

Optimierung von Schleif- und Abrichtprozessen mit Hilfe der Theorie der Aggressivität: Fallstudien aus der Praxis

Peter KRAJNIK¹, Radovan DRAŽUMERič^{2,4} und Jeffrey BADGER^{3,4}

1 Chalmers Technische Universität, Institut für Industrie- und Materialwissenschaft, Göteborg, Schweden, krajnik@chalmers.se

2 Universität von Ljubljana, Fakultät für Maschinenbau, Ljubljana, Slowenien, radovan.drazumeric@fs.uni-lj.si

3 The Grinding Doc, San Antonio, USA, jb@thegrindingdoc.com

4 The International Grinding Institute, San Antonio, USA, info@grindinginstitute.com

Zusammenfassung:

In den ersten sechzig Jahren der Schleifforschung (1914-1974) wurden verschiedene dimensionslose Parameter eingeführt, um die grundlegende Mechanik eines Schleifkontakts zu beschreiben. Später wurden diese Parameter durch verschiedene Spandickenmodelle ersetzt, die eine schwierige und oft uneindeutige Quantifizierung der Schleifscheibentopographie erforderten. Der Ansatz der Grundprinzipien ist vor kurzem durch die große vereinheitlichende Theorie der Aggressivität und die praktische Aggressivitätszahl wieder aufgetaucht. Diese ist ein dimensionsloser Parameter, der sich bei der Optimierung jedes beliebigen Schleifprozesses, einschließlich Schleifen und Abrichten, als leistungsfähig erwiesen hat. Die Aggressivitätszahl erfreut sich inzwischen einer größeren Beliebtheit und wird verwendet, da sie die grundlegende Prozessgeometrie und -kinematik erfasst und gleichzeitig eine Quantifizierung der Schleifscheibentopographie überflüssig macht. In diesem Beitrag wird die Verwendung der dimensionslosen Aggressivitätszahl in mehreren Fallstudien aus der realen Produktion untersucht. Dabei wird gezeigt, wie das Konzept zur Optimierung industrieller Prozesse eingesetzt werden kann, z. B. beim Schleifen von Nocken- und Kurbelwellen, Sägespitzenschleifen, Nutenschleifen, Doppelseitenschleifen und Abrichten von Diamantscheiben.

Schlüsselwörter: Schleifen, Abrichten, Geometrie, Kinematik, Modellierung, Optimierung

1. Einleitung

Von allen spanabhebenden Verfahren scheint die Bearbeitung mit Schleifmitteln das am wenigsten verstandene zu sein. Diese Erkenntnis besteht mindestens seit den 1950er Jahren, als Untersuchungen zur grundlegenden Prozessmechanik veröffentlicht wurden. In den Worten von L. P. Tarasov: "Schleifen ist ein so komplexer Prozess, dass er mathematisch analysiert werden muss" [1]. Siebzig Jahre später werden ständig neue Schleifmodelle veröffentlicht. Diese sind oft entweder (i) inkrementell in Bezug auf das Prozessverständnis oder (ii) übermäßig komplex, beispielsweise durch die Integration von makroskaligen Größen (z. B. Kinematik) mit mikroskaligen Eigenschaften (z. B. Anzahl der dynamischen Schneiden auf der Schleifscheibe) ohne sorgfältige Abwägung der Vorteile eines solchen Ansatzes in der realen Fertigung. Frühe Fortschritte in der Schleiftechnik wurden in erster Linie durch praktische Experimente erzielt, während heutzutage Experimente oft mit einer Art von Modellierung kombiniert werden. Folglich bestehen die Fortschritte in unserem Verständnis der Grundprinzipien aus einem tieferen Wissen darüber, warum ein bestimmtes Phänomen auftritt, das sich auf viele Anwendungen anwenden lässt. Forschung, bei der nur neue experimentelle Daten gewonnen werden - zum Beispiel die Auswirkung der Richtung der Abrichtrolle auf die Effizienz des Abrichtens von Diamantschleifscheiben - ist zwar ein technologischer Fortschritt und für die

industriellen Endnutzer von Wert, führt aber nicht zu einem besseren Prozessverständnis in Bezug auf die Grundprinzipien. Wenn jedoch ein neuer Einblick in die Abrichtmechanik (wie in [2]) gewonnen wird, ist die Forschung dieser Art allgemeiner und kann auf andere Methoden als das Abrichten angewendet werden. Mit anderen Worten, Forschungsarbeiten, die nicht nur experimentelle Ergebnisse präsentieren, sondern diese Ergebnisse auch anhand grundlegender technischer Prinzipien erklären können, sind nützlicher als experimentelle Ergebnisse allein.

In diesem Zusammenhang wird zunächst die klassische Schleifforschung im Hinblick auf ihre Verwendung grundlegender Schleifmodelle diskutiert. Diese werden dann in den Kontext der kürzlich entwickelten Theorie der Aggressivität [3] gestellt, die die fundamentale Prozessmechanik (z.B. spezifische Schleifenergie, Scherung) und ihre Abhängigkeit von allumfassenden Parametern der Prozessgeometrie und -kinematik berücksichtigt.

Die ersten analytischen Modelle zur Beschreibung der Prozessgeometrie und -kinematik sowie der resultierenden Spannungsdicke wurden von Reichenbach et al. [4] untersucht. Untersuchungen der Schleifscheibentopographie und ihrer Parameter stammen weitgehend aus Deutschland [5, 6, 7]. Für diese Modelle muss die Schleifscheibentopographie gemessen und quantifiziert werden, z. B. der statische und dynamische

Schneidenabstand oder die Dichte. Die Schneidendichte ist ein Schlüsselparame-ter für die Berechnung der maximalen Spannungs-dicke. Obwohl sie bereits vor Jahrzehnten eingeführt wurde [8], wird sie bei der Optimierung von Schleifvorgängen in der Industrie immer noch nur begrenzt eingesetzt, da den Praktikern in diesem Bereich keine Methoden zur Quantifizierung der Schleifscheibentopographie zur Verfügung stehen. Dennoch steht die Schleifscheibentopographie in einem grundlegenden Zusammenhang mit der Prozessgeometrie und -kinematik beim Schleifen [7, 9, 10]. Die Aggressivitätszahl ist proportional zur Spannungs-dicke, vermeidet aber die Probleme, die mit der Quantifizierung der Scheibentopographie verbunden sind. Außerdem hat sich gezeigt, dass die Aggressivitätszahl im Vergleich zur 1974 eingeführten äquivalenten Spannungs-dicke besser mit Schleifdaten wie Schleifkräften, spezifischer Schleifenergie und Rauheit korreliert. Es ist daher wichtig zu klären, wie diese grundlegende Beziehung der Quantifizierung der Wechselwirkung zweier Oberflächen im Schleifkontakt genutzt werden kann, um das Prozessverständnis zu verbessern und gleichzeitig einen Schleifprozess zu optimieren. Die Theorie der Aggressivität basiert auf den Grundprinzipien der Mechanik und ist als solche nicht verfahrensspezifisch. Daher kann sie zur Verbesserung jedes Schleifvorgangs eingesetzt werden, von komplexen Schleifprozessen bis zum Abrichten von Schleifscheiben.

2. Entwicklung der Schleiftheorien

Frühe Schleifmodelle wurden aus Zerspanungstheorien abgeleitet, z. B. aus dem Schnittkraftmodell von Merchant [11]. Merchant selbst schlug beispielsweise zusammen mit Backer ein auf ein Schleifkorn wirkendes Kräftesystem vor, bei dem die Radial- und Tangentialkräfte mit den Normal- und Reibungskräften im Gleichgewicht stehen [1]. Im Gegensatz zum orthogonalen Schneiden ist die Korngeometrie beim Schleifen jedoch geometrisch unbestimmt. Daher ist der effektive Spanwinkel am Werkzeug nicht bekannt. Daher führten Backer und Merchant [1] die grundlegende Prozessmechanik auf die spezifische Energie und das Verhältnis von Radial- zu Tangentialkraft zurück. Ein weiteres charakteristisches Merkmal eines Schleifprozesses im Vergleich zum Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden ist: (i) das Ausmaß des Scherprozesses und (ii) der relativ starke Anstieg der spezifischen Energie bei abnehmender Spannungs-dicke. Das letztgenannte Phänomen ist als Größeneffekt bekannt und wurde ursprünglich 1952 untersucht [8]. Die Ausarbeitung des Gesetzes über die spezifische Schleifenergie war rein experimentell und basierte auf Flachsleifversuchen, die von der Timken Company gesponst wurden. Dabei wurde ein Dynamometer an einer Flachsleifmaschine angebracht, um die Komponenten der Tangentialkraft F_t und der Normalkraft F_n für vier verschiedene Schleifscheibentypen zu messen. Die Kraftkomponenten wurden gemessen, während die Zustellung a der

Scheibe, die Werkstückvorschubgeschwindigkeit v_w , die Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s und die Schleifbreite b variiert wurden:

$$u = \frac{F_t v_s}{v_w a b} = \frac{P}{Q_w} \quad (1)$$

wobei der Zähler die Schleifleistung P und der Nenner das Zeitspannungsvolumen Q_w ist. Die spezifische Schleifenergie u ist ein grundlegender Prozessparameter, der als die Energie definiert ist, die erforderlich ist, um eine Volumeneinheit des Materials zu entfernen [12]. Die Eleganz der spezifischen Energie liegt in ihrer Einfachheit: Sie kann nicht nur leicht aus den Leistungs- (oder Kraft-) Messungen und den Schleifbedingungen abgeleitet werden, sondern sie kann auch mit den drei verschiedenen Schleifmechanismen Reiben, Pflügen und Schneiden (Scheren) - und damit der Effizienz des Materialabtrags - in Verbindung gebracht werden.

In der Arbeit von Backer et al. [8] aus dem Jahr 1952 wird die geometrische Beziehung für die Kontaktlänge l_c (Schleifscheibe-Werkstück) definiert:

$$l_c = \sqrt{a \cdot d_e} \quad (2)$$

Wobei d_e der äquivalente Scheibendurchmesser ist, der wie folgt berechnet wird: $d_e = d_w \cdot d_s / (d_w \pm d_s) = d_s / (1 \pm d_s / d_w)$. Dabei steht das Pluszeichen im Nenner für Außenrundsleifen, das Minuszeichen für Innenrundsleifen und $d_e = d_s$ für das gerade Flachsleifen ($d_w \rightarrow \infty$). Es ist zu beachten, dass es für die praktische Anwendung nicht notwendig ist, zwischen der Kontaktlänge l_c und der Spanungslänge l_k zu unterscheiden, da der Unterschied bei typischen Werkstückgeschwindigkeiten v_w und Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeiten v_s äußerst gering ist. Ein weiterer grundlegender Parameter aus [8] ist die Ableitung der maximalen Spannungs-dicke, oder die "Kornschnitttiefe". Die Schwierigkeit liegt hier in der Notwendigkeit, die beiden Parameter der Scheibentopographie zu bestimmen: (i) die Anzahl der Schneiden pro Flächeneinheit, C , und (ii) das Verhältnis von Breite zu Dicke des Spans (oder Spanformfaktor), r . Mit diesen wurde die maximale Spannungs-dicke definiert als:

$$h_m = \sqrt{\frac{4}{C \cdot r} \left(\frac{v_w}{v_s} \right) \sqrt{\frac{a}{d_e}}} \quad (3)$$

Die Rolle der Spannungs-dicke beim Schleifen wurde ursprünglich im Jahr 1914 [13] von George I. Alden vom Worcester Polytechnic Institute untersucht. Alden war Mitbegründer der Norton Company. Diese Arbeit kann wahrscheinlich als die erste Arbeit zur Schleifmodellierung angesehen werden. Alden leitete eine mathematische Beziehung für die "Kornschnitttiefe" oder Spannungs-dicke als Funktion der Schleifbedingungen für den Fall des Außenrundsleifens ab. Sein Modell lässt sich auf die maximale Spannungs-dicke übertragen als $h_m = (2/n)(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ unter Verwendung etablierter Symbole (wie in [10]), wobei n die Anzahl der

Schneiden pro Längeneinheit des Umfangs ist. Man beachte, dass der Kehrwert von n dem Schneidenabstand L entspricht, der ein etablierter Parameter der Schleifscheibentopographie ist. Eine solche Formulierung von $h_m = 2L(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ wurde 1943 in Deutschland von Pahlitzsch [14] übernommen. Es ist festzustellen, dass das Modell von Alden neben der dimensionslosen Größe $(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ auch die Schleifscheibentopographiegröße $n = 1/L$ enthält. Damit wurde vielleicht der Grundstein dafür gelegt, dass die Rolle dimensionsloser Größen in der Schleifforschung übersehen wurde und die Komplexität des Prozessverständnisses zunahm, da Alden keine geeignete Methode zur Bestimmung von n vorschlug. Später übernahmen in Deutschland Forscher wie Peklenik das h_m Modell (Gl. 3 [8]) und erkannten die Bedeutung und die Rolle der geometrischen (l_c , a) und kinematischen (v_w , v_s) Parameter/Verhältnisse für die Prozessmechanik [5]. Während der dimensionslose Parameter $(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ von Werner [15], der die Prozessgeometrie und -kinematik berücksichtigt als "Spandickenkoeffizient" bezeichnet wurde, bezogen die frühen Topographiemodelle, die zur Berechnung der Spandicke verwendet wurden, in der Regel den Abstand L ein, der im Deutschen als "Kornabstand" bezeichnet wurde [16]. Der Schwerpunkt lag jedoch auf der schrittweisen Erweiterung der Schleifscheibentopographiemodelle mit empirischen Konstanten - zum Beispiel zur Berücksichtigung der ungleichmäßigen Schleifscheibentopographie. Peklenik [5] postulierte in diesem Zusammenhang, dass die Schneiden nicht gleichmäßig verteilt sind (d.h. $L \neq konst.$) und nicht gleichmäßig auskragen. Dies führt zu einer von der Topographie abhängigen Spannungstiefe (Spannungsdicke). Neben der Scheibentopographie hängt auch die Anzahl der aktiven Schneiden von den Schleifbedingungen ab. Der Einfluss der radialen Verteilung der aktiven Schneiden (Kornüberstand) auf die Spannungsdicke wurde von Kassen [6] eingehend untersucht. In seiner Dissertation integrierte er die Analyse der "statischen" Schneidendichte, wie sie aus direkten Messungen der Scheibentopographie ermittelt wird, und der "dynamischen" Schneidendichte C_{dyn} in Abhängigkeit von der Prozessgeometrie und -kinematik. Um dies weiter zu belegen, entwickelten Tigerström und Svahn [9] eine Messmethode zur Korrelation von C_{dyn} mit $(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ und bewiesen, dass die Anzahl der aktiven Schneiden nicht nur zunimmt, sondern eindeutig von dieser dimensionslosen Zahl abhängt. In dieser Hinsicht würde man erwarten, dass die Forscher ihre Schleifergebnisse anschließend anhand grundlegender dimensionsloser Werte analysieren, um die Prozessgeometrie und -kinematik zu erfassen, und die Analyse nur dann auf die Spannungsdicke ausdehnen, wenn dies erforderlich ist, beispielsweise für die Modellierung und Vorhersage der Rauheit. Dies war aber nicht der Fall, und der betreffende dimensionslose Ausdruck wurde nur sporadisch in Schleifmodellen verwendet; manchmal wurde ihm kein spezifischer Name

gegeben, wie in [17], wo C in Abhängigkeit von $10^6(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ für grob- und feinabgerichtete Schleifscheiben aufgezeichnet wurde. Tigerström und Svahn [9] analysierten auch C_{dyn} (und die durchschnittliche Querschnittsfläche eines Spans A) in Abhängigkeit einer dimensionslosen Größe, die als $\tan \varepsilon$ bezeichnet wurde [9]. Die Autoren erlangten $\tan \varepsilon$ für die Geometrie und Kinematik verschiedener Schleifoperationen, wie z. B. Außen- und Innenrundscheifen und sowohl für Gegen- als auch für Gleichlaufschleifverfahren. Der Winkel ε wurde ursprünglich aus Werners Dissertation von 1971 übernommen, wo er als "Schneidenversatz-Grenzwinkel" bezeichnet wurde [7]. Schließlich übernahm Malkin diese Größe und nannte sie den Eingriffswinkel ε (des Materialflusses relativ zu einer Schneide am Schleifscheibenumfang) [10]. Der maximale Wert des Eingriffswinkels ist gemäß [7]:

$$\tan \varepsilon_{max} = 2 \left(\frac{v_w}{v_s} \right) \sqrt{\frac{a}{d_e}} \quad (4)$$

aber da ε ein extrem kleiner Winkel ist, erfüllt sein Durchschnittswert $\bar{\varepsilon}$ auf halber Strecke der Kontaktlänge die Gleichung $\tan \bar{\varepsilon} = (v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ gemäß [10]. Erst 2008 erhielt diese dimensionslose Größe einen neuen Namen - die Aggressivitätszahl, $Aggr$, eingeführt als [18]:

$$Aggr = 10^6 \left(\frac{v_w}{v_s} \right) \sqrt{\frac{a}{d_e}} \quad (5)$$

Hier wurde eine Skalierungskonstante von 10^6 verwendet, um greifbarere Zahlen zu erhalten, genau wie in [17]. $Aggr$ setzt sich aus Verhältnissen von kinematischen (v_w/v_s) und geometrischen (a/d_e) Größen, die die gleiche Dimension haben zusammen. Als Badger den Begriff $Aggr$ prägte, verfolgte er ein praktisches Ziel: die Notwendigkeit zu umgehen, Topographieparameter (d. h. C und r) zu messen oder zu übernehmen. Erst im Jahr 2020 wurde $Aggr$ aus den Grundprinzipien der Kinematik einer beliebigen abrasiven Wechselwirkung abgeleitet. (Mehr dazu unten in Abschnitt 3.)

Überraschend ist jedoch, dass 1974 die "dimensionslose" Größe $(v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ von Snoeys et al. [19] durch einen "dimensionalen" Parameter, die so genannte äquivalente Spannungsdicke, abgelöst wurde:

$$h_{eq} = v_w \cdot a / v_s = Q'_w / v_s \quad (6)$$

Die Motivation für die Einführung von h_{eq} war, die Notwendigkeit der Quantifizierung der Schleifscheibentopographie zu umgehen und den experimentellen Aufwand zu reduzieren. Ein weiterer Grund ist vielleicht das empirische Erbe der Schleifforschung, das einen Kennwert "erfordert", obwohl dieser nur von begrenztem Wert ist, um grundlegende Aspekte des Prozesses zu lösen. Das h_{eq} kann als die Dicke einer kontinuierlichen Materialschicht (Span), die bei einer bestimmten bezogenen Zerspanleistung Q'_w und Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s [10]

angesehen werden, jedoch ist die Materialschicht nicht geometrisch und nicht mit dem Span vergleichbar. Dabei hat h_{eq} nichts mit einer realen Spannungsdicke (z.B. von $0,7 \mu\text{m}$) zu tun, weshalb diese Größe nicht mit der maximalen Spannungsdicke h_m verwechselt werden darf. Dennoch wurde die äquivalente Spannungsdicke 1974 von der Internationalen Akademie für Produktionsforschung (CIRP) "institutionalisiert" [19]. Seine Ursprünge gehen jedoch auf Kurrein im Jahr 1927 zurück, der diesen Parameter im Deutschen als "Momentan-Spanquerschnitt" bezeichnete [20]. Interessanterweise hat Werner, der ein Jahr zuvor die Schleifkräfte und die Rauheit [15] über einen dimensionslosen "Spannungsdickenkoeffizienten" (d.h. $Aggr$) aufgezeichnet hat, in seiner Dissertation von 1971 die gleichen Schleifergebnisse über den "bezogenen momentanen Gesamtspannungsquerschnitt", $Q'_{mom,ges} = (v_w/v_s) \cdot a$ (gemessen in mm^2/mm) aufgezeichnet [7], was h_{eq} entspricht. Werners Aufzeichnung der Schleifkräfte und Rauheitswerte über h_{eq} anstelle von $Aggr$ verbesserte die erhaltene Korrelation jedoch nicht. Dies wird in Abb. 1 anhand der Daten von Opitz und Gühring [21] weiter verdeutlicht.

Hier können die Parameter der äquivalenten Spannungsdicke (Abb. 1a) und der Aggressivitätszahl (Abb. 1b) verglichen werden. Die $Aggr$ ist mit einem Korrelationswert von 0,99 eindeutig am genauesten. Dieses Ergebnis ist in der Tat bemerkenswert, wenn man die große Streuung bedenkt, die normalerweise mit der Messung der Rauheit verbunden ist. Der Grund dafür ist, dass die äquivalente Spannungsdicke die Kontaktlänge (oder den äquivalenten Durchmesser) nicht berücksichtigt und daher die Prozessgeometrie nur unvollständig berücksichtigt und keinen eindeutigen Vergleich zwischen verschiedenen Schleifvorgängen (z. B. Außen- und Innenrundsleifen) ermöglicht. Diese Beobachtung steht in direktem Widerspruch zu der Aussage von Snoeys et al., dass "Schleifdaten unter Verwendung des Basisparameters h_{eq} in einer viel prägnanteren Form dargestellt werden können und der Einfluss einiger Arbeitsbedingungen aus dieser Art der Darstellung leicht extrapoliert werden kann" [19]. Um dies nun in eine allgemeinere Perspektive zu rücken, betrachten wir das zweite Newtonsche Gesetz aus der klassischen Mechanik. Um die Veränderungen, die eine Kraft auf die Bewegung eines Körpers ausübt, grundlegend zu beschreiben, muss man eine Beziehung zwischen der Beschleunigung eines Objekts a und seiner Masse m herstellen. Wenn auf einen Körper eine Kraft F einwirkt, wird er gemäß der Gleichung $F = m \cdot a$ beschleunigt. Um die Newton'schen Bewegungsgesetze darzustellen, ist es daher sinnvoller, F gegen a aufzutragen. Würde man stattdessen F gegen die Geschwindigkeit v auftragen, so würde man statt einer (eindeutigen) Grundlinie mehrere Linien erhalten. Dies ist ein analoger Fall, wenn man Ra über h_{eq} aufzeichnet, anstatt über $Aggr$.

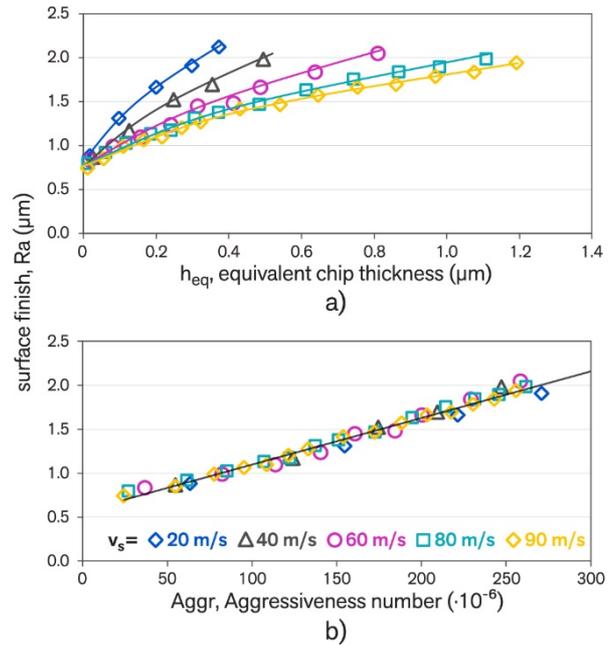


Abbildung 1: Ergebnisse der Oberflächengüte über h_{eq} und $Aggr$ (Daten aus [21])

Die Einführung der äquivalenten Spannungsdicke im Jahr 1974 führte zu empirischen "Kurvenanpassungen", wie $Ra = R_1 h_{eq}^r$ und $Q'_w = Q_1 h_{eq}^q$ [19]. Auf der Grundlage dieses Paradigmas wurde eine große Anzahl empirischer Modelle auf "Basismodelle" [22] reduziert, z. B. für:

- Maximale undeformierte Spannungsdicke:

$$h_m = C_s \left(\frac{v_w}{v_s}\right)^{e_1} (a)^{\frac{e_1}{2}} \left(\frac{1}{d_e}\right)^{\frac{e_1}{2}} \quad (7)$$

- Rauheit:

$$R_t = C_s C_w \left(\frac{v_w}{v_s}\right)^{e_1} (a)^{e_2} \left(\frac{1}{d_e}\right)^{-e_3} \quad (8)$$

wobei C_s eine Konstante für eine bestimmte Schleifscheibe, C_w eine Konstante für ein bestimmtes Werkstück und e_1, e_2, e_3 Exponenten sind, die für eine bestimmte Kombination von Schleifscheibe und Werkstück experimentell bestimmt werden müssen. Die praktische Anwendung solcher empirischen Modelle ist natürlich zeitaufwändig. Außerdem ist die Identifizierung und Quantifizierung empirischer Verteilungen durch Anpassung einer annähernd geraden Linie an ein Schleifdiagramm (oft auf einer logarithmischen Skala) [19] heutzutage veraltet. Auch wenn solche Schleifdiagramme früher notwendig und praktisch waren, sind sie keineswegs geeignet, um die zugrunde liegende Prozessmechanik zu erforschen. Bei der Analyse von Schleifergebnissen scheint beispielsweise die Verteilung der spezifischen Schleifenergie über Q'_w scheinbar einem Potenzgesetz zu folgen. Bei einer genaueren Analyse [23] erweist es sich jedoch als unmöglich, den grundlegenden Zusammenhang überzeugend darzustellen; hier wird die Potenzgesetzverteilung nicht ausgeschlossen, aber eine konkurrierende Verteilung über

Aggr bietet eine bessere Anpassung an die Daten, wie in Abb. 2 dargestellt.

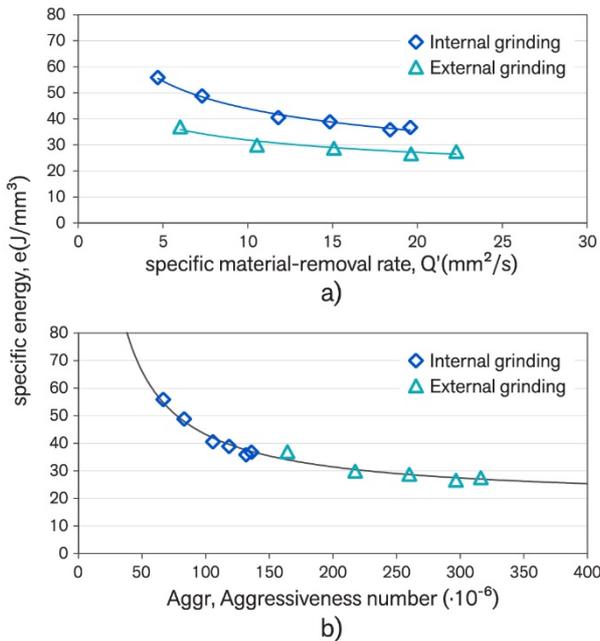


Abbildung 2: Spezifische Energie beim Innen- und Außenrundschleifen [24]

3. Die Theorie der Aggressivität

In den letzten 30 Jahren haben sich in der Schleifforschung mehrere grundlegende analytische Probleme ergeben, die neue Modellierungsansätze erfordern. Ausgehend von den obigen Ausführungen erscheint es sinnvoll, die Rolle von *Aggr* neu zu betrachten, da diese dimensionslose Größe in fast allen analytischen Modellen seit 1914 [13] sowie in empirischen "Basis"-Modellen [22] enthalten ist. Das empirische Erbe der Schleifforschung, insbesondere in Deutschland, mag dimensionslose Ansätze als zu abstrakt oder verallgemeinert ansehen, insbesondere wenn die meisten Schleifmodelle für einen bestimmten Schleifvorgang entwickelt wurden (z. B. Außenrundschleifen [13]).

Die Theorie der Aggressivität [3] reduziert sich auf die Behauptung, dass jeder Schleifprozess (Werkzeug-Werkstück-Kontakt) in dimensionsloser Form ausgedrückt werden kann. Die grundlegende Definition der Aggressivität ist das Verhältnis zwischen der Normalkomponente v_n und der Tangentialkomponente v_t des Relativgeschwindigkeitsvektors [3]:

$$Aggr^* = \frac{v_n}{v_t} = \frac{\vec{v} \cdot \vec{n}}{\sqrt{v \cdot v - (\vec{v} \cdot \vec{n})^2}} \quad (9)$$

Dieser fundamentale Parameter der Schleifmittelinteraktion wird als Punkt-Aggressivität *Aggr*^{*} bezeichnet. Er erfasst die wesentliche Prozessgeometrie, indem er die Oberfläche des Schleifwerkzeugs durch das Vektorfeld der Oberflächennormalen \vec{n} an einem Punkt der Kontaktfläche beschreibt (siehe Abb. 3). Anschließend wird die grundlegende Prozesskinematik in das

Vektorfeld der Relativgeschwindigkeit \vec{v} eingebettet.

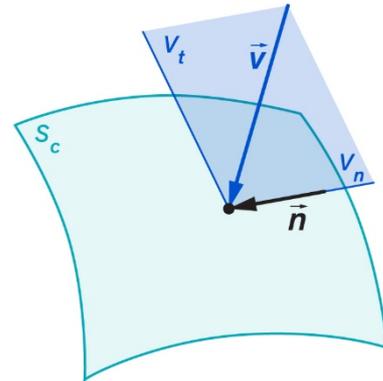


Abbildung 3: Oberflächennormale und Relativgeschwindigkeitsvektor mit ihren Komponenten [3]

Mit anderen Worten: *Aggr*^{*} ist das Verhältnis der Geschwindigkeitskomponente v_n , die senkrecht zum Kontaktpunkt wirkt, zu der Geschwindigkeitskomponente v_t , die tangential zum Kontaktpunkt wirkt, und quantifiziert somit eine Wechselwirkung zwischen dem Schleifwerkzeug und dem Werkstück in Bezug auf Geometrie und Kinematik an jedem beliebigen Punkt der Schleifwerkzeugoberfläche. Dieses Konzept kann auf jeden Schleifprozess angewendet werden, wenn die Prozessgeometrie (\vec{n}) und die Kinematik (v_n , v_t) für einen beliebigen Kontaktpunkt mathematisch beschrieben werden. Das grundlegende Ergebnis der Theorie der Aggressivität ergibt sich aus der allgemeinen Definition der spezifischen Schleifenergie (nach Gl. 1), die sich aus der Schleifleistung und dem Zeitspannungsvolumen ergibt. Die spezifische Schleifenergie hängt von der Prozessgeometrie und -kinematik ab, die in der *Aggr*^{*} gebündelt ist. Nach Gl. (9) kann die Scherung an jedem Punkt des Schleifkontakts berechnet werden als $\tau = u \cdot Aggr^*$. Dies stimmt mit dem Modell von Backer und Merchant [1] für die tangentielle Kraft überein, die proportional zur spezifischen Energie und dem momentanen mittleren Spannungsquerschnitt A ist, gemessen in einer Ebene senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit (wobei $A = Aggr^*/C$).

Die vereinfachte Größe, die für die Optimierung von Schleifvorgängen benötigt wird, ist die Aggressivitätszahl, $Aggr = (v_w/v_s)\sqrt{a/d_e}$ (Gl. (5)), die die durchschnittliche punktuelle Aggressivität (*Aggr*^{*}) in jedem Schleifmittelkontakt darstellt. Bei Bearbeitungen mit trochoidalem Schnittverlauf (z. B. Flach-, Außen- und Innenrundschleifen) steigt die Punkt aggressivität von Null bis zu ihrem Maximalwert an, wie bei der Spandicke. Hier ist die maximale Punkt aggressivität das Doppelte der Aggressivitätszahl, d. h. $2 \cdot Aggr$. Bei Bearbeitungen mit einer linearen Bahn (z. B. Stirnschleifen, Schleifen mit Topfscheiben und Trennschleifen) ist die Aggressivität während des gesamten Schnitts konstant, so dass $Aggr^*_{max} = Aggr$. Zusammenfassend lässt sich sagen,

dass die Aggressivitätszahl, $Aggr$ die geometrisch-kinematische Gesamtcharakteristik des Schleifkontakts angibt und die abrasive Wechselwirkung quantifiziert.

Die Aggressivitätstheorie berücksichtigt keine Parameter der Schleifscheibentopografie, sondern konzentriert sich ausschließlich auf die Geometrie und die Kinematik, da die Anwendung der Aggressivitätszahl die Korrelation mit den Prozessergebnissen wie spezifische Schleifenergie, Werkzeugverschleiß und Rauheit vollständig erfasst, wie in Abb. 4 gezeigt. Wenn die Eigenschaften des Schleifwerkzeugs berücksichtigt werden müssen, sollte $Aggr^*$ durch h_m ersetzt werden, indem einfach die beiden Parameter einer Schleifscheibentopografie kombiniert werden, d. h., $h_m = \sqrt{4/(C \cdot r)} Aggr^*$.

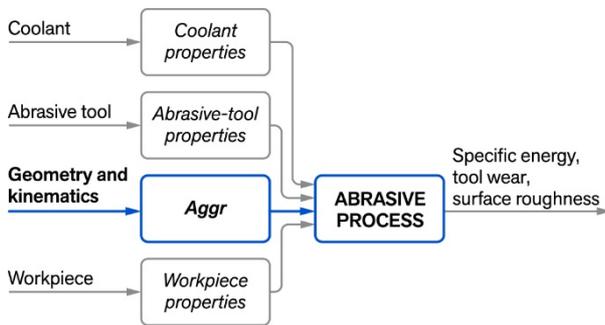


Abbildung 4: Die Rolle der Aggressivitätszahl bei der Modellierung des Schleifprozesses [3].

Die Theorie der Aggressivität ist ein vereinheitlichender Modellierungsansatz, der die grundlegende Mechanik jeder Schleifmittelinteraktion für jede beliebige Prozessgeometrie und Kinematik quantifiziert. Der grundlegende dimensionslose Parameter der Theorie der Aggressivität ist die Punkt aggressivität, $Aggr^*$, die als das Verhältnis zwischen der normalen und der tangentialen Komponente des Vektors der relativen Geschwindigkeit an einem bestimmten Punkt der Schleifwerkzeugoberfläche definiert ist. Geometrisch gesehen kann die Punkt aggressivität als der Tangens eines Winkels interpretiert werden, mit dem ein bestimmter Punkt des Werkstücks in das Schleifwerkzeug eindringt. Die geometrisch-kinematische Gesamtcharakteristik des Schleifkontakts wird durch die Aggressivitätszahl $Aggr$ quantifiziert, die als durchschnittliche Punkt aggressivität über den gesamten Schleifkontakt definiert ist.

4. Anwendungen der Aggressivitätszahl $Aggr$

Die Autoren haben kürzlich einen Konferenzbeitrag veröffentlicht, um zu zeigen, wie das Konzept der dimensionslosen Aggressivitätszahl auf die meisten gängigen Prozessgeometrien anwendbar ist und wie es verwendet werden kann, um praktische Ergebnisse in einer Vielzahl von Anwendungen zu erzielen [23]. Dazu wurden zahlreiche Schleif- und Abrichtdaten aus der Literatur und aus eigenen Arbeiten in Produktionsanlagen herangezogen. Außerdem wurden Formeln bereitgestellt,

um $Aggr$ nur mit den Parametern zu berechnen, die auf einer Maschine leicht verändert werden können: für das Flachsleifen (gerade), das Außenrund-Umfang-Querschleifen, das Außenrund-Umfangs-Längsschleifen, das Plan-Seiten-Quer-Schleifen, das Topfscheibenschleifen, das Trennschleifen und das Vertikalspindelschleifen. Dennoch sind die Anwendungen und Auswirkungen des Einsatzes von $Aggr$ zur Optimierung industrieller Schleifvorgänge noch nicht zusammengefasst. Daher wird die Zusammenfassung der wichtigsten Fallstudien in den folgenden Unterabschnitten wiedergegeben.

4.1 Schleifen von Nockenwellen

Beim Nockenwellenschleifen wird eine Außenrundschleifmaschine zum Schleifen unrunder Nocken verwendet. Dabei handelt es sich um einen komplexen Schleifprozess, der durch eine instationäre Geometrie und Kinematik gekennzeichnet ist [25], wie in Abb. 5 dargestellt.

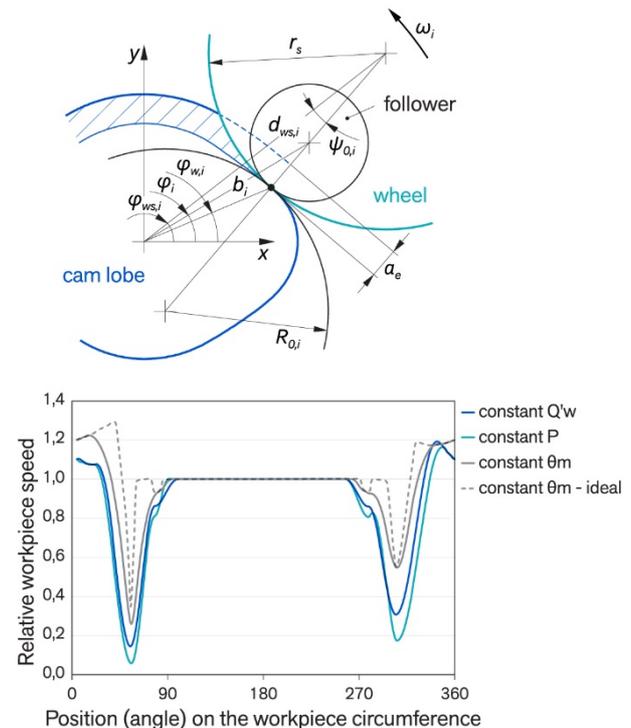


Abbildung 5: Geometrie und Kinematik des Nockenwellenschleifens und Ausgangsdrehzahl des Werkstücks für verschiedene Prozesssteuerungsstrategien, einschließlich der Konstanttemperatur [26]

Beim Nockenwellenschleifen kann der sprunghafte Materialabtrag an einer Nockenflanke zu Schleiftemperaturstößen und lokalem Schleifbrand führen. Darüber hinaus erzeugt dieser Stoß höhere Normalkräfte, die eine Durchbiegung der Maschine verursachen, was zu Formfehlern an den geschliffenen Nocken führt [26]. Diese Temperaturstöße veranlassten die Maschinenbauer, verschiedene Methoden zur Zyklusoptimierung zu entwickeln und umzusetzen, wie z.

B.: (i) Schleifen mit konstanter Geschwindigkeit [27]; (ii) Schleifen mit konstanter bezogener Zerspanleistung Q'_w [28]; und (iii) Schleifen mit konstanter Leistung P [29]. Die beiden letztgenannten Algorithmen zur Zyklusoptimierung werden in der Regel mit Werkzeugmaschinen geliefert und sind in deren CNC integriert. Leider lösen sie das Problem des Schleifbrandes nicht vollständig, da sie die Schleiftemperatur nicht als Input für die Optimierung berücksichtigen. Untersuchungen zum Unrundschleifen haben gezeigt, dass die Einbeziehung der thermischen Modellierung, um den Prozess bei einer Temperatur knapp unterhalb der Schleifbrandschwelle durchzuführen, im Vergleich zu anderen Optimierungsstrategien zu einem wesentlich kürzeren Schleifzyklus führt [30]. Das Konzept des Konstanttemperaturschleifens auf der Grundlage analytischer thermischer Modelle (ursprünglich für das Unrundschleifen entwickelt [31]) wurde auf die Geometrie und Kinematik des Nockenschleifens übertragen [26]. Das Verfahren mit konstanter Temperatur wurde in einem industriellen Vergleich mit dem Konstant- Q'_w - und dem Konstant- P -Verfahren in einer industriellen Umgebung verglichen. Abb. 5 zeigt auch, wie die Werkstückdrehzahl im Schwallbereich abnimmt und im zylindrischen Bereich zunimmt. Auch hier ist zu erkennen, dass die handelsüblichen Regelungsalgorithmen die Werkstückdrehzahl mehr als nötig verlangsamen, was zu längeren Zykluszeiten und zu einer Situation führt, in der sich die Nocke länger in der Hochtemperaturzone aufhält, was die Gefahr von Schleifbrand erhöht.

Die Versuche bestätigten, dass der Konstant- θ_m Prozess die kürzeste Zykluszeit bietet. Die gemessene Zykluszeitverkürzung betrug 18 % im Vergleich zum Konstant- Q'_w -Prozess und 36 % im Vergleich zum Konstant- P -Prozess. Die Verkürzung der Zykluszeit wurde genutzt, um eine Gesamtsteigerung der Produktionskapazität abzuschätzen. In einem repräsentativen Produktionsfall führt der Konstant- θ_m -Prozess zu einer Steigerung der Produktionskapazität um ca. 50 %, gemessen an der Anzahl der pro Tag produzierten Nockenwellen. Grundlage für die Entwicklung des Konstanttemperaturverfahrens war die Verwendung der dimensionslosen Aggressivitätszahl *Aggr.* Die daraus resultierende optimierte Technologie wurde in der Automobilindustrie einem strengen Produktionsfreigabeverfahren (PPAP) unterzogen, patentiert [32] und anschließend in den Produktionslinien von Scania in Schweden und Brasilien eingeführt.

4.2 Schleifen von Kurbelwellen

Im Gegensatz zum Nockenwellenschleifen ist die grundlegende Mechanik des Kurbelwellenschleifprozesses noch wenig erforscht. Das Schleifen von Kurbelwellen mit keramischen cBN-Schleifscheiben ist seit 15-20 Jahren industrieller Stand der Technik. Die Herausforderung beim Schleifen einer Kurbelwelle sind die wechselnden Prozessbedingungen

über das Schleifscheibenprofil. Dabei nimmt die Kontaktlänge beim Schleifen der Seitenwand deutlich zu, während die Aggressivität über das Schleifscheibenprofil variiert. Dies kann zu Schleifbrand an der Seitenwand und übermäßigem Schleifscheibenverschleiß im Radius führen. Um dieser Herausforderung zu begegnen, haben Maschinenbauer eine Vielzahl von Methoden zur Bestimmung der Vorschubschritte entwickelt und patentiert. Die beiden gebräuchlichsten Schleifmethoden, die auf Junker- bzw. Fives Landis-Maschinen eingesetzt werden, sind: (i) das Radial-Einsteichschleifen zum Schrappen [33], bei dem die Schleifscheibe radial in die Seitenwand des Kurbelzapfens einsteicht, und (ii) das Winkel-Einsteichschleifen, bei dem die Scheibe gleichzeitig radial und axial in den Kurbelzapfen einsteicht, wobei die Zustellung zwischen Schrappen und Schlichten variiert werden kann [34].

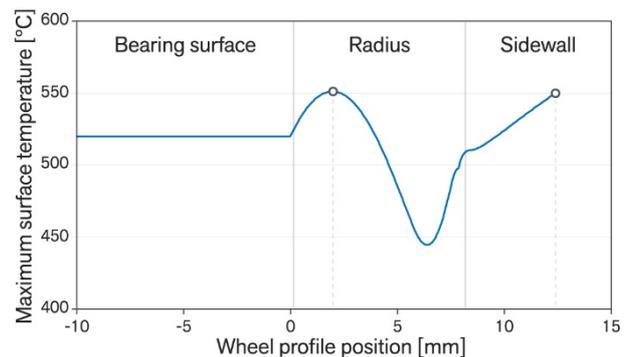
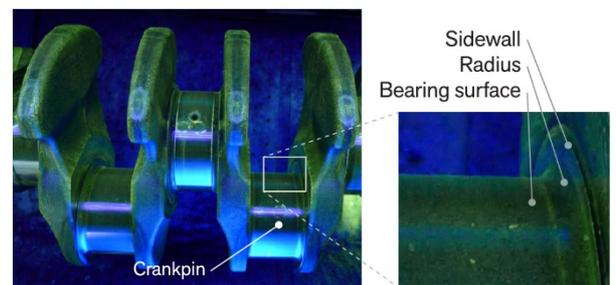


Abbildung 6: Maximale Oberflächentemperatur entlang des Kurbelzapfenprofils [35].

Gemäss Drazumeric et al. [35] Aussagen zu den grundlegenden Aspekten des Kurbelzapfenschleifens basierten auf der analytischen Modellierung und Analyse von Prozessgeometrie, Kinematik und Temperaturen. Die Kinematik des Kurbelwellenschleifens ähnelt aufgrund der Exzentrizität des Kurbelzapfens dem Unrundschleifen [25]. Im Gegensatz zum Nockenwellenschleifen ist die Rotationsfrequenz des Werkstücks jedoch konstant. Auch beim Kurbelwellenschleifen wurde die Umsetzung eines Konstanttemperaturprozesses [26, 30] demonstriert. Hier erfordert die thermische Modellierung zur Kalibrierung die experimentelle Bestimmung der spezifischen Schleifenergie in das Werkstück [25]. Diese Kennlinie erfasst den Einfluss des Werkstückmaterials, der Schleifscheibe, des Abrichtens, der Kühlung usw. Die vorhergesagte maximale Oberflächentemperatur entlang des Scheibenprofils (Abb. 6) zeigt, dass die maximale

Temperatur (eingestellt auf 550° C) an zwei kritischen Kontaktpunkten - am Radius und an der Flanke - beim Einstechen der Schleifscheibe in das Werkstück erreicht wird [35]. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der Algorithmus für das temperaturgesteuerte Kurbelwellenschleifen die Schleifschritte so bestimmt, dass an diesen beiden kritischen Punkten eine vorgegebene Schleifbrandschwelle erreicht wird [36].

Die Analyse der Schleifzyklen ergab, dass die temperaturbasierte Methode der Referenzmethode des Radial-Einstechschleifens in Bezug auf Folgendes überlegen ist: (i) Produktivität (mindestens 25 % Verbesserung), (ii) Vermeidung von Schleifbrand [35] und (iii) Verlängerung der Abrichtintervalle.

Bei der Modellierung wurde die Aggressivitätszahl verwendet, die von der Position des Schleifscheibenprofils abhängt, d. h. $Aggr(s)$, und daher für einen beliebigen Punkt s des Schleifscheibenprofils berechnet wurde. Außerdem bestand der Hauptteil der thermischen Modellierung in der Bestimmung der spezifischen Energie in das Werkstück. Die Methode zur Umsetzung dieses konstanttemperaturverfahrens wurde von Scania patentiert und anschließend in Produktionslinien implementiert [36].

4.3 Werkzeugschleifen

Schneidwerkzeuge wie Sägeblattspitzen und Schneidplatten werden häufig mit Topfscheiben geschliffen. Das Schleifen mit Topfscheiben kann in zwei Arten unterteilt werden: (i) Einstechschleifen und (ii) Querschleifen. Beim Einstechschleifen wird das Werkstück entweder radial an der Außenfläche oder axial an der Unterseite in die Scheibe eingetaucht. Außerdem kann das Werkstück hin- und herschwenkt werden. Dies ist eine Form des Planschleifens, bei der der Vorschub der wichtigste Faktor ist. Beim Querschleifen wird eine feste Schnitttiefe gewählt, und das Werkstück wird über die Unterseite der Scheibe verfahren. Hier sind die primären Eingaben die Schnitttiefe und der Vorschub. Darüber hinaus erfolgt die Zustellung entweder auf einer Seite der Scheibe oder auf beiden Seiten. Die Theorie der Aggressivität wurde erstmals beim Querschleifen von Sägeblattspitzen auf einer Maschine der VOLLMER WERKE Maschinenfabrik angewendet. Beim Querschleifen wird die Diamantscheibe mit einer Siliziumkarbid- oder Aluminiumoxid-Abrichtscheibe abgerichtet. Üblicherweise wird dieses Abrichten senkrecht zur Drehachse durchgeführt. Dies ist in Abb. 7(a) dargestellt. Dies hat zur Folge, dass zu Beginn des Schleifens der gesamte Schleifvorgang an der vorderen Außenkante der Scheibe stattfindet. Während dieser Zeit ist der $Aggr$ -Wert enorm hoch, und die Scheibe nutzt sich schnell ab, so dass sich eine Verjüngung bildet, wie in Abb. 7(b) dargestellt. An dieser Verjüngung findet dann der Schleifvorgang statt, und der $Aggr$ -Wert nimmt drastisch ab. Diese Verjüngung greift schließlich auf die Hinterkante der Scheibe über. An diesem Punkt wird die Oberflächengüte schlecht und die Scheibe wird zum Abrichten geschickt, wo der Zyklus erneut beginnt. Wenn

die Zustellung so eingestellt ist, dass sie auf beiden Seiten der Schleifscheibe erfolgt, entstehen zwei Kone, die sich in der Mitte der Schleifscheibe treffen. Dies ist in Abb. 7(d) dargestellt. Ein Kegel kann auch zusammen mit einer Fläche in die Schleifscheibe hineinprofiliert werden, wie in Abb. 7(c) gezeigt.

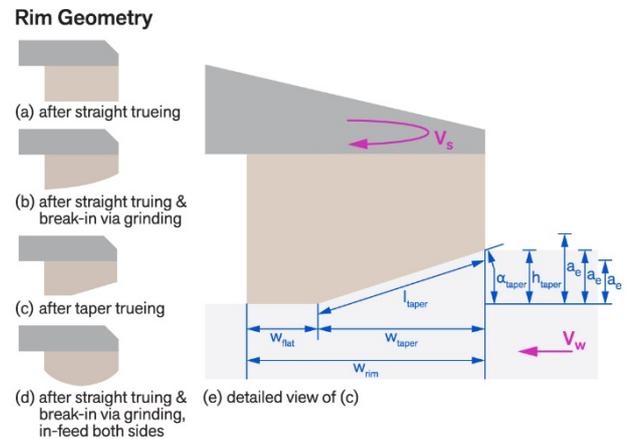


Abbildung 7: Kegelgeometrie beim Schleifen mit Topfscheiben [37]

Nach dem Einlaufen des Kegels verlagert sich der Schleifvorgang von der Stirnfläche auf den Kegel. Hier ist die Aggressivitätszahl am Kegel $Aggr = (v_w/v_s) \sin \alpha_{taper}$. Um den Prozess besser zu verstehen, wurde die spezifische Schleifenergie gegen die Aggressivitätszahl aufgetragen. Dies ist in Abb. 8 dargestellt. Da die spezifische Schleifenergie aufgrund der Abstumpfung des Kornes und/oder der Belastung instationär war, ist der Bereich der Werte mit einem Pfeil dargestellt, der anzeigt, ob die spezifische Schleifenergie während des Tests zu- oder abnahm. Die Ergebnisse zeigen, dass die spezifische Schleifenergie bei niedrigerer $Aggr$ höher waren. Noch wichtiger ist, dass im instationären Bereich die Unterschiede in der spezifischen Energie drastisch sind und sehr hohe Werten von 1900 J/mm³ erreicht werden. Darüber hinaus war die Selbstschärfung der Schleifscheibe bei niedriger $Aggr$ sehr gering. Dies hat wichtige Auswirkungen auf die Wahl der Geschwindigkeiten und Vorschübe durch den Bediener. Wenn ein Bediener auf ein Problem stößt - z. B. Schleifbrand - ist seine erste Reaktion in der Regel, den Vorschub zu verringern (Parametersatz 2). Dies kann die Situation zunächst verbessern (Abb. 8). Die schlechte Selbstschärfung führt jedoch dazu, dass die spezifische Schleifenergie drastisch ansteigt und das Problem schließlich verschlimmert. Andererseits kann eine höhere $Aggr$ (Parametersatz 3) zu größerem Schleifscheibenverschleiß und kleineren Schleifverhältnissen führen. Daher erscheint es optimal, den Prozess im "Sweet Spot" zu betreiben, der mit den anfänglichen Schleifbedingungen (Parametersatz 1) verbunden ist. Der Sweet Spot des Schleifens bezieht sich auf Schleifbedingungen [38]. Dieser Ansatz kann zur Optimierung beliebiger Schleifvorgänge verwendet werden, wobei die Kurve für die spezifische Energie in

Abhängigkeit von $Aggr$ in der Regel experimentell bestimmt werden muss.

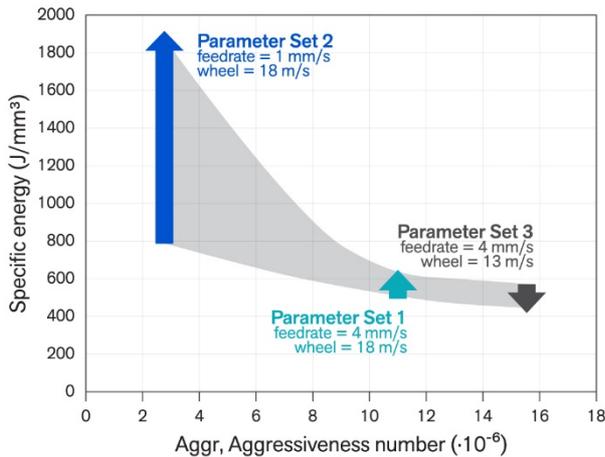


Abbildung 8: Spezifische Schleifenergie vs. $Aggr$ beim Schleifen von Cermets mit Diamant [37]

Die beim Schleifen von Sägeblattspitzen erlernten Konzepte lassen sich leicht auf das Schleifen von Schneidplatten mit Diamantschleifscheiben übertragen. In diesem Fall könnte man einen Schleifprozess mit konstanter $Aggr$ einsetzen, der zur Lösung von ungleichmäßiger Schleifscheibenbelastung und Verschleiß beitragen könnte. Dazu müssen die Geometrie und die Kinematik für jeden beliebigen Kontaktpunkt am Umfang der Schneidplatte bestimmt werden, ähnlich wie beim Modellieren der Kontaktbedingungen beim Nockenschleifen.

4.4 Abheben der Schleifscheibe beim Nutenschleifen

Eine weitere erfolgreiche Anwendung der Theorie der Aggressivität bezieht sich auf die Optimierung des Scheibenabhebens beim Nutenschleifen [39], wie in Abb. 9 dargestellt. Wenn sich die Scheibe beim Schleifen vom Werkstück abhebt (oder umgekehrt), bevor sie das Ende des Werkstücks erreicht hat, spricht man von Abheben beim Schleifen. Die häufigsten Werkstücke, bei denen das Abheben auftritt, sind Bohrer und Schaftfräser. In dieser Arbeit untersuchten wir das Phänomen des Abhebens am Ende des Schnittes beim Nutenschleifen, das zu thermischen Schäden und langen Zykluszeiten führt.

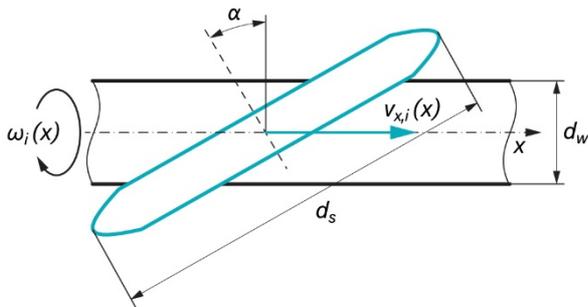


Abbildung 9: Illustration des Nutenschleifens (Scheibe in rot; Werkstück in schwarz) [39]

Zur Lösung dieses Problems wurde ein geometrisches und kinematisches Modell zur Analyse des Abhebens entwickelt. Die Theorie wurde durch eine auf einem thermischen Modell basierende Optimierungsmethode erweitert, um eine konstante maximale Oberflächentemperatur zu erreichen, was zu kürzeren Zykluszeiten und einem geringeren Risiko thermischer Schäden führt. Die thermische Modellierung ist in diesem Fall eine besondere Herausforderung, da die gekrümmte Oberfläche beim Nutenschleifen bedeutet, dass die Wärme zu beiden Seiten der Nut fließt. Daher wurden die Auswirkungen der Seitenleitung auf die Schleiftemperaturen untersucht. Die Theorie der Aggressivität kann angewandt werden, um die optimale Strategie und die Parameter für das Abheben zu bestimmen, nämlich die Zustellgeschwindigkeit, mit dem Ziel: (i) thermische Schäden zu vermeiden; (ii) einen Anstieg der $Aggr$ und folglich den Scheibenverschleiß zu minimieren; und/oder (iii) die Schleifzeit zu reduzieren. Die Methode der konstanten Temperatur ist ein Beispiel für die Optimierung des Nutenschleifens und entspricht dem Konzept des Nockenwellen- und Kurbelwellenschleifens, bei dem die maximale Oberflächentemperatur konstant gehalten wird. Dies führte zu einer Reduzierung der Zykluszeit um 18,5 %. Ein weiteres Optimierungsziel bestand darin, das Geschwindigkeitsprofil während des Abbremsens so zu wählen, dass eine konstante $Aggr$ entsteht (wie beim Wendeplattenschleifen). Dies bedeutet, dass die Kräfte auf die einzelnen Körner nicht drastisch variieren, was zu einem gleichmäßigeren Scheibenverschleiß und einer gleichmäßigeren Oberflächengüte führt. Die Zykluszeitverkürzung betrug in diesem Fall 17,5 %. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Anwendung der Theorie der Aggressivität beim Nutenschleifen darin bestand, die Analytik hinter der zunehmenden Schnitttiefe und dem damit einhergehenden Kraftanstieg zu beschreiben und den Kraftanstieg dann erfolgreich mit gemessenen Leistungsprofilen in einer Produktionsumgebung zu modellieren. Maschinenbauer können dies nun in ihre Maschinen implementieren, um die richtigen Abbremspositionen und Abbremsraten zu wählen, was zu einem geringeren Risiko von Schleifbrand und kürzeren Zykluszeiten führt.

4.5 Doppelseitenschleifen von Lagern

Die Theorie der Aggressivität wurde kürzlich in Zusammenarbeit mit SKF, einem schwedischen Wälzlagerhersteller, umgesetzt [40]. Ziel war es, das Doppelseitenschleifen von Lagerkomponenten bei freier Rotation zu modellieren, um Folgendes zu vermeiden: i) Werkstückstillstand, der bei niedrigen Werkstückdrehzahlen bei freier Rotation auftritt, und ii) thermische Schäden, die bei hohen Werkstückdrehzahlen bei freier Rotation auftreten. Obwohl das Doppelseiten-Planschleifen in der Industrie weit verbreitet ist, wurden bisher nur wenige Forschungsarbeiten darüber veröffentlicht. Beim Doppelseitenschleifen kann die Werkstückrotation von außen angetrieben werden, wie bei

einem Prozess mit Planetenkinematik. Bei einem selbstdrehenden Verfahren wird die Pinole/Buchse zum Halten des Werkstücks verwendet, und die Werkstückrotation wird durch die Schleifkräfte der beiden Schleifscheiben verursacht. Hier werden beide Werkstückseiten mit einer festen Zustellung geschliffen. Der selbstrotierende Prozess ist schwierig zu steuern, da einer der Prozessparameter, der die Schleifmechanik bestimmt (d. h. die Werkstückdrehzahl), auch einer der Prozessausgänge ist.

Um einen grundlegenden Einblick in die Prozessmechanik zu erhalten, war eine erweiterte Modellierung erforderlich. Diese basierte auf der Verteilung der Punkt aggressivität $Aggr^*$ in der Schleifzone, die als skalares Feld definiert ist, das die Prozessgeometrie und -kinematik an jedem Punkt eines Schleifkontakts einbezieht. Abb. 10 zeigt eine (zylindrisch) symmetrische Schleifsituation mit einem Werkstück "unter" der Schleifscheibe. Die Theorie der Aggressivität wurde verwendet, um die resultierende Schleifkraft, F_w , und das resultierende Werkstückmoment, M_w , vorherzusagen. Die Werkstückdrehzahl, ω_w die ein unbekannter Parameter ist, der von der Schleifkraft und dem Schleifmoment abhängt, kann durch Lösen der Momentengleichgewichtsbedingung - wie in [40] beschrieben - berechnet werden.

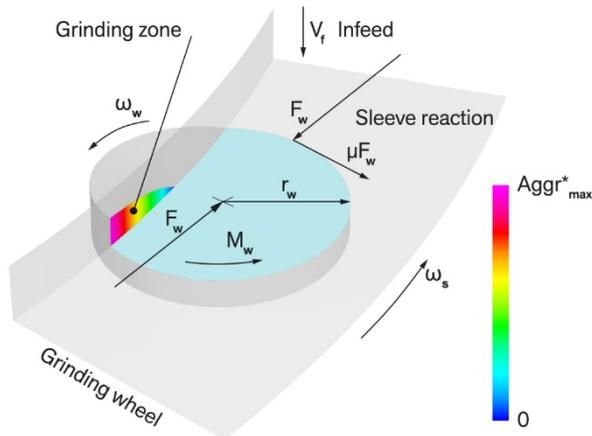


Abbildung 10: Darstellung der Aggressivitätsverteilung und der zugehörigen Mechanik beim selbstrotierenden Doppelseitenschleifen [41]

4.6 Abrichten von Diamantschleifscheiben

Die Theorie der Aggressivität wurde zur Entwicklung einer „Abrichteditor“ Software für Rush Machinery [42], einem amerikanischen Hersteller von Diamantabrichtmaschinen, verwendet. Das Endergebnis war ein HTML5-basiertes Online-Programm, das den Nutzern hilft, die optimale Scheibe für das Abrichten von Diamant-Schleifscheibe und die optimalen Abrichtparameter auszuwählen, um die Zykluszeiten und den Verbrauch des Abrichtwerkzeuges zu reduzieren [2]. Beim Abrichten von Diamantscheiben wird normalerweise eine Siliziumkarbid- oder

Aluminiumoxidscheibe verwendet, um eine Diamantscheibe zu profilieren. Wegen der Abrasionsbeständigkeit der Diamanten, ist das Abrichten ein ineffizienter Prozess. Für jeden Kubikmillimeter Diamantscheibe, der abgerichtet wird, werden zwischen 6 und 100 Kubikmillimeter Abrichtscheiben verbraucht. Leider gibt es nur sehr wenige Forschungsergebnisse über die Grundlagen des Abrichtens von Schleifscheiben mit Diamant. In Handbüchern und Katalogen von Schleifscheibenherstellern finden sich einige allgemeine Hinweise zu Abrichtkorngröße und Schleifmitteltyp. Diese Berichte geben jedoch weder Auskunft darüber, wie diese Empfehlungen zustande gekommen sind, noch über die grundlegenden Mechanismen des Materialabtrags, wenn das Abrichtscheiben-Schleifmittel den Diamanten berührt. Diese Arbeit wurde daher durchgeführt, um den Wissensstand über die Abrichtgeometrie, die Kinematik und die Abtragsmechanismen zu erweitern.

Beim Abrichten wird eine Abrichtscheibe mit einer bestimmten Abrichttiefe a_T , einem Abrichtüberdeckungsgrad U_T und einer Abrichtgeschwindigkeit $v_{f,a,T}$ verfahren, wobei die Zustellung sowohl vor dem Vorwärts- als auch vor dem Rückwärtshub erfolgt. Die Aggressivitätszahl für das Abrichten wird wie folgt berechnet:

$$Aggr = \frac{1}{|1-q_T|} \sqrt{\frac{a_T}{d_e \cdot U_T}} \quad (10)$$

wobei q_T das Abrichtgeschwindigkeitsverhältnis ist (d. h. das Verhältnis zwischen der Drehzahl der Diamantscheibe und der Drehzahl der Abrichtscheibe), das Werte von $0 < q_T < 1$ beim gleichläufigen Abrichten und von $q_T < 0$ beim gegenläufigen Abrichten annimmt; und d_e ist der äquivalente Durchmesser (wie beim Schleifen). Da (i) der Abrichtwirkungsgrad von $Aggr$ abhängt, (ii) die spezifische Abrichtarbeit mit der Größe des Abrichtkorns zunimmt und (iii) die Abrichtscherung der wichtigste Indikator für den Abrichtwirkungsgrad η_T zu sein scheint, waren die Autoren in der Lage, sowohl $Aggr$ als auch die Korngröße in eine vereinheitlichende Gleichung für den Abrichtwirkungsgrad aufzunehmen, die alle Prozessinputs in einer einzigen Beziehung zusammenstellt - die dimensionslose Abrichtnachgiebigkeitszahl $\Gamma_T = Aggr \cdot (d_{g,T}/d_{g,D})^2$, wobei $d_{g,T}$ der Durchmesser des Abrichtkorns ist und $d_{g,D}$ der Durchmesser des Diamantkorns ist. Um die Mechanik des Prozesses zu erfassen, wird ein neuer Parameter eingeführt, der Abrichtwirkungsgrad $\eta_T = G_T/|1-q_T|$, wobei G_T das Abrichtverhältnis ist, definiert als das Verhältnis zwischen dem verbrauchten Volumen der Diamantscheibe und dem verbrauchten Volumen der Abrichtscheibe. Auf dieser Grundlage kann eine starke lineare Beziehung für einen breiten Bereich von Abrichtkorngrößen und Abrichtparametern beobachtet werden, wie in Abb. 11 dargestellt. Auf diese Weise erhält man eine grundlegende Charakteristik, die den Abrichtwirkungsgrad η_T mit der Aggressivitätszahl $Aggr$ korreliert.

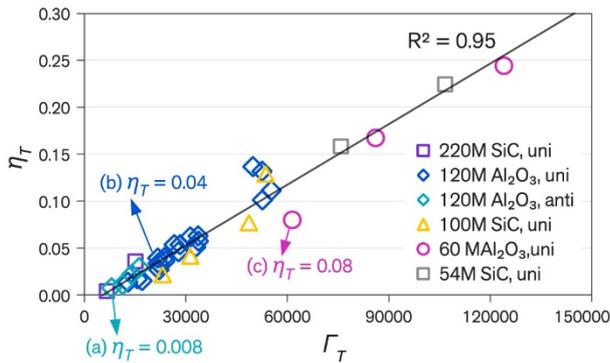


Abbildung 11: Effizienz des Abrichtens vs. Abrichtnachgiebigkeitszahl [2]

Schließlich wurden alle mathematischen Modelle der angewandten Aggressivitätstheorie in ein Softwaretool eingebettet, mit dem die Bedürfnisse des Endanwenders optimiert werden können, seien es kürzere Zykluszeiten, ein geringerer Verbrauch an Abrichtscheiben, niedrigere Abrichtkräfte oder all dies zusammen. Die Autoren haben auch die Härte der Abrichtscheiben berücksichtigt. Software, die HTML5-Code verwendet, kann in einem Webbrowser überall und auf jedem Gerät ausgeführt werden. Web-Apps können auch "verpackt" werden, d. h. sie können mit der App gebündelt und so über App-Stores an ein mobiles Gerät verteilt werden. Abb. 12 zeigt einen Screenshot eines entwickelten webbasierten Abrichteditors.

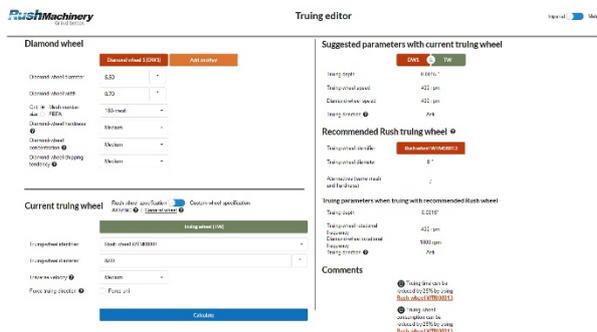


Abbildung 12: „Truing-Editor“ zur Online-Optimierung eines Abrichtprozesses [42]

5. Fazit

Verschiedene Aspekte der Schleiftheorie wurden mit dem übergeordneten Ziel der Verbesserung und Optimierung von Schleifprozessen untersucht. Der Schwerpunkt lag auf der Präsentation von Anwendungen einer kürzlich entwickelten Theorie der Aggressivität, neben einer umfassenden Bewertung und einem Vergleich mit den klassischen Modellen, die hauptsächlich in den Vereinigten Staaten und Deutschland entwickelt wurden. Die Punkt aggressivität $Aggr^*$ erweist sich als "Grundprinzipien"-Parameter, der jede Prozessgeometrie und -kinematik umfassend berücksichtigt und sie grundlegend mit der für den Materialabtrag (Schneiden) erforderlichen spezifischen Energie und Scherung in Beziehung setzt. Ihr Mittelwert, quantifiziert durch die

dimensionslose Aggressivitätszahl $Aggr$, wird dann zur Optimierung verschiedener Schleifprozesse verwendet, z. B. zum Schleifen von Nocken- und Kurbelwellen, zum Schleifen von Sägespitzen, zum Nutenschleifen, zum Doppelseitenschleifen und zum Abrichten von Diamantscheiben - ohne dass die Topographie der Schleifscheibe gemessen/quantifiziert werden muss oder andere weitreichende empirische Beziehungen bestehen. Ziel der Anwendung der Theorie der Aggressivität ist es, deutlich zu zeigen, dass die Aggressivitätszahl ein grundlegender Prozessparameter in Bezug auf Geometrie und Kinematik für jeden Schleifvorgang ist und für die Analyse der wichtigsten Prozessergebnisse wesentlich ist. Während die Ergebnisse eines Schleifprozesses immer vom Kühlmittel, dem Schleifwerkzeug und dem Werkstück abhängen, wird die Wechselwirkung des Schleifmittels in einem Kontakt grundlegend durch die Eingangsgeometrie und -kinematik bestimmt. In diesem analytischen Kontext, der sich ausschließlich auf die Geometrie und die Kinematik konzentriert, erfasst die Anwendung der Aggressivitätszahl die Korrelation von Prozessergebnissen wie spezifische Schleifenergie, Werkzeugverschleiß und Rauheit mit der Prozessgeometrie und der Kinematik.

Die Anwendung von $Aggr$ hat sich auch als wirksames Hilfsmittel für Maschinenbediener erwiesen, um in der Werkstatt schnelle Berechnungen zur Optimierung von Schleifprozessen und zur Behebung von Problemen durchzuführen. Die praktischen Auswirkungen der Anwendung der dimensionslosen Aggressivitätszahl sind daher vielfältig: von der Wahl der "Vorschubinkremente" beim Nocken- und Kurbelwellenschleifen, um die Zykluszeit um 20-25 % zu reduzieren und das Risiko thermischer Schäden zu verringern, über die Unterstützung des Endanwenders bei der Minimierung des Temperaturanstiegs und der Verkürzung der Zykluszeiten beim Nutenschleifen bis hin zur Unterstützung der Anwender bei der Wahl der optimalen Abrichtscheibe und der Abrichtparameter, um die Zykluszeiten und den Abrichtscheibenverbrauch zu reduzieren. Das auf der Aggressivitätstheorie basierende Optimierungskonzept wird daher seit mehreren Jahren in der High-End-Industrie eingesetzt, wobei einige der Modelle (z. B. der Abrichteditor) kürzlich in HTML5-Sprache übersetzt wurden, um die softwarebasierte Prozessoptimierung über das World Wide Web zu ermöglichen.

6. Danksagung

Die Autoren bedanken sich bei Prof. Konrad Wegener für die Einladung zum Schweizer Schleif-Symposium und die Möglichkeit, unsere Arbeit in deutscher Sprache zu veröffentlichen. Die Theorie der Aggressivität sowie alle vorgestellten Prozessmodelle und Fallstudien wurden unter dem Dach des International Grinding Institute (<http://grindinginstitute.com>) entwickelt, das 2014 in das Texas Department of State eingegliedert wurde.

7. Referenzen

- [1] Backer, W. R., Merchant, M. E., 1958, On the Basic Mechanics of the Grinding Process, Transactions of the ASME, Vol. 80, No. 1, pp. 141-148.
- [2] Drazumeric, R., Badger, J., Klement, U., Krajnik, P., 2018, Truing of Diamond Wheels - Geometry, Kinematics and Removal Mechanisms, CIRP Annals, Vol. 67, No. 1, pp. 345-348.
- [3] Drazumeric, R., Badger, J., Roininen, R., Krajnik, P., 2020, On Geometry and Kinematics of Abrasive Processes: the Theory of Aggressiveness, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 154, pp. 103567.
- [4] Reichenbach, G. S., Mayer, J. E., Kalpakcioglu, S., Shaw, M. C., 1956, The Role of Chip Thickness in Grinding, Transactions of the ASME, Vol. 78, No. 4, pp. 847-857.
- [5] Peklenik, J., 1957, Ermittlung von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens, RWTH Aachen, Dissertation.
- [6] Kassen, G., 1969, Beschreibung der elementaren Kinematik des Schleifvorganges, RWTH Aachen, Dissertation.
- [7] Werner, G., 1971, Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses, RWTH Aachen, Dissertation.
- [8] Backer, W. R., Marshall, E. R., Shaw, M. C., 1952, The Size Effect in Metal Cutting, Transactions of the ASME, Vol. 74, No. 1, pp. 61-72.
- [9] Tigerström, L., Svahn, O., 1975, A Model for Determination of Number of Active Grinding Edges in Various Grinding Processes, CIRP Annals, Vol. 24, No. 1, pp. 271-275.
- [10] Malkin, S., Guo, C., 2008, Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives, Industrial Press Inc, New York, USA.
- [11] Merchant, M. E., 1945, Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip, Journal of Applied Physics, Vol. 16, No. 5, pp. 267-275.
- [12] Marshall, E. R., Shaw, M. C., 1952, Forces in Dry Surface Grinding, Transactions of the ASME, Vol. 74, pp. 51-59.
- [13] Alden, G. I., 1914, Operation of Grinding Wheels in Machine Grinding; Transactions of the ASME, Vol. 36, pp. 451-460.
- [14] Pahlitzsch, G., Helmerdig, I., 1946, Beitrag zur Geometrie und Kinematik der Zerspanung beim Schleifen, Schleif-, Polier- und Oberflächentechnik, Vol. 20, pp. 131-137.
- [15] Werner, G., Younis, M. A., 1970, Darstellung der Schleifergebnisse mit Hilfe eines die Einstellgrößen zusammenfassenden Faktors, Industrie-Anzeiger, Vol. 92, No. 70/71, pp. 1663-1666.
- [16] Pahlitzsch, G., Helmerdig, H., 1943, Bestimmung und Bedeutung der Spandicke beim Schleifen. Werkstatttechnik, Bd. 37/22, Nr. 11/12, S. 397-399.
- [17] Shaw, M. C., 1996, Principles of Abrasive Processing, Oxford University Press Inc. in New York, USA.
- [18] Badger, J., 2008, Practical Application of Aggressiveness and Chip Thickness in Grinding, 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting (HPC), Dublin, Irland, S. 599-606.
- [19] Snoeys, R., Peters, J., Decneut, A., 1974, The Significance of Chip Thickness in Grinding, CIRP Annals, Vol. 23, No. 2, pp. 227-237.
- [20] Kurrein, M., 1927, Die Messung der Schleifkraft, Werkstatttechnik, Bd. 20, S. 585-594.
- [21] Opitz, H., Gühring, K., 1967, High Speed Grinding, CIRP Annals, Vol. 16, No. 2, pp. 61-73.
- [22] Tönshoff, H. K., Peters, J., Inasaki, I., Paul, T., 1992, Modelling and Simulation of Grinding Processes, CIRP Annals, Vol. 41, No. 2, pp. 677-688.
- [23] Badger, J., Drazumeric, R., Krajnik, P., 2021, Application of the Dimensionless Aggressiveness Number in Abrasive Processes, Procedia CIRP, Vol. 102, pp. 361-368.
- [24] Lindsay, R., 1985, Principles of Grinding, Norton Company, Abbildung 15.
- [25] Drazumeric, R., Badger, J., Krajnik, P., 2014, Geometric, Kinematical and Thermal Analyses of Non-Round Cylindrical Grinding, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 214, No. 4, pp. 818-827.
- [26] Krajnik, P., Drazumeric, R., Badger, J., Hashimoto, F., 2014, Cycle Optimization in Cam-Lobe Grinding for High Productivity, CIRP Annals, Vol. 63, No. 1, pp. 333-336.
- [27] Katsumi, Y., Matsuda, S., Inano, T., 1978, Mitsubishi Jukogyo Kabushiki Kaisha, Cam Grinding Apparatus with Means to Maintain the Grinding Speed Constant, US Patent, US4102082A.
- [28] Mavro-Michaelis, D.A., 2006, Cinetic Landis Grinding Limited, Workpiece Grinding Method Which Achieves a Constant Stock Removal Rate, US Patent, US7153194B2.
- [29] Mavro-Michaelis, D.A., 2007, Cinetic Landis Grinding Limited, Constant Spindle Power Grinding Method, US Patent, US7297046B2.
- [30] Krajnik, P., Drazumeric, R., Badger, J., 2013, Optimization of Peripheral Non-Round Cylindrical Grinding Via an Adaptable Constant-Temperature Process, CIRP Annals, Vol. 62, No. 1, pp. 347-350.
- [31] Krajnik, P., Drazumeric, R., Badger, J., Kopac, J., Nicolescu, C. M., 2011, Particularities of Grinding High Speed Steel Punching Tools, Advanced Materials Research, pp. 177-182.
- [32] Krajnik, P., Drazumeric, R., 2019, Scania CV AB, Method of Grinding a Workpiece and Method for Determining Processing Parameters, US Patent, US10293453B2.
- [33] Junker, E., 2005, Erwin Junker Maschinenfabrik GmbH, Schrupp- und Fertigschleifen einer Kurbelwelle in einer Aufspannung, US Patent, US6878043B1.
- [34] Banks, M., Randell, E.R., Hall, D.W., Bartlett, C.D.,

- Clewes, S., 2007, Cinetic Landis Grinding Limited, Improvements in and Relating to the Grinding of Cylindrical Surfaces and Adjoining Side-Walls, European Patent, EP1635989B1.
- [35] Drazumeric, R., Roininen, R., Badger, J., Krajnik, P., 2018, Temperature-Based Method for Determination of Feed Increments in Crankshaft Grinding, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 259, pp. 228-234.
- [36] Krajnik, P., Roininen, R., Drazumeric, R., 2018, Scania CV AB, Method of Grinding a Workpiece Having a Cylindrical Bearing Surface and Method for Determining Processing Parameters, European Patent, EP3115149B1.
- [37] Badger, J., Drazumeric, R., Krajnik, P., 2016, Grinding of Cermets with Cup-Wheels, *Materials Science Forum*, Vol. 874, pp. 177-182.
- [38] Drazumeric, R., Badger, J., Kopac, J., Krajnik, P., 2014, Thermal Aspects and Grinding Aggressiveness in View of Optimizing High-Performance Grinding Operations in the Automotive Industry, *Proceedings of the ASME 2014 International Manufacturing Science and Engineering Conference*. Detroit, Michigan, USA. June 9-13, 2014.
- [39] Drazumeric, R., Badger, J., Krajnik, P., 2017, Wheel Lift-Off in Creep-Feed Grinding: Thermal Damage, Power Surge, Chip Thickness and Optimization, *International Journal of Abrasive Technology*, Vol. 8, No. 2, pp. 97-120.
- [40] Drazumeric, R., Badger, J., Gustavsson, T., Krajnik, P., 2022, Mechanics of Self-Rotating Double-Disc Grinding Process, *CIRP Annals*, <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2022.03.033>
- [41] Krajnik, P., Hashimoto, F., Karpuschewski, B., da Silva, E. J., Axinte, D., 2021, Grinding and Fine Finishing of Future Automotive Powertrain Components, *CIRP Annals*, Vol. 70, No. 2, pp. 589-610.
- [42] Website: <https://rushmachinery.com/truing-editor/>