierten Prozesszustandsgrößen und experimentell ermittelten Bearbeitungsergebnissen [4; 5; 6; 7]. Als Prozesszustandsgrößen werden hierbei vor allem die Relativgeschwindigkeit  $v_{\text{rel}}$  und die Kontaktkraft  $F_k$  zwischen Schleifkörpern und dem Werkstück berücksichtigt. Die auf diese Weise entwickelten Modelle besitzen jedoch eine begrenzte Gültigkeit, da sie ausschließlich in den Anwendungsfällen anwendbar sind, in dem die zugrundeliegenden Prozessdaten für die Modellbildung erhoben wurden.

In dieser Studie wird eine DEM-Prozesssimulation mit integriertem Materialabtrennmodell vorgestellt, mit der die Materialabtrennung beim Gleitschleifen erstmals numerisch simuliert werden kann. Der Untersuchungsgegenstand ist hierbei die Kantenverrundung von additiv gefertigten Werkstücken aus Ti6Al4V beim robotergeführten Fliehkraftgleitschleifen. Mit der Simulation wird einerseits die Kantenverrundung am Werkstück infolge des Gleitschleifens berechnet und mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Andererseits wird mithilfe der Simulation untersucht, welchen Einfluss das Hinzufügen eines Materialaufmaßes an der Werkstückkante auf die entstehende Kantenverrundung hat.



**Bild 1.** Robotergeführtes Fliehkraftgleitschleifen; a) Übersicht der Versuchsumgebung; b) Fliehkraftgleitschleifanlage; c) Werkstück. Grafik: IWF



**Bild 2.** Positionierung der Werkstücke im Arbeitsbehälter; a) Seitenansicht; b) Draufsicht. Grafik: IWF

## 2 Versuchsbedingungen und Messmethoden

Eine Übersicht der Versuchsumgebung des robotergeführten Fliehkraftgleitschleifens ist in **Bild 1** a dargestellt. Die Bearbeitung erfolgt mit einer Tellerfliehkraft-Gleitschleifanlage des Typs „MPA 07.1 A2“ der Firma Rösler Oberflächentechnik GmbH, Untermerzbach, mit einem Innendurchmesser von  $d_i = 500 \text{ mm}$ , einem Arbeitsvolumen von  $V_a = 54 \text{ L}$  sowie einer maximalen Tellerdrehzahl von  $n_t = 168 \text{ min}^{-1}$ , **Bild 1** b. Für die Prozessspülung wird das universelle Reinigungsmittel mit Korrosionsschutz „ZF 113“ der Firma Rösler Oberflächentechnik GmbH, Untermerzbach, eingesetzt, welches in einem Verhältnis von 1:100 mit Wasser verdünnt ist und mit einem Volumenstrom von  $\dot{V}_c = 0,5 \text{ L min}^{-1}$  in einer Kreislauführung dem Bearbeitungsprozess hinzugefügt wird. Für die Positionierung der Werkstücke im Arbeitsbehälter der Gleitschleifanlage wird der 6-Achs-Industrieroboter „Smart NJ 3702.7“ der Firma Comau S.p.a., Turin/Italien, eingesetzt, an dem die Werkstücke mittels einer Halterung befestigt sind, **Bild 1** b.

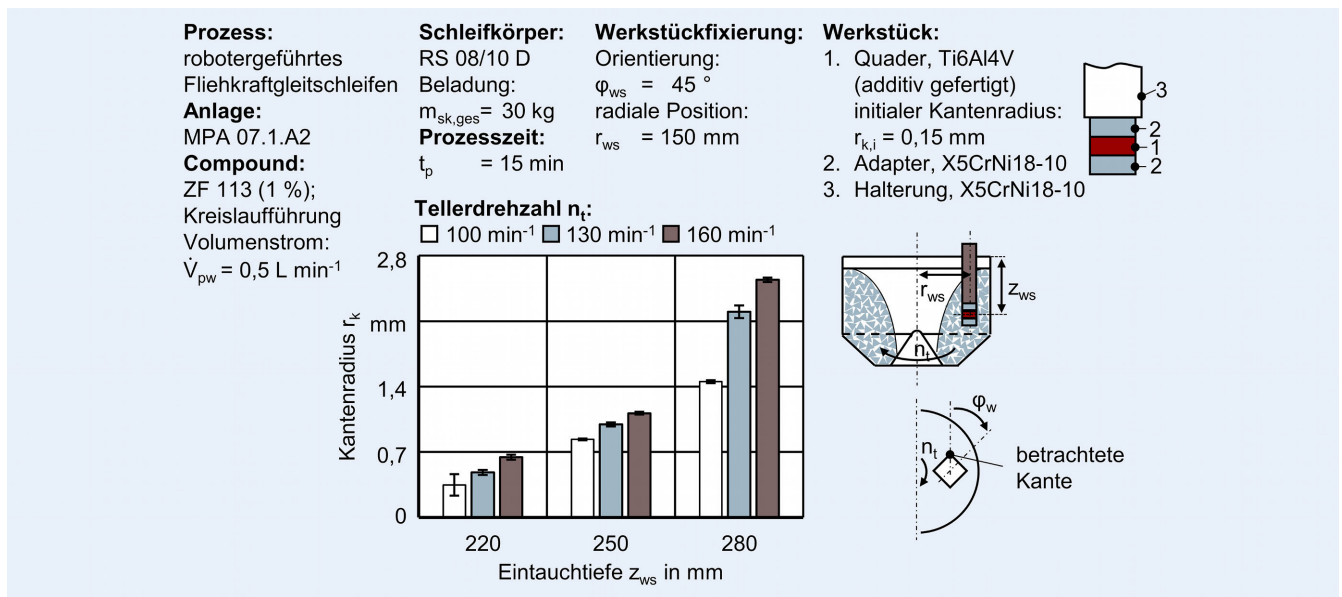
Die Werkstücke werden als Quader mit einer quadratischen Grundfläche und einer Kantenlänge von  $l_w = 20 \text{ mm}$  mittels pulverbettbasiertem Laserstrahlschmelzen mit der Anlage „RenAM 500Q HT“ von Renishaw PLC, Wotton-under-Edge/England, aus Ti6Al4V hergestellt. Anschließend erfolgt ein Trennen der einzelnen Werkstücke in Quader mit einer Höhe von  $h_w = 10 \text{ mm}$  mittels Drahterodieren. Zwecks Abstandshaltung zum Werkstückhalter sowie zum Schutz vor starker Kantenverrundung an den Stirnseiten werden an die Werkstücke Adapter aus Edelstahl befestigt, **Bild 1** c. Da sich durch den Verschleiß der Adapter infolge der Bearbeitung die Anströmbedingungen am

Werkstück verändern, werden die Adapter nach zweimaliger Versuchsdurchführung durch neue ersetzt, um den Einfluss des Adapterverschleißes auf die Kantenverrundung am Werkstück zu reduzieren.

Als Schleifkörper werden prismenförmige Keramiksleifkörper mit dreieckiger Grundfläche vom Typ „RS 10/08 D“ der Firma Rösler Oberflächentechnik GmbH, Untermerzbach eingesetzt. Diese Schleifkörperspezifikation hat einen volumetrischen Anteil an Abrasivmittel von  $K_k = 12 \%$  [8] und stellt damit beim Fliehkraftgleitschleifen einen angemessenen Kompromiss aus Materialabtrennung am Werkstück und Eigenverschleiß dar [9]. Die Schleifkörper weisen eine Extrusionslänge von  $l_{sk} = 8,6 \pm 0,4 \text{ mm}$  sowie eine Höhe der dreieckigen Grundfläche von  $h_{sk} = 10,3 \pm 0,3 \text{ mm}$  auf. Die Gleitschleifanlage wird mit einer Gesamtmasse an Schleifkörpern von  $m_{sk,ges} = 30 \text{ kg}$  befüllt.

Die Positionierung der Werkstücke im Arbeitsbehälter wird durch drei Parameter bestimmt: die Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$ , die radiale Werkstückposition  $r_{ws}$  und die Werkstückorientierung  $\varphi_{ws}$ , **Bild 2**. Im Rahmen der Untersuchungen wird die Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  variiert und die radiale Werkstückposition mit  $r_{ws} = 150 \text{ mm}$  sowie die Werkstückorientierung mit  $\varphi_{ws} = 45^\circ$  konstant gehalten. Mit dieser Orientierung der Werkstücke  $\varphi_{ws}$  wird eine der Werkstückkanten frontal von den Schleifkörpern angeströmt, was eine gleichmäßige Verrundung der Werkstückkante zur Folge hat, wie in vorherigen Untersuchungen gezeigt wurde [2]. Der entstehende Kantenradius  $r_k$  dieser frontal angeströmten Kante steht im Fokus der aktuellen Untersuchungen.

Die Kanten geometrie der Werkstücke wird mit dem Linienlaser „LJ-X8060“ der Firma Keyence Deutschland GmbH, Neu-Isenburg, mit einer Linienbreite von  $b_l = 16 \text{ mm}$  und einem Messpunkt Abstand von  $\Delta x_1 = 5 \mu\text{m}$  erfasst. Anhand der daraus



**Bild 3.** Einfluss der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  bei variierender Tellerdrehzahl  $n_t$  auf den Kantenradius  $r_k$ . Grafik: IWF

entstehenden Kantenprofilinie wird skriptbasiert der Kantenradius  $r_k$  der Werkstücke ermittelt. Die Messung der Kantenradien  $r_k$  werden dreifach in einem Abstand von jeweils einem Millimeter zueinander auf mittlere Höhe des Werkstücks durchgeführt.

Die Prozesszeit der Bearbeitung beträgt  $t_p = 15 \text{ min}$ . Dies stellt eine industriell relevante Prozesszeit dar, da darüber hinaus keine weitere Reduzierung der Rauheit eintritt [2]. Zur statistischen Absicherung werden alle Versuche zweifach durchgeführt.

### 3 Experimentelle Ergebnisse

Der Einfluss der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  bei variierender Tellerdrehzahl  $n_t$  auf den sich ausprägenden Kantenradius  $r_k$  der frontal angeströmten Kante ist in **Bild 3** dargestellt. Hierbei ist zu beobachten, dass der Kantenradius  $r_k$  mit steigender Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  zunimmt. Bei der geringsten Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws} = 220 \text{ mm}$  liegen mit  $r_k = 0,35$  bis  $0,64 \text{ mm}$  die geringsten Kantenradien vor. Bei der mittleren Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws} = 250 \text{ mm}$  betragen die Kantenradien mit  $r_k = 0,84$  bis  $1,12 \text{ mm}$  ungefähr das Doppelte. Die größten Kantenradien liegen mit  $r_k = 1,45$  bis  $2,54 \text{ mm}$  bei der größten Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws} = 280 \text{ mm}$  vor. Der proportionale Zusammenhang zwischen der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  und dem Kantenradius  $r_k$  kann dabei auf die erhöhten Relativgeschwindigkeiten  $v_{rel}$  und Kontaktkräfte  $F_k$  zwischen den Schleifkörpern und dem Werkstück in der Nähe des Drehtellers zurückgeführt werden, was zu einer Steigerung der Materialabtrennung führt [1; 2; 10; 11].

Neben einer Steigerung der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  erhöht sich der Kantenradius  $r_k$  auch mit zunehmender Tellerdrehzahl  $n_t$ . So führt eine Erhöhung der Tellerdrehzahl von  $n_t = 100 \text{ min}^{-1}$  auf  $n_t = 160 \text{ min}^{-1}$  zu einer Erhöhung des erzeugten Kantenradius  $r_k$  um 85 % bei  $z_{ws} = 220 \text{ mm}$ , 33 % bei  $z_{ws} = 250 \text{ mm}$  beziehungsweise 75 % bei  $z_{ws} = 280 \text{ mm}$ . Dies kann ebenfalls auf eine Erhöhung der Relativgeschwindigkeiten  $v_{rel}$  bei zunehmender Tellerdrehzahl  $n_t$  zurückgeführt werden.

Bei Betrachtung der Standardabweichung der Kantenradien  $s_{rk}$  – gekennzeichnet durch die Fehlerindikatoren in **Bild 3** – lässt sich grundsätzlich eine hohe Wiederholgenauigkeit der Bearbeitungsergebnisse schlussfolgern. Über alle Versuchsdurchführungen und Messungen ergibt sich eine gemittelte Standardabweichung von  $s_{rk} = 0,036 \text{ mm}$ . Bei der Eintauchtiefe  $z_{ws} = 220 \text{ mm}$  in Kombination mit der Tellerdrehzahl  $n_t = 100 \text{ min}^{-1}$  ist mit  $s_{rk} = 0,116 \text{ mm}$  allerdings eine deutlich höhere Standardabweichung zu beobachten. Der Grund hierfür ist, dass aufgrund der geringen Materialabtrennung am Werkstück die erfassten Kantenprofilinien teilweise von der hohen Rauheit der additiv gefertigten Werkstücke überlagert werden und dies zu Störeinflüssen bei der skriptbasierten Ermittlung der Kantenradien  $r_k$  führt. Auch bei der Eintauchtiefe  $z_{ws} = 280 \text{ mm}$  in Kombination mit der Tellerdrehzahl  $n_t = 130 \text{ min}^{-1}$  ist mit  $s_{rk} = 0,066 \text{ mm}$  eine erhöhte Standardabweichung festzustellen. Die Gründe hierfür sind allerdings nicht bekannt.

## 4 DEM-Prozesssimulation

### 4.1 Modell Aufbau

Die Experimente werden in einer DEM-Simulation mit der Software „Rocky DEM 22.2.0“ der Firma Engineering Simulation and Scientific Software Inc. (Esss), Florianópolis/Brasilien, modelliert. Hierfür werden maßstabsgetreue STL-Modelle aller Komponenten erstellt, **Bild 4 a**. Der Arbeitsbehälter und der Drehteller stellen dabei die geometrischen und kinematischen Randbedingungen des zu simulierenden Systems dar. Im Sinne der DEM handelt es sich bei den Schleifkörpern um frei bewegliche Partikel, welche einerseits untereinander und andererseits mit den Komponenten der Gleitschleifanlage und dem Werkstück interagieren. Die Geometrie der Schleifkörper wird mittels Dreiecksfacetten modelliert. Dabei besteht ein Schleifkörper aus einer Anzahl an Dreiecksfacetten von  $N_f = 94$ . Insgesamt befindet sich in der Simulation eine Schleifkörperanzahl von  $N_{sk} = 26.445$ .

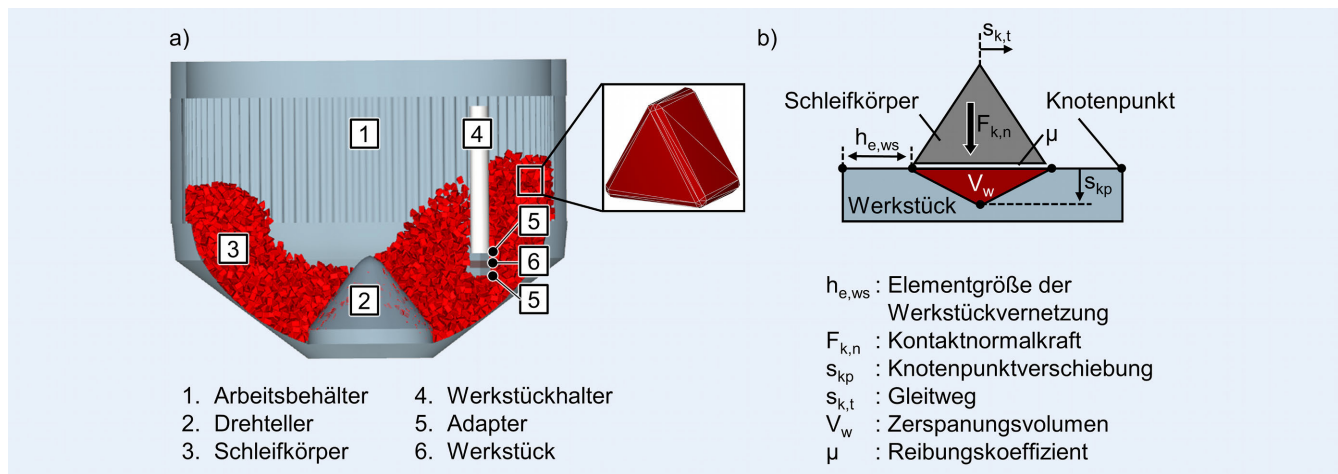


Bild 4. DEM-Prozesssimulation; a) Übersicht der Komponenten; b) Modellvorstellung der Materialabtrennung. Grafik: IWF

Tabelle 1. Materialparameter der Komponenten in der DEM-Simulation.

Komponente	Material	Dichte $\rho$ (g cm <sup>-3</sup> )	E-Modul (GPa)	Poissonzahl $\nu$ (-)
Arbeitsbehälter/Drehteller	Polyurethan	1,25	0,1	0,45
Schleifkörper	Keramik	2,52	77,0	0,19
Werkstück	Ti6Al4V	5,93	114,0	0,34

Tabelle 2. Kontaktparameter der Komponenten in der DEM-Simulation.

Kontaktkombination	Reibungskoeffizient $\mu$ (-)	Restitutionskoeffizient $e$ (-)
Schleifkörper - Arbeitsbehälter/Drehteller	0,93	0,76
Schleifkörper - Schleifkörper	0,41	0,72
Schleifkörper - Werkstück	0,57	0,51

Alle Komponenten der Simulation werden durch die Materialparameter Dichte  $\rho$ , E-Modul  $E$  und Poissonzahl  $\nu$  charakterisiert. Die Innenwände des Arbeitsbehälters wie auch des Drehtellers sind mit Polyurethan beschichtet. Da die Spezifikation des verwendeten Polyurethans nicht bekannt ist, wird es als gummielastisches Elastomer angenommen [12; 13]. Die Materialparameter der keramisch gebundenen Schleifkörper wurden in einer früheren Studie bestimmt [14]. Den Werkstücken werden die Materialeigenschaften von Ti6Al4V zugeschrieben. Die Materialeigenschaften sind in **Tabelle 1** zusammengefasst.

Die für die DEM-Simulation erforderlichen Kontaktparameter, das heißt die Reibungskoeffizienten  $\mu$  und die Restitutionskoeffizienten  $e$ , werden in Analogie zu einer früheren Studie mittels schiefer Ebene, Kugelfallversuchen und Doppelpendelversuchen bestimmt [7]. Die Kontaktparameter sind in **Tabelle 2** zusammengefasst.

Als Kontaktgesetzte in der Simulation wird in Normalrichtung ein lineares Kontaktgesetz mit viskoser Dämpfung verwendet. In Tangentialrichtung wird ein lineares Kontaktgesetz verwendet, welches durch die Coulomb-Reibungskraft begrenzt ist. Die Steifigkeit des simulierten Systems wird um den Faktor  $k_f = 1,0 \cdot 10^{-3}$  reduziert, wodurch die Berechnungszeiten  $t_c$  der Simulationen um 90 % reduziert werden, während die Dynamik des simulierten Systems erhalten bleibt [7]. Die Steifigkeitsreduzierung sowie

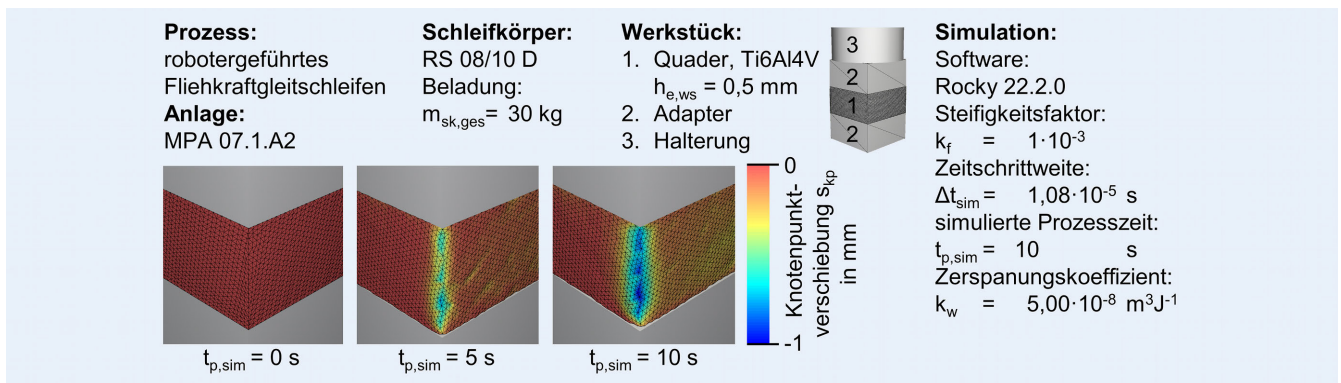
eine kraftbasierte Validierung der Simulation wurden in einer vorangegangenen Studie untersucht [7]. In der Studie werden ebenfalls die verwendeten Kontaktgesetze und ein allgemeiner Hintergrund zur DEM-Simulation präsentiert [7].

Als eine wesentliche Erweiterung der DEM-Simulation gegenüber vorherigen Studien [1; 7; 15] soll ein Materialabtrennmodell in die Simulation integriert werden, mit dem die Geometrieänderung des Werkstücks infolge der Gleitschleifbearbeitung berechnet werden kann. Da beim Gleitschleifen insbesondere ein gleitender Schleifkörper-Werkstück-Kontakt – also ein sich tangential zur Werkstückoberfläche bewegendes Schleifkörper – zu einer Materialabtrennung am Werkstück infolge abrasiver Trennmechanismen führt [16], wird ein Modellansatz verwendet, bei dem das Zerspanungsvolumen  $V_w$  proportional zur tangentialen Kontaktarbeit  $W_{k,t}$  ist, **Gleichung 1**. Die tangentialen Kontaktarbeit  $W_{k,t}$  entspricht dabei derjenigen Arbeit, die ein Schleifkörper während des Gleitens auf der Werkstückoberfläche entlang des Gleitweges  $s_{k,t}$  verrichtet, **Gleichung 2**.

$$V_w = k_w W_{k,t} \quad (1)$$

$$W_{k,t} = \int F_{k,t} ds_{k,t} = \int \mu F_{k,n} ds_{k,t} \quad (2)$$





**Bild 5.** Ausbildung einer Kantenverrundung durch die Knotenpunktverschiebung in der DEM-Simulation. Grafik: IWF

In Anlehnung an das Verschleißmodell nach Archard [17] werden das Zerspanungsvolumen  $V_w$  und die tangentiale Kontaktarbeit  $W_{k,t}$  mit dem empirischen Faktor des Zerspanungskoeffizienten  $k_w$  in einen Zusammenhang gebracht, Gleichung 1. Hierdurch werden makro- und mikroskopische geometrische Oberflächeneigenschaften der Kontaktpartner sowie die Härte des Werkstückmaterials  $H_{ws}$  berücksichtigt [18; 19]. Die Umsetzung des Materialabtrennmodells in der DEM-Simulation ist schematisch in Bild 4b dargestellt. Dabei werden in jedem Zeitschritt der Simulation die Knotenpunkte der Werkstückvernetzung orthogonal zur Richtung der tangentialen Kontaktarbeit  $W_{k,t}$  ins Innere des Werkstücks verschoben. Die Knotenpunktverschiebung  $s_{kp}$  erfolgt dabei in solchem Maße, dass das entstehende Volumen dem Zerspanungsvolumen  $V_w$  gemäß Gleichung 1 entspricht. Zur Reduzierung der Berechnungszeiten der Simulation  $t_{comp}$  wird das Materialabtrennmodell ausschließlich auf den relevanten Werkstückbereich angewandt, in dem die Kantenverrundung ausgewertet wird, nicht jedoch auf die Adapter oder den Werkstückhalter.

In einem iterativen Vorgehen werden die Elementgröße der Werkstückvernetzung auf  $h_{c,ws} = 0,5$  mm sowie der Zerspanungskoeffizient auf  $k_w = 5 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3\text{J}^{-1}$  unter Berücksichtigung der numerischen Stabilität der Simulation festgelegt. Hervorzuheben ist hierbei, dass durch den Zerspanungskoeffizienten  $k_w$  berücksichtigt wird, dass die simulierte Prozesszeit  $t_{p,sim}$  nur wenige Sekunden beträgt und damit deutlich geringer ist als die tatsächliche Prozesszeit der Gleitschleifbearbeitung von  $t_p = 15$  min. Der Grund für die Verringerung der simulierten Prozesszeit  $t_{p,sim}$  im Vergleich zur tatsächlichen Prozesszeit  $t_p$  liegt in den hohen Berechnungszeiten der Simulation  $t_{comp}$ . Diese betragen je Simulation durchschnittlich  $t_{comp} = 39$  h bei einer simulierten Prozesszeit von  $t_{p,sim} = 10$  s (CPU: Intel Core i7-8700, RAM: 16 GB). Vor diesem Hintergrund ist es unter praktischen Gesichtspunkten nicht realistisch, die gesamte tatsächliche Prozesszeit von  $t_p = 15$  min vollständig zu simulieren. Um dennoch die tatsächliche Materialabtrennung realer Gleitschleifbearbeitungen abbilden zu können, wird der Zerspanungskoeffizient  $k_w$  so festgelegt, dass das Material in der Simulation mit einem deutlich höheren Zeitspanungsvolumen  $Q_w$  getrennt wird als bei realen Gleitschleifbearbeitungen. Inwieweit die Erhöhung des Zeitspanungsvolumens  $Q_w$  bei einer Reduzierung der simulierten Prozesszeit  $t_p$  die Simulationsergebnisse beeinflusst, ist Gegenstand zukünftiger Untersuchungen. In Bild 5 ist exemplarisch dargestellt, wie sich durch die Implementierung des Materialabtrennmodells eine Kantenverrundung infolge der Knotenpunktverschiebung in der DEM-Simulation ausbildet.

## 4.2 Vergleich von experimentellen und simulierten Ergebnissen

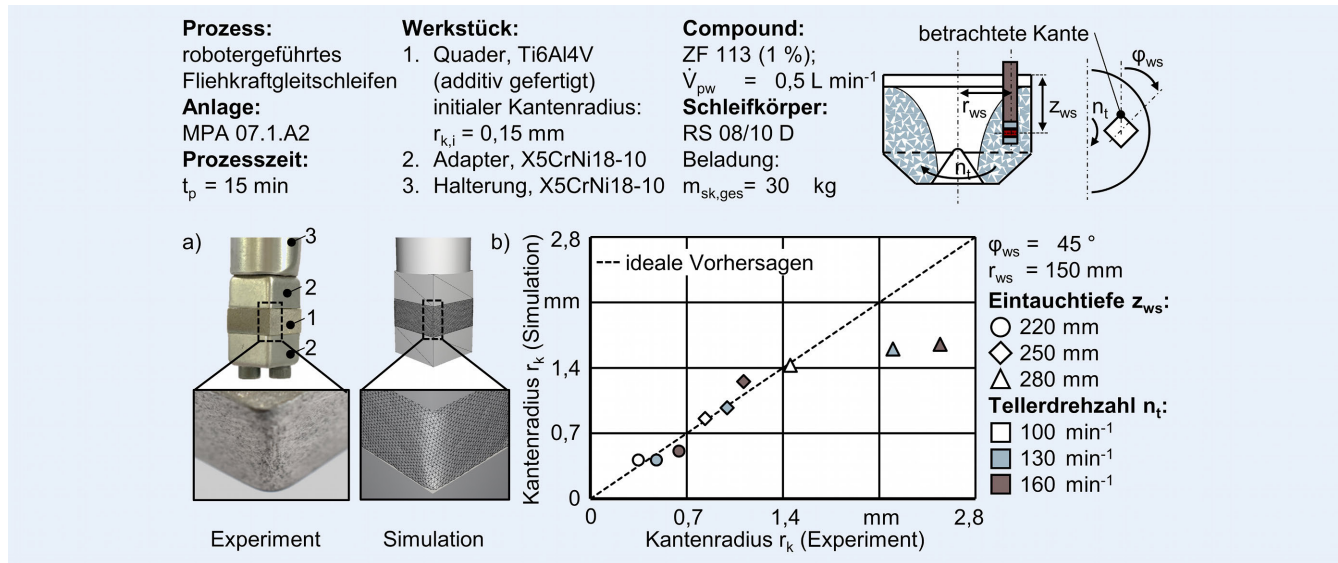
Mittels der DEM-Simulation mit integriertem Materialabtrennmodell werden die Experimente zum Fliehkraftgleitschleifen, Abschnitt 3, unter Variation der Eintauchtiefe des Werkstücks  $z_{ws}$  und der Tellerdrehzahl  $n_t$  repliziert. Nach jeder Simulation werden die STL-Modelle der Werkstücke, deren Geometrien sich infolge der Knotenpunktverschiebungen verändern, exportiert, um daraus skriptbasiert den Kantenradius  $r_k$  zu bestimmen.

Qualitativ kann bei allen Prozessparameterkombinationen eine Kantenverrundung gemäß den experimentellen Ergebnissen simuliert werden, Bild 6a. Die Einflüsse der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  sowie der Tellerdrehzahl  $n_t$  auf die resultierenden Kantenradien  $r_k$  werden dabei entsprechend der Experimente widerspiegelt, Bild 6b.

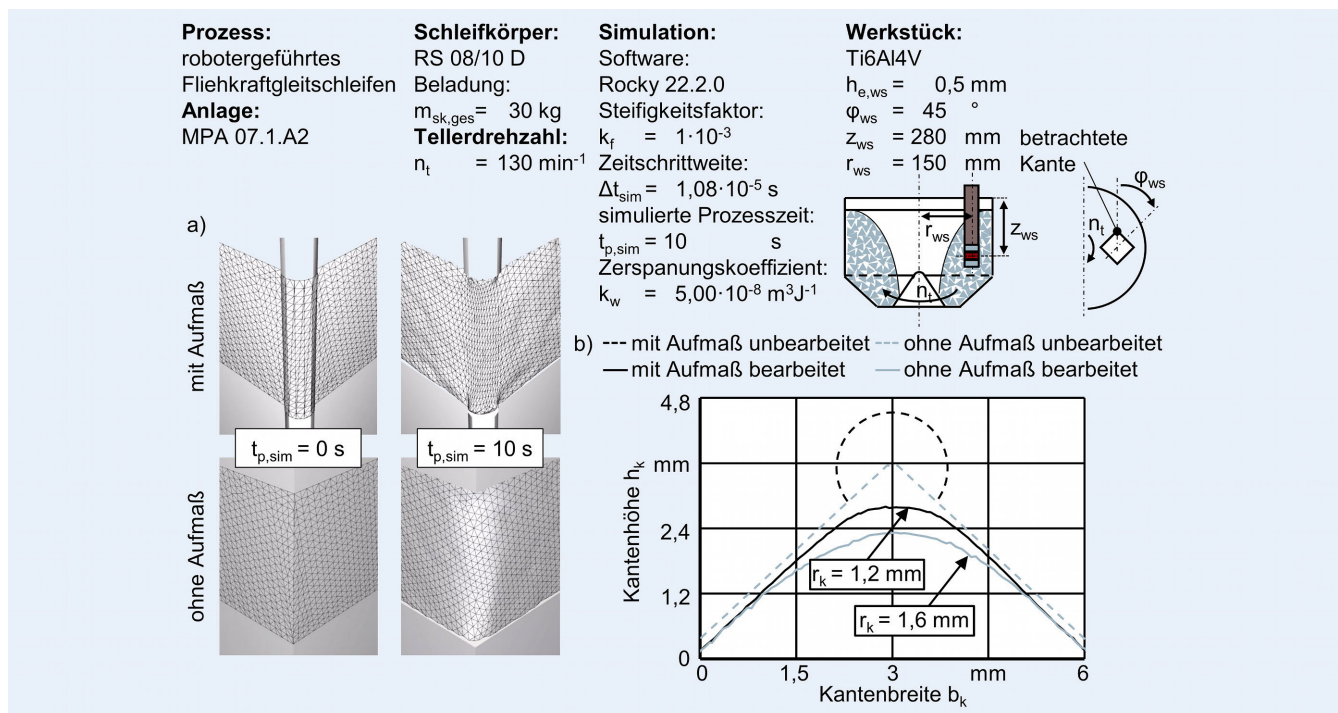
Insbesondere bei der geringsten Werkstückeintauchtiefe von  $z_{ws} = 220$  mm und der mittleren Werkstückeintauchtiefe von  $z_{ws} = 250$  mm werden die resultierenden Kantenradien  $r_k$  durch die Simulation mit einer hohen Genauigkeit abgebildet. Bei diesen beiden Eintauchtiefen  $z_{ws}$  beträgt die mittlere Abweichung zwischen experimentellen und simulierten Ergebnissen 12 %. Bei der höchsten Werkstückeintauchtiefe von  $z_{ws} = 280$  mm werden die Kantenradien  $r_k$  bei den Tellerdrehzahlen  $n_t = 130 \text{ min}^{-1}$  und  $n_t = 160 \text{ min}^{-1}$  durch die Simulation hingegen deutlich unterschätzt. Die Abweichungen betragen hier bis zu 35 %. Offensichtlich kann die hohe Dynamik des Gleitschleifprozesses nahe dem Drehteller bislang nicht durch das integrierte Materialabtrennmodell abgebildet werden. Die Ursachen hiervon sind Bestandteil weiterer Forschung. Grundsätzlich kann allerdings gezeigt werden, dass durch die Integration eines Materialabtrennmodells in die DEM-Simulation die Kantenverrundung der Werkstücke beim Gleitschleifen grundsätzlich simuliert werden kann.

## 4.3 Einfluss eines Materialaufmaßes auf die entstehende Kantenverrundung

Die Simulation soll genutzt werden, um den Einfluss eines Materialaufmaßes an der Werkstückkante auf die entstehende Kantenverrundung zu untersuchen. Hierzu werden beispielhaft weitere Simulationen mit der Versuchskonfiguration  $z_{ws} = 280$  mm und  $n_t = 130 \text{ min}^{-1}$  durchgeführt. In einem ersten Ansatz wird dazu der bislang betrachteten Werkstückkante ein kreisförmiges Materialaufmaß mit einem Durchmesser von  $d_a = 1$  mm hinzugefügt. Der Vorteil der additiven Fertigung



**Bild 6.** Vergleich von experimentellen und simulierten Ergebnissen; a) qualitativer Vergleich; b) quantitativer Vergleich bei variierenden Prozessparametern. Grafik: IWF



**Bild 7.** Simulation der Kantenverrundung an Werkstücken mit und ohne Materialaufmaß; a) qualitativer Vergleich der Kantenverrundung; b) quantitativer Vergleich der Kantenradien  $r_k$ . Grafik: IWF

ist hierbei, dass die Gestaltung ebensolcher Materialaufmäße keinen fertigungstechnischen Mehraufwand darstellt. Nach einer simulierten Prozesszeit von  $t_{p,sim} = 10 \text{ s}$  ist das Materialaufmaß vollständig zurückgesetzt und es bildet sich eine gleichmäßige Kantenverrundung aus, **Bild 7a**. Ein Vergleich der Kantenradien  $r_k$  zeigt, dass bei der Werkstückkante mit Materialaufmaß ein um 25 % geringerer Kantenradius  $r_k$  vorliegt als bei der Werkstückkante ohne Materialaufmaß, **Bild 7b**.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Studie wurde eine DEM-Prozesssimulation mit integriertem Materialabtrennmodell vorgestellt, anhand dessen die Kantenverrundung von additiv gefertigten Werkstücken aus Ti6Al4V beim robotergeführten Fliehkraftgleitschleifen numerisch berechnet werden kann. Grundsätzlich konnten dabei die Einflüsse der Werkstückeintauchtiefe  $z_{ws}$  und der Tellerdrehzahl  $n_t$  auf den entstehenden Kantenradius  $r_k$  gemäß experimenteller Ergebnisse widerspiegelt werden. Insbesondere bei einer hohen Prozessdynamik wichen die simulierten Ergebnisse aller-

dings von den experimentellen Ergebnissen ab. Weiterhin konnte mithilfe der Simulation der Einfluss eines Materialaufmaßes an der Werkstückkante auf die entstehende Kantenverrundung berechnet werden. Hierbei wurde festgestellt, dass das Hinzufügen eines Aufmaßes zu einer Verringerung des Kantenradius  $r_k$  nach der Gleitschleifbearbeitung führt. Zwar steht eine experimentelle Validierung der Ergebnisse noch aus, die DEM-Simulation mit integriertem Materialabtrennmodell scheint jedoch auch bei Kanten mit Materialaufmaß anwendbar zu sein und spiegelt hierbei den Einfluss des Materialaufmaßes auf die Kantenverrundung in plausibler Weise wider.

Der Fokus zukünftiger Forschungsaktivitäten liegt neben der Erweiterung des Materialabtrennmodells um weitere Schleifkörperspezifikationen und Werkstückmaterialien insbesondere auf der Erprobung der Simulation zur gezielten Auslegung von Materialaufmaßen. Über das in dieser Studie verwendete, kreisförmige Materialaufmaß hinausgehend, wird dabei die Geometrie des Materialaufmaßes systematisch variiert, um deren Einfluss auf die entstehenden Kantenradien  $r_k$  zu untersuchen. Als Ergebnis sollen hierbei Gestaltungsrichtlinien für Materialaufmaße entstehen, durch welche die Materialabtrennung beim Gleitschleifen bereits während der Konstruktionsphase von additiv gefertigten Werkstücken berücksichtigt werden kann, wodurch das Risiko von Formabweichungen während der Nachbearbeitung reduziert wird.

## FÖRDERHINWEIS

Die vorgestellten Arbeiten werden durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert, Projektnummer 460895790 („Nachbearbeitung additiv gefertigter Werkstücke mittels Fliehkraftgleitschleifen“).

## LITERATUR

- [1] Kopp, M.; Uhlmann, E.: Potential of Robot-Guided Centrifugal Disc Finishing. In: Behrens, B.-A.; Brosius, A.; Drossel, W.-G.; Hintze, W.; Ihlenfeldt, S.; Nyhuis, P. (Hrsg.): Production at the Leading Edge of Technology. Cham: Springer International Publishing 2022, S. 283–291
- [2] Uhlmann, E.; Kopp, M.; Kröger, R.: Oberflächenfinishing additiv gefertigter Bauteile Effizienzsteigerung durch Einsatz eines Industrieroboters beim Fliehkraftgleitschleifen. wt Werkstattstechnik online 113 (2023) 7–8, S. 321–327
- [3] Seebach, P. M.: Topologieoptimierte, patientenindividuelle Osteosyntheseplatten für die Rekonstruktion der Mandibula. München: utzverlag 2020
- [4] Bocker, R.: Relativgeschwindigkeiten und Kontaktkräfte beim ungeführten Vibrationsgleitschleifen. Aachen: Apprimus-Verlag 2015
- [5] Neuenfeldt, P.: Modellbildung des Tauchgleitschleifens zur Abtrag- und Topografievorhersage an komplexen Geometrien. Dürren: Shaker-Verlag 2022
- [6] Ohlert, M.: Contact between abrasive media and workpiece in robot-guided centrifugal finishing. München: Apprimus-Verlag 2023
- [7] Kopp, M.; Uhlmann, E.: Prediction of the Roughness Reduction in Centrifugal Disc Finishing of Additive Manufactured Parts Based on Discrete Element Method. Machines 10 (2022) 12, S. 1151
- [8] Eulitz, A.: Einsatzverhalten keramisch gebundener Gleitschleifkörper. Stuttgart: Fraunhofer-Verlag 2021
- [9] Uhlmann, E.; Kopp, M.; Braun, T.: Einfluss des Schleifkörperschleifens beim Fliehkraftgleitschleifen additiv gefertigter Ti5553 Werkstücke. In: Hoffmeister, H.-W.; Denkena, B. (Hrsg.): Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren. Essen: Vulkan 2022, S. 61–77
- [10] Sutowski, P.; Plichta, J.; Kaldunski, P.: Determining kinetic energy distribution of the working medium in a centrifugal disc finishing process - part 1: theoretical and numerical analysis with DEM method. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 104 (2019) 1–4, S. 1345–1355
- [11] Matsumoto, Y.; Yamaguchi, T.; Kitajima, K. et al.: Study on the Flow Pressure of Mass in Centrifugal Disc Finishing. Advanced Materials Research 1017 (2014), S. 559–564
- [12] Kunz, J.: Auslegung von Kunststoffkonstruktionen. Die Querkontraktionszahl in der Konstruktionspraxis. KunststoffXtra 6 (2011), S. 27–30
- [13] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2008
- [14] Uhlmann, E.; Eulitz, A.; Dethlefs, A.: Discrete Element Modelling of Drag Finishing. Procedia CIRP 31 (2015), S. 369–374
- [15] Uhlmann, E.; Kopp, M.; Fürstenau, J.-P.: Modellierung des Schleifkörperschleifens beim Fliehkraftgleitschleifen. wt Werkstattstechnik online 112 (2022) 7–8, S. 458–464
- [16] Kopp, M.; Uhlmann, E.; Kneider, C.: Experimental investigations of the workpiece-media-interaction and the surface topography formation in centrifugal disc finishing. Procedia CIRP 115 (2022) 12, S. 24–29
- [17] Archard, J. F.: Contact and Rubbing of Flat Surfaces. Journal of Applied Physics 24 (1953) 8, S. 981–988
- [18] Popov, V. L.: Contact Mechanics and Friction. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2017
- [19] Czichos, H.; Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch. Wiesbaden: Springer-Verlag 2015



**Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann**

Fraunhofer Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK

Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF), Technische Universität Berlin  
Pascalstr. 8–9, 10587 Berlin



**Marco Kopp, M. Sc.**

Tel. +49 (0)30 / 314-23624  
kopp@iwf.tu-berlin.de

Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF), Technische Universität Berlin  
Pascalstr. 8–9, 10587 Berlin  
www.iwf.tu-berlin.de

## LIZENZ



Dieser Fachaufsatz steht unter der Lizenz Creative Commons Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)