



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

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

Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen  
Oberflächenbehandlungsverfahrens unter  
Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 219



# **Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktor der Ingenieurwissenschaften**

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

angenommene

**Dissertation**

von

Michael Gerstenmeyer

aus Bietigheim-Bissingen

Tag der mündlichen Prüfung: 12. Oktober 2018  
Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze  
Korreferent: Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher

**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

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

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2018

Copyright Shaker Verlag 2018

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-6312-7

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: [www.shaker.de](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto:info@shaker.de)

## **Vorwort des Herausgebers**

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

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

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze



## **Vorwort des Verfassers**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

Großer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und das mir entgegengebrachte Vertrauen sowie die Unterstützung bei meinem Promotionsvorhaben. Bei Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher bedanke ich mich sehr für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Den Kolleginnen und Kollegen der Abteilung „Fertigungs- und Werkstofftechnik“ am wbk danke ich für die freundschaftliche Atmosphäre am Institut. Besonderer Dank gilt Eric Segebade und Dr.-Ing. Frederik Zanger für die vertrauensvolle Zusammenarbeit, konstruktiven Diskussionen und ihre Bereitschaft zum Korrekturlesen.

Weiterhin gilt mein Dank den Mitarbeiter von Werkstatt und Technik. Besonders hervorheben möchte ich Ralf Dorsner, Thomas Hildenbrand und Klaus Simon für die stets unkomplizierte Unterstützung bei der Probenfertigung und Versuchsstandbetreuung.

Meinen studentischen Hilfskräften und Abschlussarbeitern Benjamin Ort und Göran Fedder danke ich für ihren Einsatz, die einen wichtigen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet haben.

Besonderer Dank gilt meiner Familie für die lebenslange Unterstützung und den Rückhalt, sowie Irene für die Unterstützung und das Verständnis, wenn es aufgrund der Verfassung der Arbeit abends manchmal etwas später wurde.

Karlsruhe, Oktober 2018

Michael Gerstenmeyer

## **Abstract**

In the manufacturing of high-stressed metallic components mechanical surface treatment processes are used to influence surface layer states like the topography, the residual stresses, work hardening and/or the microstructure. The surface layer states need to be improved to achieve the requested service properties like fatigue resistance.

Mechanical surface treatment is an additional process step in the process chain of part manufacturing to enhance performance but it is increasing production time and costs. Hence, different hybrid processes have been developed including mechanical surface treatment into prior process steps. The process strategy Complementary Machining combines machining with a mechanical surface treatment process step using the cutting tool. Due to the inverse machining direction during the mechanical surface treatment process a high plastic deformation is induced in the surface layer which results in optimized roughness, work hardening, residual stresses and grain refinement.

The objective of the present work is the generation of process knowledge about the influence of the cutting edge microgeometry on the resulting process forces, temperatures and resulting surface layer states during Complementary Machining of Armco-Iron and AISI 4140. In a further step, an optimized cutting edge microgeometry is identified in order to reduce tool wear. Finally, the fatigue performances of machined and complementary machined specimens are analyzed.







# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>IV</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Forschung und Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Mechanische Oberflächenbehandlung	3
2.1.1 Klassische Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung	4
2.1.2 In Zerspanung integrierte mechanische Oberflächenbehandlung	8
2.2 Bauteilzustände	11
2.2.1 Rauheit	11
2.2.2 Verfestigung	13
2.2.3 Mikrostruktur	14
2.2.4 Eigenspannung	15
2.3 Einfluss der Bauteilzustände auf die Schwingfestigkeit	17
2.4 FE-Prozesssimulation	18
2.4.1 Modellierung des Werkstoffverhaltens	19
2.4.2 Spanbildungssimulation	21
2.4.3 Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung	22
<b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise</b>	<b>25</b>
3.1 Zielsetzung	25
3.2 Vorgehensweise	26
<b>4 Versuchsdurchführung</b>	<b>28</b>
4.1 Prozessstrategie	28
4.2 Versuchswerkstoffe und Probengeometrien	29
4.3 Versuchseinrichtungen	32
4.4 Analysetechnik	38
<b>5 FEM-Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung</b>	<b>43</b>
5.1 Werkstoffmodellierung	43

---

5.2	Modellierung in Abaqus/Standard	50
5.2.1	Zerspanung	50
5.2.2	Mechanische Oberflächenbehandlung	51
<b>6</b>	<b>Ergebnisse beim orthogonalen Schnitt</b>	<b>53</b>
6.1	Prozessstellgrößen bei der mechanischen Oberflächenbehandlung	53
6.1.1	Bearbeitungsgeschwindigkeit	53
6.1.2	Bearbeitungstiefe	58
6.1.3	Werkzeugorientierung	62
6.1.4	Werkzeugmikrogeometrie	64
6.2	Einfluss des Werkzeugs bei der Komplementärzerspanung	66
6.2.1	Simulationsgestützte Analyse	66
6.2.2	Identifizierung geeigneter Schneidkantenmikrogeometrien	74
6.3	Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Randschichtzustände	83
6.3.1	Topographie	83
6.3.2	Mikrohärte	86
6.3.3	Mikrostruktur	88
6.3.4	Eigenspannungen	94
6.4	Diskussion	95
<b>7</b>	<b>Ergebnisse beim Außenlängsdrehen</b>	<b>103</b>
7.1	Komplementärzerspanung beim Außenlängsdrehen	103
7.2	Resultierende Bauteilzustände	106
7.2.1	Topographie	106
7.2.2	Mikrohärte	109
7.2.3	Mikrostruktur	110
7.2.4	Eigenspannungen	111
7.3	Einfluss der Komplementärzerspanung auf die Lebensdauer	114
7.4	Diskussion	122
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>127</b>
8.1	Zusammenfassung	127

---

8.2 Ausblick

128

**9 Literaturverzeichnis**

**I**

## Abkürzungen und Formelzeichen

### Abkürzungen

---

Kurzzeichen	Größe
Al	Aluminium
Armco	Armco-Eisen
C	Kohlenstoff
Ca	Kalzium
CM	Complementary Machining
Co	Kobalt
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
DIN	Deutsche Industrie Norm
DR	Deep Rolling
EN	Europäische Norm
Fe	Eisen
FE(M)	Finite Elemente (Methode)
FIB	Focussed-Ion Beam
Ga	Gallium
GG	Grundgefüge
HSK	Hohlschaftkegel
HV	Vickershärte
ISO	Internationale Organisation für Normung
K	Kalium
LPB	Low Plasticity Burnishing
MC	Mikrokristallin
Mg	Magnesium
MHP	Machine Hammer Peening

---

---

Mn	Mangan
Mo	Molybdän
MOB	Mechanische Oberflächenbehandlung
NC	Nanokristallin
Ni	Nickel
REM	Rasterelektronenmikroskop
S	Schwefel
Si	Silicium
SiC	Siliciumcarbid
Ti	Titan
WC	Wolframcarbid

---

### Formelzeichen

---

Formelzeichen	Größe	Einheit
A	Johnson-Cook Parameter	MPa
$a_p$	Schnitt-/Bearbeitungstiefe	$\mu\text{m}$
$a_{p,c}$	Schnitttiefe	$\mu\text{m}$
$a_{p,st}$	Bearbeitungstiefe	$\mu\text{m}$
$A_\alpha$	Freifläche	-
$A_\gamma$	Spanfläche	-
B	Johnson-Cook Parameter	MPa
C	Johnson-Cook Parameter	MPa
$C_U$	Verschleißmodellkonstante	$\text{mm}^2/\text{N}$
$c_p$	spezifische Wärmekapazität	J/kgK
$d_t$	Weg entlang der Schneidkante	$\mu\text{m}$
E	Elastizitätsmodul	GPa
$e_1$	Werkstoffparameter	MPa/K
$e_2$	Werkstoffparameter	MPa/K

---

---

$f_c$	Vorschub in Schnittrichtung	mm/U
$F_p$	Passivkraft	N
$F_{st}$	Bearbeitungskraft	N
$f_{st}$	Vorschub in Bearbeitungsrichtung	mm/U
$G$	Schubmodul	GPa
$h$	Spannungsdicke	$\mu\text{m}$
$IB$	Integralbreite	$^\circ$
$K$	Form-Faktor	-
$k_B$	Boltzmann Konstante	J/K
$k_p$	Spezifische Passivkraft	N/mm <sup>2</sup>
$k_{st}$	Spezifische Bearbeitungskraft	N/mm <sup>2</sup>
$m$	Werkstoffparameter	-
$n$	Werkstoffparameter	-
$n^*$	Werkstoffparameter	-
$R_a$	Mittlere Rauheit	$\mu\text{m}$
$R_t$	Rautiefe	$\mu\text{m}$
$R_z$	Gemittelte Rautiefe	$\mu\text{m}$
$r_\beta$	Schneidkantenverrundung	$\mu\text{m}$
$s$	Hub	mm
$s_{gr}$	Dicke der nanokristallinen Randschicht	$\mu\text{m}$
$s_m$	Rillenabstand	$\mu\text{m}$
$s_{tr}$	Dicke Übergangsschicht	$\mu\text{m}$
$S_\alpha$	Schneidkantensegment an der Freifläche	$\mu\text{m}$
$S_\gamma$	Schneidkantensegment an der Spanfläche	$\mu\text{m}$
$\bar{S}$	Mittlere Schneidkantenverrundung	$\mu\text{m}$
$T$	Temperatur	$^\circ\text{C} / \text{K}$
$t$	Zeit	s
$T_m$	Schmelztemperatur	$^\circ\text{C} / \text{K}$

---



---

$T_{RT}$	Raumtemperatur	°C / K
$T_s$	Schmelztemperatur	°C / K
$T_{tr}$	Übergangstemperatur	°C / K
$U_p$	Verschiebung in Passivrichtung	$\mu\text{m}$
$U_{st}$	Verschiebung in Bearbeitungsrichtung	$\mu\text{m}$
$U_z$	Verschiebung in z-Richtung	$\mu\text{m}$
$\nu$	Querkontraktionszahl	-
$v_c$	Schnittgeschwindigkeit	m/min
$v_s$	Kontaktgeschwindigkeit	m/min
$v_{st}$	Bearbeitungsgeschwindigkeit	m/min
$w$	Probenbreite	mm
$W$	Verschleißvolumen	$\text{mm}^3$
$z$	Abstand zur Oberfläche	$\mu\text{m}$
$\alpha$	Freiwinkel	°
$\alpha$	Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K
$\beta$	Keilwinkel	°
$\gamma$	Spanwinkel	°
$\gamma_{st}$	Spanwinkel mech. Oberflächenbehandlung	°
$\Delta\bar{S}$	Änderung der mittl. Schneidkantenverrundung	$\mu\text{m}$
$\Delta G_0$	Freie Aktivierungsenthalpie	J
$\Delta K$	Änderung des Form-Faktors	-
$\Delta s_{gr}$	Änderung der Dicke der NC-Randschicht	$\mu\text{m}$
$\Delta v$	Werkstoffparameter	-
$\Delta\vartheta$	Werkstoffparameter	°C / K
$\varepsilon$	Dehnung	-
$\varepsilon_{pl}$	Plastische Dehnung	-
$\dot{\varepsilon}_n$	Dehnrate Referenz	1/s
$\bar{\varepsilon}_p$	Akkumulierte plastische Dehnung	-

---

---

$\dot{\epsilon}$	Dehnrage	1/s
$\dot{\epsilon}_{pl}$	Plastische Dehnrage	1/s
$\zeta$	Werkstoffparameter	-
$\theta_0$	Werkstoffparameter	MPa
$\theta_1$	Werkstoffparameter	MPa
$\kappa_s$	Neigungswinkel	°
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
$\lambda_U$	Verschleißmodellkonstante	K
$\xi$	Werkstoffparameter	-
$\rho$	Dichte	g/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Spannung	MPa
$\sigma^*$	athermischer Anteil der Fließspannung	MPa
$\sigma^{ES}$	Eigenspannung	MPa
$\sigma_G$	thermischer Anteil der Fließspannung	MPa
$\sigma_n$	Kontaktspannung	MPa
$\sigma_y$	Fließspannung	MPa
$\mu$	Reibkoeffizient	-
$\varphi$	Verdrehwinkel	°
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	1/s
$\omega_c$	Winkelgeschwindigkeit Zerspanung	1/s
$\omega_{st}$	Winkelgeschwindigkeit mech. Oberfl.-behandl.	1/s
$\vartheta$	Werkstoffparameter	°C / K

---

## 1 Einleitung

Die detaillierte Betrachtung von Fertigungsprozessen und -prozessketten spielt bei der Herstellung hochbelasteter metallischer Bauteile eine große Rolle. Diese werden im Kontext der Ressourceneffizienz zunehmend so ausgelegt, dass sie bei optimaler Materialausnutzung den gestellten Anforderungen gerecht werden. Hierfür rückt die Bauteilrandschicht als höchstbelasteter Ort eines Bauteils in den Fokus. Zielgrößen im Zusammenhang der zu optimierenden Bauteilrandschicht können bspw. die Topographie, die Verfestigung oder der Eigenspannungszustand sein. Diese Bauteilzustände werden dahingehend optimiert, dass das Bauteil bspw. einer schwingenden Belastung im späteren Einsatz widerstehen kann. Dies beinhaltet, dass geringe Rauheiten, eine hohe Verfestigung und Druckeigenspannungen zu einer gesteigerten Lebensdauer führen können. Somit kann bei gleichem Materialeinsatz eine gesteigerte Bauteilperformance erreicht oder das Bauteil bei gleicher Funktionserfüllung über die geforderte Lebensdauer kleiner dimensioniert werden.

Neben der bauteilseitigen Optimierung rücken die Fertigungsverfahren selbst in den Fokus. Zwar können die geforderten Bauteilzustände i.d.R. am Ende der Prozesskette durch thermische, mechanische oder thermo-mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren gezielt eingestellt werden. Aus Gründen der Kosten- und/oder Ressourceneffizienz wird in der jüngsten Vergangenheit jedoch intensiv daran gearbeitet, die Prozesse zur Oberflächenbehandlung zu optimieren, sie in vorhergehende Prozesse zu integrieren oder gar zu vermeiden. Dies beinhaltet zum einen, dass ein grundlegendes Prozess- und Mechanismenverständnis aufgebaut wird, um Optimierungspotential aufzuzeigen bzw. Optimierungen vornehmen zu können. Zum anderen werden hybride Prozesse entwickelt, die es erlauben, Prozesse in vorhergehende Prozessschritte zu integrieren und somit die Prozesskette zu verkürzen.

Ein weiterer Ansatz ist die gänzliche Vermeidung von Prozessen zur Oberflächenbehandlung, indem bereits in einem formgebenden Zerspanungsprozess die Bauteilzustände gezielt eingestellt werden können. Hierzu kommen innovative Konzepte zur Prozessführung, bspw. der Einsatz einer kryogenen Kühlung zum Einsatz. Ein weiterer Ansatz ist der gezielte Einsatz von Zerspanungswerkzeugen mit denen der Werkstofffluss und damit die resultierenden Bauteilzustände durch gezielte Schneidkantenmikrogeometrien eingestellt werden können.

Die vorliegende Arbeit verfolgt den Ansatz, die Prozessschritte Zerspanung und anschließende mechanische Oberflächenbehandlung zu kombinieren. Diese beiden Prozesse werden ohne Werkzeugwechsel in der gleichen Bauteileinspannung unter Verwendung des Zerspanungswerkzeugs durchgeführt. Dabei verfährt das Zerspanungswerkzeug nach der Zerspanung in entgegengesetzter Bearbeitungsrichtung über die Bauteiloberfläche. Die mechanische Oberflächenbehandlung unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges induziert eine plastische Verformung in der Bauteilrand-schicht, wodurch die Bauteilzustände gezielt beeinflusst werden können. Diese Prozesskombination wird im Folgenden *Komplementärzerspanung* genannt.

## 2 Stand der Forschung und Technik

### 2.1 Mechanische Oberflächenbehandlung

Eine mechanische Oberflächenbehandlung wird insbesondere bei der Herstellung hochbelasteter, metallischer Bauteile angewandt. Ziel dabei ist, Randschichtzustände so zu beeinflussen, dass die Bauteile einer schwingenden, tribologischen und/oder korrosiven Beanspruchung standhalten können. Dazu wird die Randschicht elastisch-plastisch verformt, um gezielt eine Randschichtverfestigung oder Druckeigenspannungen einzubringen bzw. die Topographie gezielt zu beeinflussen (Wohlfahrt & Krull 2000).

Seit von (Tilghman 1870) mit dem Sandblasen ein Vorläufer zum heutigen Kugelstrahlen erfunden wurde, wurden im Laufe der Zeit eine Vielzahl von mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren entwickelt, die in zahlreichen Arbeiten vorgestellt werden (Klump, Hoffmeister & Schulze 2014; Schulze 2006; Schulze et al. 2016).

Abbildung 2-1 zeigt eine Übersicht der Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung. Dabei kann in Verfahren mit ungeführten Werkzeugen, wie bspw. dem Kugelstrahlen, bei dem Kugeln stochastisch verteilt auf das Werkstück treffen, und geführten Werkzeugen unterschieden werden. Die geführten Werkzeuge unterscheiden sich

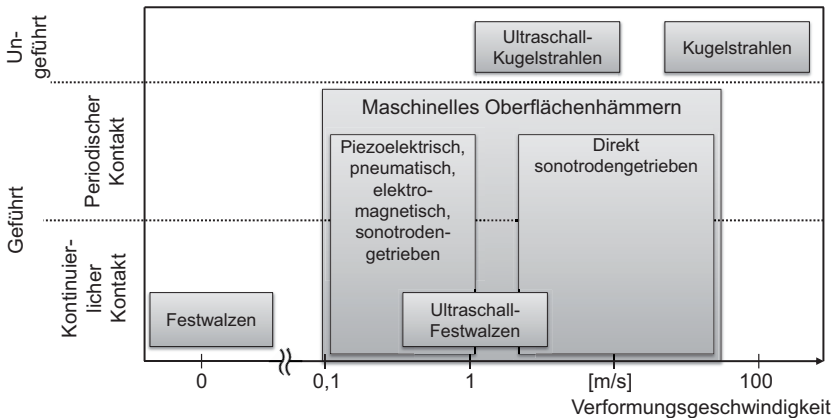


Abbildung 2-1: Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung mit geführten und ungeführten Werkzeugen, nach (Schulze et al. 2016)

weiterhin nach der Art des Werkstück-Werkzeug-Kontaktes. Während bei Verfahren, wie dem Festwalzen, das Werkzeug kontinuierlich im Kontakt mit dem Werkstück steht, stehen die sog. Machine Hammer Peening (MHP) Verfahren in periodischem bzw. in periodisch-kontinuierlichem Kontakt mit dem Werkstück. Weiterhin unterscheiden sich die Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung hinsichtlich der Verformungsgeschwindigkeit.

## **2.1.1 Klassische Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung**

### **Kugelstrahlen**

Beim Kugelstrahlen, das nach (DIN 8200) zum Anwendungsgebiet des Strahlens zu zählen ist, wird ein Strahlmittel beschleunigt und auf die Bauteiloberfläche geschleudert. Ziel ist eine Festigkeitssteigerung, eine Reinigung bzw. Entgratung oder eine Oberflächenveredelung. Ein weiterer Anwendungsfall ist das „peen forming“, bei dem dünnwandige Bauteile im Bereich der Luftfahrt kugelgestrahlt werden, um gezielt Rundungen und Krümmungen einzustellen (Miao et al. 2010).

Die Beschleunigung des Strahlmittels erfolgt mittels Druckluft, Schleuderrädern oder Injektor- bzw. Injektorgravitationsanlagen. Das Strahlmittel hat dabei in der Regel einen Durchmesser zwischen 0,05 und 2,5 mm (Inglebert et al. 2009). Dabei muss das Strahlmittel eine gleiche oder höhere Härte als das zu strahlende Bauteil aufweisen, um die Randschicht beeinflussen zu können (Wohlfahrt 1984). Die Strahlzeit ist ein weiterer Parameter beim Kugelstrahlen. Da mit steigender Strahlzeit der Bedeckungsgrad nicht in gleicher Weise steigt, wird das Bauteil i.d.R. nur bis zu einem Bedeckungsgrad von etwa 98 % kugelgestrahlt, um eine Oberflächenzerrüttung infolge zu langer Strahlzeit zu vermeiden (Wohlfahrt & Krull 2000).

Entsprechend der Klassifizierung von (Schulze et al. 2016) zählt das Kugelstrahlen zu den Prozessen mit ungeführtem Werkzeug. Zwischen Düsenaustritt und Aufprall auf der Oberfläche können somit die Strahlmittelpartikel interagieren und sich gegenseitig beeinflussen. Daraus kann eine ungleichmäßige Verteilung der Eindrücke resultieren. Weiterhin sind geometriebedingte Unterschiede im Bearbeitungsergebnis durch Zugänglichkeit und Aufprallwinkel nicht auszuschließen. Als Ergebnis kann die Bearbeitungsintensität sowie Tiefenwirkung streuen (Wied 2011). Aus diesem Grund müssen für das Kugelstrahlen die Prozessstellgrößen, das Strahlmittel und der notwendige

Überdeckungsgrad im Vorfeld definiert werden, um die geforderten Bauteilzustände zu erhalten. Hierfür kann bspw. das Messverfahren basierend auf Almen Intensität, eine Messgröße für die Bearbeitungsintensität, unterstützen (Herzog et al. 1996). Dabei werden sog. Almen-Streifen kugelgestrahlt. Durch die eingebrachten Druckeigenspannungen biegt sich das Bauteil durch. Die Durchbiegung wird über die Strahlzeit aufgetragen. Damit kann die Sättigung bestimmt werden. Diese ist per Definition dann erreicht, wenn bei Verdopplung der Strahlzeit die Durchbiegung nur noch um 10% zunimmt (Hoffmeister 2009).

### **Machine Hammer Peening (MHP)**

Der Begriff Machine Hammer Peening (deutsch: maschinelles Oberflächenhämmern) umfasst eine Vielzahl von mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren. Dabei sind die Anwendungsgebiete vielfältig und reichen von der handgeführten Variante zur Bearbeitung von Schweißnähten im Stahlbau bis hin zu automatisierten Bearbeitungen in der Automobilindustrie (Schulze et al. 2016).

Die MHP-Verfahren sind durch einen geführten Prozess gekennzeichnet. Dabei erfährt der Hammerkopf eine hochfrequente lineare, oszillierende Anregung. Diese ist gekennzeichnet durch die Frequenz (20 bis 20.000 Hz) und dem Hub. Weitere Prozessstellgrößen sind der Hammerkopfdurchmesser, der Bahnabstand, der Vorschub und der Aufprallwinkel.

Die technische Umsetzung dieser linearen Bewegung wird nach (Schulze et al. 2016) in zwei Gruppen untergliedert. Bei direkt sonotrodengetriebenen Systemen erfolgt die oszillierende Bewegung durch einen piezoelektrisch oder magnetisch angetriebenen Ultraschallgenerator, der fest mit dem Hammerkopf verbunden ist. Somit erlaubt diese Technologie eine kontrollierte Bewegung des Hammerkopfes (Statnikov 2009). Als beispielhafte Verfahren sind das *Ultrasonic Impact Treatment* (Hessert et al. 2008) oder die *Ultrasonic Nanocrystalline Surface Modification* (Pyoun et al. 2008) zu nennen.

Bei sonotrodengetriebenen Systemen ist der Hammerkopf nicht fest mit der Sonotrode verbunden. Dadurch unterscheiden sich die Frequenzen von Sonotrode und Hammerkopf. Die Sonotrode oszilliert mit sehr hoher Frequenz; bspw. 20 kHz. Durch die unregelmäßige Wechselwirkung des Hammerkopfes mit der Sonotrode wirkt dieser mit einer deutlich geringeren Frequenz (bspw. 3 kHz) auf die Bauteiloberfläche ein (Gust et al. 1999). Mit dieser Technologie ausgestattete Systeme sind das *Ultrasonic Impact*

*Treatment* (Statnikov, Korolkov & Vityazev 2006), *Ultrasonic Impact Peening* (Mordyuk & Prokopenko 2007), *Ultrasonic Shock Treatment* (Gust et al. 1999), *Ultrasonic Needle Peening* (Leferve 2014) oder *Ultrasonic Peening* (Kudryavtsev Y. et al. 2010).

Neben der Beschleunigung des Hammerkopfes mittels einer Sonotrode wurden Systeme entwickelt, die auf piezoelektrischen, elektromagnetischen oder pneumatischen Wirkprinzipien beruhen.

Piezoelektrische Systeme nutzen einen Piezo-Aktuator zur Beschleunigung des Hammerkopfes (Wied 2010). Dabei kommen oftmals mehrere in Reihe geschaltete Piezo-Aktuatoren zum Einsatz. Bei Anlegen eines Wechselstroms führen die Piezo-Aktuatoren eine oszillierende Bewegung aus, die durch Verbindung mit einem Federpaket verstärkt wird. Das Piezopeening von (Lienert 2017) ist ein weiteres Verfahren, das auf dem Wirkprinzip eines Piezoaktuators beruht. Dieser erzeugt gezielt Schwingungen, wobei keine Schwingungsverstärker zum Einsatz kommen. Frequenz und Amplitude können dadurch gezielt eingestellt werden. Das Verfahren ist mit einem Vorschub von 2,2 bis 3 m/min vergleichsweise schnell. Dies erfordert jedoch eine ausgereifte Prozessregelung und ist somit schwer zu kontrollieren (Lienert, Hoffmeister & Schulze 2013; Lienert et al. 2014; Lienert, Hoffmeister & Schulze 2014).

Bei elektromagnetischen Systemen wird mittels eines Magnetfelds eine Spule in eine oszillierende Schwingung versetzt. Diese ist über einen Stößel fest mit dem Hammerkopf verbunden (Loecker 2007). Bei pneumatischen Systemen wird bei dem Verfahren *High Frequency Impact Treatment* durch Druckluft ein Kolben in eine oszillierende Bewegung versetzt (Telljohann & Dannemeyer 2009). Beim handgeführten System *Pneumatic Impact Treatment* wird die Hammerkopfbewegung durch einen pneumatischen Muskel realisiert (Gerster 2009). Charakteristisch bei den elektromagnetischen und pneumatischen Systemen sind die vergleichsweise geringen Vorschübe (ca. 0,2 bis 0,3 m/min) und Frequenzen (bis 500 Hz).

Beim Ultraschall-Festwalzen wird der klassische Festwalzprozess mit einer Ultraschallschwingung überlagert. Dabei sorgt eine hydraulische Einheit (Bozdana, Gindy & Li 2005) oder eine Federkraft (Liu, Wang & Wang 2011) für den statischen Druck somit die Fixierung der Festwalzkugel. Ein Ultraschallgenerator übt piezoelektrisch Schwingungen auf die rotierende Festwalzkugel aus und ist für die dynamischen Prozesskräfte verantwortlich. Mit dieser Technologie ausgestattete Verfahren sind *Ultrasonic Deep Cold Rolling* (Bozdana, Gindy & Li 2005), *Ultrasonic Deep Rolling* (Luo, Zheng & Wu



2012), *Ultrasound-Aided Deep Rolling* (Zhu et al. 2009) und *Ultrasonic Surface Rolling Process* (Liu, Wang & Wang 2011).

### **Festwalzen und Glätten**

Beim Festwalzen überrollt ein Festwalzwerkzeug mit einer definierten Vorspannkraft die Bauteiloberfläche mit dem Ziel, diese zu verfestigen und/oder Druckeigenspannungen einzubringen bzw. deren Rauheit zu reduzieren (Wohlfahrt & Krull 2000). International wird dabei Festwalzen in *Low Plasticity Burnishing (LPB)* (*Lambda Technologies 2018*) und *Deep Rolling (DR)* (Ecoroll AG 2018) unterschieden. Während LPB-Verfahren oftmals zu einer geringen plastischen Deformation von gehärteten oder hochfesten Stählen führen soll, kann durch DR-Verfahren eine höhere Kaltverfestigung induziert werden (Prevéy et al. 2006).

Klassische Prozessstellgrößen sind Vorschub, Kugel- bzw. Rollendurchmesser, Anzahl der Überrollungen und der Festwalzdruck. Letzterer kann durch ein mechanisches, hydrostatisches oder pneumatisches Wirkprinzip aufgebracht werden (Abrão et al. 2014). Diese machen ggf. periphere Nebenaggregate wie eine Hydraulikpumpe notwendig. Die Prozessführung kann um eine kryogene Kühlung erweitert werden, um bspw. stabile Mikrostrukturen einzustellen (Meyer 2012).

Das Glätten ist eine Variante des Festwalzens. Dabei verformt eine sphärische Diamantspitze mit 100 % Schlupf die Bauteiloberfläche elastisch-plastisch, statt wie beim Festwalzen die elastisch-plastische Verformung durch reines Überrollen einzubringen. Die Vorspannkraft kann hierbei durch eine Feder aufgebracht werden (Korzynski, Pacana & Cwanek 2009). Der Einsatz von Schmiermittel kann beim Glätten von Vorteil sein und die Werkzeugstandzeit verbessern, ist aber nicht zwingend notwendig (Baublies 2018).

Typische Anwendungen von Festwalzen bzw. Glätten sind rotations-symmetrische Bauteile, wie Antriebswellen oder Gleitlager (Wohlfahrt & Krull 2000).

### 2.1.2 In Zerspanung integrierte mechanische Oberflächenbehandlung

In der industriellen Anwendung steigt die Notwendigkeit, zeit- und kosteneffiziente Prozesse oder Prozessketten zu etablieren. Aus diesem Grund wurden in der Vergangenheit hybride bzw. Kombinationsprozesse entwickelt (Lauwers et al. 2014). Mit Kombinationsprozessen kann bspw. eine mechanische Oberflächenbehandlung mit einem vorhergehenden Zerspanungsprozess in einer Aufspannung durchgeführt werden.

(Shirsat & Ahuja 2004) hat eine Kombination von Drehen und zwei separaten Festwalzwerkzeugen auf einer Maschine für die Bearbeitung von Aluminium vorgeschlagen. Letztere sind sich gegenüber angeordnet, wodurch in einer Umdrehung zweifaches Überrollen realisiert werden kann. Somit muss das Werkstück nicht zwischen den Bearbeitungsschritten umgespannt werden. Drehen und Festwalzen wurde von (Axinte & Gindy 2004; Axinte & Cao 2008) in einem Werkzeug kombiniert, um gezielt die Verfestigung und Topographie von Inconel 718 zu beeinflussen. Dabei werden das Zerspanungswerkzeug sowie das Festwalzwerkzeug in einem Kombinationswerkzeug konstruktiv so angeordnet, dass der Zerspanung unmittelbar das Festwalzen folgt. Den gleichen Ansatz verfolgen (Denkena, Meyer & Breidenstein 2007) beim sog. Drehwalzen. Dieses wurde von (Denkena, Grove & Maiss 2016) für die Bearbeitung von Lagerflächen aus 100Cr6 weiterentwickelt. Dabei ist das Festwalzwerkzeug in einem Abstand von 13 mm hinter dem Zerspanungswerkzeug angeordnet.

Diese Verfahrenskombinationen haben gemein, dass Dreh- und Festwalzwerkzeuge so kombiniert werden, dass in einem Prozessschritt Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung erfolgen kann. Damit sind diese Prozessschritte unmittelbar aneinander gekoppelt, wodurch Prozessstellgrößen, wie der Vorschub für beide Prozessschritte gelten. Weiterhin haben diese Systeme bauraumbedingt Prozessgrenzen bei der Zugänglichkeit oder Flexibilität komplexer Bauteilgeometrien.

Um die Kopplung der Prozessschritte Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung voneinander zu lösen, wurde von (Baublies 2018) ein Kombinationswerkzeug in die industrielle Anwendung gebracht. Bei entsprechender Maschinenkinematik kann damit sowohl die Zerspanung als auch ein Diamant-Glätten in einer Werkzeugaufnahme umgesetzt werden.

Ein weiterer Ansatz ist der Festreibprozess mittels eines Zerspanungswerkzeugs (Denkena, Breidenstein & Dyogtyev 2008). Hierbei wird die Schneide als Reibwerkzeug bei der Bearbeitung von Aluminium eingesetzt. In einem kleinen Prozessfenster mit sehr

geringen Reibgeschwindigkeiten können lebensdauersteigernde Druckeigenspannungen eingestellt werden. Im Allgemeinen verschlechtern sich jedoch die Randschichtzustände, was nicht zuletzt an einer Prozessinstabilität liegt (Denkena et al. 2010). Das Festreiben wurde wissenschaftlich nicht weiter untersucht.

In (Iwai, Hashimoto & Suzuki 2016) wurde das Zerspanungswerkzeug als Glättwerkzeug eingesetzt. Nach dem Drehprozess wird das Zerspanungswerkzeug tangential zur Rotationsachse verschoben, sodass die Freifläche und nicht mehr die Schneidecke im Werkzeugkontakt steht. Mit reduzierter Bearbeitungsgeschwindigkeit, geringer Zustellung von wenigen Mikrometern sowie deutlich reduziertem Vorschub wird so ein Einglätten der Oberfläche von S45C realisiert.

Neben der mechanischen Oberflächenbehandlung kann bereits der Zerspanungsprozess genutzt werden, um gewünschte Bauteilzustände einzustellen. Hierfür kann der Einsatz einer kryogenen Kühlung bei einem Drehprozess die resultierende Härte von 41Cr4 (Grzesik & Žak 2013), Mikrostruktur von 42CrMo4 (Ambrosy et al. 2014) oder die Porosität von Wolfram (Schoop et al. 2016) gezielt beeinflussen. In (Ambrosy, Zanger & Schulze 2015; Segebade, Zanger & Schulze 2016) und (Maß, Grove & Denkena 2017) konnte gezeigt werden, dass durch geeignete Wahl weiterer Prozessstellgrößen, wie die Zustellung oder auch die Schneidkantenmikrogeometrie, geforderte Randschichtzustände eingestellt werden können. Diese können bspw. tribologische Eigenschaften oder die Schwingfestigkeit gezielt beeinflussen (Linsler et al. 2017; Ambrosy 2015). Die Beschreibung der Schneidkantenmikrogeometrie kann dabei nach (Denkena et al. 2005) bspw. mit dem Form-Faktor  $K$ , dem Quotient aus den Schneidkantensegmenten  $S_v$  an der Span- und  $S_a$  an der Freifläche, beschrieben werden (vgl. Abbildung 2-2). Die mittlere Schneidkantenverrundung  $\bar{S}$  ist der Mittelwert der beiden Schneidkantensegmente an der Span- bzw. Freifläche.

## Fazit 2-1

In der Vergangenheit wurde eine Vielzahl von Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung, beginnend bei handgeführten Werkzeugen bis hin zu hochautomati-

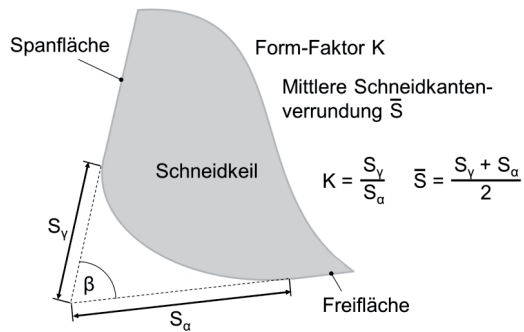


Abbildung 2-2: Schneidkantencharakterisierung nach (Denkena et al. 2005)

sierten Lösungen, entwickelt. Unterschiedlichste Kinematiken und technische Umsetzungen bringen Energie in die Bauteilrandschicht ein. Diese führt zu einer rand-schichtnahen elastisch-plastischen Verformung mit dem Ziel der Optimierung der Bauteilzustände. Allerdings benötigen diese Verfahren zusätzliche Anlagen, Nebenaggregate oder Werkzeuge und stellen somit einen zusätzlichen zeit- und kostenintensiven Prozessschritt dar.

## Fazit 2-2

Es wurden Kombinationsprozesse entwickelt, die mehrere Prozessschritte in einer Aufspannung oder in einem Prozess vereinen. Diese haben das Potential zur Prozesskettenverkürzung bei gleichzeitig gezielter Einstellung der Bauteilzustände. Diese Kombinationsprozesse stellen eine Alternative zu den klassischen mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren dar, auch wenn weiterhin Herausforderungen in der Prozessführung oder der Sicherstellung der Prozessstabilität bestehen.

## 2.2 Bauteilzustände

Mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren können durch randschichtnahe plastische Verformung die Bauteilzustände, wie die Rauheit, die Härte bzw. Integralbreite als Maß für die Verfestigung, die Mikrostruktur und den Eigenspannungszustand gezielt beeinflussen. Dabei spielen die gewählten Prozessstellgrößen eine zentrale Rolle. In Abbildung 2-3 sind die Bauteilzustände nach einer mechanischen Oberflächenbehandlung schematisch dargestellt.

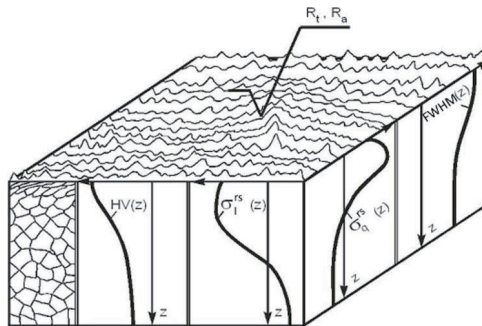


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung der Bauteilzustände nach einer mechanischen Oberflächenbehandlung, (Scholtes & Macherauch 1986)

### 2.2.1 Rauheit

Die resultierende Rauheit kann beim Kugelstrahlen durch eine Vielzahl von Einflussfaktoren beeinflusst werden. Prozessstellgrößen wie Strahlmittel, Strahldruck oder Massendurchsatz nehmen genauso Einfluss wie die Härte des Bauteils. So kann beim Kugelstrahlen von 42CrMo4 mit steigender Strahlmittelgröße und -härte sowie steigendem Strahldruck die Rauheit gesteigert werden, während mit steigendem Massendurchsatz die Rauheit gesenkt werden kann (Holzapfel et al. 1998).

Mit MHP-Verfahren können je nach Verfahren in Grenzen nahezu beliebige Rauheiten eingestellt werden. In (Lienert et al. 2016) wurde ein Vergleich der Wirkung verschiedener MHP-Verfahren bei der Bearbeitung von Almenstreifen aus dem Federstahl SAE1070 durchgeführt. Dabei konnte gezeigt werden, dass verfahrensunabhängig sehr geringe mittlere Rautiefen bis etwa  $R_z = 1,5 \mu\text{m}$  eingestellt werden können.

Gleichzeitig sind allerdings auch höhere Rauheitskennwerte möglich. Relevante Prozessstellgrößen sind der Hammerkopfdurchmesser, Vorschub und Bahnabstand. Dabei können noch verfahrensspezifische Prozessstellgrößen, wie die Frequenz, relevant sein.

Durch das Festwalzen ist es möglich, die Rauheit für nahezu alle metallische Werkzeuge zu reduzieren (Schulze et al. 2016). (Rodríguez et al. 2012) konnte bspw. durch Festwalzen von C45 die gemittelte Rautiefe von 14,2 auf 1,27  $\mu\text{m}$  reduzieren. Die resultierende Rauheit hängt insbesondere von der Festwalzkraft ab. So reduziert sich zunächst mit steigender Festwalzkraft die Rauheit auf ein Minimum. Bei weiter steigender Festwalzkraft steigt dagegen die Rauheit (Sequera et al. 2014). Dies kann in letzter Konsequenz bei übermäßig hohen Festwalzkraften zur oberflächennahen Rissbildung führen (Kuznetsov, Tarasov & Dmitriev 2015).

Bei der Zerspanung kann die Rauheit durch eine Vielzahl von Prozessstellgrößen, wie dem Vorschub, der Schnitttiefe oder dem eingesetzten Kühlmedium beeinflusst werden. Weitere Einflussgrößen auf die Rauheit sind die Schnittbedingungen, das Werkzeug und die Bauteilzustände (Benardos & Vosniakos 2003). Nach (Denkena & Biermann 2014) hängt die Rauheit unmittelbar vom Vorschub ab, wobei insbesondere bei Schlichtprozessen die Schneidkantenmikrogeometrie in den Fokus rückt. So hat (Maiß, Grove & Denkena 2017) beim Hartdrehen von 100Cr6 festgestellt, dass eine steigende Schneidkantenverrundung infolge einsetzendem Pflügen zu steigenden Rauheitskennwerten führt. Asymmetrische Schneidkantenmikrogeometrien können dagegen die Rauheit senken. Die Verbesserung von Rauheitskennwerten unter Einsatz von Kühlmedien wie der kryogenen Kühlung oder Minimalmengenschmierung konnte durch die Untersuchungen an einem Drehprozess von 42CrMo4 und 36CrNiMo4 gezeigt werden (Dhar, Paul & Chattopadhyay 2002; Dhar, Kamruzzaman & Ahmed 2006).

Beim Drehwalzen, der Kombination aus Drehen und Festwalzen, von 100Cr6 konnte mit steigendem Vorschub die Rauheit gesenkt werden (Maiß, Denkena & Grove 2016). Dagegen führt beim Festreibprozess von Aluminium eine steigende Bearbeitungsgeschwindigkeit zu steigenden Rauheiten (Denkena et al. 2010). (Iwai, Hashimoto & Suzuki 2016) konnten mit ihren Untersuchungen an S45C zeigen, dass ein Einglätten der Oberfläche mit einem Zerspanungswerkzeug möglich ist.

### 2.2.2 Verfestigung

Durch eine mechanische Oberflächenbehandlung kann infolge der plastischen Verformung und der Kaltverfestigung die Randzone gezielt verfestigt werden; die Härte steigt. Ausschlaggebend ist die sich infolge der plastischen Verformung erhöhende Versetzungsdichte (Dörr 2000).

Beim Kugelstrahlen kann die Verfestigung bspw. durch eine hohe Strahlmittelgeschwindigkeit oder einen hohen Strahldruck erhöht werden. Dagegen kann eine Entfestigung durch Versetzungsumordnung bei hohem Überdeckungsgrad oder hoher Strahlzeit folgen (Burgahn, Vöhringer & Schulze 1993).

Grundsätzlich sind durch MHP-Verfahren Härtesteigerungen möglich. Wie in (Schulze et al. 2016) zusammengefasst ist, können für die unterschiedlichsten Werkstoffe Härtesteigerungen erzielt werden. Dabei spielen die Prozessstellgrößen wie Hub, Hammerkopfdurchmesser oder Härte des Hammerkopfes eine entscheidende Rolle. Die Untersuchungen von (Lienert et al. 2016) zeigen jedoch, dass insbesondere für harte Werkstoffe wie den Federstahl SAE1070 keine oder nur marginale Steigerungen der Härte möglich sein können.

Beim Festwalzen verschiebt sich mit steigender Festwalzkraft die maximal auftretende Härte ins Bauteilinnere. Dies kann ggf. zu einer Entfestigung an der Oberfläche führen (Fuchsbauer 1983). In (Salahshoor & Guo 2011) konnte gezeigt werden, dass mit sinkender Festwalzkraft höhere Härten an  $MgCa_{0,8}$  resultieren. Weiterhin kann die Härte durch kryogenes Festwalzen gesteigert werden (Meyer 2012; Brinksmeier, Garbrecht & Meyer 2008).

Durch die Zerspanung kann der Verfestigungszustand beeinflusst werden. Als Hauptinflussgröße rückt hier die Schneidkantengeometrie in den Vordergrund. So konnte beim Drehen mit einer gefasten Schneidkante die Härte von C45 gesteigert werden (Sasahara 2005). In (Ambrosy 2015) konnten dagegen keine signifikanten Änderungen der Härte bei unterschiedlichen Parameterkonfigurationen von Schnittiefe und Schneidkantenradius nach dem Drehen von 42CrMo4 beobachtet werden.

### 2.2.3 Mikrostruktur

Durch mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren kann es infolge der plastischen Verformung zu Änderungen der Mikrostruktur in der Randschicht kommen. Diese Änderungen umfassen die reine Verformung von Körnern über eine Scherung bis hin zur Rekristallisation und damit zu einer Kornfeinung in den Nanometerbereich (Amanov, Sasaki & Pyun 2013; Xie et al. 2013; Pyun et al. 2012).

Die mikrostrukturellen Änderungen durch das Kugelstrahlen wurden in mehreren Arbeiten untersucht. In (Umemoto et al. 2005) wurde der Einfluss der Prozessstellgrößen Strahlgeschwindigkeit und Überdeckung auf eine resultierende nanokristalline Randschicht an Eisenwerkstoffen mit unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten betrachtet. Mit steigender Strahlgeschwindigkeit und steigender Überdeckung konnten dabei nanokristalline Randschichten nachgewiesen werden. Des Weiteren zeigten Arbeiten von (Sun et al. 2018a; Sun et al. 2018b), dass Ultraschall-Kugelstrahlen von Aluminium-Legierungen zu einer Bildung nanokristalliner Randschichten führen kann.

MHP-Verfahren beeinflussen ebenfalls die Mikrostruktur. Dabei sind die mikrostrukturellen Änderungen abhängig von den Prozessstellgrößen. So kann mit einem kleinen Hammerkopfdurchmesser und einem großen Hub lokal eine hohe Energie eingebracht werden, die eine Kornfeinung zur Folge hat (Ahn et al. 2012). Des Weiteren führt eine größere Kontaktkraft zu einer tiefreichenden Verformung und damit zur Kornfeinung (Amanov et al. 2012).

Die Mikrostruktur kann ebenfalls durch Festwalzen beeinflusst werden. So konnte beim Festwalzen der Magnesiumlegierung AZ31B eine Kornfeinung nachgewiesen werden (Pu et al. 2012). In (Schulze et al. 2012) führte das Festwalzen von 42CrMo4 durch lokale Scherung der Randschicht zu einer Kornfeinung. Weiterhin untersuchte (Yang et al. 2011) den Einfluss kryogener Kühlmedien beim Festwalzen von Co-Cr-Mo. So konnte eine Steigerung der nanokristallinen Randschicht von 38  $\mu\text{m}$  nach klassischem Festwalzen auf 105  $\mu\text{m}$  nach kryogenem Festwalzen erzielt werden.

Das bei der Zerspanung wirkende thermo-mechanische Lastkollektiv in der Umformzone kann zu mikrostrukturellen Änderungen in der Randschicht führen (Weber et al. 2008). Diese konnte bspw. in der Hartzerspannung von 100Cr6 gezeigt werden (Umbrello 2011). Weiterhin konnte der Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie auf die Mikrostruktur nachgewiesen werden. Große Schneidkantenradien können eine hohe plastische Verformung bzw. Scherung induzieren, die eine Kornfeinung zur Folge



haben kann (Jivishov 2008; Kotschenreuther 2008). Die Kornfeinung kann auch durch die Schneidkantenasymmetrie beeinflusst werden. So führen Schneidkanten mit einem Form-Faktor  $K < 1$  zu einer stärker, während Form-Faktoren  $K > 1$  zu geringer ausgeprägten nanokristallinen Randschicht an 42CrMo4 (Segebade, Zanger & Schulze 2016). Eine weitere Einflussgröße ist das Verhältnis von Schneidkantenverrundung  $r_\beta$  zu Spannungsdicke  $h$ . Mit steigendem  $r_\beta/h$  sinkt der effektive Spanwinkel, wodurch sich das thermo-mechanische Lastkollektiv und damit die Scherzone ändert (Schulze, Zanger & Ambrosy 2013a). Sinkende Korngrößen und steigende Dicken der nanokristallinen Randschichten bei der Zerspanung von 42CrMo4 sind die Folge (Schulze, Zanger & Ambrosy 2013b; Ambrosy 2015).

### 2.2.4 Eigenspannung

Die sich nach einer mechanischen Oberflächenbehandlung in der Regel einstellenden Druckeigenspannungszustände können werkstoffabhängig durch eine randschichtnahe plastische Streckung oder Hertz'sche Pressung beschrieben werden. Bei der plastischen Streckung wird die Ausdehnung der plastisch verformten Randschicht durch die tieferliegende nicht-plastisch verformte Schicht behindert, wodurch sich randschichtnah Druckeigenspannungen ausbilden (Scholtes 1991). Bei der Hertz'schen Pressung stellt sich ein randschichtnaher dreiachsiger Spannungszustand ein, der eine maximale Schubspannung und letztlich Druckeigenspannungen nach sich zieht (Hertz 1881). Die Eigenspannungszustände und die gezielte Beeinflussung durch das Kugelstrahlen wurden in zahlreichen Arbeiten untersucht und sind in (Schulze 2006) zusammengefasst.

Sowohl bei MHP-Verfahren als auch beim Festwalzen resultiert eine anisotrope Eigenspannungsverteilung durch Hertz'sche Pressung. Damit beeinflussen quasi alle MHP-Verfahren den Eigenspannungszustand. Dabei sind die Eigenspannungen quer zur Bearbeitungsrichtung betragsmäßig größer als in Bearbeitungsrichtung (Lienert 2017). Steigende Druckeigenspannungen von Inconel 718 konnten nach der mechanischen Oberflächenbehandlung gemessen werden. Dabei wurden kleine Hammerkopfdurchmesser verwendet (Hessert et al. 2008). Diese führen lokal zu einem steigenden Kontaktdruck bei der Bearbeitung. Allerdings beeinflussen die weiteren Prozessstellgrößen ebenfalls die Eigenspannungszustände, wie der Vergleich der MHP-Verfahren von (Li-

enert et al. 2016) zeigt. Dabei können je nach Prozessstellgrößen hohe Druckeigen-  
spannungen in den Federstahl SAE1070 eingebracht werden, wie es mit dem *Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification* Verfahren möglich ist. Im Gegensatz dazu ist  
es auch möglich, den Eigenspannungszustand quasi nicht zu beeinflussen, wie die  
Messungen nach der mechanischen Oberflächenbehandlung mit elektromagnetischen  
Systemen zeigen.

Durch eine steigende Festwalzkraft kann die maximal auftretende Druckeigen-  
spannung in eine tieferliegende Randschicht verlagert werden (Denkena & Lucas 2007).  
Dabei führen hohe Festwalzkraften nicht zwangsläufig zu hohen Druckeigen-  
spannungen, wie die Untersuchungen von (Gruber, Holzheimer & Naundorf 1984; Altenberger  
2000) gezeigt haben.

Bei der Zerspanung wird der Eigenspannungszustand unmittelbar von den thermischen  
und mechanischen Belastungen beeinflusst (Scholtes 1991). Während hohe plastische  
Verformungen zu Druckeigen-  
spannungen führen (Tönshoff 1965), führen hohe Pro-  
zesstemperaturen zu Zugeigen-  
spannungen (Scholtes 1991). Bei der Zerspanung von  
100Cr6 mit großen Schneidkantenradien führen hohe Quetschungen bzw. Pressungen  
des Werkstoffs zu Druckeigen-  
spannungen (Thiele et al. 2000). Um Zugeigen-  
spannungen infolge hoher Prozesstemperaturen zu vermeiden bzw. zu reduzieren, können  
Kühlmedien wie bspw. eine kryogene Kühlung zum Einsatz kommen (Umbrello et al.  
2011). Analog zu den Erkenntnissen aus der Zerspanung bzgl. der thermo-mechani-  
schen Belastung konnten beim Festreibprozess Druckeigen-  
spannungen bei geringen  
Bearbeitungsgeschwindigkeiten induziert werden. Bereits bei geringer Erhöhung der  
Bearbeitungsgeschwindigkeit schlagen diese jedoch in Zugeigen-  
spannungen um, was  
auf die steigenden Prozesstemperaturen zurückzuführen ist (Denkena et al. 2010).

### **Fazit 2-3**

Die Bauteilzustände werden durch mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren  
unmittelbar beeinflusst. So führt eine randschichtnahe elastisch-plastische Verformung  
prozessstellgrößenabhängig nicht nur zu einer Änderung der Rauheit, sondern auch  
der Verfestigung, Mikrostruktur und Eigenspannungszustände. Diese Bauteilzustände  
werden auch durch den Zerspanungsprozess beeinflusst, bei dem durch geeignete  
Prozessstellgrößen gezielt Bauteilzustände eingestellt werden können.

### 2.3 Einfluss der Bauteilzustände auf die Schwingfestigkeit

Die Bauteilzustände wirken sich unmittelbar auf Bauteileigenschaften, wie die Schwingfestigkeit aus. Dabei sind neben den Bauteilzuständen der Werkstoff sowie die Art und Ausmaß der Schwingungsbeanspruchung relevant. In mehreren Arbeiten wurden die Zusammenhänge der Bauteilzustände auf die Schwingfestigkeit zusammengefasst (Scholtes 1991; Wohlfahrt & Krull 2000; Schulze 2006). Im Allgemeinen führen geringe Rautiefen zu einer Steigerung der Schwingfestigkeit, da die Rissinitiierung bzw. -ausbreitung verzögert wird. Diese kann ebenfalls durch eine Verfestigung oder Druckeigenspannungen verzögert bzw. verhindert werden. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass Bauteile mit einer ausgeprägten nanokristallinen Randschicht eine gesteigerte Schwingfestigkeit aufweisen können (Bagherifard & Guagliano 2012).

Die Untersuchungen von (Trung, Khun & Butler 2018) zum Kugelstrahlen von 36CrNiMo4 zeigen, dass die Schwingfestigkeit um bis zu 100 % gesteigert und gleichzeitig die Rissinitiierung von der Bauteiloberfläche in das Volumen verlagert werden konnte. (Wick, Schulze & Vöhringer 1999) konnten zeigen, dass durch Kugelstrahlen von 42CrMo4 die Schwingfestigkeit gesteigert werden kann. Diese konnte nochmals gesteigert werden, indem der Kugelstrahlprozess bei erhöhten Temperaturen durchgeführt wurde. Dies kann auf rekalterungsbedingte Cottrell-Wolken und kleinste Ausscheidungen zurückgeführt werden, die durch das Kugelstrahlen mit erhöhter Temperatur eingebracht werden. Diese behindern die Versetzungsbewegung und führen letztlich zu einer größeren Stabilität der Eigenspannungen.

In der Literatur existiert eine Vielzahl von Untersuchungen zur Schwingfestigkeitssteigerung durch MHP-Verfahren, siehe (Schulze et al. 2016). So konnte bspw. (Wu et al. 2012) eine Steigerung der Schwingfestigkeit von Proben aus S45C nachweisen, die zuvor mittels dem *Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification* Verfahren bearbeitet wurde. Bei mechanischer Oberflächenbehandlung des Warmarbeitsstahls SKD61 konnte ebenfalls mit dem gleichen Verfahren eine Steigerung der Schwingfestigkeit erzielt werden (Pyoun et al. 2008).

In einer umfangreichen Studie vergleicht (Wagner et al. 2011) das Festwalzen mit den mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren Laser Peening und Kugelstrahlen. Es konnte gezeigt werden, dass für Al7075-T73 und Ti6Al4V nach dem Festwalzen infolge hoher und tiefreichender Druckeigenspannungen die höchsten Schwingfestig-

keiten resultieren. Einen ähnlichen Vergleich hat (Lienert et al. 2014) für die mechanische Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 mittels Piezopeening, Kugelstrahlen und Festwalzen durchgeführt. Dabei resultierte nach dem Festwalzen eine vergleichsweise geringe Schwingfestigkeit, obwohl oberflächennahe Druckeigenspannungen vorherrschten. Zugeigenspannungen im Bauteilinneren führten jedoch zu frühzeitigem Versagen. In diesem Vergleich konnte mittels Piezopeening die höchste Schwingfestigkeit beobachtet werden. Dies hängt nicht zuletzt mit den geringeren Rauheiten nach dem Piezopeening zusammen.

In weiteren Untersuchungen wurde die Schwingfestigkeit von Bauteilen untersucht, die zwar nicht mechanisch oberflächenbehandelt, jedoch unter definierten Zerspanungsbedingungen hergestellt wurden. So hat (Sasahara 2005) für die Zerspanung von C45 die Schneidecke mit Fasen versehen. Es konnten so gezielt Bauteilzustände verbessert werden, die zu einer Steigerung der Schwingfestigkeit geführt haben. In einer weiteren Betrachtung von Prozessstellgrößen hat (Ambrosy 2015) das Verhältnis  $r_{\beta}/h$  so ausgenutzt, dass lebensdauersteigernde nanokristalline Randschichten durch die Zerspanung von 42CrMo4 induziert wurden.

#### **Fazit 2-4**

Die Schwingfestigkeit wird maßgeblich durch die Bauteilzustände insbesondere in der Randschicht, beeinflusst. Diese können sowohl durch mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren aber auch durch die Zerspanung gezielt eingestellt werden. Es ist jedoch anzumerken, dass sich durch eine Bearbeitung stets mehrere Kenngrößen des Bauteilzustands ändern, die in ihrer Summe die Bauteileigenschaften beeinflussen.

## **2.4 FE-Prozesssimulation**

Die Simulation von Fertigungsprozessen und -prozessketten gewinnt zunehmend an Bedeutung. Mittels der Simulation können Wirkzusammenhänge von Prozessstellgrößen und resultierenden Bauteilzuständen abgeschätzt werden. Dadurch werden oftmals zeit- und kostenintensive experimentelle Analysen vermieden bzw. können reduziert werden. Weiterhin kann die Simulation dazu genutzt werden, ein tieferes Prozess- und Mechanismenverständnis zu erlangen.

### 2.4.1 Modellierung des Werkstoffverhaltens

Eine der zentralen Herausforderungen bei der FE-Prozesssimulation ist die korrekte Abbildung des Werkstoffverhaltens (Melkote et al. 2017). So müssen für die simulative Abbildung eines Prozesses, bei dem oftmals lokal auftretende thermo-mechanische Lastkollektive über einen großen Gültigkeitsbereich hinsichtlich der plastischen Dehnung bis 10, Dehnrate bis  $10^6 \text{ s}^{-1}$  und Temperaturen von  $1000^\circ\text{C}$  oder mehr auftreten, Modelle gefunden werden, die das Werkstoffverhalten ausreichend genau beschreibt (Arrazola et al. 2013).

Phänomenologische Modelle beschreiben das Werkstoffverhalten auf Basis von Größen wie der plastischen Dehnung  $\varepsilon_{pl}$ , plastischen Dehnrate  $\dot{\varepsilon}_{pl}$  und der Temperatur  $T$ :

$$\sigma = \sigma(\varepsilon_{pl}; \dot{\varepsilon}; T, \dots) \quad \text{Formel 2-1}$$

Das am häufigsten für die Zerspanungssimulation eingesetzte phänomenologische Modell ist das nach (Johnson & Cook 1983). Dabei gilt:

$$\sigma_y = (A + B \cdot \varepsilon_{pl}^{n^*}) \cdot \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_n}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{RT}}{T_s - T_{RT}}\right)^m\right) \quad \text{Formel 2-2}$$

mit der Streckgrenze  $A$  unter quasistatischer Beanspruchung und Raumtemperatur  $T_{RT}$ . Die Verfestigung für steigende plastische Dehnungen wird über die Werkstoffparameter  $B$  und  $n^*$  beschrieben. Die Werkstoffparameter  $C$  bzw.  $m$  kalibrieren die Dehnraten- bzw. Temperaturabhängigkeit, wobei  $\dot{\varepsilon}_n$  die Referenzdehnrate darstellt.  $T_s$  ist die Schmelztemperatur.

Den phänomenologischen stehen physikalisch-basierte Modelle entgegen. Diese beschreiben das Werkstoffverhalten als eine Funktion der mikrostrukturellen Vorgänge, wie der Wechselwirkung von Versetzungen oder der dynamischen Rekristallisation. Eine allgemeine Formulierung physikalisch-basierter Modelle ist die nach (Mecking & Kocks U.F. 1865), die eine Evolutionsgleichung von mikrostrukturellen Vorgängen beschreibt:

$$\sigma = \sigma(\rho_1, \rho_2, \dot{\varepsilon}_{pl}; T) \quad \text{Formel 2-3}$$

$$\frac{d\rho_1}{d\varepsilon} = F_1(\rho_1, \rho_2, \dot{\varepsilon}_{pl}; T) \quad \text{Formel 2-4}$$

$$\frac{d\rho_2}{d\varepsilon} = F_2(\rho_1, \rho_2, \dot{\varepsilon}_{pl}; T) \quad \text{Formel 2-5}$$



ein Modell vorgeschlagen, das die Streckgrenze mit  $A$  und die Fließspannung mit steigender plastischer Verformung  $\sigma_y = A + (\sigma_1 + \theta_1 \cdot \bar{\varepsilon}_{pl})$  beschreibt. Der Werkstoffparameter  $\theta_1$  beschreibt den Verlauf der Verfestigungskurve. Weitere Erweiterungen des Modells, bspw. zur Beschreibung der Hochtemperamentfestigung sind in (Autenrieth et al. 2008) zusammengefasst.

Weitere Beispiele für physikalisch-basierte Modelle sind das Modell nach Zerilli-Armstrong (Zerilli 2004) oder Bammann-Chesa-Johnson (Guo, Wen & Woodbury 2006). Eine detaillierte Übersicht über phänomenologische sowie physikalisch-basierte Modelle ist in (Melkote et al. 2017) bzw. (Schulze, Vöhringer & Halle 2017) gegeben.

## 2.4.2 Spanbildungssimulation

In einer Vielzahl von spanenden Fertigungsprozessen kommen Spanbildungssimulationen zum Einsatz. Dabei unterscheiden sich diese Simulationen in der modellierungstechnischen Umsetzung der Spanbildung und der Vernetzung, je nachdem ob geometrische Fragestellungen, wie eine qualitative Gratanalyse, oder Bauteilzustände Ziel der Untersuchung sind.

Für eine zweidimensionale Betrachtung des orthogonalen Schnitts von Ti6Al4V kommt bei (Zanger 2012) eine kontinuierliche Neuvernetzung zum Einsatz, um die Prozesskenngrößen, wie die Segmentspannbildung, genau abbilden zu können. Eine weitere Möglichkeit zur Abbildung der Zerspanung in einer FEM-Simulation ist die gekoppelte Euler-Lagrange-Formulierung. Dabei tritt bei der Euler-Formulierung keine Elementverzerrung auf. Eine hohe Elementzahl ist notwendig, da der gesamte Euler-Raum fein vernetzt werden muss, um eine ausreichende Ergebnisgenauigkeit bei der Zerspanung zu gewährleisten. (Puls 2015) nutzt diese Methode, um die durch die Zerspanung von C45 eingebrachte Wärmemenge in Abhängigkeit der Prozessstell- sowie Störgrößen zu berechnen.

Bei der dreidimensionalen Betrachtung des orthogonalen Schnitts von C45 wird von (Zanger, Boev & Schulze 2015) die kontinuierliche Neuvernetzung hin zu einer adaptiven Neuvernetzung weiterentwickelt. Für die simulative Gratanalyse beim Mikrofräsen von Ti6Al4V nutzt (Yadav et al. 2017) eine Elementdeaktivierung, was für eine qualitative Vorhersage eines entstehenden Grades ausreicht. Nachteilig ist hierbei jedoch die Vorhersagegenauigkeit von Bauteilzuständen in der Randschicht. Zur Umsetzung der

dreidimensionalen Bohrsimulation von 50CrMo4 nutzt (Klocke et al. 2011) deshalb eine kontinuierliche Neuvernetzung. Neuvernetzen kommt bei der Simulation des Drehens von Ti6Al4V zum Einsatz (Imbrogno et al. 2017), während (Aurich et al. 2014) auf eine Elementdeaktivierung zurückgreift. Letzter erhöht die Vorhersagegenauigkeit trotz Elementdeaktivierung durch ein lokal feines Netz und reduziert damit den Verlust von Ergebnisgrößen.

Eine detaillierte Übersicht zur simulativen Vorhersage der resultierenden Bauteilzustände, wie Eigenspannungen, Phasenumwandlungen oder Rauheiten nach spanenden Prozessen ist in (Arrazola et al. 2013) gegeben.

Neben der Prozessbeschreibung, dem Aufbau des Prozessverständnisses sowie der Vorhersage von Bauteilzuständen, kann eine FE-Simulation eingesetzt werden, um den abrasiven Werkzeugverschleiß vorherzusagen. Hierfür kann auf ein analytisches Modell nach (Usui, E., Shirakashi, T., Kitagawa, T. 1978) zurückgegriffen werden, um die Verschleißrate in Abhängigkeit des thermo-mechanischen Lastkollektivs sowie der tatsächlichen Kontaktgeschwindigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug vorherzusagen. Dieser Ansatz kam in zahlreichen Verschleißsimulationen zum Einsatz, wie (Yen et al. 2002; Klocke & Frank 2006; Schulze & Zanger 2011a).

Ein weiterer Ansatz zur Abschätzung des Werkzeugverschleißes wurde von (Takeyama & Murata 1963) vorgestellt. Darin wird der diffuse Werkzeugverschleiß in Abhängigkeit der Temperatur und der tatsächlichen Kontaktgeschwindigkeit berechnet. Diesen Ansatz verfolgten unter anderem (Filice et al. 2007) in der 2D-Simulation des orthogonalen Schnitts sowie (Attanasio et al. 2008a; Attanasio et al. 2008b) bei einer 3D-Simulation des Drehens.

Die Kombination der Berechnung von abrasiven und diffusem Verschleiß konnte die Vorhersagegenauigkeit des Werkzeugverschleißes verbessern (Attanasio & Umbrello 2009).

### **2.4.3 Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung**

Auch im Feld der mechanischen Oberflächenbehandlung kommen FE-Simulationen zum Einsatz, um ein tiefergehendes Prozess- und Mechanismenverständnis zu erlangen und Bauteilzustände vorherzusagen. So werden Simulationen dazu genutzt, um den Einfluss des Kugelstrahlens auf die mechanischen Lastkollektive und die daraus



resultierenden Bauteilzustände und -eigenschaften zu untersuchen (H-Gangaraj et al. 2011). (Gariépy, Miao & Lévesque 2017) nutzt die Simulation, um zu untersuchen, wie Prozessstellgrößen, wie der Strahlmitteldurchmesser oder die Strahlgeschwindigkeit, die Rauheit beeinflussen. Eine umfassende Zusammenfassung über die simulative Betrachtung des Kugelstrahlens durch analytische sowie 2D- und 3D-FE-Modelle ist in (Zimmermann, Klemenz & Schulze 2010) gegeben.

Bei MHP-Verfahren kommen, wie beim Kugelstrahlen, Simulationen zum Einsatz, um Bauteilzustände in Abhängigkeit der Prozessstellgrößen vorhersagen zu können. In (Klumpp et al. 2016) konnte mittels einer FE-Simulation vorhergesagt werden, dass sich beim Piezopeening von 42CrMo4 bei Einsatz von kryogenem Kühlmedium teils deutlich höhere Druckeigenstressungen einstellen, als es beim Piezopeening mit erhöhten Temperaturen der Fall ist. In (Oechsner, Wied & Stock 2014) wurden die Wechselwirkungen eines piezoelektrischen MHP-Verfahrens und der vorhergehenden Fräsbearbeitung hinsichtlich der resultierenden Rauheit untersucht. So können die beiden Prozessschritte dahingehend weiterentwickelt werden, um möglichst optimale Topographien herstellen zu können. Weiterhin kann simulationsgestützt ein elektromagnetisches MHP-Verfahren kinematisch abgebildet werden, um die Werkzeugkinematik in Abhängigkeit der Prozessstellgrößen zu durchdringen (Bleicher et al. 2012).

Das Festwalzen war in zahlreichen Arbeiten Gegenstand der Betrachtung. (Manochehrifar & Alasvand 2012) haben mit der FE-Simulation Zusammenhänge zwischen Überdeckung bzw. Festwalzkraft und den resultierenden Eigenspannungszuständen beim Festwalzen von Ti6Al4V untersucht. So kann der Effekt der höheren Druckeigenstressungen mit steigender Überdeckung sowie steigender Festwalzkraft in der Simulation abgebildet werden. In den Untersuchungen von (Trauth et al. 2013) wurde mit Hilfe der FE-Simulation ein Modell aufgebaut, um die Bauteilzustände von Inconel 718 vorherzusagen. (Grochala, Berczyński & Grządziel 2017) nutzten die FE-Simulation neben der Vorhersage von Bauteilzuständen nach dem Festwalzen von X42CrMo4 auch zur Abschätzung der plastischen Verformung. Dabei zeigte sich, dass beim Festwalzen charakteristische Eindrücke infolge der plastischen Verformung mithilfe der Simulation abgebildet werden können.

Bei der Analyse des Festreibens von Aluminium wurde die Simulation dazu genutzt, um die Prozesstemperaturen und Prozesskräfte abzuschätzen (Denkena et al. 2010). Dabei wird die Simulation dafür eingesetzt, den Wärmestrom in axialer und tangentialer

Richtung nach der Bearbeitung abzubilden bzw. die Evolution der Prozesskräfte über den Bearbeitungsweg vorherzusagen.

### **Fazit 2-5**

Die Prozesssimulation kann bei der Erlangung eines Prozess- und Mechanismenverständnisses sowohl für Zerspanungs- als auch mechanische Oberflächenbehandlungsprozesse unterstützen. Hierzu zählen neben der Vorhersage von Bauteilzuständen auch die oftmals schwer messbaren Prozesskenngrößen, wie die Prozesstemperatur in der Wirkzone. Eine weitere Zielgröße der Simulation ist die Modellierung des Werkzeugverschleißes. Damit ist es möglich, einsetzenden Werkzeugverschleiß vorherzusagen und in letzter Konsequenz durch geeignete Prozessstellgrößen zu kompensieren. Die Ergebnisqualität aller Simulationen hängt jedoch stets von den Eingangsgrößen ab. Aus diesem Grund sind insbesondere Werkstoffmodelle notwendig, die das Werkstoffverhalten im betrachteten Bereich möglichst ganzheitlich beschreiben.

## 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

### 3.1 Zielsetzung

Für die Herstellung hochbelasteter metallischer Bauteile sind in der Regel mehrere Prozessschritte erforderlich. Zu diesen zählt beispielsweise ein geometrieschaffender Zerspanungsprozess. Diesem folgt oftmals mit der mechanischen Oberflächenbehandlung ein weiterer zusätzlicher Prozessschritt, um geforderte Bauteileigenschaften, wie eine definierte Schwingfestigkeit, zu erreichen bzw. sicherzustellen. Aus den unterschiedlichsten Anwendungsgebieten und Anforderungen wurde eine Vielzahl von Verfahren zur mechanischen Oberflächenbehandlung entwickelt. So sind zur Nachbearbeitung von geschweißten Fügestellen an Bauwerken handgeführte Lösungen notwendig. Im Gegensatz dazu kommen hochautomatisierte Anlagen zur Nachbearbeitung von Bauteilen im Bereich Automotive und Aerospace zum Einsatz (Fazit 2-1).

Sowohl die Zerspanung als auch die mechanische Oberflächenbehandlung wirken sich auf die resultierenden Bauteilzustände in der Randschicht, wie bspw. die Rauheit, Verfestigung, Mikrostruktur und Eigenspannungszustände aus. Durch die Zerspanung ist es möglich, bei geeigneter Wahl der Prozessstellgrößen gezielt die Bauteilzustände zu verbessern. Auch durch die mechanische Oberflächenbehandlung können durch eine elastisch-plastische Verformung der Randschicht lebensdauersteigernde Bauteilzustände erreicht werden (Fazit 2-3).

Die Bauteilzustände beeinflussen unmittelbar die Schwingfestigkeit (Fazit 2-4). So können gezielt eingebrachte Druckeigenspannungen oder eine nanoskalige Mikrostruktur die Schwingfestigkeit steigern, während eine hohe Rauheit diese verringert.

Wegen des stetigen Strebens nach einer zeit- und kosteneffizienten Prozesskette existieren Forschungsansätze, um ausgewählte Prozessschritte in vorhergehende Prozessschritte zu integrieren. So wurde die Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung in Kombinationswerkzeugen vereint, um in einer Aufspannung das Bauteil ohne Werkzeugwechsel zu bearbeiten. Da diese Lösungen jedoch weiterhin Werkzeuge sowohl für die Zerspanung als auch mechanische Oberflächenbehandlung benötigen, wird derzeit untersucht, inwieweit das Zerspanungswerkzeug auch als Werkzeug für eine mechanische Oberflächenbehandlung eingesetzt werden kann. Die Möglichkeit, ein Zerspanungswerkzeug ebenfalls für eine mechanische Oberflächenbe-

handlung einzusetzen, gilt als vielversprechende Variante, wurde jedoch forschungsseitig nicht zuletzt aus Gründen der Prozessstabilität noch nicht vollständig untersucht (Fazit 2-2).

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges zur Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4. Dabei soll das Zerspanungswerkzeug so eingesetzt werden, dass zunächst die Zerspannung durchgeführt wird. Anschließend erfolgt die mechanische Oberflächenbehandlung, indem das Zerspanungswerkzeug mit geringer Zustellung entgegengesetzt zur Zerspannungsrichtung über die Bauteiloberfläche geführt wird. Die dadurch induzierte plastische Verformung soll lebensdauersteigernde Randschichtzustände zur Folge haben. Eine FEM-Simulation kommt unterstützend zum Einsatz, sodass neben dem Aufbau eines Mechanismenverständnisses auch belastungsoptimierte Schneidkantenmikrogeometrien entwickelt werden (Fazit 2-4).

Diese Kombination von Zerspannung und mechanischer Oberflächenbehandlung unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges wird im Folgenden *Komplementärzerspannung* genannt.

### 3.2 Vorgehensweise

Für die grundlegenden Untersuchungen zur Komplementärzerspannung wird der Modellwerkstoff Armco-Eisen (Reineisen) genutzt, um die grundsätzlichen Wirkzusammenhänge zwischen Prozessstellgrößen, Prozesskenngrößen sowie der resultierenden Bauteilzustände zu verstehen. Weiterhin werden diese Untersuchungen an dem technisch relevanten Vergütungsstahl 42CrMo4 durchgeführt. Diese Untersuchungen erfolgen am freien orthogonalen Schnitt.

Unterstützt werden die experimentellen Untersuchungen von einer FE-Simulation, da mit dieser oft schwer zu ermittelnde Prozesskenngrößen, wie die wirkenden Dehnraten während der plastischen Verformung, abgebildet werden können. So kann ein Mechanismenverständnis bei der Komplementärzerspannung erarbeitet werden.

Als Eingangsgröße für die FE-Simulation wird ein physikalisch-basiertes Werkstoffmodell zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von Armco-Eisen kalibriert. Die Identifizierung der für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens notwendigen Werkstoffpara-

meter erfolgt auf Grundlage von Zugversuchen bis zu einer Dehnrates von  $1000 \text{ s}^{-1}$ . Neben der FE-Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen werden weiterhin FE-Simulationen eingesetzt, um die thermo-mechanische Belastung der Schneidkantenmikrogeometrie bei der Komplementärzerspannung von 42CrMo4 abzuschätzen und daraus eine belastungsoptimierte Schneidkantenmikrogeometrie für die Komplementärzerspannung abzuleiten.

Aus diesen grundlegenden Untersuchungen werden Handlungsempfehlungen abgeleitet, wie werkstoffabhängig Prozessstellgrößen zu wählen sind, um lebensdauersteigernde Bauteilzustände zu erreichen. Diese Handlungsempfehlungen ermöglichen es, die Komplementärzerspannung auf einen technisch relevanten Drehprozess zu übertragen. Dabei wird der Vergütungsstahl 42CrMo4 bearbeitet. Die resultierenden Bauteilzustände werden jeweils nach den Prozessschritten Zerspanung und mechanischer Oberflächenbehandlung bewertet. Abschließend wird die Schwingfestigkeit von komplementärzerspannten rotationssymmetrischen Bauteilen aus 42CrMo4 bei Zug-Druckbeanspruchung untersucht.

## 4 Versuchsdurchführung

### 4.1 Prozessstrategie

Bei der Komplementärzerspanung erfolgt die mechanische Oberflächenbehandlung unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges unmittelbar nach der Zerspanung. Dabei wird nach der Zerspanung ohne Werkzeugwechsel die Bearbeitungsrichtung umgekehrt und mit der Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st}$  und der Zustellung  $a_p$  die Bauteiloberfläche in unveränderter Einspannung bearbeitet. Das gezielte in Kontakt bringen der Freifläche mit der Werkstückoberfläche sorgt aufgrund des extrem negativen Bearbeitungswinkels  $\gamma_{st}$  für eine elastisch-plastische Verformung der Bauteiloberfläche. Abbildung 4-1 zeigt schematisch die Eingriffsverhältnisse bei der Komplementärzerspanung.

Die von (Denkena et al. 2005) vorgenommene Beschreibung des Form-Faktors  $K$ , der die Schneidkantenmikrogeometrie anhand der Schneidkantensegmente  $S_\gamma$  und  $S_\alpha$  während der Zerspanung definiert, wird für die Komplementärzerspanung nicht geändert. Obwohl sich bei der Umkehr der Bearbeitungsrichtung streng genommen die Winkelbezeichnungen bzw. die Bezeichnung von Freifläche und Spanfläche ändern, wird bewusst auf eine angepasste Definition des Form-Faktors verzichtet. Dies ist zum einen damit begründet, dass sich das Werkzeug und die Werkzeugposition während der Komplementärzerspanung nicht ändern. Zum anderen ist damit bei der Betrachtung der Komplementärzerspanung und der eingesetzten Schneidkantenmikrogeometrie weiterhin eine eindeutige, bereits etablierte Definition der Schneidkantenmikrogeometrie sichergestellt.

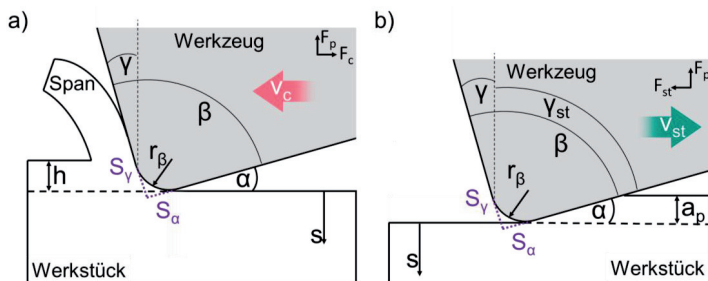


Abbildung 4-1: Schematische Darstellung der Eingriffsverhältnisse bei der Komplementärzerspanung im orthogonalen Schnitt

Sowohl die experimentelle als auch simulative Umsetzung der Komplementärzersetzung orientiert sich grundsätzlich an der Versuchskonzeption von (Klocke, Lung & Puls 2013; Puls, Klocke & Lung 2014) im orthogonalen Schnitt. Bei dieser stand jedoch die Untersuchung der Reibung beim Trockendrehen im Fokus. Dazu wurden zum einen weitaus höhere Bearbeitungstiefen realisiert. Zum anderen waren die resultierenden Bauteilzustände nicht Gegenstand der Untersuchung.

Der freie orthogonale Schnitt wird in einer Vielzahl von Untersuchungen als Analogieversuch verwendet, da er mit seinen Eingriffsbedingungen vollständig zweidimensional abgebildet werden kann. Somit können die Prozessstellgrößen, wie die Spannungsdicke oder die Schnittgeschwindigkeit, hinsichtlich ihrer Wirkung auf die wirkenden Prozesskenngrößen bzw. die resultierenden Bauteilzustände analysiert werden. Als eine weitere Anwendung ist die Analyse des Werkzeugverschleißes und reibungsbedingten Wechselwirkungen bei der Zersetzung zu nennen (Schulze & Zanger 2011a; Malakizadi et al. 2017). Aber auch die resultierenden Eigenspannungen können am orthogonalen Schnitt untersucht werden (Outeiro, Umbrello & M'Saoubi 2006; Agrawal & Joshi 2013). Weiteres Anwendungsfeld ist die Analyse der mikrostrukturellen Änderungen, d.h. etwaiger Phasenumwandlungen und Kornfeinungen (Umbrello & Filice 2009; Segebade, Zanger & Schulze 2016). Aber auch der Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie auf den Werkstofffluss kann mit dem orthogonalen Schnitt analysiert werden (Bassett, Köhler & Denkena 2012).

## 4.2 Versuchswerkstoffe und Probengeometrien

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Werkstoffe Armco-Eisen und 42CrMo4 verwendet. Armco-Eisen ist der Handelsname von technisch reinem Eisen. Die Reinheit ist mit der Güte 3 angegeben. Typische Anwendungen von Armco-Eisen sind unter anderem elektromagnetische Bauteile, die bei einer Magnetisierung eine hohe Induktion aufweisen müssen, elektrische Bauteile mit hoher elektrischer Leitfähigkeit oder magnetischer Abschirmung, wie Röntgengeräte. Aber auch als Eisenbasis für eine Schmelze niedriggekohlter, rost- und säurebeständiger Edelstähle kommt Armco-Eisen zum Einsatz (AK Steel 2018). Armco-Eisen stellt einen legierungstechnisch verhältnismäßig einfachen Werkstoff mit hoher Güte dar, bei dem Legierungselemente das Werkstoffverhalten nicht beeinflussen. Aus diesem Grund wird Armco-Eisen verwendet, um ein Prozess- und Mechanismenverständnis bei der Komplementärzersetzung zu erlangen.

Neben dem Modellwerkstoff Armco-Eisen kommt mit dem Vergütungsstahl 42CrMo4 weiterhin ein für die Komponentenfertigung im Maschinenbau relevanten Werkstoff zum Einsatz. Charakteristisch für 42CrMo4 sind eine hohe Festigkeit und Zähigkeit. Aus diesem Grund kann er für hochbeanspruchte Bauteile, wie zum Beispiel Achsschenkel, Kurbel- und Getriebewellen oder Zahnräder eingesetzt werden. Durch Vergüten können die Eigenschaften von 42CrMo4 an die Einsatzbedingungen in der Anwendung gezielt eingestellt werden. Der Vergütungsstahl 42CrMo4 wurde im Vergütungszustand V450 eingesetzt. Dafür wurde er nach 20 Minuten bei 840°C in Öl abgeschreckt und bei 450°C bei 120 Minuten angelassen.

Abbildung 4-2 zeigt die Gefüge von Armco-Eisen und 42CrMo4. Die Korngröße von Armco-Eisen liegt in der Größenordnung von 50 µm, während bei 42CrMo4 ein wesentlich feineres Gefüge mit einer Korngröße um 10 µm vorliegt. Die chemischen Zusammensetzungen der beiden Werkstoffe sind in Tabelle 1 angegeben.

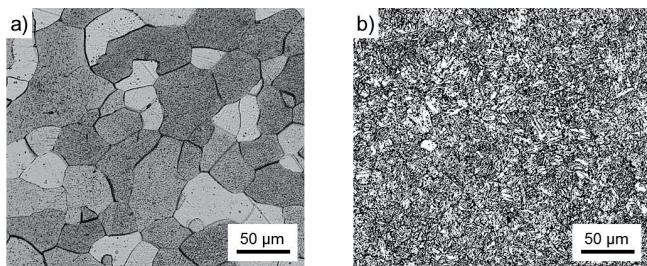


Abbildung 4-2: Gefüge Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b)

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung für Armco-Eisen und 42CrMo4 in Ma.-%

	Fe	C	Si	Mn	Cu	Cr	Ni	Al	Mo
Armco	Basis	0,003	0,016	0,076	0,011	0,019	0,013	0,007	0,001
42CrMo4	Basis	0,428	0,273	0,880	0,213	1,103	0,087	0,028	0,170

Für die Werkstoffcharakterisierung von Armco-Eisen im Temperaturbereich  $-150^{\circ}\text{C} \leq T \leq 700^{\circ}\text{C}$  kamen zwei Probengeometrien zum Einsatz. Die Probengeometrie für die quasistatischen Zugversuche ist in Abbildung 4-3 dargestellt. Bei diesen



Versuchen war die Dehnrate  $10^{-4} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ . Für die Untersuchungen des Werkstoffverhaltens bei höheren Dehnraten  $10^{+1} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{+4} \text{ s}^{-1}$  wurden Hochgeschwindigkeitszugversuche durchgeführt. Die hierfür eingesetzte Probengeometrie ist in Abbildung 4-4 dargestellt.

Für die Untersuchung der Zug-Druck-Schwingfestigkeit von Proben aus 42CrMo4, die mittels der Komplementärzersetzung bearbeitet wurden, kamen Rundproben mit der in Abbildung 4-5 dargestellten Probengeometrie zum Einsatz.

Die grundlegenden Untersuchungen der Komplementärzersetzung im orthogonalen Schnitt wurden an quaderförmigen Proben ( $80 \times 20 \times 4 \text{ mm}^3$ ) durchgeführt. Die Bearbeitung erfolgt dabei stets an der Längsseite, wodurch sich eine Bearbeitungslänge von 80 mm und eine Bearbeitungsbreite von 4 mm ergaben.

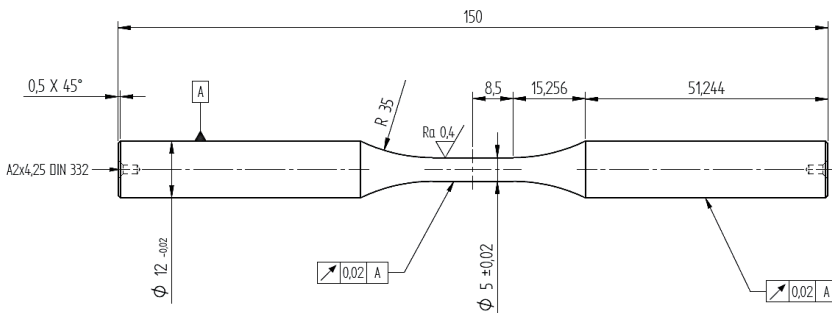


Abbildung 4-3: Probengeometrie für quasistatische Zugversuche, Maße in mm

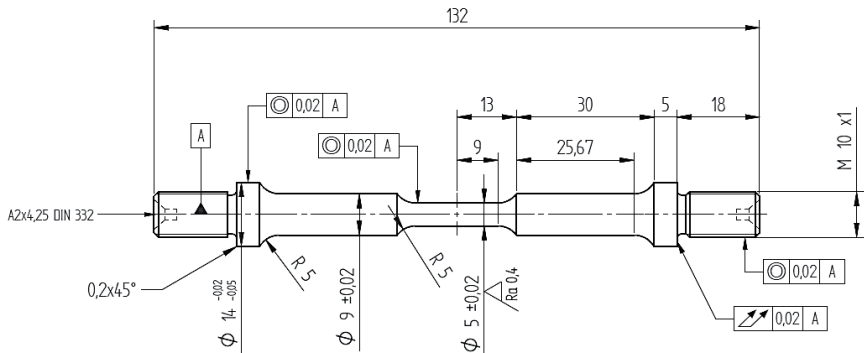


Abbildung 4-4: Probengeometrie für Hochgeschwindigkeitszugversuche, Maße in mm

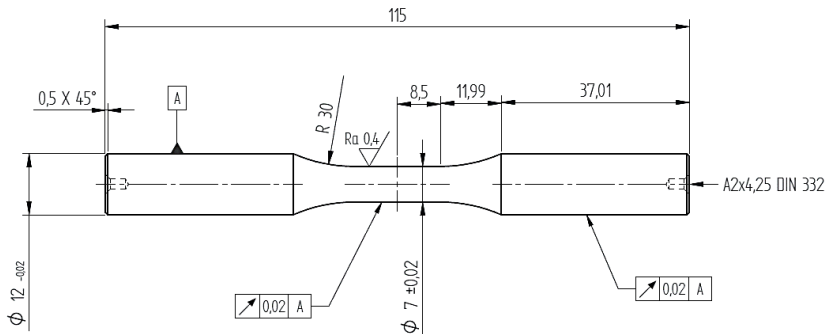


Abbildung 4-5: Probengeometrie für Schwingfestigkeitsuntersuchungen, Maße in mm

## 4.3 Versuchseinrichtungen

### Werkzeuge und Werkzeugpräparation

Für die Untersuchungen kamen Wendeschneidplatten der Fa. Walter AG zum Einsatz. Werkseitig wiesen die Wendeschneidplatten eine mittlere Schneidkantenverrundung von  $r_{\beta} = 40 \pm 10 \mu\text{m}$  auf. Die weiteren Werkzeugeigenschaften sind in Tabelle 2 zusammengefasst. Für die Untersuchungen der Komplementärzärspannung im orthogonalen Schnitt kam die Schneidkante mit einer Länge von 16,5 mm zum Einsatz. Für die Un-

tersuchungen beim Außenlängsdrehen wurde der gleiche Typ Wendeschneidplatte verwendet, um die werkzeugseitigen Wirkmechanismen des orthogonalen Schnitts möglichst vollständig übertragen zu können. Bei der Auswahl der Wendeschneidplatten wurde auf eine Beschichtung verzichtet, da eine Schneidkantenpräparation eine etwaige Beschichtung zerstört hätte.

*Tabelle 2: Werkzeugeigenschaften*

Typ	P8TN-6028833 WKM	
Anzahl der Schneiden	6	
Innenkreisdurchmesser	9,525 mm	
Plattendicke	4,76 mm	
Schneidkantenlänge	16,5 mm	
Schneideckenradius	0,4 mm	
Innenwinkel	60°	
Substrat	Kobalt	6 Ma-%
	Wolframkarbid	94 Ma-%
Härte	1580 HV3	
Dichte	14,96 g/cm <sup>3</sup>	
Beschichtung	keine	

Für die gezielte Schneidkantenkonditionierung, d.h. die gezielte Einstellung der Schneidkantenmikrogeometrie, wurden die Präparationsverfahren Bürsten und Streamfinish gewählt. Das Bürsten ist ein sehr effizientes Verfahren, um Schneidkanten gezielt zu bearbeiten. Abbildung 4-6 zeigt den schematischen Aufbau des Bürstens. Es kam eine einreihige Rundbürste der Fa. Lessmann mit einem Durchmesser von 70 mm zum Einsatz. Diese war mit mikroabrasivem Schleifnylon mit einer Borstenstärke von 0,6 mm besetzt. Das Schleifmittel war Siliciumcarbid (SiC). Die Rundbürste wurde mit einer konventionellen Standbohrmaschine mit einer Drehzahl von 1000 min<sup>-1</sup> angetrieben. Die zu bearbeitende Schneidkante war 2 mm ausgehend vom Radius der Rundbürste im Eingriff. Um nur eine Schneidkante zu bearbeiten, war die Wendeschneidplatte um  $\varphi = 5^\circ$  zur Mittelebene der Rundbürste versetzt. Je nachdem, ob Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  oder  $K < 1$  gewünscht waren, war die Drehrichtung  $\omega$  der Rundbürste mit oder entgegen dem Uhrzeigersinn.

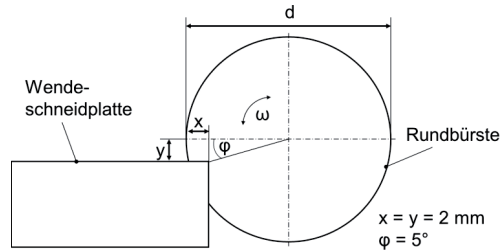


Abbildung 4-6: Schematischer Aufbau des Bürstens (Draufsicht)

Neben dem Bürsten kam für die Schneidkantenconditionierung das Streamfinish-Verfahren zum Einsatz. Hierfür stand eine Streamfinish-Anlage vom Typ SF1-68 der Fa. OTEC zur Verfügung. Die relevanten Leistungsdaten der Anlage zeigt Tabelle 3.

Abbildung 4-7 zeigt schematisch den Aufbau der Schneidkantenpräparation mittels Streamfinish. Die Wendeschneidplatten wurden bei einer Eintauchtiefe von 240 mm und einer Drehzahl von  $130 \text{ min}^{-1}$  bearbeitet. Je nach Orientierung der Wendeschneidplatte im Behälter ändern sich der Anströmwinkel infolge der Behälterdrehung und damit das Bearbeitungsergebnis.

Zur Herstellung von Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  wurde die Schneidkante um einen Winkel  $\varphi = +45^\circ$  gedreht und in dieser Orientierung fixiert. Dadurch wurde an der Schneidkante 2 ein Materialabtrag an der Freifläche provoziert. Bei dieser Orientierung änderte sich an Schneidkante 1 die Asymmetrie nicht; lediglich die Schneidkantenverrundung wurde erhöht. Bei einer Schneidkantenorientierung mit einem Winkel  $\varphi = -45^\circ$  konnten dagegen an Schneidkante 1 asymmetrische Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  konditioniert werden.

Beim Streamfinish korreliert die Bearbeitungsdauer mit der resultierenden Schneidkantenverrundung. Mit steigender Bearbeitungszeit können mit den entsprechenden Orientierungen Asymmetrien mit einem Form-Faktor  $0,2 \leq K \leq 2$  konditioniert werden.

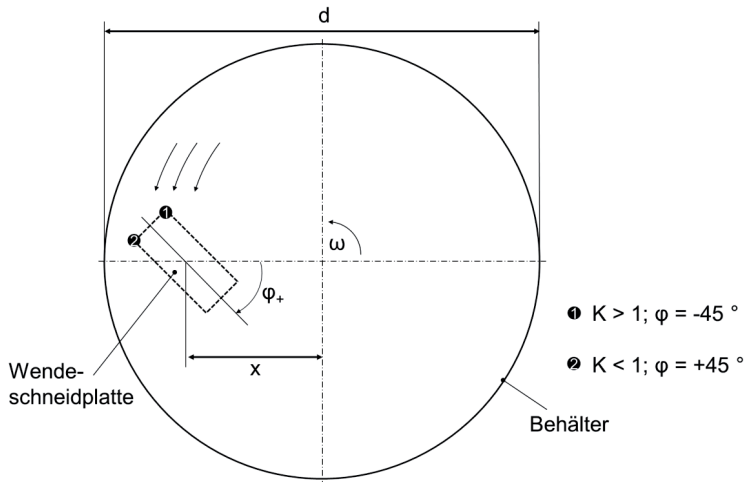


Abbildung 4-7: Schematischer Aufbau Streamfinish (Draufsicht)

Tabelle 3: Leistungsdaten OTEC SF1-68

Leistung	4 kW
Durchmesser Arbeitsbehälter	780 mm
Max. Drehzahl	$150 \text{ min}^{-1}$
Schleifmedium	QZ 1-3 W

### Orthogonaler Schnitt

Zur Realisierung des orthogonalen Schnitts standen zwei Versuchsstände zur Verfügung. Auf einer vertikalen Harträumzelle der Fa. Karl-Klink wurde ein Drehmeißel so aufgespannt, dass die Bearbeitung mittels der Schneidkante der Wendeschneidplatten umgesetzt werden konnte. Abbildung 4-8 zeigt den schematischen Versuchsaufbau. Die Zustellung wurde über eine lineare Achse realisiert, die auf einer Kraftmessplattform fixiert war. Auf dem vertikal verfahrbaren Schlitten wurden die quaderförmigen Proben aus Armco-Eisen und 42CrMo4 über eine Einspannung reibschlüssig fixiert. Die Richtung der Schlittenbewegung definierte den betrachteten Prozessschritt, d.h. Zerspanung oder mechanische Oberflächenbehandlung. Die technischen Daten der Harträumzelle sind in Tabelle 4 angegeben. Die Messung der während der Bearbeitung

resultierenden Prozesskräfte erfolgte mittels eines Mehrkomponentendynamometers vom Typ Z 3393 der Fa. Kistler.

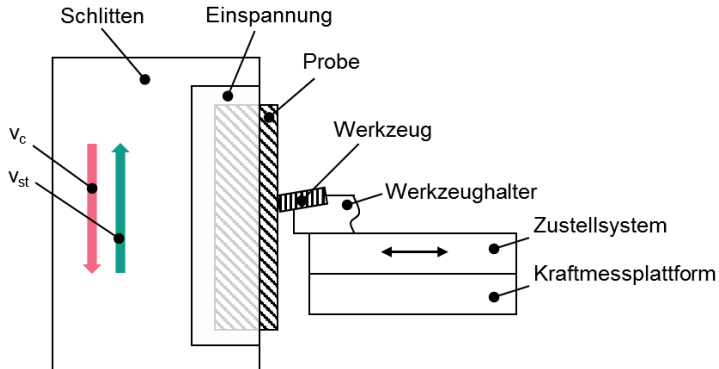


Abbildung 4-8: Schematischer Versuchsaufbau Harträumzelle

Tabelle 4: Leistungsdaten KKN Harträumzelle

Antrieb	Elektrischer Linearantrieb
Leistung	3,6 kW
Max. Kraft	11,7 kN
Beschleunigung	5,4g = 52,974 ms <sup>-2</sup>
Max. Geschwindigkeit	200 m/min
Arbeitshub	650 mm
Kühlung	keine

Neben der Harträumzelle stand ein 5-Achs-Bearbeitungszentrum vom Typ NBH 630 MT der Fa. MAG zur Verfügung. Abbildung 4-9 zeigt den schematischen Versuchsaufbau. Hierfür wurde der gleiche wie für die Harträumzelle genutzte Drehmeißel mit Wendeschneidplatte über ein angepasstes HSK100-Element in die Spindel eingespannt. Die quaderförmige Probe war auf dem Rundtisch am äußersten Radius reibschlüssig fixiert. Durch Rotation der B-Achse wurde so ein orthogonaler Schnitt realisiert. Über die Drehrichtung  $\omega_c$  bzw.  $\omega_{st}$  wurde der Prozessschritt, d.h. die Zerspanung oder die mechanische Oberflächenbehandlung, definiert. Die Zustellung wurde über das Verfahren des Rundtisches realisiert. Da mit der quaderförmigen Probe zunächst jedoch

kein kontinuierlicher orthogonaler Schnitt möglich war, wurde diese in einem Schruppprozess vorbereitet und eine, wenn auch geringe, Rundung in die Probe eingebracht. Die technischen Daten des 5-Achs-Bearbeitungszentrums sind in Tabelle 5 angegeben.

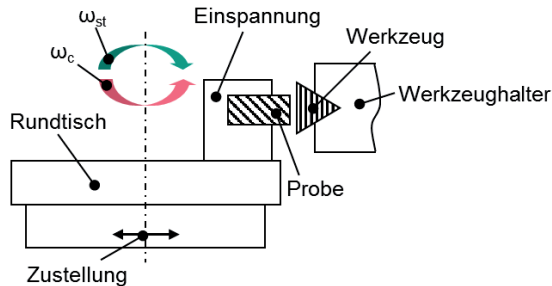


Abbildung 4-9: Schematischer Versuchsaufbau 5-Achs-Bearbeitungszentrum

Tabelle 5: Leistungsdaten MAG NBH

Antriebsleistung (100% ED)	30 kW
Arbeitsbereich (X-/Y-/Z-Achse)	1000 / 850 / 1150 mm
Max. Drehzahl Spindel	10.000 $\text{min}^{-1}$
Drehmoment (100% ED)	286 Nm
Schwenkbereich Spindel	0 bis $-225^\circ$
Max. Drehzahl B-Achse	800 $\text{min}^{-1}$
Durchmesser Rundtisch	800 mm

### Außenlängsdrehen

Das Außenlängsdrehen erfolgte an einem CNC-Dreh-Fräszentrum G200 der Fa. Index-Werke. Dieses Dreh-Fräszentrum besitzt eine Y/B-Achse, um schräge, nichtaxiale Dreh- und Fräsbearbeitung durchführen zu können. Mit den baugleichen Haupt- und Gegenspindeln ist eine Komplettbearbeitung möglich. Wichtige technische Daten des CNC-Dreh-Fräszentrums sind in Tabelle 6 angegeben.

Tabelle 6: Leistungsdaten Index G200

Leistung (100% ED)	32 kW
Max. Drehzahl	6000 min <sup>-1</sup>
Drehmoment (100% ED)	125 Nm
Max. Futterdurchmesser	165 mm

### Charakterisierung des Werkstoffverhaltens

Zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens konnte auf den Maschinenpark des Instituts für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde (IAM-WK) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) zurückgegriffen werden.

Die quasistatischen Zugversuche mit einer Dehnrates  $10^{-4} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  wurden mit einer servohydraulischen Zug-Druck-Prüfmaschine vom Typ 8803 der Fa. Instron mit einer Maximalkraft von 250 kN durchgeführt. Versuchstemperaturen oberhalb der Raumtemperatur wurden mittels einer induktiven Heizung eingestellt. Die kryogene Kühlung zur Einstellung von Versuchstemperaturen bis  $-150^\circ\text{C}$  wurde durch eine Kühlvorrichtung aus Messing realisiert, die mit flüssigem Stickstoff durchflossen war.

Zur Umsetzung der Hochgeschwindigkeitszugversuche kam eine servohydraulische Schnellzerreißmaschine Amsler HTM5020 der Fa. Zwick/Roell zum Einsatz. Die maximale Kolbenkraft lag bei 50 kN, die maximale Kolbengeschwindigkeit bei 20 m/s. Die Versuchstemperaturen wurden, wie bei den quasistatischen Zugversuchen mittels induktiver Heizung bzw. kryogener Kühlung über Kühlkörper aus Messing durchgeführt. Das eingesetzte Kühlmedium war ebenfalls flüssiger Stickstoff.

## 4.4 Analysetechnik

### Schneidkantenmikrogeometrie

Die Schneidkantenmikrogeometrie wurde mit dem Tastschnittverfahren taktill unter Einsatz eines Konturenmessgeräts MarSurf XCR20 der Fa. Mahr, ausgestattet mit einem Vorschubgerät MarSurf PCV 200 durchgeführt. Die relevanten technischen Daten sind in Tabelle 7 zusammengefasst.

Zur Analyse der Schneidkantenmikrogeometrie wurde die theoretische Spitze der Schneidkante bestimmt, die sich durch den Schnittpunkt der beiden Ausgleichsgeraden an Span- und Freifläche ergibt (vgl. Abbildung 4-10). Die Schneidkantensegmente  $S_y$



und  $S_\alpha$  an Span- und Freifläche ergeben sich als Abstand zwischen der theoretischen Spitze und den Ablösepunkten der Geraden von der Span- und Freifläche. Der Formfaktor  $K$  ergibt sich aus dem Verhältnis der Schneidkantensegmente  $S_\gamma$  und  $S_\alpha$ .

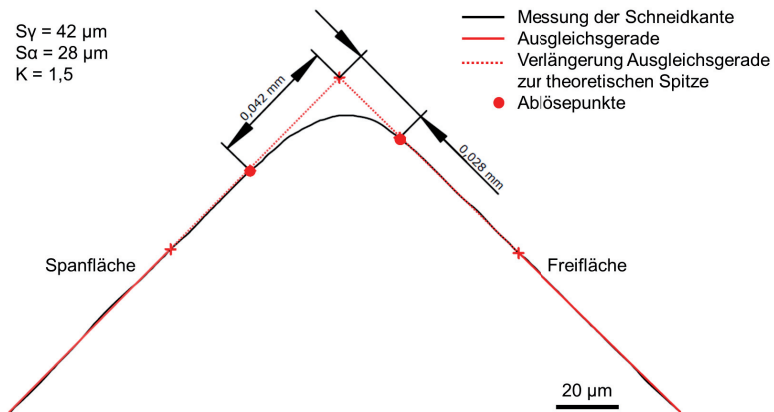


Abbildung 4-10: Analyse der Schneidkantenmikrogeometrie

Tabelle 7: Technische Daten MarSurf XCR20, Konturmessung

Tastarmlänge	175 mm
Tastspitzenradius	2,5 µm
Messgeschwindigkeit	0,2 bis 0,4 mm/s
Auflösung	0,38 µm
Messkraft	1 mN bis 120 mN

## Topographie

Die Topographie wurde mit dem Tastschnittverfahren taktil unter Einsatz eines Konturenmessgeräts MarSurf XCR20 der Fa. Mahr durchgeführt. Dabei kam das Rauheitsvorschubgerät MarSurf GD 25 zum Einsatz. Die relevanten technischen Daten sind in Tabelle 8 angegeben.

Die resultierenden Topographien wurden bei den Proben aus dem orthogonalen Schnitt in Bearbeitungsrichtung an je drei Positionen gemessen. Bei den rotationssymmetrischen Proben erfolgten diese Messungen axial. Die Rauheitskennwerte wurden nach (DIN EN ISO 4287) ausgewertet.

*Tabelle 8: Technische Daten MarSurf XCR20, Rauheitsmessung*

Messbereich	$\pm 25, \pm 250 \mu\text{m}$
Tastspitzenradius	$2 \mu\text{m}$
Taststrecke	0,56 bis 56 mm
Messgeschwindigkeit	0,1 mm/s

Neben der taktilen Vermessung der Topographie kam ein konfokales Lichtmikroskop der Firma Nanofocus zum Einsatz, um die rotationssymmetrischen Proben zu vermessen. Mit dem System können dreidimensionale Strukturen und Geometrien im Mikro- und Nanometerbereich analysiert werden. Mittels Stitching konnten Flächen von  $0,8 \times 2,7 \text{ mm}$  vermessen werden. Die flächenanteiligen Höhenparameter wurden nach ISO 25178 analysiert.

## **Metallographie**

Für die mikrostrukturellen Analysen wurden aus den bearbeiteten Bauteilen Proben mittels EDM entnommen, um den thermischen Eintrag und damit eventuell einhergehende mikrostrukturelle Änderungen zu minimieren.

Die metallographischen Analysen erfolgten am Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde (IAM-WK) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT). Dort wurden die Proben in einem aushärtbaren Kunststoff eingebettet und halbautomatisch mit einer  $1 \mu\text{m}$  Schleifsuspension poliert. Für die anschließende Ätzung kam Nital 2% zum Einsatz. Die Ätzdauer war für Armco-Eisen 30, für 42CrMo4 zwei Sekunden. Die Schliiffbilder wurden mit einem Auflichtmikroskop Aristomet der Fa. Leitz durchgeführt.

Am Laboratorium für Elektronenmikroskopie (LEM) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) wurden durch Dr. Müller mit der Focussed Ion Beam (FIB) Technik mikrostrukturelle Aufnahmen der Randschicht durchgeführt. Zum Einsatz kam ein dual-beam FIB/REM System vom Typ FEI Strata 400 STEM. Damit wird mit einem fokus-

sierten 30 keV Ga<sup>+</sup>-Ionenstrahl eine ionenoptische Säule erzeugt. Die lokale Abscheidung von Platin, Wolfram, SiO<sub>2</sub> und Kohlenstoff wird durch ein Gasinjektionssystem sichergestellt. Die Kornstruktur wird durch Ionen-induziertes Channeling abgebildet.

### **Mikrohärte**

Die Messungen der Mikrohärte nach Vickers erfolgten am Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde (IAM-WK) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) mit einem Härteprüfgerät Q10A+ der Fa. Qness. Die Bestimmung der Mikrohärte nach Vickers erfolgte nach der DIN EN ISO 6507.

### **Eigenspannungen**

Die Eigenspannungsmessungen wurden durch Dr. Gibmeier am Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (IAM-WK) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) durchgeführt. Dabei kam wie schon bereits in (Ambrosy 2015) und (Lienert 2017) beschrieben folgende Versuchseinrichtung und -durchführung zum Einsatz:

Mittels eines  $\psi$ -Diffraktometers der Bauart „Karlsruhe“ wurden röntgenographisch nach dem  $\sin^2\psi$ -Verfahren die Eigenspannungen in der Randschicht bestimmt. Hierfür wurde mit einem Kippwinkel  $\psi = \pm 60^\circ$  an den {211}-Gitterebenen des  $\alpha$ -Eisens mit Vanadiumgefilterter CrK $\alpha$ -Strahlung gemessen. Im Bereich von  $2\theta = 148^\circ$  bis  $2\theta = 166^\circ$  wurde in  $0,15^\circ$ -Schritten gemessen. Bei den Messungen kam eine Doppellochblende mit einem Durchmesser von 0,5 mm zum Einsatz.

Unter der Annahme eines isotropen Materialverhaltens erfolgte die Auswertung mit den röntgenographischen Werten  $E_{\{211\}} = 220$  GPa für den Elastizitätsmodul und  $\nu_{\{211\}} = 0,28$  für die Querkontraktionszahl. Die Messdaten wurden durch einen linearen Untergrundabzug korrigiert. Anschließend erfolgte eine Anpassung der Röntgeninterferenzlinien unter Verwendung einer Doppel-Peak Pearson VII-Funktion unter Berücksichtigung des K $\alpha$ -Doublets zur Separierung des K $\beta$ -Anteils.

An den quaderförmigen Proben erfolgte die Eigenspannungsmessung infolge der schmalen Probenbreite in Richtung der Bearbeitungsrichtung. Bei den rotationssymmetrischen Proben wurden die Eigenspannungen in axialer und tangentialer Richtung ausgewertet.

### **Schwingfestigkeit**

Zur Analyse der Schwingfestigkeit der komplementärgedrehten Proben konnte auf eine servohydraulische Prüfmaschine am Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (IAM-WK) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) zurückgegriffen werden. Der Aufbau der Prüfmaschine war nach eigener Bauart mit einer Genauigkeitsklasse gemäß EN ISO 7500-1 = 0,5 und einer maximalen Kraft von 63 kN. Die zyklischen spannungskontrollierten Zug-Druck-Wöhlerversuche wurden mit einem Lastverhältnis von  $R = -1$  und der Bruchlastspielzahl von  $N = 10^7$  durchgeführt. Die Prüffrequenz betrug 50 Hz.

Die Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche erfolgte mit der  $\arcsin\sqrt{P}$ -Methode bei den Bruchwahrscheinlichkeiten  $P_{\text{Bruch}} = 5, 50$  und  $95\%$  (Dengel 1975).

## 5 FEM-Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung

### 5.1 Werkstoffmodellierung

Bei der Modellierung von Fertigungsprozessen, wie der Zerspanung, sind Werkstoffmodelle mit einer Gültigkeit über große Bereiche von Temperatur  $T$ , Dehnrate  $\dot{\varepsilon}$  und Dehnung  $\varepsilon$  notwendig. Zur Beschreibung der Fließspannung kommt in dieser Arbeit ein isotropes Fließspannungsmodell nach Vöhringer und Voce mit einem Fließkriterium nach von Mises zum Einsatz (Tomé et al. 1984; Voce 1948; Autenrieth 2009). Wie in (Autenrieth 2009) beschrieben, definiert das Modell die Fließspannung  $\sigma_F$  als Summe aus einem thermischen Anteil  $\sigma^*(T, \dot{\varepsilon})$  und einem athermischen Anteil  $\sigma_G$ :

$$\sigma_F = \sigma^* + \sigma_G \quad \text{Formel 5-1}$$

$$\sigma_F = \sigma_0^* \cdot \left(1 - \left(\frac{T}{T_0}\right)^n\right)^m + \left(\sigma_{G0} + (\sigma_1 + \theta_1 \cdot \bar{\varepsilon}_p) \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{\theta_1 \cdot \bar{\varepsilon}_p}{\theta_0}\right)\right)\right) \cdot \frac{G(T)}{G(0K)} \cdot g(T, T_{tr}) \quad \text{Formel 5-2}$$

Der thermische Anteil  $\sigma^*(T, \dot{\varepsilon})$  berücksichtigt kurzreichende Versetzungshindernisse abhängig von der Temperatur, der Dehnrate und den Werkstoffkonstanten  $n$  und  $m$ . Sinkende Temperatur und steigende Dehnrate erhöht den thermischen Anteil  $\sigma^*(T, \dot{\varepsilon})$  (vgl. Abbildung 2-4). Oberhalb der Temperatur  $T_0$  wird die Fließspannung nicht mehr von dem thermischen Anteil beeinflusst.  $T_0$  ist definiert als:

$$T_0 = \frac{\Delta G_0}{k_B \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}_{pl}}\right)} \quad \text{Formel 5-3}$$

mit der freien Aktivierungsenthalpie  $\Delta G_0$  und der Boltzmann-Konstante  $k_B$ .

Weitreichende Versetzungshindernisse werden durch den athermischen Anteil  $\sigma_G$  berücksichtigt. Dieser ist weitgehend unabhängig von der Temperatur und berücksichtigt den Schubmodul  $G$ . Dieser wird beschrieben mit

$$G(T) = \frac{E(T)}{2 \cdot (1 + \nu(T))} \quad \text{Formel 5-4}$$

Die Beschreibung des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls  $E$  mit den Konstanten  $e_1$  und  $e_2$  sowie der Querkontraktionszahl  $\nu$  mit der Konstante  $\Delta\nu$  basieren auf (Richter 1983):

$$E = E(273K) + e_1 \cdot (T - 273K) + e_2 \cdot (T - 273K)^2 \quad \text{Formel 5-5}$$

$$\nu(T) = \nu(273K) + \Delta\nu \cdot (T - 273K) \quad \text{Formel 5-6}$$

Eine Hochtemperaturrentfestigung wird durch den Term  $g(T, T_{tr})$  abhängig von der Übergangstemperatur  $T_{tr}$  beschrieben.  $g(T, T_{tr})$  ist definiert als 1 für  $T \leq T_{tr}$ . Für  $T > T_{tr}$  gilt hingegen:

$$g(T, T_{tr}) = \left( 1 - \left( \frac{T - T_{tr}(\bar{\dot{\epsilon}}_p)}{T_m - T(\bar{\dot{\epsilon}}_p)} \right)^{\xi} \right)^{\zeta} \quad \text{Formel 5-7}$$

mit

$$T_{tr}(\bar{\dot{\epsilon}}_p) = \vartheta_0 + \Delta\vartheta \cdot \ln \left( 1 + \frac{\bar{\dot{\epsilon}}_p}{\dot{\epsilon}_n} \right) \quad \text{Formel 5-8}$$

und den Werkstoffkonstanten  $\vartheta_0$ ,  $\Delta\vartheta$ ,  $\xi$ ,  $\zeta$  sowie der Schmelztemperatur  $T_m$ .

Das Werkstoffmodell wurde in zahlreichen Arbeiten für den Vergütungsstahl 42CrMo4 kalibriert und validiert (Klemenz 2009; Michna 2014; Ambrosy 2015). Zur Kalibrierung des Werkstoffmodells für den neu betrachteten Werkstoff Armco-Eisen wurden quasi-statische sowie Hochgeschwindigkeitszugversuche im Dehnratenbereich von  $10^{-4} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{+3}$  im Temperaturbereich von  $-150^\circ\text{C} \leq T \leq 700^\circ\text{C}$  durchgeführt. Dabei wurden alle Versuche mindestens dreifach durchgeführt.

In Abbildung 5-1 sind für verschiedene Temperaturen bei konstanter Dehnrates  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  charakteristische wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven repräsentativ dargestellt. Im Temperaturbereich  $-150^\circ\text{C} \leq T \leq 20^\circ\text{C}$  bildet sich eine obere und untere Streckgrenze aus. Deren Ursache ist auf die Wechselwirkung von Versetzungen und eingelagerten Fremdatomen, die die Versetzungsbewegung behindern, zurückzuführen (Hahn 2015). Anschließend folgt ein Lüdersdehnungsverlauf. Dieser ist bei Temperaturen  $T \geq 300^\circ\text{C}$  nicht mehr festzustellen. Des Weiteren ist ein deutliches Absinken der Fließspannung infolge der hohen Versuchstemperaturen zu erkennen.

Abbildung 5-2 zeigt einen repräsentativen Verlauf der Fließspannung bei einsetzender plastischer Verformung über die Temperatur. Insbesondere bei niedrigen Versuchstemperaturen  $T < 20^\circ\text{C}$  steigen die Fließspannungen mit sinkenden Versuchstemperaturen deutlich, während im Temperaturbereich  $20^\circ\text{C} \leq T \leq 300^\circ\text{C}$  ein Absinken der Fließspannung mit steigender Temperatur moderat ausfällt. Bei weiter steigender Temperatur sinkt die Fließspannung nochmals weiter ab.

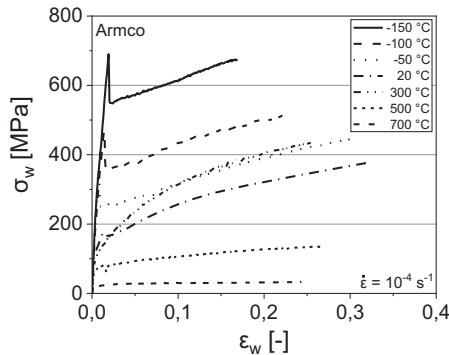


Abbildung 5-1: Repräsentative wahre Spannungs-Dehnungskurven bei konstanter Dehnrate  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und unterschiedlichen Versuchstemperaturen für Armco-Eisen

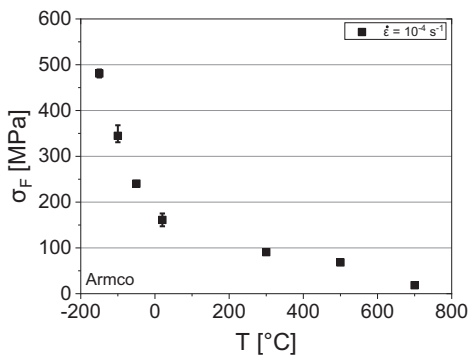


Abbildung 5-2: Repräsentative Darstellung der Fließspannung  $\sigma_F$  in Abhängigkeit der Temperatur bei konstanter Dehnrate  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  für Armco-Eisen

Um die Fließspannung für alle Temperatur- und Dehnratenbereiche ganzheitlich beschreiben zu können, wurden die Werkstoffparameter aus o.g. Fließspannungsmodell ermittelt. Hierfür kam die Methode der kleinsten Fehlerquadrate zum Einsatz. In Tabelle 9 sind die dadurch ermittelten Werkstoffparameter für Armco-Eisen dargestellt.

Tabelle 9: Werkstoffparameter zur Beschreibung der Fließspannung für Armco-Eisen

Thermischer Anteil			
$\sigma_0^*$ [MPa]	2936	$m$ [-]	3,5
$\dot{\epsilon}_0$ [ $s^{-1}$ ]	$1,239 \cdot 10^6$	$n$ [-]	0,6
$\Delta G_0$ [J]	$1,255 \cdot 10^{-19}$	$k_B$ [ $JK^{-1}$ ]	$1,381 \cdot 10^{-23}$
Athermischer Anteil			
$\sigma_{G0}$ [MPa]	250	$\theta_0$ [MPa]	9
$\sigma_1$ [MPa]	420	$\theta_1$ [MPa]	22
$E(273K)$ [MPa]	225	$\nu(273K)$ [-]	0,27
$e_1$ [ $MPaK^{-1}$ ]	$-3,64 \cdot 10^{-1}$	$e_2$ [ $MPaK^{-2}$ ]	$-1,05 \cdot 10^{-4}$
$\Delta \nu$ [ $K^{-1}$ ]	$3,683 \cdot 10^{-6}$		
Hochtemperaturentfestigung			
$\vartheta_0$ [K]	837	$\vartheta_1$ [K]	967
$\xi$ [MPa]	3	$\zeta$ [MPa]	310,3
$T_s$ [K]	1809		

In Abbildung 5-3 sind die experimentell ermittelten den berechneten Fließspannungen gegenübergestellt. Im Temperaturbereich  $-150^\circ\text{C} \leq T \leq 20^\circ\text{C}$  zeigt sich sowohl für die quasistatischen Zugversuche mit  $\dot{\epsilon} \leq 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  (Abbildung 5-3a) als auch für die Hochgeschwindigkeitsversuche mit  $\dot{\epsilon} > 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  (Abbildung 5-3b) eine gute Übereinstimmung mit leichter Tendenz zur Überschätzung der Fließspannung. Diese Überschätzung wird im weiteren Verlauf insbesondere für die quasistatischen Zugversuche deutlich, während für hohe Dehnraten die ermittelten Werkstoffparameter eine ausreichend genaue Lösung darstellen. Ebenfalls wird die bei hohen Temperaturen einsetzende Hochtemperaturentfestigung beschrieben.

Den mit den ermittelten Werkstoffparametern charakteristischen temperaturabhängigen Verlauf der Fließspannung für sehr niedrige und sehr hohe Dehnraten  $10^{-4} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{+4} \text{ s}^{-1}$  zeigt Abbildung 5-4. Neben der Dehnratenabhängigkeit zeigt die Darstellung die theoretische Fließspannung bei  $T = 0 \text{ K}$  sowie die einsetzende Entfestigung



bei vergleichsweise geringen Dehnraten  $\dot{\epsilon} \leq 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . Diese Entfestigung wird bei hohen Dehnraten  $\dot{\epsilon} > 10^0 \text{ s}^{-1}$  im betrachteten Temperaturfenster mit der Modellrechnung nicht vorhergesagt.

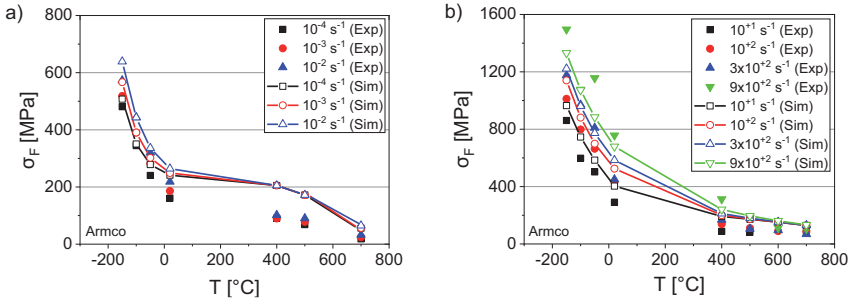


Abbildung 5-3: Vergleich der Fließspannungen (experimentell und simuliert) für quasi-statische (a) und Hochgeschwindigkeitsversuche (b) für Armco-Eisen, nach (A\_Peric 2015)

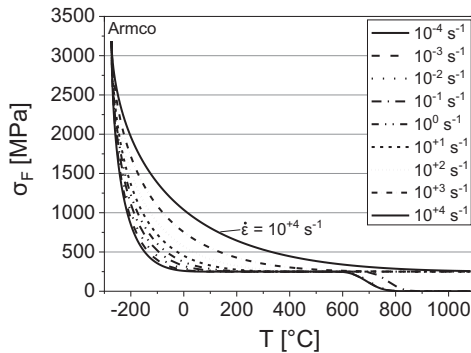


Abbildung 5-4: Berechnete temperaturabhängige Fließspannung  $\sigma_F$  in Abhängigkeit der Dehnrate für Armco-Eisen

Die Gültigkeit der ermittelten Werkstoffparameter kann zusätzlich mit einem Vergleich zwischen einer experimentell ermittelten und einer berechneten Spannungs-Dehnungs-Kurve gezeigt werden. Hierfür wurde ein einfacher 2D-Zugversuch simuliert (Abbildung

5-5). Mit der Symmetrieebene wurde eine axialsymmetrische Zugprobe mit einem Durchmesser  $d = 2 \text{ mm}$  simuliert. Die verwendeten temperaturabhängigen Werkstoffparameter Elastizitätsmodul  $E$ , Querkontraktionszahl  $\nu$ , Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  sowie spezifische Wärmekapazität  $c_p$  sind in Tabelle 10 gegeben. Unter Vernachlässigung der Lüdersdehnung zeigt die Gegenüberstellung in Abbildung 5-6 eine sehr gute Übereinstimmung. Lediglich ab einer Dehnung von  $\varepsilon > 0,05$  kommt es zu einer leichten Überschätzung der Verfestigung, die infolge der geringen Abweichung zu den experimentellen Messdaten als marginal einzustufen ist.

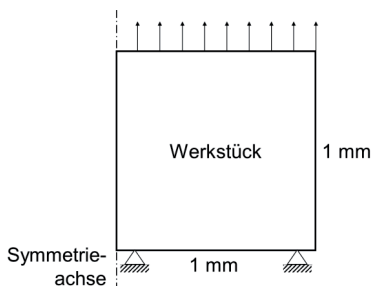


Abbildung 5-5: Aufbau Zugversuch

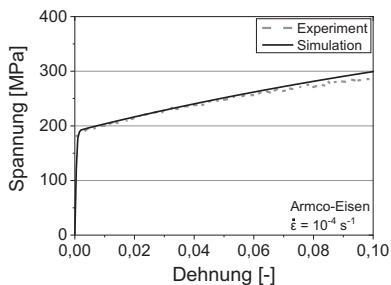


Abbildung 5-6: Spannungs-Dehnungs-Kurve (Experiment und Simulation) eines Zugversuches bei  $\dot{\varepsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und Raumtemperatur für Armco-Eisen

Tabelle 10: Übersicht der verwendeten Werkstoffparameter für Armco-Eisen und 42CrMo4

T [°C]	Werkstoff	E [GPa]	$\nu$ [-]	$c_p$ [kJ/kgK]	$\lambda$ [W/mK]
20	Armco	213 <sup>a)</sup>	0,284 <sup>a)</sup>	0,451 <sup>a)</sup>	83 <sup>a)</sup>
	42CrMo4	215 <sup>b)</sup>	0,283 <sup>b)</sup>	0,461 <sup>c)</sup>	42,6 <sup>d)</sup>
100	Armco	207 <sup>a)</sup>	0,286 <sup>a)</sup>	0,465 <sup>a)</sup>	72 <sup>a)</sup>
	42CrMo4			0,485 <sup>c)</sup>	42,6 <sup>d)</sup>
200	Armco	197 <sup>a)</sup>	0,291 <sup>a)</sup>	0,485 <sup>a)</sup>	64 <sup>a)</sup>
	42CrMo4			0,5 <sup>c)</sup>	41,5 <sup>d)</sup>
300	Armco	184 <sup>a)</sup>	0,293 <sup>a)</sup>	0,505 <sup>a)</sup>	57 <sup>a)</sup>
	42CrMo4	195 <sup>b)</sup>	0,293 <sup>b)</sup>	0,51 <sup>c)</sup>	
400	Armco	169 <sup>a)</sup>	0,297 <sup>a)</sup>	0,525 <sup>a)</sup>	50,5 <sup>a)</sup>
	42CrMo4			0,53 <sup>c)</sup>	36,3 <sup>d)</sup>
500	Armco	152 <sup>a)</sup>	0,304 <sup>a)</sup>	0,55 <sup>a)</sup>	45 <sup>a)</sup>
	42CrMo4	179 <sup>b)</sup>	0,304 <sup>b)</sup>	0,56 <sup>c)</sup>	
600	Armco	134 <sup>a)</sup>	0,312 <sup>a)</sup>	0,58 <sup>a)</sup>	39,5 <sup>a)</sup>
	42CrMo4			0,59 <sup>c)</sup>	27,9 <sup>d)</sup>
700	Armco	113 <sup>a)</sup>			34 <sup>a)</sup>
	42CrMo4	156 <sup>b)</sup>	0,325 <sup>b)</sup>		
800	Armco	89 <sup>a)</sup>		0,66 <sup>a)</sup>	29 <sup>a)</sup>
	42CrMo4				24 <sup>d)</sup>
900	Armco	64 <sup>a)</sup>		0,66 <sup>a)</sup>	29,5 <sup>a)</sup>
	42CrMo4		0,335 <sup>b)</sup>		
1000	Armco	37 <sup>a)</sup>		0,66 <sup>a)</sup>	28 <sup>a)</sup>
	42CrMo4				

<sup>a)</sup> (Richter 1973), <sup>b)</sup> (Miokovic 2005),

<sup>c)</sup> (Werkstofftechnik GmbH 2012), <sup>d)</sup> (Schwenk 2012)

## 5.2 Modellierung in Abaqus/Standard

### 5.2.1 Zerspanung

Für die Zerspanungssimulation in Abaqus/Standard wurde eine von bereits (Ambrosy 2015) eingesetzte und für den orthogonalen Schnitt validierte 2D-FEM-Zerspanungssimulation zurückgegriffen, deren Ansatz und technische Umsetzung auf (Schulze & Zanger 2011b; Autenrieth 2009; Zanger 2012) zurückzuführen sind. Eine kontinuierliche Neuvernetzung ermöglicht die Spannbildung ohne Elementlöschung, indem der Werkstückwerkstoff um das Werkzeug fließt und dabei alle 5  $\mu\text{m}$  neuvernetzt wird. Daraus folgt ein stets verzerrungsfreies Netz mit Elementen vom Typ CPE4T, das eine Spannbildung ermöglicht. Die Validierung der Zerspanungssimulation wurde für die Zerspanung von 42CrMo4 in zahlreichen Arbeiten gezeigt (Schulze et al. 2011b; Schulze et al. 2011a; Schulze et al. 2013; Ambrosy, Zanger & Schulze 2015).

Die Modellierung des in Kapitel 5.1 beschriebenen Materialverhaltens hinsichtlich der Fließspannung sowie der Kornfeinung wurde mittels einer UHARD-Subroutine implementiert. Die hierfür genutzten Werkstoffparameter sind in Tabelle 10 zusammengefasst. Die Zerspanungssimulation wurde dahingehend erweitert, dass Werkzeuge mit asymmetrischer Schneidkantenmikrogeometrie verwendet werden können. Das Werkzeug wurde als elastischer Körper definiert mit Elementen vom Typ CPE4T. Die verwendeten Werkstoffparameter für Hartmetall sind in Tabelle 11 zusammengefasst.

*Tabelle 11: Werkstoffparameter für Hartmetall*

Eingabegröße	Wert	Einheit
Dichte $\rho$	15	$\text{g/m}^3$
Elastizitätsmodul $E$	600	GPa
Querkontraktionszahl $\nu$	0,22	-
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$	$5,6 \cdot 10^{-6}$	1/K
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	80	W/mK
Spezifische Wärmekapazität $c_p$	0,2	kJ/kgK

## 5.2.2 Mechanische Oberflächenbehandlung

Zur simulationsgestützten Analyse der mechanischen Oberflächenbehandlung wurde eine 3D-FEM-Simulation in Abaqus/Standard aufgebaut, die analog zur Zerspanungssimulation den orthogonalen Schnitt beschreibt. Infolge der Werkstoffverdrängung in alle drei Dimensionen ist für die FEM-Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung eine 3D-Simulation notwendig. Im Vergleich zur Zerspanungssimulation ist bei der Simulation der mechanischen Oberflächenbehandlung infolge der vergleichsweise geringen Deformation und der damit einhergehenden geringen Elementverzerung keine Neuvernetzung notwendig.

Abbildung 5-7 zeigt den Modellaufbau des Werkzeugs und des Werkstücks. Das Werkzeug wurde dabei als elastisch simuliert und mittels Elementen vom Typ C3D8T vernetzt. Die Schneidkantenmikrogeometrie mit dem Form-Faktor  $K$  wurde durch Ellipsen beschrieben (Gerstenmeyer et al. 2017). Die verwendeten Werkstoffparameter für das Werkzeug sind in Tabelle 11 zusammengefasst. Die Bearbeitung wurde durch die Werkzeugbewegung mit der Bearbeitungsgeschwindigkeit realisiert. Dabei war das Werkstück fixiert. Das Werkstück war als rechteckiger Körper mit einer Breite von  $500\ \mu\text{m}$ , einer Länge von  $700\ \mu\text{m}$  und einer Höhe von  $300\ \mu\text{m}$  definiert. Zur Erreichung der notwendigen Genauigkeit wurde das Werkstück insbesondere in der Bauteilrandzone mittels Partitionen fein vernetzt. Mit steigendem Abstand zur Bauteiloberfläche steigt die Netzgröße an, um die Elementanzahl und den damit notwendigen Rechenaufwand möglichst gering zu halten. Für das Werkstück wurde als Netztyp C3D4T gewählt.

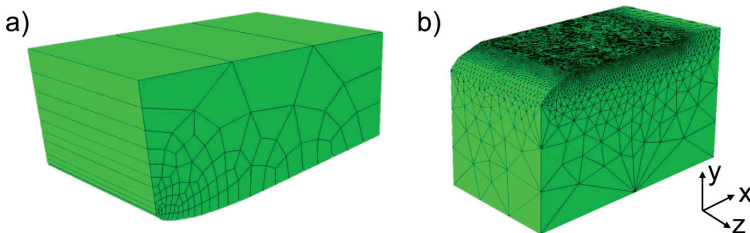


Abbildung 5-7: Modellaufbau des Werkzeugs (a) und Werkstücks (b) zur Modellierung der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abaqus/Standard, nach (A\_Ort 2016)

Analog zur Zerspanungssimulation wurde die Werkstoffmodellierung aus Kapitel 5.1 mittels einer UHARD-Subroutine implementiert. Die während der mechanischen Oberflächenbehandlung entstehende Wärme resultiert zum einen aus der Reibung und wird zum anderen durch die plastische Deformation erzeugt. Der Reibkoeffizient  $\mu$  wird als konstant mit  $\mu = 0,3$  angenommen. Durch plastische Deformation wird die mechanisch dissipierte Energie mit einem Faktor von 0,9 in Wärme umgewandelt.

## 6 Ergebnisse beim orthogonalen Schnitt

Bei den Untersuchungen der mechanischen Oberflächenbehandlung im orthogonalen Schnitt von Armco-Eisen und 42CrMo4 werden in einem ersten Schritt die Prozessstellgrößen Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st}$ , Bearbeitungstiefe  $a_p$  und Werkzeugorientierung  $\gamma_{st}$  hinsichtlich der resultierenden Prozesskräfte variiert. Dabei kommen zunächst symmetrische Schneidkanten zum Einsatz. Anschließend wird die Wirkung von asymmetrischen Schneidkanten auf die Prozesskräfte betrachtet. In einem zweiten Schritt werden die Prozessstellgrößen hinsichtlich ihres Einflusses auf die Randschichtzustände Topographie, Mikrohärtigkeit, Mikrostruktur und Eigenspannungen untersucht. Abschließend wird die Werkzeuggeometrie bei der Komplementärzerspannung bezüglich ihrer Wirkung auf die Prozesskenngrößen und des einsetzenden Werkzeugverschleißes simulationsgestützt analysiert.

### 6.1 Prozessstellgrößen bei der mechanischen Oberflächenbehandlung

#### 6.1.1 Bearbeitungsgeschwindigkeit

Abbildung 6-1 zeigt den beispielhaften Messschrieb der resultierenden Bearbeitungskraft  $F_{st}$  und Passivkraft  $F_p$  bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen und 42CrMo4. Dabei war die Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 50$  m/min, die Bearbeitungstiefe  $a_p = 50$   $\mu$ m und die Kräfte Schneidkantenmikrogeometrie mit dem Form-Faktor  $K = 1$ . Die in diesem Versuch untersuchte Probenbreite war  $w = 4$  mm.

Sowohl für Armco-Eisen als auch für 42CrMo4 sind bei der mechanischen Oberflächenbehandlung infolge des stark negativen Spanwinkels die Passivkräfte höher als die in Bearbeitungsrichtung. Weiterhin kommt es durch den stark negativen Spanwinkel zu keiner Spanbildung. Stattdessen wirkt eine reine Umformung des Materials unterhalb des Werkzeugs. Signifikant an den gezeigten Prozesskräften sind die um etwa Faktor 3 höheren Prozesskräfte bei der Bearbeitung von 42CrMo4 verglichen zu der von Armco-Eisen.

Charakteristisch für den Kraftverlauf von Armco-Eisen ist ein von Überschwingungen überlagerter Kraftanstieg. Nach einem Einschwingvorgang, der nach einem Bearbeitungsweg von etwa  $s = 20$  mm abgeschlossen ist, wurden konstante Prozesskräfte gemessen.

Die Kraftmessung bei der mechanischen Oberflächenbearbeitung von 42CrMo4 zeigt einen wesentlich weniger stark ausgeprägtes Überschwingen, wobei über die gesamte Messung hinweg höhere Schwankungen in der Messung beobachtet werden können. Diese Schwankungen können auf Maschinenschwingen zurückgeführt werden, die bei hohen Prozesskräften auftreten.

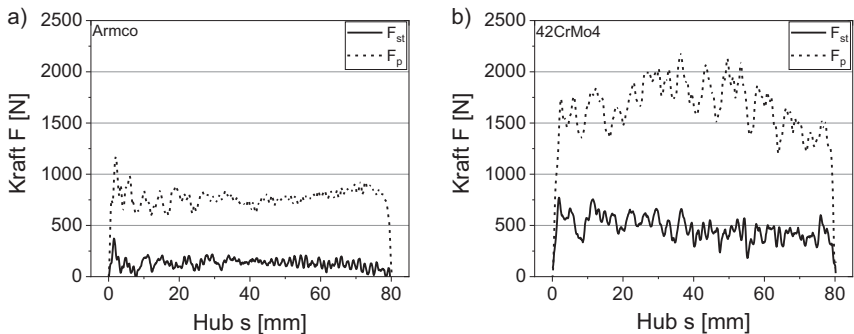


Abbildung 6-1: Charakteristische Bearbeitungskräfte  $F_{st}$  und Passivkräfte  $F_p$  für Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b);  $a_p = 50 \mu\text{m}$ ,  $v_{st} = 50 \text{ m/min}$ ,  $K = 1$

Bei der Analyse des Einflusses der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf die resultierenden Prozesskräfte war die Bearbeitungstiefe konstant bei  $a_p = 20 \mu\text{m}$ . Die Auswertung der Prozesskräfte erfolgte entsprechend der Beschreibung in (Zanger & Gerstenmeyer 2014) bei konstanten Kraftniveaus. Etwaige Schwingungen wurden dabei durch die Bildung eines Mittelwerts über die ausgewertete Messstrecke ausgeglichen. Prozessseitige Einflüsse, wie ein Überschwingen, standen nicht im Fokus.

In Abbildung 6-2 sind für Armco-Eisen die resultierenden spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit dargestellt. Im Allgemeinen zeichnen sich die Ergebnisse durch eine geringe Standardabweichung der



Messungen aus. Dabei zeigen die Ergebnisse, dass sowohl die spezifischen Bearbeitungs- als auch Passivkräfte nahezu unabhängig von der Bearbeitungsgeschwindigkeit sind. Des Weiteren sind die Bearbeitungs- und Passivkräfte bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen auf einem vergleichbaren Kraftniveau ( $k_{st} = k_p = 9 \pm 3 \text{ kN/mm}^2$ ). Dies ist insofern herauszuheben, als dass infolge des stark negativen Spanwinkels deutlich höhere Passiv- als Bearbeitungskräfte zu erwarten gewesen wären. Daraus folgt, dass die wirkenden Bearbeitungskräfte sehr hoch sind. Ausnahme ist die spezifische Bearbeitungskraft bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 10 \text{ m/min}$ , die mit  $k_{st} = 5,53 \text{ kN/mm}^2$  deutlich geringer ist als die Bearbeitungskräfte bei höheren Bearbeitungsgeschwindigkeiten.

Weiterhin sind im Fall der geringen Bearbeitungstiefe von  $20 \mu\text{m}$  die spezifischen Bearbeitungskräfte bei Armco-Eisen verglichen zu den spezifischen Passivkräften hoch, obwohl aufgrund der vergleichweisen hohen Duktilität grundsätzlich geringere Bearbeitungskräfte zu erwarten gewesen wären. Aufgrund der Duktilität neigt Armco-Eisen bei der Bearbeitung zur Adhäsion zwischen Werkzeug und Werkstück. Durch die daraus resultierende fehlende bzw. geringe Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug wird die Gleitbewegung in Bearbeitungsrichtung behindert. Somit steigt die Reibung. Als Folge dessen steigen die Bearbeitungskräfte an. Eine weitere Folge der Adhäsion zwischen Werkzeug und Werkstück sind eine zerklüftete Oberfläche bzw. Materialanhäufungen (vgl. Kapitel 6.3.1).

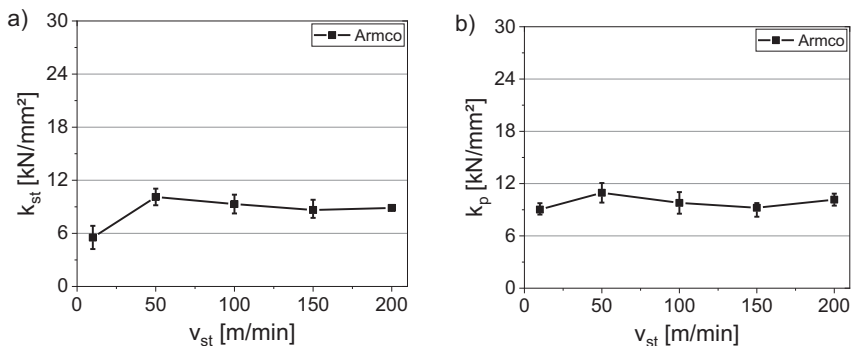


Abbildung 6-2: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei Armco-Eisen;  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

Die resultierenden spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit für 42CrMo4 zeigt Abbildung 6-3. Im Vergleich zu den Ergebnissen bei Armco-Eisen sind die Passivkräfte bei 42CrMo4 deutlich größer als die Bearbeitungskräfte. Die Bearbeitungskräfte sinken mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit tendenziell leicht ab, während sich die Passivkräfte im gleichen Parameterfenster tendenziell leicht erhöhen. Bei hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten sind bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 geringere Bearbeitungskräfte als bei Armco-Eisen zu erwarten. Weiterhin zeigen die Ergebnisse im Vergleich zu den Ergebnissen von Armco-Eisen größere Messschwankungen.

Diese Ergebnisse entsprechen aus mehrererlei Hinsicht den Erwartungen. Zum einen weist der Vergütungsstahl 42CrMo4 eine wesentlich höhere Fließspannung auf als Armco-Eisen. Die hohe Festigkeit bringt bei der Bearbeitung hohe Prozesskräfte mit sich. Die beobachteten höheren Messschwankungen können auf die hohe Festigkeit zurückgeführt werden, da der Werkstoff bei der mechanischen Oberflächenbehandlung einen höheren Widerstand gegen plastische Verformung hat. Dies kann Instabilitäten in der Prozessführung hervorrufen, welche in Maschinenschwingungen und letztlich in höheren Messschwankungen resultieren. Zum anderen wirken bei der Zerspanung mit stark negativen Spanwinkeln höhere Passiv- als Bearbeitungskräfte. Diese Zusammenhänge sind auf die mechanische Oberflächenbehandlung im Kontext der Komplementärzerspannung übertragbar.

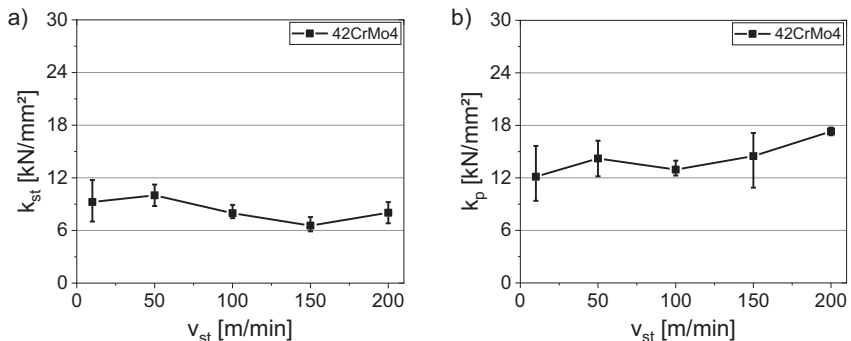


Abbildung 6-3: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei 42CrMo4;  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

Der Anstieg der Passivkräfte bei hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten ist damit zu erklären, dass infolge der hohen Umformgeschwindigkeiten und Festigkeit der Werkstofffluss behindert wird. Dadurch steigt der Widerstand in Passivrichtung an; hohe Passivkräfte resultieren. Der adhäsive Kontaktmechanismus zwischen Werkstück und Werkzeug ist beim Vergütungsstahl 42CrMo4 offensichtlich weniger ausgeprägt. Aus diesem Grund wurden in diesem Fall keine überproportional hohen Bearbeitungskräfte gemessen.

Um die auftretende Adhäsion zu veranschaulichen, sind in Abbildung 6-4 Schneidkanten dargestellt, mit denen mechanische Oberflächenbehandlungen an Armco-Eisen und an dem Vergütungsstahl 42CrMo4 durchgeführt wurden. Dabei wurden unterschiedliche Bearbeitungsgeschwindigkeiten und eine konstante Bearbeitungstiefe von  $20\ \mu\text{m}$  gewählt. Die Darstellung zeigt, dass insbesondere bei geringer Bearbeitungsgeschwindigkeit Materialanhaftungen auftreten. Diese sind bei hoher Bearbeitungsgeschwindigkeit weitaus weniger ausgeprägt und treten beim Vergütungsstahl 42CrMo4 kaum auf (vgl. Abbildung 6-4d). Weiterhin sind in der Darstellung die Spankontaktflächen bzw. Bearbeitungsmarkierungen erkennbar. Die Verschleißbetrachtung wird in Kapitel 6.2.2 näher betrachtet.

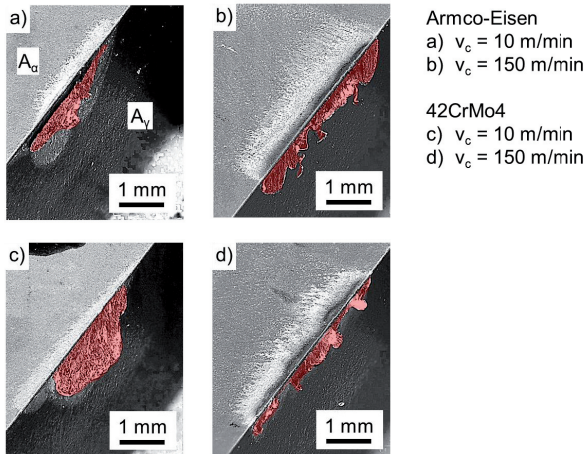


Abbildung 6-4: Materialanhaftungen an Schneidkanten nach der Bearbeitung von Armco-Eisen und 42CrMo4,  $a_p = 20\ \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

In Abbildung 6-5 sind die Verhältnisse von Bearbeitungs- zu Passivkraft  $k_{st}/k_p$  für Armco-Eisen und 42CrMo4 dargestellt. Wie die oben gezeigten Ergebnisse bereits nahegelegt haben, ist für Armco-Eisen das Verhältnis von Bearbeitungs- zu Passivkräften ab Bearbeitungsgeschwindigkeiten von 50 m/min bei etwa 1. Nur bei sehr geringer Bearbeitungsgeschwindigkeit wurde ein deutlich geringeres Verhältnis gemessen.

Die Ergebnisse von 42CrMo4 zeigen dazu ein konträres Bild. Die Passivkräfte sind über alle Bearbeitungsgeschwindigkeiten hinweg größer als die Bearbeitungskräfte. Dabei ist bei sehr geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten das Verhältnis am höchsten, sinkt aber mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit ab und ist ab einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} \geq 150$  m/min konstant.

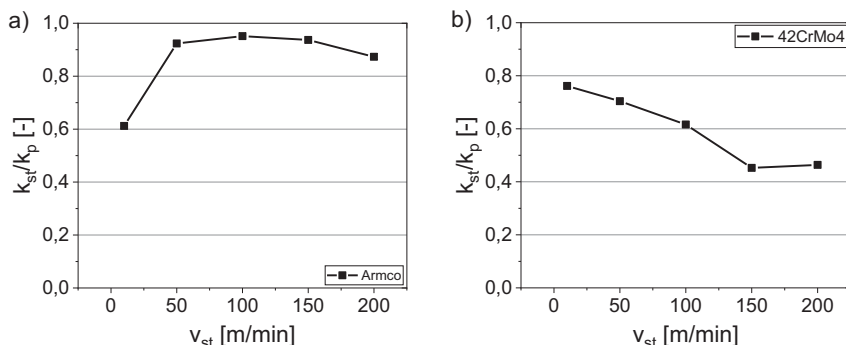


Abbildung 6-5: Verhältnis Bearbeitungskraft  $k_{st}$  zu Passivkraft  $k_p$  für Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b);  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

## 6.1.2 Bearbeitungstiefe

Die Bearbeitungstiefe  $a_p$  ist eine weitere Prozessstellgröße bei der mechanischen Oberflächenbehandlung. Um den Einfluss verschiedener Bearbeitungstiefen auf resultierende Bearbeitungskräfte isoliert zu betrachten, wurde im Rahmen dieser Analyse eine konstante Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 150$  m/min gewählt.

Abbildung 6-6 zeigt die spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte für Armco-Eisen in Abhängigkeit der Bearbeitungstiefe. Mit steigender Bearbeitungstiefe sinken die spe-

zifischen Prozesskräfte. Eine Verdopplung der Bearbeitungstiefe führt zu einer Reduzierung der spezifischen Bearbeitungskraft um etwa 33 %, während die spezifische Passivkraft sich bei Verdopplung der Bearbeitungstiefe halbiert. Die resultierenden Bearbeitungs- und Passivkräfte liegen nichtsdestotrotz auf vergleichbarem Kraftniveau. Wie bereits bei der Betrachtung der Bearbeitungsgeschwindigkeit, ist bei der Variation der Bearbeitungstiefe eine geringe Standardabweichung der Messungen zu beobachten.

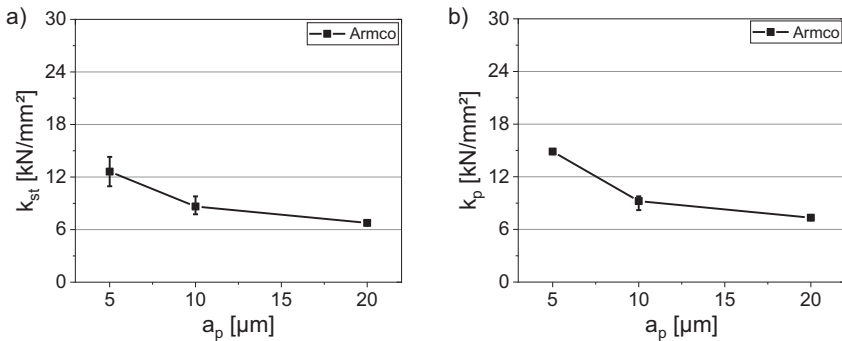


Abbildung 6-6: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei Armco-Eisen;  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $K = 1$

Die spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte für 42CrMo4 in Abhängigkeit der Bearbeitungstiefe zeigt Abbildung 6-7. Wie bereits bei den Ergebnissen von Armco-Eisen sinken die spezifischen Prozesskräfte mit steigenden Bearbeitungstiefen. Die spezifische Bearbeitungskraft halbiert sich bei Verdopplung der Bearbeitungstiefe. Die spezifische Passivkraft sinkt bei Verdopplung der Bearbeitungstiefe auf etwa 60 % der zuvor wirkenden spezifischen Passivkraft. Die Ergebnisse zeigen weiterhin signifikant höhere spezifische Passivkräfte verglichen zu den spezifischen Bearbeitungskräften. Insbesondere bei den spezifischen Passivkräften wird eine höhere Standardabweichung der Messungen beobachtet.

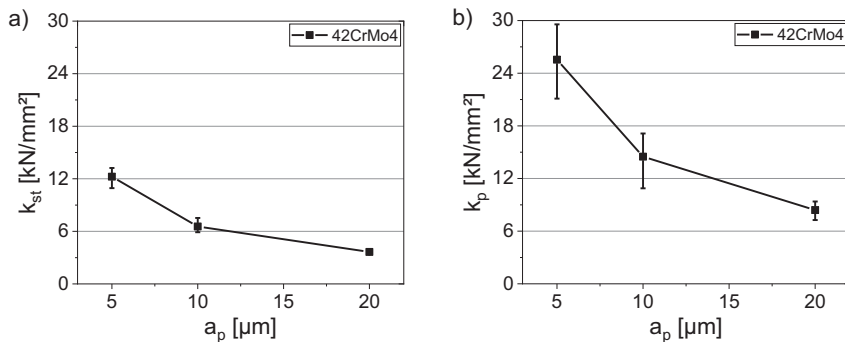


Abbildung 6-7: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei 42CrMo4;  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $K = 1$

Die Zusammenhänge von Bearbeitungstiefe und resultierenden Prozesskräften zeigen, dass bei der Bearbeitung von Armco-Eisen zum einen vergleichbare spezifische Bearbeitungskräfte wirken wie beim Vergütungsstahl 42CrMo4. Zum anderen sind bei der Bearbeitung von Armco-Eisen die wirkenden spezifischen Passivkräfte mit den spezifischen Bearbeitungskräften vergleichbar. Daraus folgt, dass die in Kapitel 6.1.1 beschriebenen Wirkzusammenhänge zwischen Werkstück und Werkzeug, d.h. Werkstück-Werkzeug-Adhäsion, übertragbar sind.

Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 wirken dagegen wesentlich höhere spezifische Passivkräfte. Das bedeutet, dass die Adhäsion bei Armco-Eisen höher ist und daher die Prozesskräfte in Bearbeitungs- und Passivrichtung vergleichbar ist. Bei 42CrMo4 ist die Adhäsion dagegen geringer ausgeprägt. Aus diesem Grund wirken verglichen zu den Passivkräften geringere Bearbeitungskräfte.

Weiterhin zeigen die Ergebnisse, dass Prozesskräfte nur leicht steigen, obwohl eine Verdopplung der Bearbeitungstiefe zunächst auch eine deutliche Steigerung der Prozesskräfte vermuten lässt. Abbildung 6-8 zeigt diese Zusammenhänge für die Bearbeitung von Armco-Eisen und 42CrMo4. Dafür wurden die spezifischen auf absolute Prozesskräfte umgerechnet und auf eine Probenbreite  $w = 1 \text{ mm}$  normiert.

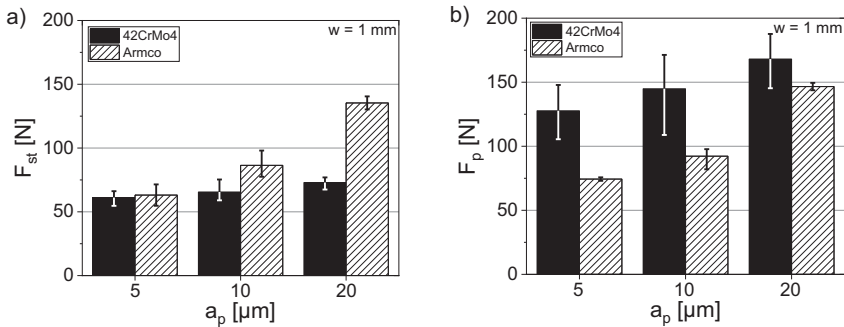


Abbildung 6-8: Normierte Bearbeitungs- (a) und Passivkräfte (b) bei der Bearbeitung von 42CrMo4 und Armco-Eisen;  $w = 1 \text{ mm}$ ,  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $K = 1$

Es folgt, dass infolge der plastischen Verformung bei der mechanischen Oberflächenbearbeitung die Werkstoffverdrängung in alle drei Raumrichtungen die resultierenden Prozesskräfte beeinflusst. Neben der Werkstoffverdrängung in Bearbeitungs- und Passivrichtung wurde auch quer zur Bearbeitungsrichtung (z-Richtung) der Werkstoff verdrängt. Bei steigender Bearbeitungstiefe wird deutlich mehr Werkstoff in z-Richtung verdrängt. Dies führt letztlich zu einem moderaten Anstieg der Prozesskräfte, obwohl mit steigender Bearbeitungstiefe eine ähnlich erhebliche Steigerung der Prozesskräfte zu erwarten gewesen wäre.

In Abbildung 6-9 sind die Verhältnisse von Bearbeitungs- zu Passivkraft in Abhängigkeit der Bearbeitungstiefe für Armco-Eisen und 42CrMo4 dargestellt. Bei Armco-Eisen ist das Verhältnis, wie bereits bei der Untersuchung zur Bearbeitungsgeschwindigkeit, nahe 1 und damit insbesondere für höhere Bearbeitungstiefen unabhängig von dieser. Lediglich für eine geringe Bearbeitungstiefe  $a_p = 5 \mu\text{m}$  wurde ein leicht geringeres Verhältnis von spezifischer Bearbeitungs- zu Passivkraft ausgewertet. Für 42CrMo4 liegt das Verhältnis von spezifischer Bearbeitungs- zu Passivkraft für alle Bearbeitungstiefen bei etwa 0,5 und sinkt tendenziell mit steigender Bearbeitungstiefe.

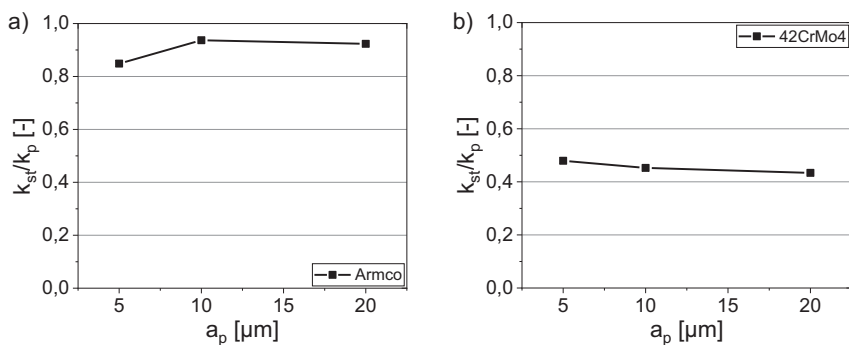


Abbildung 6-9: Verhältnis Bearbeitungskraft  $k_{st}$  zu Passivkraft  $k_p$  für Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b);  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $K = 1$

### 6.1.3 Werkzeugorientierung

Bei der Realisierung der Komplementärzerspannung erfolgt die mechanische Oberflächenbehandlung mit einem stark negativen Spanwinkel  $\gamma_{st}$ . Daher wird der Einfluss des Spanwinkels auf die resultierenden spezifischen Prozesskräfte bei konstanter Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$  sowie Bearbeitungstiefe  $a_p = 20 \mu\text{m}$  untersucht.

Abbildung 6-10 zeigt die resultierende spezifische Bearbeitungs- (a) und Passivkraft (b) für Armco-Eisen für unterschiedliche Spanwinkel. Wie bereits bei der Untersuchung des Einflusses der Bearbeitungsgeschwindigkeit und -tiefe liegen die spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte unabhängig von den untersuchten Spanwinkeln mit hoher Reproduzierbarkeit auf einem vergleichbaren Kraftniveau, wobei für einen Spanwinkel  $\gamma_{st} = -83^\circ$  die tendenziell höchsten spezifischen Prozesskräfte gemessen wurden. Es zeigt sich erneut bei der Bearbeitung von Armco-Eisen eine vergleichsweise hohe Bearbeitungskraft, zu begründen mit den o.g. Adhäsions- und Reibungs-Effekten zwischen Werkzeug und Werkstück.



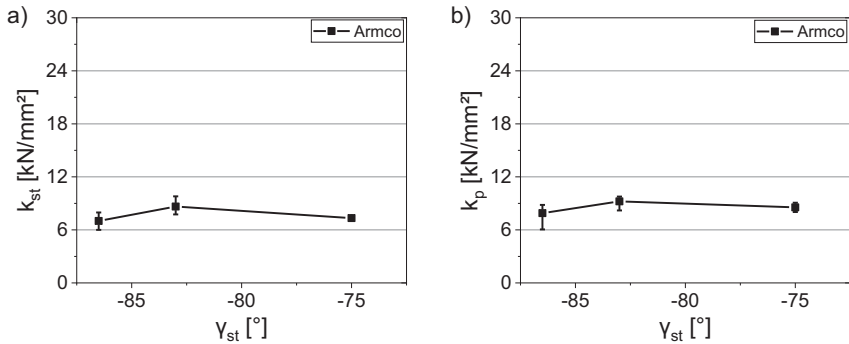


Abbildung 6-10: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei Armco-Eisen;  $v_{st} = 150$  m/min,  $a_p = 20$   $\mu$ m,  $K = 1$

Abbildung 6-11 zeigt die resultierende spezifische Bearbeitungs- (a) und Passivkraft (b) für 42CrMo4 für unterschiedliche Spanwinkel. Auch hier zeigt sich ein vergleichbares Verhalten wie bereits bei der Untersuchung des Einflusses der Bearbeitungsgeschwindigkeit und -tiefe. Die spezifischen Passivkräfte sind auf einem deutlich höheren Kraftniveau als die spezifischen Bearbeitungskräfte. Weiterhin ist die Standardabweichung deutlich höher. Bei einem Spanwinkel von  $\gamma_{st} = -87,5^\circ$  traten die geringsten spezifischen Prozesskräfte auf. Bei ansteigenden Spanwinkel  $\gamma_{st} \geq -83^\circ$  steigen die spezifischen Prozesskräfte auf ein konstantes Kraftniveau.

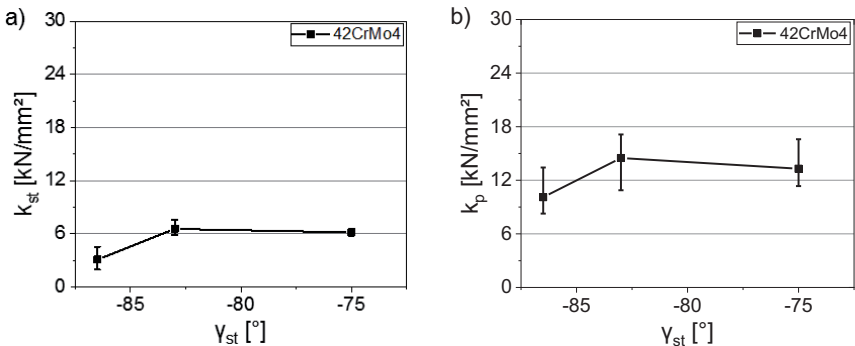


Abbildung 6-11: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei 42CrMo4;  $v_{st} = 150$  m/min,  $a_p = 20$   $\mu$ m,  $K = 1$

Die Verhältnisse von spezifischen Bearbeitungs- zu Passivkräften in Abhängigkeit des Spanwinkels für Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b) sind in Abbildung 6-12 dargestellt. Für Armco-Eisen ist das Verhältnis, wie bereits für variable Bearbeitungsgeschwindigkeiten und -tiefen, für alle Spanwinkel  $\gamma$  sehr hoch. Für 42CrMo4 liegt das Verhältnis von spezifischer Bearbeitungs- zu Passivkraft für Spanwinkel  $\gamma_{st} \geq -83^\circ$  konstant bei etwa 0,5. Bei einem Spanwinkel  $\gamma_{st} = -87,5^\circ$  ist das Verhältnis mit  $k_{st}/k_p = 0,3$  dagegen deutlich geringer.

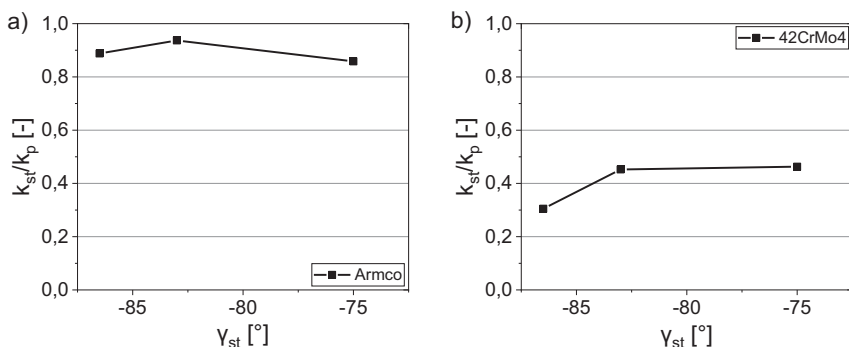


Abbildung 6-12: Verhältnis Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  zu Passivkraft  $k_p$  für Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b);  $v_{st} = 150$  m/min,  $a_p = 20$   $\mu$ m,  $K = 1$

### 6.1.4 Werkzeugmikrogeometrie

Neben den maschinenseitigen Prozessstellgrößen Bearbeitungsgeschwindigkeit, Bearbeitungstiefe und Werkzeugorientierung wird der Einfluss der Werkzeugmikrogeometrie, definiert durch den Form-Faktor  $K$ , auf die resultierenden spezifischen Prozesskräfte analysiert. Die Bearbeitungstiefe von  $a_p = 20$   $\mu$ m ist dabei konstant.

In Abbildung 6-13 sind für Armco-Eisen die spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte für unterschiedliche Bearbeitungsgeschwindigkeiten und Schneidkantenmikrogeometrien, definiert durch den Form-Faktor  $K$ , dargestellt. Grundsätzlich zeigen sich für alle Parameterkonfigurationen nur leichte Unterschiede bei den Prozesskräften. Die Darstellung zeigt die höchsten spezifischen Prozesskräfte bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 50$  m/min. Dabei sind mit einem Form-Faktor  $K \leq 1,2$  tendenziell

die höchsten Bearbeitungskräfte zu erwarten, während die leicht höheren Passivkräfte im gleichen Bereich unabhängig vom Form-Faktor sind. Minimale spezifische Prozesskräfte wurden dagegen unabhängig des Form-Faktors bei geringer Bearbeitungsgeschwindigkeit gemessen.

Es ist hervorzuheben, dass sich bei der Bearbeitung von Armco-Eisen der Trend hoher Bearbeitungskräfte fortsetzt. Der Effekt der Adhäsion bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen tritt somit auch bei asymmetrischen Schneidkanten auf.

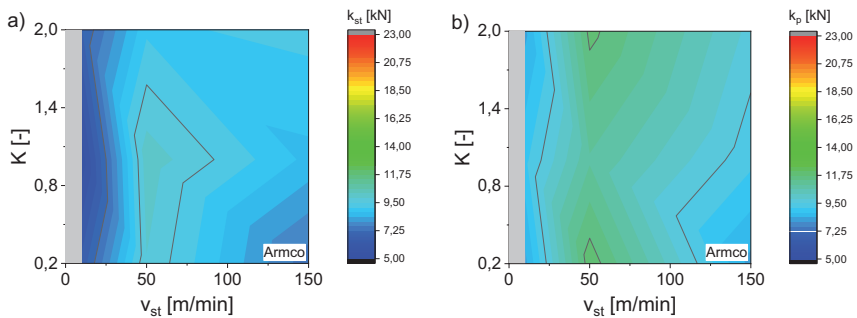


Abbildung 6-13: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei Armco-Eisen;  $a_p = 20 \mu\text{m}$

In Abbildung 6-14 sind für 42CrMo4 die spezifischen Bearbeitungs- und Passivkräfte für unterschiedliche Bearbeitungsgeschwindigkeiten und Schneidkantenmikrogeometrien dargestellt. Maximale spezifische Bearbeitungskräfte wirken bei einer hohen Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 150$  m/min und einem Form-Faktor  $K = 0,2$ . Für alle anderen Parameterkonfigurationen liegen die Bearbeitungskräfte auf vergleichbarem Niveau. Die resultierenden spezifischen Passivkräfte sind bei einem Form-Faktor  $K = 1$  global gesehen auf geringem Niveau, jedoch bei geringer Bearbeitungsgeschwindigkeit lokal am höchsten. Bei asymmetrischen Schneidkantenmikrogeometrien wurden dagegen hohe Passivkräfte unabhängig der Bearbeitungsgeschwindigkeit gemessen.

Die Ergebnisse zeigen, dass die spezifischen Passivkräfte für das gesamte Parameterfeld deutlich höher sind als die in Bearbeitungsrichtung. Damit folgen auch diese Ergebnisse den bisherig gewonnen Erkenntnissen bzgl. der Werkstück-Werkzeug-Interaktion in den vorigen Kapiteln.

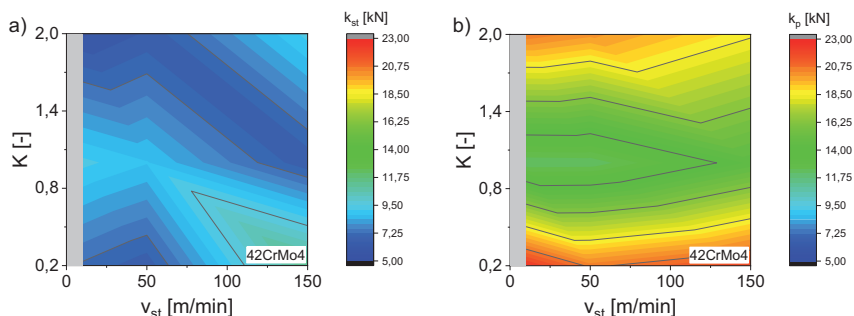


Abbildung 6-14: Spezifische Bearbeitungskräfte  $k_{st}$  (a) und Passivkräfte  $k_p$  (b) bei 42CrMo4;  $v_{st} = \text{var.}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = \text{var.}$

## 6.2 Einfluss des Werkzeugs bei der Komplementärzersetzung

### 6.2.1 Simulationsgestützte Analyse

Mittels einer FEM-Simulation wurden die resultierenden Dehnraten und Prozesstemperaturen in der Umformzone während der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st}$  und des Form-Faktors  $K$  analysiert. Die Bearbeitungstiefe war mit  $a_p = 20 \mu\text{m}$  konstant. Für diese modellhaften Analysen wurde der Werkstoff Armco-Eisen betrachtet.

In Abbildung 6-15a ist die berechnete maximale Dehnraten in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit und des Form-Faktors gezeigt. Die für jede Parameterkonfiguration wirkende maximale Dehnraten wurde dabei auf die bei dem gesamten ausgewerteten Parameterfeld wirkende maximale Dehnraten von  $\dot{\epsilon} = 85,74 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1}$  normiert. Mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit sind steigende Dehnraten zu erwarten. Dabei spielt die Schneidkantenmikrogeometrie insbesondere bei hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten von  $v_{st} \geq 100 \text{ m/min}$  eine untergeordnete Rolle. Die Schneidkantenmikrogeometrie gewinnt dagegen bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten von

$v_{st} = 10$  m/min an Bedeutung. Die Auswertung zeigt für kleine Form-Faktoren  $K = 0,2$  und sehr große Form-Faktoren  $K = 2$  vergleichsweise geringe maximale Dehnraten. Bei einem Form-Faktor um  $K = 1$  sind dagegen selbst bei einer geringen Bearbeitungsgeschwindigkeit lokal maximale Dehnraten zu erwarten.

Die resultierenden maximalen Prozesstemperaturen in der Umformzone sind in Abbildung 6-15b dargestellt. Grundsätzlich steigt die maximale Temperatur mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit. Dagegen ist kein Einfluss des Form-Faktors auf die maximale Prozesstemperatur zu beobachten. Da die mechanische Oberflächenbehandlung zu einer plastischen Verformung in der Randschicht führt, entsteht durch diese plastische Verformung Wärme. Je schneller diese plastische Verformung stattfindet, desto mehr Energie wird somit in Wärme umgewandelt. In der Folge steigen die Prozesstemperaturen.

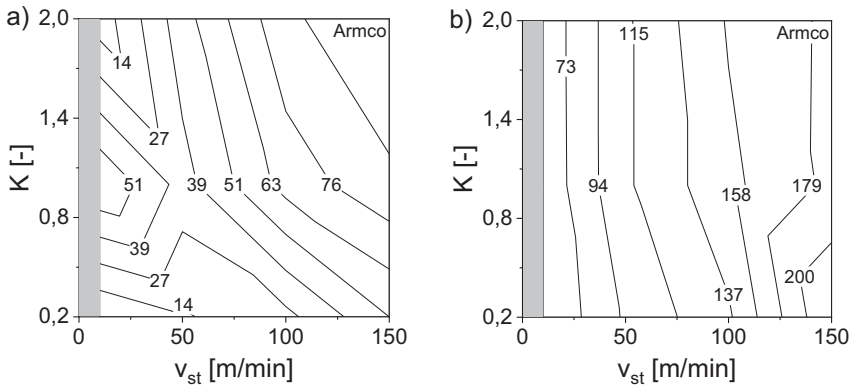


Abbildung 6-15: Berechnete normierte Maximaldehnraten in % (a) und Maximaltemperatur in °C (b) bei Armco-Eisen;  $a_p = 20 \mu\text{m}$

Zur weiteren simulationsgestützten Analyse der mechanischen Oberflächenbehandlung wird die Umformzone detailliert betrachtet. Hierzu wird die Umformzone in fünf Bereiche entsprechend den wirkenden Dehnraten klassifiziert. Abbildung 6-16 zeigt schematisch die Einteilung dieser fünf Bereiche. In Bereich 1 sind die geringsten Dehnraten bis  $\dot{\epsilon} = 10^3 \text{ s}^{-1}$  zu erwarten, während im Bereich 5 hohe Dehnraten von  $\dot{\epsilon} > 10^4 \text{ s}^{-1}$  wirken.

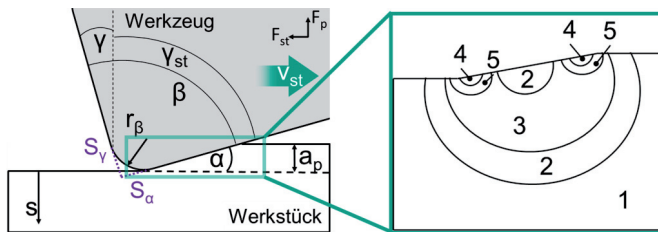
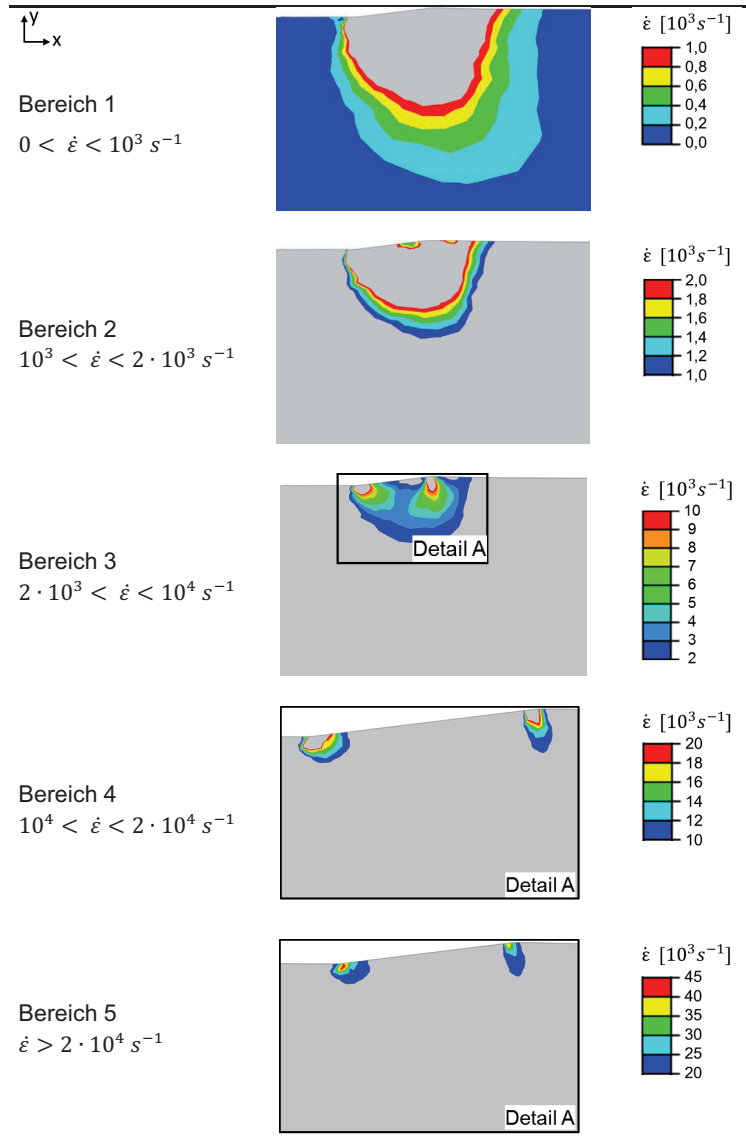


Abbildung 6-16: Schematische Darstellung der Umformzone während der mechanischen Oberflächenbehandlung

In Tabelle 12 sind die fünf Bereiche exemplarisch dargestellt. Charakteristisch für die Bereiche 4 und 5 ist, dass diese sowohl zu Beginn der Umformung, d.h. am Übergang von Ausgangsoberfläche zu Umformzone, als auch am Ende der Umformung, d.h. am Übergang von Umformzone zu mechanisch bearbeiteter Oberfläche auftreten. Zwischen diesen Übergangszonen wirken an der Spanfläche vergleichsweise geringe Dehnraten (Bereich 2). Trotz dieser geringen Dehnrate direkt an der Spanfläche hat die mechanische Oberflächenbehandlung eine Tiefenwirkung, die durch die Bereiche 2 und 3 charakterisiert sind.

Tabelle 12: Einteilung der Umformzone während der mechanischen Oberflächenbehandlung in fünf Bereiche in Abhängigkeit der wirkenden Dehnrates



Entsprechend der Klassifizierung der lokal wirkenden Dehnraten werden die beeinflussten Volumina im FEM-Modell ausgewertet und auf das Gesamtvolumen von  $105 \text{ mm}^3$  des Modells normiert.

In Abbildung 6-17 sind diese beeinflussten Volumina bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen in Abhängigkeit von der Schneidkantenmikrogeometrie und der Bearbeitungsgeschwindigkeit dargestellt. Die in der Abbildung prozentual dargestellten Volumina ergeben entsprechend der Volumenkonstanz 1.

Bei den gewählten Prozessstellgrößen ist das durch eine vergleichsweise geringe Dehnrates beeinflusste Volumen (Bereich 1) grundsätzlich unabhängig von der Schneidkantenmikrogeometrie. Insbesondere bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten erfährt nahezu das gesamte betrachtete Volumen eine sehr geringe Dehnrates. Dies bedeutet, dass auch die plastisch verformte Randzone keine Beanspruchung durch eine hohe Dehnrates erfährt. Ab einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 100 \text{ m/min}$  wird etwa 10 % des Volumens mit einer nicht zu vernachlässigenden Dehnrates plastisch verformt (Abbildung 6-17a).

Der beeinflusste Bereich 2, definiert durch  $10^3 < \dot{\epsilon} < 2 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ , ist ebenfalls nahezu schneidkantenmikrogeometrieunabhängig (Abbildung 6-17b). Ab einer Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} > 50 \text{ m/min}$  sind etwa 15-20 % des Volumens beeinflusst. Es ist anzumerken, dass eine Bearbeitung mit einem Form-Faktor  $K < 1$  und einer Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} > 100 \text{ m/min}$  eine Zunahme des beeinflussten Volumens verglichen zu Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  durch die Simulation vorhergesagt wird. Aus der geltenden Volumenkonstanz folgt unmittelbar, dass die mechanische Oberflächenbehandlung mit einem Form-Faktor  $K < 1$  weniger stark hinsichtlich der wirkenden Dehnrates ausgeprägt ist.

Weiterhin ist bei sehr geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten  $v_{st} < 50 \text{ m/min}$  nicht zu erwarten, dass ein signifikantes Volumen durch eine hohe Dehnrates  $\dot{\epsilon} > 2 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$  beeinflusst wird. Um eine signifikante Dehnratesbeeinflussung der Volumina zu realisieren, sind zum einen hohe Bearbeitungsgeschwindigkeiten notwendig (Abbildung 6-17c-e). Zum anderen führen Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  zu hohen Dehnrates. Mit Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  sind dagegen selbst bei hoher Bearbeitungsgeschwindigkeit keine hohen Dehnrates in der Umformzone bei der mechanischen Oberflächenbehandlung zu erwarten (Abbildung 6-17e).



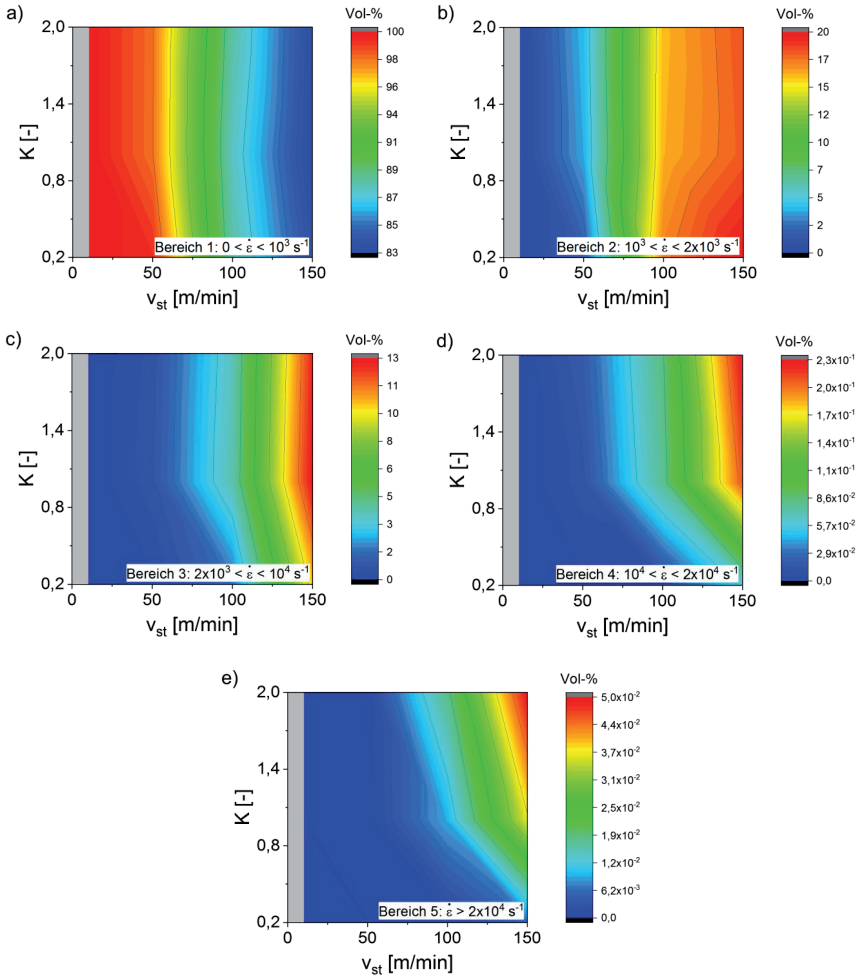


Abbildung 6-17: Beeinflusstes Volumen durch unterschiedliche Dehnratenbereiche bei Armco-Eisen;  $a_p = 20 \mu\text{m}$

Neben der Analyse der resultierenden Dehnraten und Prozesstemperaturen in der Umformzone wurde der Werkstofffluss während der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 in Abhängigkeit des Form-Faktors  $K$  analysiert. Die Bearbeitungstiefe war mit  $a_p = 20 \mu\text{m}$  konstant. Der Werkstofffluss wird in der Simulation anhand der Verschiebung charakterisiert.

Abbildung 6-18 zeigt die Verschiebung  $U_{st}$  in Bearbeitungsrichtung. Die Darstellung zeigt, dass der Werkstoff unter Einsatz einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  in einer anderen Art verformt wird, als mit einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$ . Zum einen treten betragsmäßig höhere Verschiebungen für Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  auf. Zum anderen treten die Verschiebungen sehr lokalisiert auf. Das heißt, im Übergangsbereich von Umformzone zu mechanisch oberflächenbehandelter Oberfläche sind die höchsten Verschiebungen zu erwarten. Bei einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  treten dagegen deutlich geringere Verschiebungen auf.

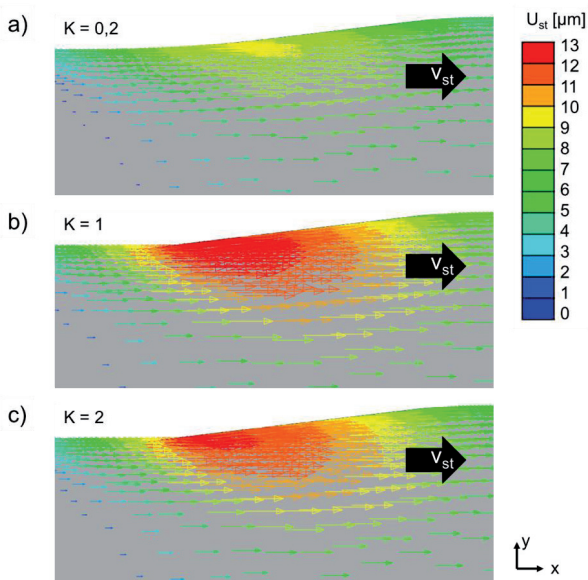


Abbildung 6-18: Werkstofffluss bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4;  $v_{st} = 100 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ; Seitenansicht

Abbildung 6-19 zeigt die Verschiebung  $U_z$ , d.h. quer zur Bearbeitungsrichtung. Wie bereits bei der Verschiebung in Bearbeitungsrichtung zeigen sich bei der Verschiebung quer zur Bearbeitungsrichtung vergleichbare Abhängigkeiten. Bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  treten die betragsmäßig höchsten maximalen Verschiebungen auf. Diese sind zudem auf vergleichbarem Niveau. Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  führen dagegen zu geringeren maximalen Verschiebungen.

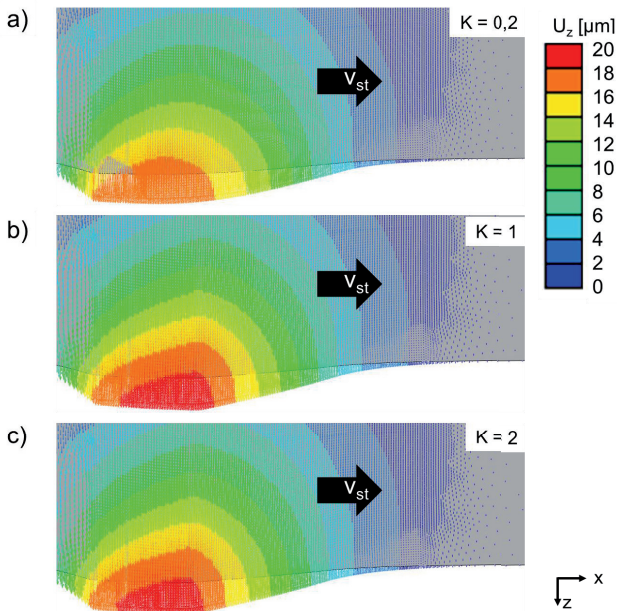


Abbildung 6-19: Werkstofffluss bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4;  $v_{st} = 100 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ; Draufsicht

Die Betrachtung der Analyse in Passiv-Richtung  $U_p$  ergab keine signifikanten Erkenntnisse und ist deshalb nicht gesondert dargestellt. Infolge der konstanten Zustellung sind entsprechende Verschiebungen in Passiv-Richtung unabdingbar. Ein Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie ist dabei hinsichtlich des Verschiebungsfelds nicht zu erwarten.

### 6.2.2 Identifizierung geeigneter Schneidkantenmikrogeometrien

Neben der simulativen Analyse des Einflusses der Schneidkantenmikrogeometrie auf die werkstoffseitigen Prozesskenngrößen Maximaltemperatur und Dehnrate in Kapitel 6.2.1 steht in diesem Kapitel die thermo-mechanische Werkzeugbelastung bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 im Fokus. Diese Untersuchungen sind in (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017) veröffentlicht. Mit den in Kapitel 5.2.1 und 5.2.2 beschriebenen FE-Modellen wurden Simulationen der mechanischen Oberflächenbehandlung und der Spanbildung mit den Form-Faktoren  $K = 0,2, 1$  und  $2$  durchgeführt. Weitere Prozessstellgrößen sind  $v_c = v_{st} = 100$  m/min,  $h = 120$   $\mu\text{m}$  und  $a_p = 20$   $\mu\text{m}$ .

Zielgrößen sind neben der wirkenden Temperatur  $T$  und der Normalspannung  $\sigma_n$  auch die tatsächliche Kontaktgeschwindigkeit  $v_s$  an der Werkzeugoberfläche. Diese Prozesskenngrößen dienen als Eingangsgrößen zur Berechnung des Werkzeugverschleißes nach Usui, bei dem eine Verschleißrate in Abhängigkeit der Zeit berechnet wird (Usui, E., Shirakashi, T., Kitagawa, T. 1978). Es gilt

$$\frac{dW}{dt} = C_U \sigma_n v_s \exp\left(-\frac{\lambda_U}{T}\right) \quad \text{Formel 6-1}$$

mit der Temperatur  $T$ , der Kontaktspannung  $\sigma_n$ , der Kontaktgeschwindigkeit  $v_s$  und den Konstanten  $C_U$  und  $\lambda_U$ . Diese wurden entsprechend (Maekawa et al. 1989) mit  $C_U = 0,0198$   $\text{m}^2/\text{MN}$  und  $\lambda_U = 21950$  K angenommen.

Die Auswertung der Prozesskenngrößen Temperatur, Normalspannung und Kontaktgeschwindigkeit erfolgt entlang der Werkzeugoberfläche. Hierfür wurden alle Integrationspunkte beginnend an der Spanfläche  $A_v$  über die Schneidkante bis hin zur Freifläche  $A_d$  ausgewertet. Abbildung 6-20 zeigt schematisch den Verlauf des Wegs  $d_t$  entlang der Werkzeugoberfläche und dem beispielhaft dargestellten Temperaturverlauf.

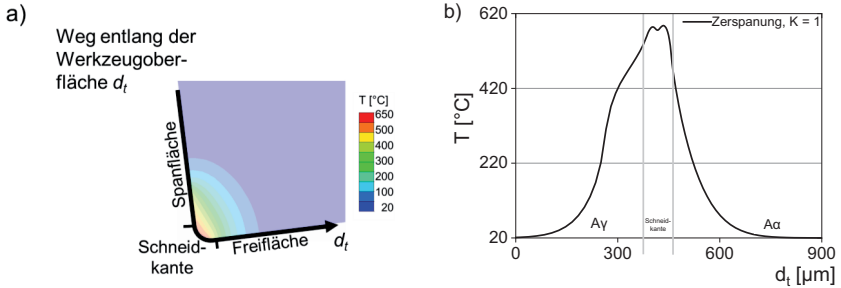


Abbildung 6-20: Schematische Darstellung zur Analyse der Werkzeugoberfläche

In Abbildung 6-21 ist exemplarisch die berechnete thermische Werkzeugbelastung bei der Zerspansung und mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit des Form-Faktors K dargestellt. Der thermisch beeinflusste Schneidkantenbereich verschiebt sich bei der Zerspansung mit sinkendem Form-Faktor K von der Spanfläche (Form-Faktor  $K = 2$ ) hin zur Freifläche (Form-Faktor  $K = 0,2$ ). Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung ist diese Verschiebung weitaus weniger ausgeprägt.

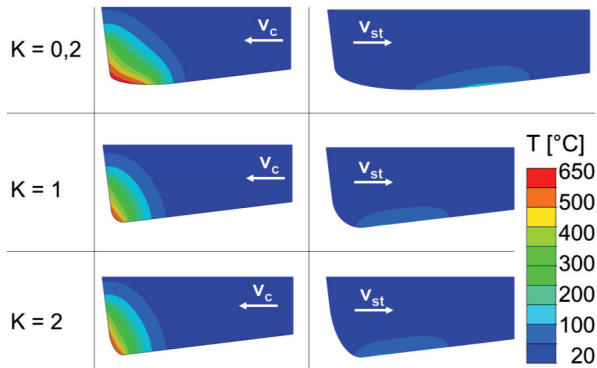


Abbildung 6-21: Thermische Werkzeugbelastung bei der Zerspansung und mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4;  $v_c = v_{st} = 100 \text{ m/min}$ ,  $h = 120 \text{ µm}$ ,  $a_p = 20 \text{ µm}$ , nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

Die mechanische Werkzeugbelastung ist in Form der Normalspannung  $\sigma_n$  an der Werkzeuoberfläche in Abbildung 6-22 gezeigt. Wie bereits bei der thermischen Werkzeugbelastung ist die Schneidkantenmikrogeometrie ein entscheidender Faktor für die mechanische Werkzeugbelastung insbesondere für den Zerspanungsprozess. Für den Prozessschritt mechanische Oberflächenbehandlung zeigt sich dagegen kein nennenswerter Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie auf die Normalspannung.

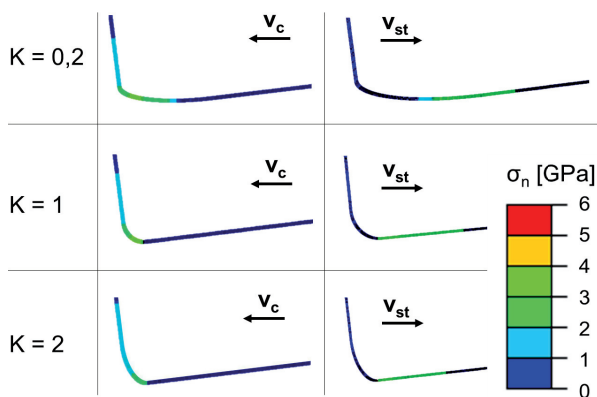


Abbildung 6-22: Mechanische Werkzeugbelastung bei der Zerspanung und mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4;  $v_c = v_{st} = 100$  m/min,  $h = 120$   $\mu$ m,  $a_p = 20$   $\mu$ m

Die thermische Werkzeugbelastung während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit des Form-Faktors  $K$  ist in Abbildung 6-23 gezeigt. Die Analyse zeigt den bereits in Abbildung 6-21 skizzierten Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie auf die thermische Werkzeugbelastung. Grundsätzlich sind bei den betrachteten Schneidkantenmikrogeometrien ähnliche Maximaltemperaturen von etwa  $T_{max} = 620^\circ\text{C}$  bei der Zerspanung und etwa  $T_{max} = 150^\circ\text{C}$  bei der mechanischen Oberflächenbehandlung zu erwarten. Bei der Zerspanung unterscheidet sich jedoch der Ort der maximalen Temperatur. Während bei einer Schneidkante mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  die Maximaltemperatur am Übergang der Spanfläche zur Schneidkante zu erwarten ist, verschiebt sich das Maximum bei einer Schneidkante mit einem Form-

Faktor  $K = 2$  in Richtung Übergang von Schneidkante zu Freifläche. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung ist bei einer Schneidkante mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  ein nicht zu vernachlässigender Teil der Schneidkante thermisch belastet, während für Schneidkanten mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  die Wärmeeinflusszone weitestgehend an der Freifläche wirkt. Grundsätzlich ist die Wärmeeinflusszone an der Schneidkante abhängig von der Schneidkantenmikrogeometrie. Mit sinkendem Form-Faktor  $K$  steigt die Wärmeeinflusszone an der Schneidkante.

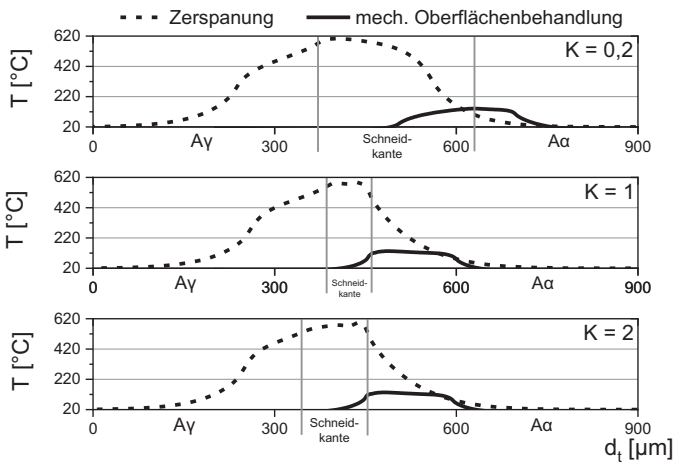


Abbildung 6-23: Thermische Werkzeugbelastung während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4, nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

In Abbildung 6-24 ist die mechanische Werkzeugbelastung mit der Kenngröße Normalspannung  $\sigma_n$  während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung dargestellt. Bei der Zerspanung zeigen die Ergebnisse eine vergleichbare maximale mechanische Werkzeugbelastung von etwa  $3,37 < \sigma_n < 3,60$  GPa. Alle betrachteten Schneidkantenmikrogeometrien haben gemein, dass an der Spanfläche die Normalspannung ein nahezu konstantes Lastniveau erreicht, jedoch deutlich im Bereich der Schneidkante ansteigt. Dieser Anstieg fällt bei der Schneidkante mit dem Form-Faktor  $K = 0,2$  am deutlichsten aus, während ein Form-Faktor  $K = 2$  zu einem moderaten Anstieg der Normalspannung führt.

Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung wirken mechanische Lastkollektive auf vergleichbarem Niveau wie beim Zerspanungsprozess. Dabei ist die Normalspannung insbesondere für die Schneidkante mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  im Kontaktbereich nahezu konstant. Für Schneidkantenmikrogeometrien mit steigendem Form-Faktor zeigt die FEM-Simulation dagegen ein Maximum der Normalspannung von bis zu  $\sigma_n = 6$  GPa am Übergang von Schneidkante zu Spanfläche, das im weiteren Verlauf zu der Spanfläche auf ein konstantes Lastniveau von etwa  $\sigma_n = 2,5$  GPa abfällt.

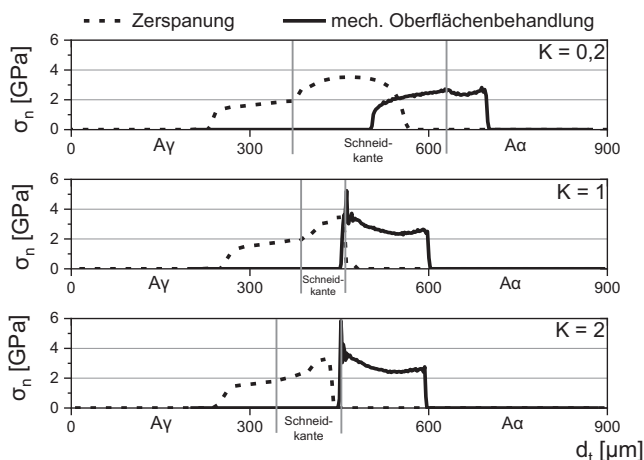


Abbildung 6-24: Mechanische Werkzeugbelastung während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4, nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

Die berechneten tatsächlichen Kontaktgeschwindigkeiten  $v_s$  bei der Zerspanung und mechanischen Oberflächenbehandlung sind in Abbildung 6-25 dargestellt. Bei der Zerspanung tritt für alle untersuchten Schneidkantenmikrogeometrien eine vergleichbare maximale tatsächliche Kontaktgeschwindigkeit an der Spanfläche auf. Im Bereich der Schneidkante sinkt die Kontaktgeschwindigkeit und ist dort minimal. Sobald Werkstück und Schneidkante nicht mehr in Kontakt stehen, sinkt die Kontaktgeschwindigkeit auf  $v_s = 0$  m/min ab. Für Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor von  $K \geq 1$



tritt das Ablösen der Werkstück-Schneidkanten-Interaktion am Übergang von Schneidkante zu Freifläche auf. Bei einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor von  $K = 0,2$  erfolgt dieses Ablösen bereits im Bereich der Schneidkante.

Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung steigt die tatsächliche Kontaktgeschwindigkeit im Erstkontakt von Werkstück und Schneidkante stark an. Im weiteren Verlauf entlang der Freifläche sinkt die Kontaktgeschwindigkeit linear ab. Für Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor von  $K \geq 1$  tritt die höchste Kontaktgeschwindigkeit am Übergang von Schneidkante zu Freifläche auf, während bei einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  das Maximum der Kontaktgeschwindigkeit deutlich vor dem Übergang von Schneidkante zu Freifläche auftritt. An der Freifläche selbst treten keine signifikanten Kontaktgeschwindigkeiten mehr auf.

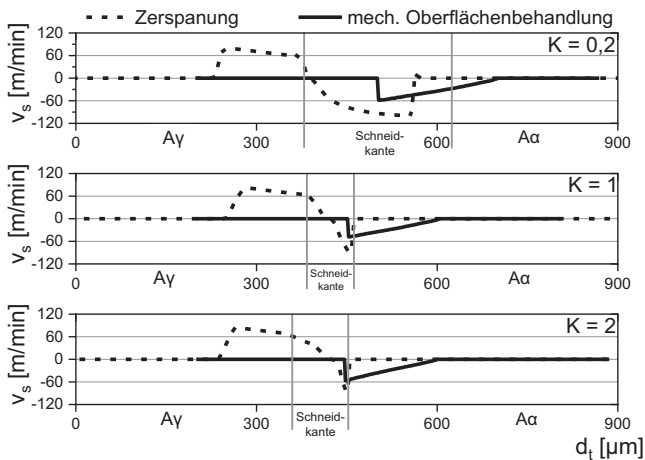


Abbildung 6-25: Kontaktgeschwindigkeit an der Werkzeugoberfläche während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4, nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

In Abbildung 6-26 sind die berechneten Verschleißraten  $dW/dt$  nach (Usui, E., Shirakashi, T., Kitagawa, T. 1978) entsprechend der Beschreibung in Formel 5-1 für die Prozessschritte Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung dargestellt. Charakteristisch bei der Zerspanung sind der Anstieg der Verschleißrate  $dW/dt$  an der

Spanfläche, ein anschließendes Absinken und ein erneuter Anstieg an der Schneidkante. Dabei tritt die höchste Verschleißrate stets im Bereich der Schneidkante auf. Für Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \leq 1$  ist am Übergang von Spanfläche zu Schneidkante dabei ein lokales Maximum der Verschleißrate festzustellen. Das globale Maximum der Verschleißrate tritt an der Schneidkante auf. Bei einem Form-Faktor  $K = 2$  ist das Maximum dagegen am Übergang von Spanfläche zu Schneidkante. An der Schneidkante selbst ist die Verschleißrate vergleichsweise gering.

Die Berechnung der Verschleißrate bei der mechanischen Oberflächenbehandlung zeigt grundsätzlich eine deutlich geringere Verschleißrate als bei der Zerspanung. Für alle untersuchten Schneidkantenmikrogeometrien liegt die Verschleißrate auf einem vergleichbaren Niveau. Bei einer Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  ist ein moderater Anstieg der Verschleißrate entlang der Schneidkante zu beobachten, wobei zum einen die maximale Verschleißrate vor dem Übergang von Schneidkante zu Freifläche auftritt. Zum anderen ist im Bereich der Schneidkante der Großteil der Verschleißrate zu erwarten. Bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  ist im Bereich der Schneidkante kaum mit Verschleiß zu rechnen. Erst am Übergang von Schneidkante zu Freifläche tritt Verschleiß auf, wobei an diesem Übergang unmittelbar die maximale Verschleißrate auftritt. Im weiteren Verlauf an der Freifläche sinkt die Verschleißrate zunächst linear ab, bis sie nach fehlender Werkstück-Werkzeug-Interaktion nicht mehr auftritt.

Neben der simulativen Betrachtung kann weiterhin eine rein geometrische Betrachtung der Eingriffsbedingungen des Werkzeugs bei den Prozessschritten Zerspanung und mechanische Oberflächenbehandlung herangezogen werden. In Abbildung 6-27 sind die sich im Eingriff befindenden Kontaktlängen  $d_t$  entlang der Schneidkante gezeigt. Während mit einem Form-Faktor  $K = 0,2$  die Kontaktlänge bei der Zerspanung sehr groß ist, sind die Kontaktlängen für Form-Faktoren  $K \geq 1$  auf einem geringeren Niveau. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung dagegen ist die Kontaktlänge bei einem Form-Faktor  $K = 0,2$  geringer als bei Form-Faktoren  $K \geq 1$ . Bei diesen sind die Kontaktlängen vergleichbar. Die Darstellungen in Abbildung 6-26 und Abbildung 6-27 zeigen, dass je nach Schneidkantenmikrogeometrie unterschiedliche Bereiche des Werkzeugs, beginnend von der Spanfläche, über die Schneidkante bis hin zur Freifläche bei der Komplementärzerspanung im Eingriff sind. Dementsprechend unterschiedlich fällt der Werkzeugverschleiß aus.

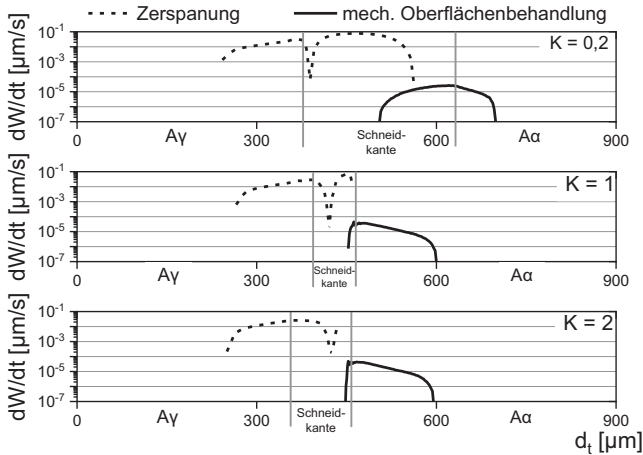


Abbildung 6-26: Berechnete Verschleißrate  $dW/dt$  während der Zerspanung und der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4, nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

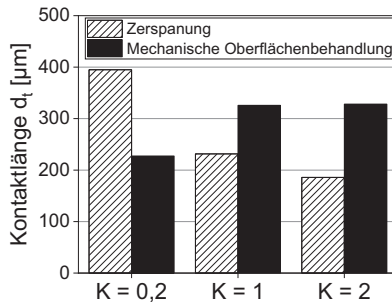


Abbildung 6-27: Kontaktlänge bei der Zerspanung und mechanischen Oberflächenbehandlung für unterschiedliche Form-Faktoren K

Neben der simulativen Betrachtung der Verschleißrate  $dW/dt$  auf Basis der thermo-mechanischen Werkzeugbelastung sowie der geometrischen Betrachtung der Eingriffsbedingungen wurden experimentelle Analysen der Schneidkantenmikrogeometrie nach der Zerspanung und der Komplementärzerspanung von 42CrMo4 durchgeführt. Dabei wurden die bereits simulativ betrachteten Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K = 0,2, 1$  und  $2$  eingesetzt.

Abbildung 6-28 zeigt die Änderung des Form-Faktors  $\Delta K$  sowie die Änderung der mittleren Schneidkantenverrundung  $\Delta \bar{S}$  nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspanung. Die Änderungen der Kennwerte beziehen sich auf die jeweilige Schneidkantengeometrie zu Beginn der Untersuchung.

Die Ergebnisse zeigen für Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$ , dass nach der Zerspanung der Form-Faktor  $K$  sinkt, während die mittlere Schneidkantenverrundung steigt. Diese Änderung legt eine Erhöhung des Schneidkantensegments  $S_\alpha$  nahe, was eine Folge von zerspanungsbedingtem Freiflächenverschleiß sein kann. Dieser steigt an, da bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  die Stagnationszone in Richtung Spanfläche verschoben ist. Daraus folgt, dass unmittelbar am Übergang von Schneidkante zur Freifläche Gleitgeschwindigkeiten maximal sind und Freiflächenverschleiß begünstigt wird. Nach der Komplementärzerspanung bildet sich die Schneidkantenmikrogeometrie in Teilen infolge von abrasivem und adhäsivem Verschleiß zurück, wodurch für Form-Faktoren  $K \geq 1$  keine signifikanten Änderungen der Schneidkantenasymmetrien resultieren. Nichtsdestotrotz kommt es infolge des Werkzeugverschleißes zu einer Erhöhung der durchschnittlichen Schneidkantenverrundung  $\Delta \bar{S}$ .

Zu großen Änderungen der Schneidkantenmikrogeometrie führt dagegen ein Form-Faktor  $K = 0,2$ . Bereits nach der Zerspanung sind signifikante Änderungen in der Schneidkantenmikrogeometrie als eine Folge der hohen thermo-mechanischen Lastkollektive und großen Kontaktlänge zu beobachten. Da die Stagnationszone bei dieser Schneidkantenmikrogeometrie sehr nahe am Übergang von Spanfläche zur Schneidkante ist, fließt ein Großteil des Werkstoffes an der Spanfläche ab, wodurch Kolkverschleiß begünstigt werden kann. Als Folge steigt der Form-Faktor  $K$ . Weiterhin kommt es zu signifikanten Änderungen der durchschnittlichen Schneidkantenverrundung  $\Delta \bar{S}$ , da das Schneidkantensegment  $S_\gamma$  steigt und das Schneidkantensegment  $S_\alpha$  weiterhin auf hohem Niveau ist. Diese Änderungen der Schneidkantenmikrogeometrie relativieren sich durch die Komplementärzerspanung in Teilen wieder infolge von adhäsivem Verschleiß.

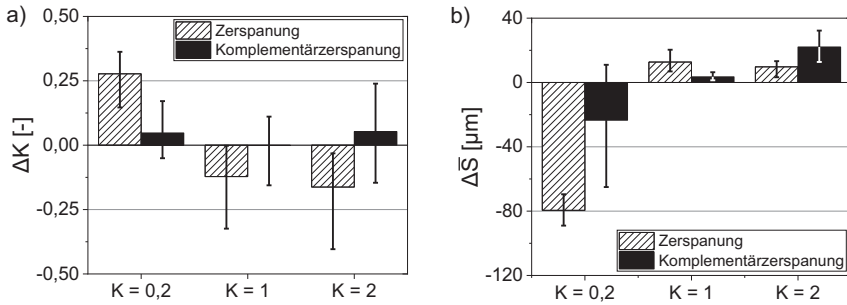


Abbildung 6-28: Änderung Schneidkantenmikrogeometrie nach der Zerspanung und Komplementärzerspannung von 42CrMo4, nach (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

## 6.3 Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Randschichtzustände

### 6.3.1 Topographie

Die Komplementärzerspannung nimmt unmittelbar Einfluss auf die Topographie. Daher wird der Einfluss der mechanischen Oberflächenbehandlung auf die resultierenden Rauheitskennwerte  $R_a$  und  $R_z$  von Armco-Eisen und 42CrMo4 untersucht. Die Rauheitsmessung erfolgte in Bearbeitungsrichtung. Die gewählte Bearbeitungstiefe war konstant mit  $a_p = 20 \mu m$ , die eingesetzte Schneidkantenmikrogeometrie hatte einen Form-Faktor  $K = 1$ . In einem zweiten Schritt wurde die Änderung der Topographie innerhalb der Komplementärzerspannung von 42CrMo4, das heißt nach der Zerspanung und nach der mechanischen Oberflächenbehandlung, betrachtet.

In Abbildung 6-29 sind die resultierenden Rauheitskennwerte  $R_a$  und  $R_z$  nach der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen gezeigt. Generell zeigt sich, dass die gemittelte Rautiefe  $R_z$  etwa um den Faktor 10 höher als der arithmetische Mittelwert  $R_a$  ist. Bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 10 \text{ m/min}$  wurden sehr hohe Rauheitskennwerte  $R_a$  und  $R_z$  gemessen. Hier zeigt sich der Adhäsions-Effekt zwischen Werkstück und Werkzeug deutlich. Durch die Adhäsion kommt es vornehmlich zu einem Haften statt zu einem Gleiten des Werkstoffs am Werkzeug, was zu hohen Rauheitskennwerten führt. Mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit sinken die Rauheitskennwerte signifikant, wobei für Bearbeitungsgeschwindigkeiten

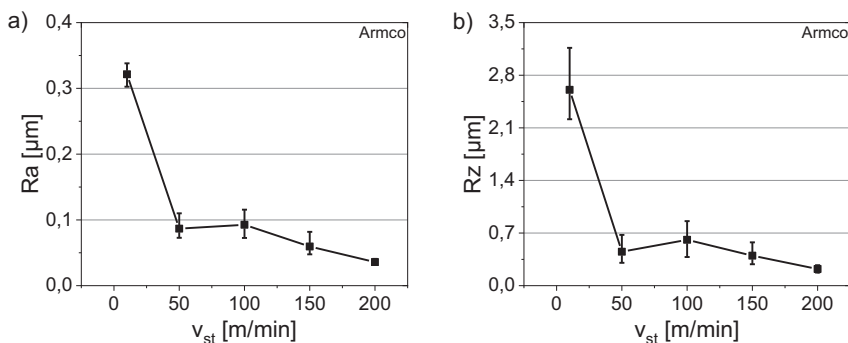


Abbildung 6-29: Resultierende Rauheit  $Ra$  (a) und  $Rz$  (b) bei Armco-Eisen;  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$ , nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2016)

$50 \leq v_{st} \leq 100$  m/min die Rauheitswerte auf konstanten Niveau sind. Mit weiter steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit können die Rauheitswerte  $Ra$  und  $Rz$  weiter reduziert werden.

Abbildung 6-30 zeigt die resultierenden Rauheitskennwerte  $Ra$  und  $Rz$  nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 in Abhängigkeit von der Bearbeitungsgeschwindigkeit. Wie bereits bei der Topographiemessung von Armco-Eisen sind die gemittelte Rautiefe  $Rz$  etwa um Faktor 10 höher als der arithmetische Mittelwert  $Ra$ . Dabei ist die Standardabweichung der resultierenden Rauheitskennwerte deutlich größer als die Werte von Armco-Eisen. Die Ergebnisse zeigen keine signifikante Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf die resultierenden Rauheiten. Zwar wurden bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 150$  m/min höhere Rauheitskennwerte gemessen, diese gehen jedoch auch mit einer erhöhten Standardabweichung einher. Verglichen zu Messergebnissen nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen, resultieren bei der Bearbeitung von 42CrMo4 mit niedrigen Bearbeitungsgeschwindigkeiten von  $v_{st} = 10$  m/min deutlich geringere Rauheiten. Bei Bearbeitungsgeschwindigkeiten von  $50 \leq v_{st} \leq 100$  m/min sind die Rauheiten mit denen von Armco-Eisen vergleichbar.

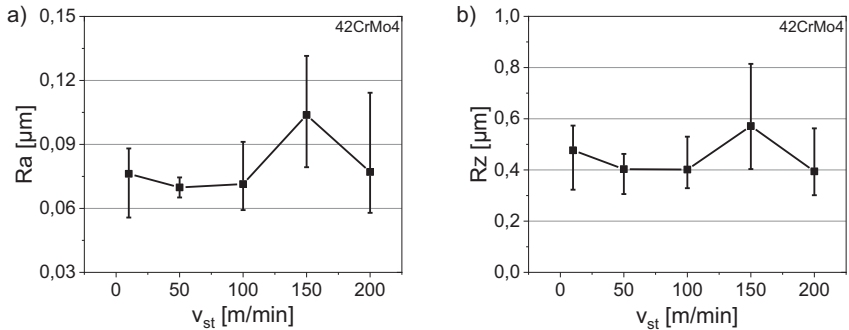


Abbildung 6-30: Resultierende Rauheit Ra (a) und Rz (b) bei 42CrMo4;  
 $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

Die signifikanten Unterschiede der resultierenden Rauheitswerte nach der mechanischen Oberflächenbehandlung bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten zeigen sich auch in mikroskopischen Aufnahmen. Abbildung 6-31 zeigt die resultierende Topographie nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 und Armco-Eisen. Während bei 42CrMo4 keinerlei Auffälligkeiten zu beobachten sind, resultiert bei Armco-Eisen infolge der Werkstück-Werkzeug-Adhäsion eine stark zerrüttete Oberfläche.

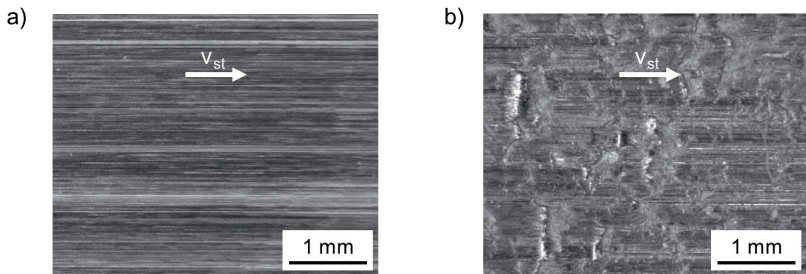


Abbildung 6-31: Resultierende Topographie von 42CrMo4 (a) und Armco-Eisen (b) nach der mechanischen Oberflächenbehandlung;  $v_{st} = 10 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

Neben der Betrachtung der Topographie nach der mechanischen Oberflächenbehandlung wurde auch die sich ändernde Topographie bei der Durchführung der Komplementärzerspanung analysiert. Abbildung 6-32 zeigt die resultierenden Rauheitskennwerte  $R_a$  und  $R_z$  nach der Komplementärzerspannung von 42CrMo4, d.h. nach der Zerspanung und nach der mechanischen Oberflächenbehandlung. Der Prozessschritt Zerspanung führt zu Rauheitskennwerten von  $R_a = 0,24 \mu\text{m}$  bzw.  $R_z = 1,75 \mu\text{m}$ . Durch die anschließende mechanische Oberflächenbehandlung können diese Rauheitskennwerte mit  $R_a = 0,14 \mu\text{m}$  und  $R_z = 0,8 \mu\text{m}$  deutlich gesenkt werden. Des Weiteren konnte die Standardabweichung der Messung signifikant reduziert werden.

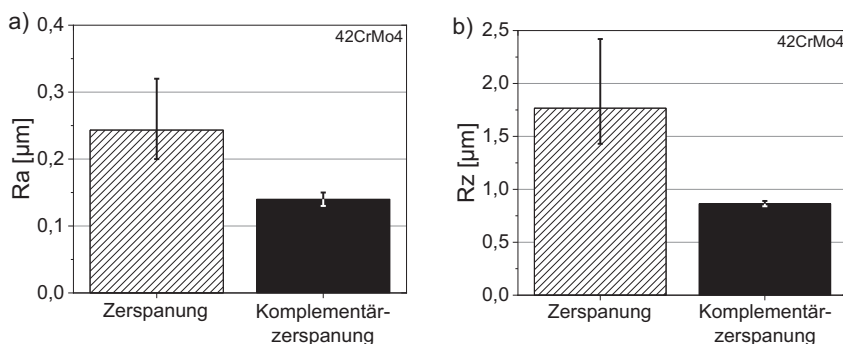


Abbildung 6-32: Resultierende Rauheit  $R_a$  (a) und  $R_z$  (b) nach der Zerspanung bzw. Komplementärzerspannung von 42CrMo4,  $h = 60 \mu\text{m}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $v_c = v_{st} = 100 \text{ m/min}$ , nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2016)

### 6.3.2 Mikrohärte

Die resultierende Mikrohärte ist neben der Topographie ein weiterer Bauteilzustand, der infolge einer mechanischen Oberflächenbehandlung beeinflusst werden kann. Aus diesem Grund wurde der Einfluss der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen und 42CrMo4 auf die randschichtnahe Mikrohärte analysiert. Abbildung 6-33 zeigt die resultierenden Mikrohärten HV 0,1 in Abhängigkeit der Prozessstellgrößen Bearbeitungsgeschwindigkeit und Bearbeitungstiefe für Armco-Eisen und 42CrMo4. Es wurde eine symmetrische Schneidkantenmikrogeoemtrie mit einem Form-Faktor  $K = 1$  eingesetzt.



Für Armco-Eisen kann abhängig von der Bearbeitungsgeschwindigkeit und Bearbeitungstiefe Steigerungen der Mikrohärtigkeit erreicht werden. Bei einer geringen Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 20$  m/min konnten für Bearbeitungstiefen  $a_p = 10$  und  $25$   $\mu\text{m}$  Steigerungen der Mikrohärtigkeit auf bis zu 103 HV 0,1 gemessen werden, wohingegen für Bearbeitungstiefen von  $a_p = 5$  und  $20$   $\mu\text{m}$  keine Änderungen der Mikrohärtigkeit beobachtet werden konnten. Mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit konnte die Mikrohärtigkeit für nahezu alle Parameterkonfigurationen auf bis zu 120 HV 0,1 mit einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 100$  m/min gesteigert werden. Lediglich die Messungen bei hohen Bearbeitungstiefen  $a_p \geq 20$   $\mu\text{m}$  folgen diesem Trend in Teilen nicht.

Die Messungen der Mikrohärtigkeit nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von 42CrMo4 zeigen dagegen für alle Parameterkonfigurationen keine signifikanten Änderungen, wobei bei geringer Bearbeitungsgeschwindigkeit und geringer Bearbeitungstiefe sogar eine Abnahme der Härte auftreten kann. Lediglich mit der Bearbeitungsgeschwindigkeiten  $v_{st} = 100$  m/min wurden mit steigender Bearbeitungstiefe tendenziell höhere Mikrohärtigkeiten gemessen. Im Vergleich zu den Messergebnissen von Armco-Eisen wurde auch bei der gemessenen Mikrohärtigkeit an 42CrMo4 eine höhere Standardabweichung beobachtet.

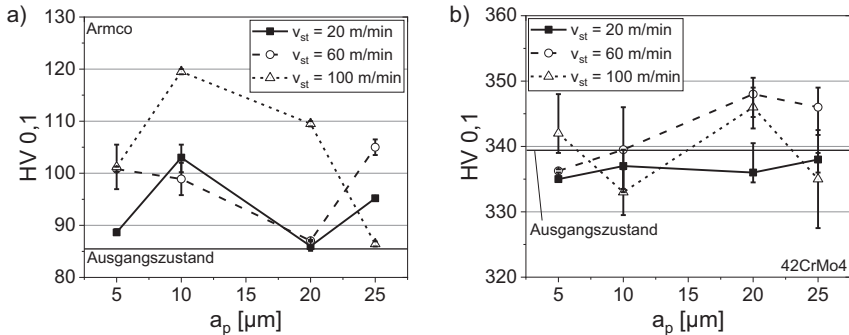


Abbildung 6-33: Resultierende Härte HV0,1 von Armco-Eisen (a) und 42CrMo4 (b);  $K = 1$ , nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2016)

### 6.3.3 Mikrostruktur

Die mikrostrukturellen Änderungen in der Randschicht infolge der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen und 42CrMo4 mit unterschiedlichen Bearbeitungsgeschwindigkeiten und konstanter Bearbeitungstiefe  $a_p = 20 \mu\text{m}$  sind in Abbildung 6-34 und Abbildung 6-35 gezeigt. Die Asymmetrie der Schneidkante ist hier nicht Gegenstand der Betrachtung, weshalb Schneidkanten mit einem Form-Faktor  $K = 1$  zur Erzeugung der Ergebnisse verwendet wurden. Die Aufnahmen wurden mittels der Focused-Ion-Beam (FIB) Methode aufgenommen.

In Abbildung 6-34 sind die Mikrostrukturen in der Randschicht in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeiten dargestellt. Mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit steigt die Dicke der mikrostrukturell beeinflussten Randschicht an. Dabei ist der Übergang zwischen feinkörnigem und dem Ausgangsgefüge diffus. Zwischen der feinkörnigen Randschicht und dem Grundgefüge bildet sich eine Übergangsschicht aus, in der die Körner entsprechend der Bearbeitungsrichtung lamellenartig gezogen werden.

Die randschichtnahe Mikrostruktur von 42CrMo4 ist in Abbildung 6-35 dargestellt. Wie bereits für Armco-Eisen zeigt sich, dass mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit die Dicke der im Sinne einer Kornfeinung beeinflussten Randschichtzone ansteigt. Deutlich zu erkennen ist dabei der Übergang zwischen feinkörnigem und Ausgangsgefüge.

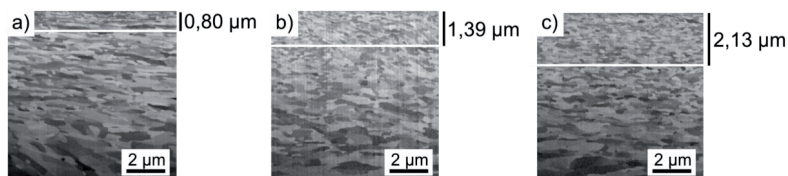


Abbildung 6-34: FIB-Schnitte von Armco-Eisen;  $v_{st} = 20$  (a), 60 (b), 100 (c) m/min,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

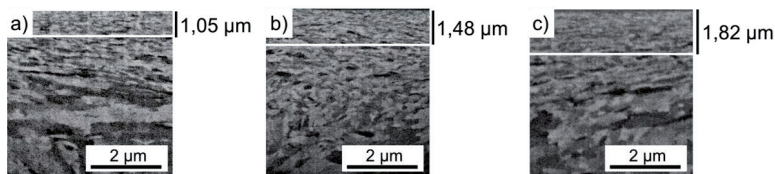


Abbildung 6-35: FIB-Schnitte von 42CrMo4;  $v_{st} = 20$  (a), 60 (b), 100 (c) m/min,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

In Abbildung 6-36 sind die Dicken der mikrostrukturell beeinflussten Randschichten nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen und 42CrMo4 dargestellt. Für eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit von 20 m/min ist bei 42CrMo4 eine dickere nanokristalline Randschicht zu erwarten als bei Armco-Eisen. Bei Armco-Eisen ist demnach eher eine Verzerrung der Körner zu erwarten als eine Kornfeinung. Bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von 60 m/min sind vergleichbare Dicken der nanokristallinen Randschicht zu erwarten. Bei weiter steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit auf 100 m/min wurde ein gegensätzliches Verhalten gemessen. Bei dem Vergütungsstahl 42CrMo4 wurde eine dünnere nanokristalline Randschicht gemessen als bei Armco-Eisen.

Offensichtlich führt die mechanische Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen mit hoher Bearbeitungsgeschwindigkeit zu einer stärkeren Kornfeinung als von 42CrMo4, während bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten das Gegenteil der Fall ist.

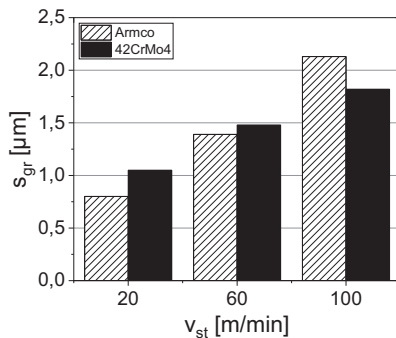


Abbildung 6-36: Dicke der nanokristallinen Randschicht  $s_{gr}$  nach der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen und 42CrMo4,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ ,  $K = 1$

Um ein Verständnis über die mikrostrukturellen Änderungen während der mechanischen Oberflächenbehandlung zu erlangen, wurde die Mikrostruktur im Bereich der Umformzone während der mechanischen Oberflächenbehandlung analysiert. Für diese Analyse eignete sich das duktile Armco-Eisen, da aufgrund der großen initialen Korngröße Kornfeinungen bereits durch metallographische Analysen sehr gut sichtbar gemacht werden können. Die oben dargestellten Ergebnisse zeigen, dass sich eine deutliche Kornfeinung mit hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten hervorrufen lässt. Aus die-

sem Grund wurde eine hohe Bearbeitungsgeschwindigkeit von 150 m/min gewählt. Abbildung 6-37 zeigt die Mikrostruktur von Armco-Eisen für unterschiedliche Bearbeitungstiefen.

Nach der Zerspanung ist die rekristallisierte Randschicht etwa 10  $\mu\text{m}$  dick. Diese Schichtdicke wird durch die anschließende mechanische Oberflächenbehandlung deutlich gesteigert. Bei Bearbeitungstiefen von 20 und 40  $\mu\text{m}$  wurden vergleichbare rekristallisierte Schichtdicken im Bereich von 40 bis 50  $\mu\text{m}$  gemessen. Die beiden Schichten unterscheiden sich jedoch in der Stärke der Kornfeinung. Während mit einer Bearbeitungstiefe größer 20  $\mu\text{m}$  eine sehr feine Kornstruktur zu erkennen ist, ist diese bei einer Bearbeitungstiefe von 20  $\mu\text{m}$  augenscheinlich etwas gröber ausgeprägt (vgl. Abbildung 6-37a und b). Mit steigender Bearbeitungstiefe ist auch eine steigende rekristallisierte Schichtdicke zu erwarten (vgl. Abbildung 6-37c).

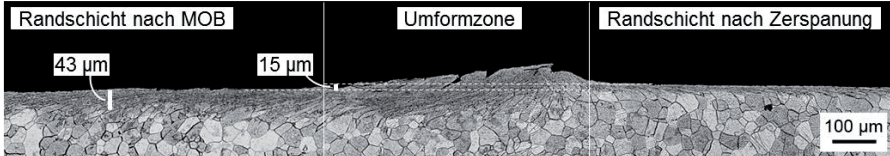
Die Analysen zeigen weiterhin, dass bei einer Bearbeitungstiefe  $a_p > 20 \mu\text{m}$  eine sehr unregelmäßige Oberfläche nach der mechanischen Oberflächenbehandlung zu erwarten ist. Diese zeichnet sich durch ein unterschiedliches Höhenprofil aber auch Einschlüsse aus (vgl. Abbildung 6-37b und c).

Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung erfolgt in der Umformzone eine hohe plastische Verformung. Diese führt unmittelbar zu einem dem Werkzeug vorlaufenden Materialaufwurf in der Umformzone. Hervorzuheben ist, dass eine Bearbeitungstiefe nicht mit der Reduzierung der Bauteilhöhe korreliert. Bei einer vergleichsweise geringen Bearbeitungstiefe von 20  $\mu\text{m}$  reduziert sich die Bauteilhöhe um 15  $\mu\text{m}$ . Mit steigender Bearbeitungstiefe steigt diese Reduzierung der Bauteilhöhe jedoch nicht in gleicher Weise. Bei einer Bearbeitungstiefe von 40  $\mu\text{m}$  reduziert sich die Bauteilhöhe nur um 29  $\mu\text{m}$ , bei 60  $\mu\text{m}$  sogar nur um 35  $\mu\text{m}$ . Diese Differenz ist damit zu erklären, dass mit steigender Bearbeitungstiefe die Verdrängung des Werkstoffs nicht nur in, sondern zunehmend auch quer zur Bearbeitungsrichtung stattfindet. Somit wird ein Werkstofffluss in alle drei Dimensionen begünstigt. Eine detaillierte Betrachtung der Umformzone findet im Folgenden statt.

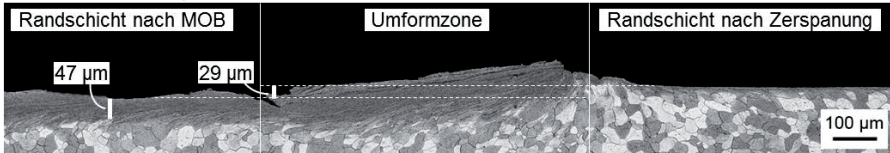
In Abbildung 6-38 ist in Abhängigkeit der Bearbeitungstiefe während der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen die Umformzone vergrößert dargestellt. Bei einer Bearbeitungstiefe von 20  $\mu\text{m}$  zeigt sich eine geringer ausgeprägte Kornfeinung als bei größeren Bearbeitungstiefen.

Die Umformzonen zeichnen sich unabhängig der Bearbeitungstiefe Aufwürfe und Einschlüsse aus. Diese folgen aus dem vorlaufenden Materialaufwurf, da der Werkstoff nicht unter der Schneidkante fließt, sondern teilweise auch an der Schneidkante haftet. Dadurch kann es zu Umwälzungen bzw. Überwerfungen kommen, die letztlich in der Bildung von Fehlstellen, wie Einschlüssen, resultieren.

a)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$



b)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 40 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$



c)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 60 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$

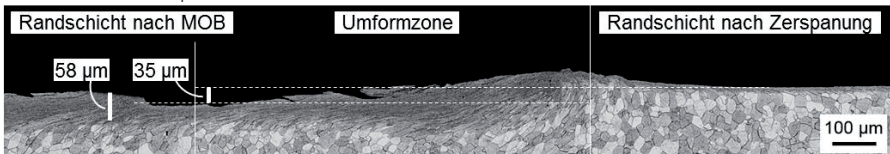
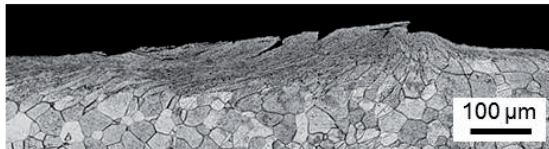


Abbildung 6-37: Metallographische Randschichtanalyse bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen

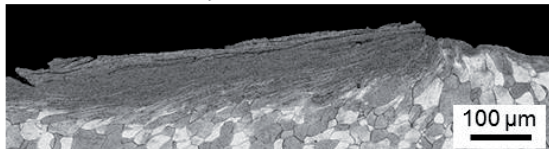
Die mikrostrukturellen Änderungen der Umformzone können ebenfalls mit den in Kapitel 6.2.1 eingeführten Bereichen korreliert werden. Diese Bereiche beschreiben ortsabhängig den Einfluss der plastischen Verformung auf die wirkenden Dehnraten (vgl. Abbildung 6-38d). Am höchsten Punkt des Materialaufwurfs treten in der FE-Simulation die höchsten Dehnraten in den Bereichen 4 und 5 auf. In diesem Bereich ist auch in den metallographischen Schliiffbildern ein Ausgangsort des Werkstoffflusses zu erkennen. Dieser führt zu einer mikrostrukturellen Änderung; die Korngröße sinkt. Mit steigendem Abstand zur Oberfläche ist diese Abnahme der Korngröße nicht mehr so stark ausgeprägt. Übertragen auf die eingeführte Klassifizierung ist das mit den Bereichen 2 und 3 gleichzusetzen. Es tritt eine geringere Kornfeinung auf, wenn die Dehnrade sinkt.

Unmittelbar an der Spanfläche ist eine deutliche Kornfeinung zu erkennen, obwohl in der Simulation nur leicht erhöhte Dehnraten wirken (Bereich 2). Jedoch hat dieser Bereich im Vorfeld die hohen Dehnraten aus Bereich 4 und 5 bereits erfahren. Die akkumulierte plastische Verformung in der Umformzone, d.h. die Bereiche an den Übergängen zur zerspannten und mechanisch behandelten Oberfläche sowie der Bereich an der Spanfläche, sowie das Umwälzen des Werkstoffs führen jedoch letztendlich zu einer hohen Kornfeinung.

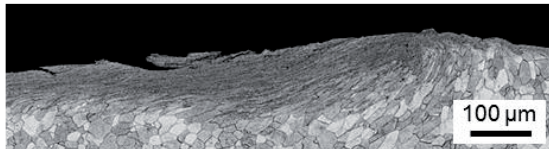
a)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$



b)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 40 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$



c)  $v_{st} = 150 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 60 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $K = 1$



d) Schematische Darstellung der Umformzone

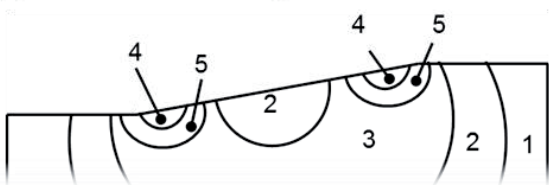


Abbildung 6-38: Analyse der Umformzone bei der mechanischen Oberflächenbehandlung von Armco-Eisen

Um den Einfluss der Werkzeugmikrogeometrie auf die resultierende Mikrostruktur zu untersuchen, erfolgte eine Randschichtanalyse mittels der FIB-Analyse nach der Zerspanung und der Komplementärzerspanung von 42CrMo4 mit unterschiedlichen Form-Faktoren  $K$ . Die übrigen Prozessstellgrößen (Schnitt- und Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_c$  und  $v_{st}$  bzw. Bearbeitungstiefe  $a_p$ ) wurden konstant gehalten.

In Abbildung 6-39a ist die Dicke der nanokristallinen Randschicht  $s_{gr}$  nach der Zerspanung und Komplementärzerspanung von 42CrMo4 in Abhängigkeit der Schneidkantenmikrogeometrie dargestellt. Es zeigt sich, dass unter Verwendung einer Schneidkante mit einem Form-Faktor  $K < 1$  bereits nach der Zerspanung eine hohe nanokristalline Randschicht erzeugt wird. Diese steigt infolge der mechanischen Oberflächenbehandlung nur noch leicht an (vgl. Abbildung 6-39b). Mit steigendem Form-Faktor  $K \geq 1$  ist dagegen nach der Zerspanung eine vergleichsweise geringe nanokristalline Randschicht zu erwarten. Dafür kann bei der Komplementärzerspanung infolge der mechanischen Oberflächenbehandlung eine deutliche Steigerung der nanokristallinen Randschicht erzeugt werden. Die Ergebnisse zeigen, dass mit einem Form-Faktor  $K > 1$  die größte nanokristalline Randschicht bzw. die größte Änderung zwischen der Zerspanung und mechanischer Oberflächenbehandlung erreicht werden kann.

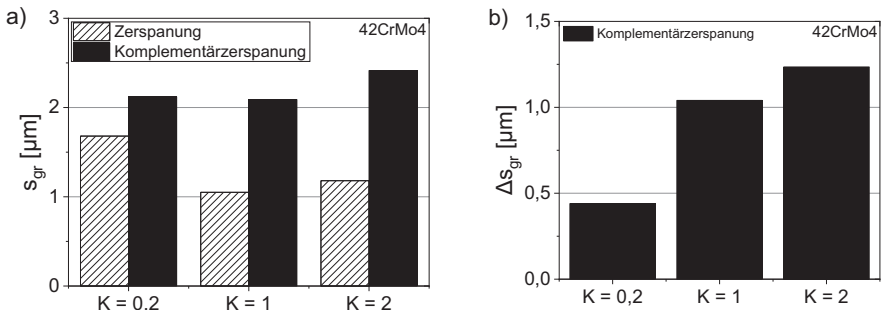


Abbildung 6-39: Dicke der nanokristallinen Randschicht  $s_{gr}$  (a) sowie Änderung der NC-Randschicht  $\Delta s_{gr}$  (b) von 42CrMo4 nach der Zerspanung und Komplementärzerspanung;  $v_c = v_{st} = 100 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 20 \mu\text{m}$ , (Zanger, Gerstenmeyer & Weule 2017)

### 6.3.4 Eigenspannungen

Der Eigenspannungszustand ist ein weiterer Bauteilzustand, der infolge einer mechanischen Oberflächenbehandlung beeinflusst wird. Aufgrund des grobkörnigen Gefüges von Armco-Eisen und der damit einhergehenden Messunsicherheiten wurde auf Eigenspannungsmessungen an Armco-Eisen verzichtet und der Fokus auf den technisch relevanten Vergütungsstahl 42CrMo4 gelegt. Dabei wurden nach der Zerspanung und der anschließenden mechanischen Oberflächenbehandlung die Eigenspannungen an der Oberfläche in axialer Richtung gemessen. Weiterhin ausgewertet wurde die Integralbreite, ein Maß für die Verfestigung, an der Oberfläche. Die Zerspanung erfolgte mit einer Schnittgeschwindigkeit  $v_c = 100$  m/min und Schnitttiefe  $h = 100$   $\mu$ m. Beim Prozessschritt mechanische Oberflächenbehandlung wurde die Bearbeitungsgeschwindigkeit bei konstanter Bearbeitungstiefe  $a_p = 20$   $\mu$ m variiert. Für die Untersuchungen wurden symmetrische Schneidkanten mit einem Form-Faktor  $K = 1$  gewählt.

Die Eigenspannungsmessungen (vgl. Abbildung 6-40) haben für den Vergütungsstahl 42CrMo4 ergeben, dass durch die Zerspanung zunächst Zugeigenspannungen bis 600 MPa entstehen. Diese Zugeigenspannungen können durch den nachfolgenden Prozessschritt der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit der Bearbeitungsgeschwindigkeit reduziert werden. Diese wandeln sich aufgrund der Materialverdrängung in allen drei Raumrichtungen, insbesondere quer zur Bearbeitungsrichtung, nicht in Druckeigenspannungen um. So werden mit einer Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 20$  m/min die Zugeigenspannungen auf 200 MPa reduziert, während der Effekt der Reduzierung von Zugeigenspannungen mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit nicht mehr zu beobachten ist. Für hohe Bearbeitungsgeschwindigkeiten  $v_{st} = 100$  m/min wurde eine nochmalige Steigerung der Zugeigenspannungen an der Oberfläche gemessen. Die Messungen zeichnen sich durch geringe Standardabweichungen aus.

Neben der Eigenspannung wurde die Integralbreite an der Oberfläche ausgewertet. Die Integralbreite steigt durch die mechanische Oberflächenbehandlung bis zu einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von  $v_{st} = 60$  m/min. Diese Steigerung ist dagegen bei einer hohen Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 100$  m/min nicht mehr zu beobachten.



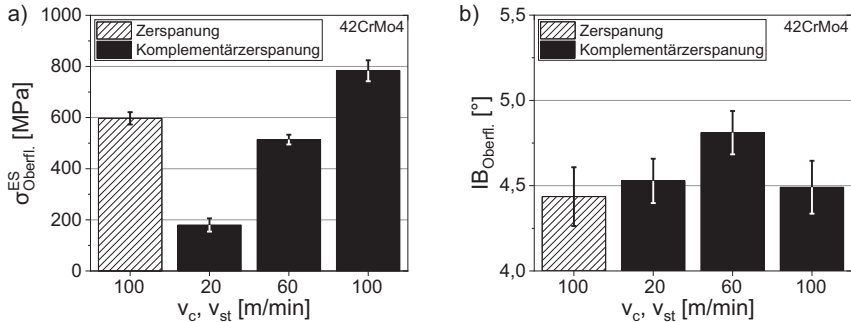


Abbildung 6-40: Resultierende Oberflächeneigenspannung (a) und Integralbreiten (b) nach der Zerspanung und Komplementärzerspanung von 42CrMo4;  $v_c = 100$  m/min,  $h = 100$   $\mu\text{m}$ ,  $a_p = 20$   $\mu\text{m}$ ,  $K = 1$

## 6.4 Diskussion

Bei den durchgeführten Untersuchungen der mechanischen Oberflächenbehandlung von dem duktilen Modellwerkstoff Armco-Eisen und dem Vergütungsstahl 42CrMo4 im orthogonalen Schnitt wurde der Einfluss von Prozessstellgrößen auf die Prozesskenngrößen und die dadurch beeinflussten Bauteilzustände in einem definierten Parameterfenster untersucht. Da der Werkzeugverschleiß als Störgröße unmittelbar Einfluss auf die Prozesskenngrößen und damit auf die Bauteilzustände nimmt, wurde die thermo-mechanische Werkzeugbelastung detailliert betrachtet und daraus eine Verschleißrate abgeleitet.

### Analyse der Prozesskräfte

Aus der Analyse der Zusammenhänge von Bearbeitungsgeschwindigkeit, Bearbeitungstiefe und Werkzeugorientierung zu den resultierenden Prozesskräften in Kapitel 6.1.1 kann abgeleitet werden, dass die Prozessstellgrößen zwar einen Einfluss auf die betragsmäßigen Prozesskräfte haben, dieser jedoch nicht so stark ausgeprägt ist, wie es zunächst zu vermuten gewesen wäre. Stattdessen beeinflusst der zu bearbeitende Werkstoff wesentlich die resultierenden Prozesskräfte.

Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 resultieren entsprechend den Erwartungen höhere Passivkräfte als Bearbeitungskräfte. Bei der Bearbeitung von Armco-Eisen entstehen dagegen hohe Bearbeitungskräfte, während die Passivkräfte

von dieser Steigerung nicht betroffen und vergleichbar mit den Bearbeitungskräften sind. Die wirkende Werkstück-Werkzeug-Adhäsion führt bei Armco-Eisen offensichtlich zu einem Absinken der Relativgeschwindigkeiten an der Schneidkante. Dadurch wird der Werkstoff am Gleiten entlang des Werkzeugs gehindert. Das hat eine höhere Reibung und letztlich steigende Prozesskräfte zur Folge. Dieser Effekt konnte bei allen Einflussanalysen der Prozessstellgrößen auf die Prozesskräfte beobachtet werden. Neben den Erkenntnissen bzgl. der Werkstück-Werkzeug-Interaktion folgt aus den Untersuchungen zur Bearbeitungstiefe, dass eine zunehmende Bearbeitungstiefe zu einer steigenden Werkzeugverdrängung in allen drei Dimensionen führt. Daraus resultieren bei zunehmenden Bearbeitungstiefen nur moderat steigende Prozesskräfte.

Der werkzeugseitige Einfluss auf die Prozesskräfte, d.h. der Einsatz von Schneidkanten mit asymmetrischer Mikrogeometrie, konnte durch die experimentellen Untersuchungen gezeigt werden.

Die Prozesskräfte sind bei Armco-Eisen nahezu unabhängig der Schneidkantenmikrogeometrie. Während bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten sehr geringe Prozesskräfte wirken, steigen diese mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit zunächst auf ein Maximum  $v_{st} = 50$  m/min an, sinken jedoch tendenziell mit weiter steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit wieder ab. Mittels simulativer Analysen konnte gezeigt werden, dass eine steigende Bearbeitungsgeschwindigkeit unabhängig der Schneidkantenmikrogeometrie zu steigenden Prozesstemperaturen führt. Wie bereits in (Zanger & Gerstenmeyer 2014) beobachtet, können hohe Prozesstemperaturen zu einer Entfestigung und damit zu sinken Prozesskräften führen. Dass die Prozesskräfte jedoch zunächst ansteigen, obwohl mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit eine höhere Entfestigung zu erwarten gewesen wäre, liegt an der Verfestigung infolge einer plastischen Verformung mit hoher Dehnrates. Es folgt, dass bei moderaten Bearbeitungsgeschwindigkeiten die Verfestigung infolge der plastischen Verformung verantwortlich für hohe Prozesskräfte ist. Der Temperatureinfluss und die damit einhergehende Entfestigung spielt erst bei höheren Bearbeitungsgeschwindigkeiten eine Rolle.

Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 ist dagegen der Einfluss der Schneidkantenmikrogeometrie insbesondere bei den Passivkräften nicht zu vernachlässigen. Bei symmetrischen Schneidkantenmikrogeometrien kommt es zur o.g. Überlagerung von Verfestigung infolge hoher Dehnrates und Entfestigung infolge hoher Temperaturen. So können bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten lokal hohe Passivkräfte mit hohen Dehnrates und geringen Prozesstemperaturen erklärt werden.

Bei steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit sinken die Passivkräfte infolge der steigenden Temperatur. Dieses gilt offensichtlich nicht für asymmetrische Schneidkantenmikrogeometrien. Bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  führt geometriebedingt eine größere Kontaktfläche von Werkzeug zu Werkstück im Bereich der Schneidkante zu hohen Prozesskräften. Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  stehen dagegen nur mit der Freifläche in Kontakt mit dem Werkstück. Es folgt eine große Scherung des Werkstoffs. Dies kann zu höheren Prozesskräften führen.

Des Weiteren zeigt die Simulation, dass eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit unter Verwendung einer symmetrischen Schneidkante trotzdem zu einer vergleichsweise hohen Dehnrate führt. Weiterhin sind Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  vorteilhaft, um über ein großes Parameterfeld das Werkstoffvolumen mit einer hohen Dehnrate zu beanspruchen.

### **Analyse des thermo-mechanischen Lastkollektivs auf das Werkzeug**

Es ist anzumerken, dass hohe Prozesskräfte den Werkstoff stark beanspruchen, was zu einer gezielten Beeinflussung der Randschichtzustände genutzt werden kann. Allerdings beanspruchen hohe Prozesskräfte auch das Werkzeug mechanisch, was unmittelbar zu Werkzeugverschleiß führen kann.

Die simulationsgestützte Analyse der wirkenden thermo-mechanischen Lastkollektive auf unterschiedliche Schneidkantenmikrogeometrien sowie die geometrische Betrachtung der Eingriffsverhältnisse bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 hat ergeben, dass die Asymmetrie neben den Prozesskenngößen Prozesskraft, -temperatur und Dehnrate das wirkende thermo-mechanische Lastkollektiv an der Schneidkante beeinflusst.

Bei der Zerspanung werden an Schneidkanten mit einem Form-Faktor  $K < 1$  die Spanfläche sowie große Bereich der Schneidkante thermischen und mechanischen Lasten ausgesetzt. Geometriebedingt wird bei der mechanischen Oberflächenbehandlung die Schneidkante erneut thermo-mechanisch beansprucht, wodurch nur noch geringe Bereiche der Freifläche im Bauteilkontakt sind. Somit können an der Schneidkante bei der Komplementärzerspanung mehrfache thermo-mechanische Belastungen auftreten. Es folgt, dass bei der mechanischen Oberflächenbehandlung Verschleiß an einer verrundeten Schneidkante mit einem Form-Faktor  $K < 1$  begünstigt wird. Dies kann auch mit den durchgeführten Schneidkantenpräparationen erklärt werden, da bei der

Einstellung definierter Schneidkantenmikrogeometrien prozessbedingt die initiale Topographie der Schneidkante beeinflusst wird und insb. durch eine Bürstbearbeitung die Riefenbildung an der Schneidkante nicht ausgeschlossen werden kann (Tikal, Bienemann & Heckmann 2009). Dadurch kann die Schneidkantenstabilität sinken bzw. eine erhöhte Reibung und höhere thermo-mechanische Lasten folgen. Es resultiert erhöhter Werkzeugverschleiß an der Schneidkante.

Bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  kann dagegen eine Trennung der Funktionen realisiert werden. Im Fall der Zerspanung werden die Spanfläche und die Schneidkante thermo-mechanisch beansprucht, während bei der mechanischen Oberflächenbehandlung die Belastung vornehmlich an der unbearbeiteten Freifläche wirkt. Diese wird außerdem durch die vorgenommenen Schneidkantenpräparationen nicht beeinflusst, wodurch diese wesentlich widerstandsfähiger gegen einsetzendem Werkzeugverschleiß ist.

Diese aus der Simulation und der geometrischen Betrachtung gewonnenen Zusammenhänge konnten in experimentellen Untersuchungen belegt werden, indem Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  zu geringeren Änderungen der Mikrogeometrie geführt haben als Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$ . Diese Änderungen sind bei der Zerspanung auf eine Verschiebung der Stagnationszone für unterschiedliche Schneidkantenmikrogeometrien zurückzuführen. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung ist eine Betrachtung der Stagnationszone dagegen nicht zielführend, da es prozessbedingt zu keiner Spanbildung kommt und damit die Bildung einer Stagnationszone ausbleibt. Vielmehr wirken bei der mechanischen Oberflächenbehandlung abrasive und adhäsive Verschleißmechanismen, wodurch sich Änderungen der Schneidkantenmikrogeometrie ergeben.

### **Analyse der Randschichtzustände**

Durch die werkstoffseitigen Untersuchungen wurden die resultierenden Bauteilzustände Topographie, Mikrohärtigkeit, Mikrostruktur und Eigenspannung nach der mechanischen Oberflächenbehandlung bzw. nach der Komplementärzerspanung analysiert.

#### *Rauheit*

Die mechanische Oberflächenbehandlung des duktilen Werkstoffs Armco-Eisen führt insbesondere bei geringen Bearbeitungsgeschwindigkeiten zu sehr hohen Rauheitskennwerten. Dies hängt mit dem Effekt der Werkstück-Werkzeug-Adhäsion zusammen,

der bereits bei der Analyse der Prozesskräfte beobachtet werden konnte. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung des Vergütungsstahls 42CrMo4 konnte kein eindeutiger Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf die resultierenden Rauheitskennwerte nachgewiesen werden. Trotzdem konnte gezeigt werden, dass mit der mechanischen Oberflächenbehandlung eine durch die Zerspanung induzierte hohe Rauheit signifikant gesenkt werden kann.

### *Mikrohärte*

Die metallographischen Analysen zur Mikrohärte haben gezeigt, dass die Mikrohärte zwar beeinflusst werden kann, dieser Einfluss aber stark werkstoffabhängig ist. Durch die gewählten Prozessstellgrößen ist fallweise eine Ver- aber auch Entfestigung des Werkstoffs möglich. Grundsätzlich neigt Armco-Eisen durch die mechanische Oberflächenbehandlung eher zu einer Steigerung der Mikrohärte als 42CrMo4. Weiterhin müssen die Ergebnisse der Mikrohärte dahingehend eingeordnet werden, dass mit dem gewählte Prüfverfahren HV0,1 ein vergleichsweises grobes Messverfahren gewählt wurde. Dieses ist besonders bei randschichtnahen Analysen limitiert, wenn sich dort lediglich mikrostrukturelle Änderung ergeben. Nichtsdestotrotz sind mit den gewonnenen Ergebnissen tendenzielle Erkenntnisse abzuleiten.

### *Mikrostruktur*

Mit den mikrostrukturellen FIB-Analysen konnte der Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit und der Werkzeuggeometrie nachgewiesen werden. So führen die in der Simulation beobachteten steigenden Dehnraten und Temperaturen bei steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit zu Rekristallisation und damit zu einer Kornfeinung im Nanometerbereich in der Randschicht. Die Dicke der Randschicht steigt sowohl für den duktilen Werkstoff Armco-Eisen als auch für den Vergütungsstahl 42CrMo4 mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit. Dabei ist bei Armco-Eisen eine deutlichere Steigerung der nanokristallinen Randschicht mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit beobachtet worden, als bei 42CrMo4.

Bereits der Prozessschritt Zerspanung führt unter Verwendung unterschiedlicher Schneidkantenmikrogeometrien zu unterschiedlichen nanokristallinen Randschichten. Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  führen zu einer dickeren nanokristallinen Randschicht als mit einem Form-Faktor  $K > 1$ . Diese Erkenntnisse decken sich mit denen aus dem Stand der Forschung (Segebade, Zanger & Schulze

2016). Dabei wurden bei der Zerspanung von 42CrMo4 ebenfalls die dicksten nanokristallinen Randschichten bei Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  beobachtet. Dies hängt nicht zuletzt mit höheren Prozesstemperaturen zusammen, die bei diesen Schneidkantenmikrogeometrien unmittelbar an der Schneidkante vorherrschen. Durch die mechanische Oberflächenbehandlung kann die Dicke der nanokristallinen Randschicht für alle Schneidkantenmikrogeometrien gesteigert werden. Durch eine plastische Verformung innerhalb der Umformzone, die mit einem Materialaufwurf des Werkstoffs einhergeht, resultiert letztlich eine Kornfeinung. Diese Steigerung der Dicke einer nanokristallinen Randschicht ist mit einer Schneidkantenmikrogeometrie, definiert durch den Form-Faktor  $K = 2$ , am größten. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass, wie bereits in der FEM-Simulation beobachtet, Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  zum einen eine hohe Tiefenwirkung von hohen Dehnraten in der Randschicht zur Folge haben. Zum anderen wird bei diesen Schneidkantenmikrogeometrien der Werkstoff lokal stark in Bearbeitungsrichtung beansprucht. D.h. die Randschicht erfährt eine Scherung. Dieses Lastkollektiv aus wirkender Dehnraten und Scherung hat eine Kornfeinung bei der mechanischen Oberflächenbehandlung zur Folge. Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K < 1$  beanspruchen dagegen die Randschicht hinsichtlich der Scherung weitaus geringer; der Werkstoff wird durch die Schneidkante eher in alle drei Dimensionen gedrückt.

### *Eigenstressungen*

Basierend auf den röntgenographischen Analysen wird der Zusammenhang zwischen plastischer Verformung und der resultierenden Materialverdrängung an der Oberfläche von 42CrMo4 deutlich. Im orthogonalen Schnitt wird bei der mechanischen Oberflächenbehandlung die Randzone in alle drei Raumrichtungen plastisch verdrängt. Durch die dabei fehlende „Abstützung“ durch umliegenden Werkstoff erfolgt keine signifikante Beeinflussung des Eigenstresszustandes. Aus diesem Grund wurde keine Umwandlung von Zug- in Druckeigenstressungen beobachtet. Trotzdem können Zugeigenstressungen, die aus dem Zerspanungsprozess resultieren, durch die mechanische Oberflächenbehandlung mit niedrigen Bearbeitungsgeschwindigkeiten reduziert werden. Die plastische Verformung und gleichzeitig sehr geringen Temperaturen führen weiterhin zu einer Steigerung der Integralbreite. Dabei wirkt der Mechanismus der Kaltverfestigung, der die Materialverdrängung quer zur Bearbeitungsrichtung hemmen und so der weiteren Steigerung von Zugeigenstressungen entgegenwirken kann. Bei hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten ist keine Änderung der Integralbreite und sogar eine

Zunahme der Zugeigenspannung Ergebnis der mechanischen Oberflächenbehandlung, da der Werkstoff nahezu ungehindert verdrängt werden kann.

In diesem Kontext kann der Einfluss der Temperatur auf den Eigenspannungszustand als moderat eingestuft werden. Die im Rahmen der FEM-Simulation beobachteten steigenden maximalen Temperaturen mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit begünstigen zwar die Bildung von Zugeigenspannungen. Das Niveau der Temperaturen ist im Allgemeinen verglichen zu einem Zerspanungsprozess als gering einzustufen.

### Fazit

Aus den vorangegangenen Untersuchungen der mechanischen Oberflächenbehandlung im orthogonalen Schnitt können für die Übertragung der Prozessstrategie Komplementärzerspanung auf einen technisch relevanten Prozess, wie dem Außenlängsdrehen, Handlungsempfehlungen abgeleitet werden. Dabei ist Prämisse, dass lebensdaueroptimale Bauteilzustände eingestellt werden sollen. Diese sind entsprechend dem Stand der Forschung und Technik neben geringen Rauheitskennwerten, einer hohen Verfestigung, nanokristallinen Mikrostruktur und Druckeigenspannungen in der Randschicht. Eine weitere Randbedingung ist die Vermeidung bzw. Reduzierung des Werkzeugverschleißes.

- **Werkzeug.** Werkzeugseitig sind Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  anzustreben. Damit kann zum einen an der Schneidkante eine Trennung der Funktionen bei der Zerspanung und anschließender mechanischer Oberflächenbehandlung gewährleistet werden. Dies reduziert das thermo-mechanische Lastkollektiv und den damit einhergehenden Werkzeugverschleiß. Zum anderen sind mit Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  die höchsten mikrostrukturellen Änderungen erreichbar. D.h. die Dicke der nanokristallinen Randschicht kann dadurch gesteigert werden. Die Bearbeitungstiefe beeinflusst die Eingriffsverhältnisse und damit den thermo-mechanisch belasteten Bereich an der Schneidkante unmittelbar. Hohe Bearbeitungstiefen sind somit hinsichtlich dem dann entstehenden Werkzeugverschleiß zu vermeiden.
- **Armco-Eisen.** Bei der Bearbeitung des duktilen Werkstoffs Armco-Eisen sind hohe Bearbeitungsgeschwindigkeiten zu wählen, da Adhäsions-Effekte zwischen Werkstück und Werkzeug zu hohen Rauheitskennwerten führen. Allerdings haben hohe Bearbeitungsgeschwindigkeiten hohe Prozesstemperaturen zur Folge,

die zwar eine starke Kornfeinung in der Randschicht ermöglichen, jedoch unter Umständen eine Entfestigung des Werkstoffs nach sich ziehen können. Je nach geforderten Bauteilzuständen folgt ein Zielkonflikt, der ein Abwägen hinsichtlich der geforderten Bauteilzustände notwendig macht.

- **42CrMo4.** Bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4 spielt die Bearbeitungsgeschwindigkeit hinsichtlich der Rauheitskennwerte und der Verfestigung eine untergeordnete Rolle. Nichtsdestotrotz kann mit hoher Bearbeitungsgeschwindigkeit eine Kornfeinung begünstigt werden, die allerdings aufgrund der Materialverdrängung quer zur Bearbeitungsrichtung zur Steigerung bzw. Bildung von Zugeigenstressungen führen kann.
- **Prozessstellgrößen.** Hohe Bearbeitungsgeschwindigkeiten führen zu verkürzten Prozesszeiten, jedoch werkstoffunabhängig zu höheren Dehnraten und Prozesstemperaturen. Diese können die geforderten Bauteilzustände Kornfeinung und Eigenspannungszustand im positiven wie im negativen Sinne ändern. Die Bearbeitungstiefe und Werkzeugorientierung definieren die Eingriffsverhältnisse und dadurch auch die thermo-mechanische Werkzeugbelastung. Diese wird ebenfalls durch die Schneidkantenmikrogeometrie beeinflusst.  
Im Sinne einer geringen thermo-mechanischen Werkzeugbelastung ist eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit, eine moderate Bearbeitungstiefe und eine Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  anzustreben.



## 7 Ergebnisse beim Außenlängsdrehen

Die Prozessstrategie Komplementärzerspannung wird auf den technisch relevanten Prozess Außenlängsdrehen übertragen. Hierfür werden für das Außenlängsdrehen geeignete Prozessstellgrößen auf Basis der Erkenntnisse aus den experimentellen und simulativen Untersuchungen im orthogonalen Schnitt und den daraus abgeleiteten Handlungsempfehlungen definiert. Damit einhergehend erfolgt eine Analyse des dabei entstehenden Werkzeugverschleißes. In einem zweiten Schritt werden rotationsymmetrische Schwingfestigkeitsproben aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4, die mit der Komplementärzerspannung bearbeitet werden, hinsichtlich der resultierenden Bauteilzustände analysiert. Abschließend werden die gefertigten Proben einer Schwingfestigkeitsuntersuchung unterzogen.

### 7.1 Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen

Abbildung 7-1 zeigt schematisch die Eingriffsverhältnisse der Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen. Dabei erfolgt der Prozessschritt Zerspanung mit dem Vorschub  $f_c$  und einer Zustellung  $a_{p,c}$ . Die Drehzahl  $n_c$  ist so gewählt, dass die gewünschte Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  resultiert. Die mechanische Oberflächenbehandlung erfolgt in entgegengesetzter Richtung zur Zerspanung mit dem Vorschub  $f_{st}$  und der Zustellung  $a_{p,st}$ . Die Drehzahl  $n_{st}$  dreht dabei zusätzlich in entgegengesetzter Richtung zur Zerspanung.

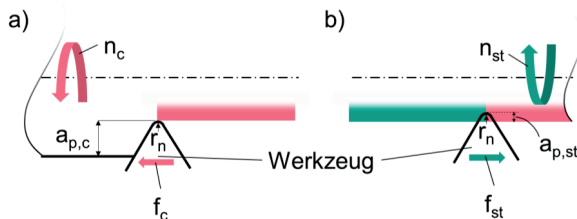


Abbildung 7-1: Schematische Darstellung der Eingriffsverhältnisse bei der Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen, (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

Die Handlungsempfehlungen, basierend auf den Ergebnissen aus dem orthogonalen Schnitt in Kapitel 6, legen nahe, dass beim Außenlängsdrehen zur Durchführung der mechanischen Oberflächenbehandlung des Vergütungsstahls 42CrMo4 eine Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K_{Soll} > 1$  verwendet werden sollte. Somit sind die sich im Eingriff befindlichen Bereiche der Schneidkante bei der Zerspanung und mechanischen Oberflächenbehandlung getrennt. Für die Untersuchungen im Außenlängsdrehen kamen dieselben unbeschichteten Wendeschneidplatten aus den Untersuchungen des orthogonalen Schnitts zum Einsatz, um für die Übertragung der werkzeugseitigen Erkenntnisse aus Kapitel 6 die Schneidkantenmikrogeometrie einstellen zu können. Trotz der recht einfachen Schneidkantenengeometrie, ist die genaue Einstellung einer Asymmetrie an der Schneidecke herausfordernd. Daher sind entlang der Schneidecke teils große Standardabweichungen der Asymmetrie aufgetreten.

Maschinenseitige Prozessstellgrößen waren eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_{st} = 10$  m/min und Zustellung  $a_{p,st} = 10$   $\mu$ m. Vorversuche haben weiterhin ergeben, dass ein optimales Verhältnis des Vorschubs bei der Zerspanung zum Vorschub bei der mechanischen Oberflächenbehandlung bei  $f_c/f_{st} = 3/1$  liegt. Optimierungsgröße war dabei die Erreichung einer minimalen Rauheit nach der Komplementärzerspanung. Weiterhin hat sich eine Nassbearbeitung als vorteilhaft erwiesen. Eine vollständige Übersicht der Prozessstellgrößen zur Durchführung der Komplementärzerspanung beim Außenlängsdrehen ist in Tabelle 13 gegeben. Die gewählte Probengeometrie ist zur Untersuchung der Schwingfestigkeit geeignet und Kapitel 4.2 zu entnehmen.

Tabelle 13: Übersicht der Prozessstellgrößen beim Außenlängsdrehen

		Zerspanung	Mech. Oberflächenbehandlung
$v_c$	[m/min]	100	-
$v_{st}$	[m/min]	-	10
$f_c$	[mm/U]	0,15	-
$f_{st}$	[mm/U]	-	0,05
$a_{p,c}$	[ $\mu$ m]	120	-
$a_{p,st}$	[ $\mu$ m]	-	10
$\gamma$	[ $^\circ$ ]	-7	-83
$K_s$	[ $^\circ$ ]	6	6
$K_{Soll}$	[-]		1,5
Kühlmedium			Emulsion

Da für die Untersuchung der Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen unbeschichtete Wendeschneidplatten zum Einsatz kamen, war trotz des Einsatzes asymmetrischer Schneidkanten mit Werkzeugverschleiß zu rechnen. In Abbildung 7-2 ist der Verlauf des Form-Faktors  $K$  und der mittleren Schneidkantenverrundung  $\bar{s}$  über den Schnittweg  $l_c$  aufgetragen. Die Mittelwerte der Form-Faktoren und mittleren Schneidkantenverrundungen vor Einsatz der Wendeschneidplatten sind als graue Fläche dargestellt. Der Schnittweg beinhaltet sowohl die Zerspanung als auch die mechanische Oberflächenbehandlung.

Ausgehend von einer asymmetrischen Schneidkantenmikrogeometrie mit einem Form-Faktor  $K_{\text{Soll}} > 1$  steigt der Form-Faktor mit steigendem Schnittweg grundsätzlich an (vgl. Abbildung 7-2a). Dabei ist anzumerken, dass wegen der hohen Standardabweichung die Änderung der Schneidkantenmikrogeometrie nur in Tendenzen zu beschreiben ist. Zu Beginn der Bearbeitung, d.h. bis etwa 30 m Schnittweg, sinkt der Form-Faktor zunächst leicht. Daraus ist abzuleiten, dass zunächst Werkzeugverschleiß an der Freifläche auftritt. Infolge des fortschreitenden Werkzeugverschleißes steigt der Form-Faktor; die Asymmetrie der Wendeschneidplatte steigt. Die mittlere Schneidkantenverrundung ist für den betrachteten Schnittweg auf konstantem Niveau. Zwar steigt die mittlere Schneidkantenverrundung bei geringem Schnittweg zunächst an. Dieser Effekt ist aber aufgrund der großen Standardabweichung als nicht signifikant einzustufen. Die mittlere Schneidkantenverrundung ist stets innerhalb der initialen Schneidkantenverrundung.

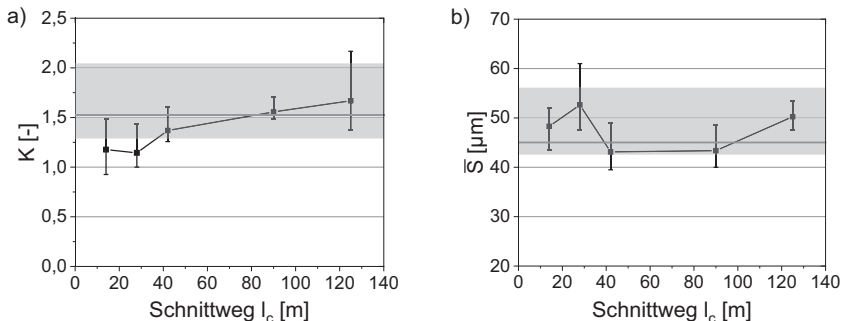


Abbildung 7-2: Änderung der Schneidkantenmikrogeometrie über den Schnittweg bei der Komplementärzerspannung von 42CrMo4

Die Auswertung der Schneidkantenmikrogeometrie nach der Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen zeigt, dass Werkzeugverschleiß eintritt. Es ist davon auszugehen, dass die Nassbearbeitung den Werkzeugverschleiß verzögert hat. Dieser ist unter Beachtung der Tatsache, dass unbeschichtete Wendeschneidplatten zum Einsatz kamen, als moderat einzustufen. Die Erkenntnisse des orthogonalen Schnitts werden somit gestützt (vgl. Abbildung 6-28), indem asymmetrische Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  geeignet sind. Dabei steigen der Form-Faktor sowie die mittlere Schneidkantenverrundung mit fortschreitendem Werkzeugverschleiß tendenziell an. Es folgt, dass Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K > 1$  für die Komplementärzerspannung geeignet sind.

## 7.2 Resultierende Bauteilzustände

Nach der Zerspanung und nach der mechanischen Oberflächenbehandlung der rotationssymmetrischen Proben aus 42CrMo4 wurden die Randschichtzustände Topographie bzw. Rauheit, Mikrohärtigkeit, Mikrostruktur und Eigenspannung analysiert. Die Proben wurden im Weiteren für die Analyse der Schwingfestigkeit eingesetzt.

### 7.2.1 Topographie

Abbildung 7-3 zeigt die sich durch die Komplementärzerspannung eingestellte Topographie an rotationssymmetrischen Proben auf einer Fläche von  $850 \times 850 \mu\text{m}$ . Die Darstellung, aufgenommen mittels konfokaler Mikroskopie, zeigt den Einfluss der unterschiedlichen Vorschübe bei den Prozessschritten Zerspanung und anschließender mechanischer Oberflächenbehandlung. Während bei der Zerspannung ein hoher Vorschub  $f_c = 0,15 \text{ mm/U}$  zu einem spitzkämmigen Profil mit dem Rillenabstand  $s_{m,c}$  auf der Oberfläche führt, kann diese mit der anschließenden mechanischen Oberflächenbehandlung stark beeinflusst werden. Die Reduzierung des Vorschubs bei der mechanischen Oberflächenbehandlung auf 33 % des Vorschubs bei der Zerspannung führt demnach zwar zu einer Einebnung der Oberfläche, wobei das spitzkämmige Profil an sich weiter bestehen bleibt. Entsprechend des Verhältnisses der Vorschübe ergibt sich das Verhältnis der Rillenabstände zu  $s_{m,c}/s_{m,st} = 3/1$ . Allerdings zeigt die Darstellung auch, dass die resultierende Oberfläche nach der Komplementärzerspannung deutliche

Unregelmäßigkeiten in Form von mikroskopischen Ausbrüchen aufweist. Diese sind bei nur zerspannten Oberfläche nicht zu beobachten.

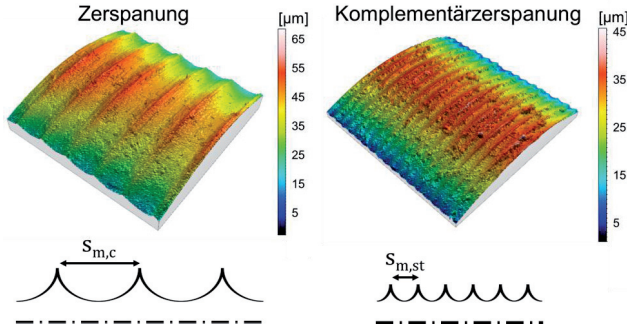


Abbildung 7-3: Topographie nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspannung von 42CrMo4 im Außenlängsdrehen, (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

In Abbildung 7-4 sind die taktil gemessenen Rauheitskennwerte  $R_a$ ,  $R_z$  und  $R_t$  sowie die Flächenrauheiten, gemessen mittels konfokaler Lichtmikroskopie nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspannung, dargestellt. Die Messungen stellen einen Mittelwert von allen Proben dar, die für die später durchgeführten Untersuchungen zur Schwingfestigkeit eingesetzt wurden.

Die mittlere Rauheit  $R_a$  liegt nach der Zerspanung bei  $R_a = 1,77 \mu\text{m}$ . Dabei wurde eine vernachlässigbare Standardabweichung der Ergebnisse gemessen. Nach der Komplementärzerspannung konnte die mittlere Rauheit um 47 % auf  $R_a = 0,94 \mu\text{m}$  deutlich gesenkt werden. Die Rautiefe  $R_z$  liegt bei der Zerspanung bei  $R_z = 8,87 \mu\text{m}$ . Durch die Komplementärzerspannung konnte dieser Wert um 38 % auf  $R_z = 5,52 \mu\text{m}$  reduziert werden. Die kinematische Rauheit  $R_t$  ist auf einem vergleichbaren Niveau wie die Rautiefe  $R_z$  und liegt nach der Zerspanung bei  $R_t = 9,87 \mu\text{m}$ . Dieser Rauheitskennwert kann ebenfalls durch die Komplementärzerspannung auf  $R_t = 7,14 \mu\text{m}$  und damit um 28 % reduziert werden.

Die mittlere quadratische Höhe  $S_q$  ist nach der Zerspanung  $2,37 \mu\text{m}$ . Diese reduziert sich um 48 % auf  $1,24 \mu\text{m}$ . Dabei ist die Standardabweichung nach beiden Messungen als gering einzustufen. Die maximale Höhe  $S_z$  weist sowohl nach der Zerspanung als auch nach der Komplementärzerspannung mit  $S_z = 16,8$  bzw.  $15,1 \mu\text{m}$  vergleichsweise

hohe Werte auf. Die Komplementärzerspannung beeinflusst die maximale Höhe Sz kaum. Weiterhin gehen mit diesen Ergebnissen hohe Standardabweichungen einher. Die mittlere arithmetische Höhe Sa reduziert sich von  $Sa = 1,94 \mu\text{m}$  nach der Zerspanung auf  $Sa = 1,03 \mu\text{m}$  nach der Komplementärzerspannung. Damit kann dieser Parameter durch die Komplementärzerspannung mit 47 % deutlich reduziert werden.

Die Ergebnisse haben gemein, dass die taktil gemessenen Rauheitskennwerte Ra, Rz und Rt nach der Zerspanung mit einer moderaten Standardabweichung einhergehen. Nach der Komplementärzerspannung dagegen steigen diese Standardabweichungen insbesondere für die kinematische Rauheit Rt deutlich an. Dies ist mit den resultierenden Topographien zu begründen (vgl. Abbildung 7-3). Nach der Zerspanung wurde eine sehr gleichmäßige Topographie hergestellt, die lediglich durch die Vorschubmarkierungen geprägt ist. Die mikroskopischen Unregelmäßigkeiten der Oberfläche nach der Komplementärzerspannung führen dagegen zu einer höheren Varianz der Messergebnisse. Dieser Effekt spiegelt sich in den Flächenrauheiten wider. Insbesondere die maximale Höhe Sz ist generell sehr hoch, da diese die Summe der Höhenwerte von höchster Spitze bzw. tiefster Vertiefung ist. Demnach machen sich Ausreißer bei diesem Parameter deutlich bemerkbar.

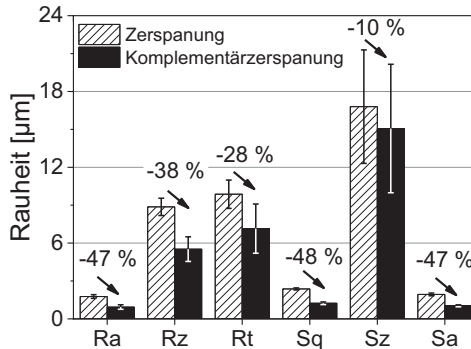


Abbildung 7-4: Rauheiten nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspannung von 42CrMo4 im Außenlängsdrehen, (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

### 7.2.2 Mikrohärt

Mit der Mikrohärt HV 0,01 wurde ein weiterer Bauteilzustand der zerspannten und komplementärzerspannten Proben analysiert. Die Messungen der im orthogonalen Schnitt bearbeiteten Proben wurden mit dem vergleichsweise groben Messverfahren HV 0,1 durchgeführt. Dies hat die Aussagekraft der Messergebnisse beeinträchtigt. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Messung die Prüfkraft auf HV 0,01 reduziert, um höher aufgelöste Messungen zu erhalten.

Abbildung 7-5 zeigt die Messungen der Mikrohärt nach der Zerspannung und nach der Komplementärzerspannung. Nach der Zerspannung sind keine Änderungen der Mikrohärt in der Randschicht zu beobachten. Tendenziell wurden unmittelbar an der Randschicht geringere Mikrohärt gemessen als im Grundgefüge. Da die zerspannungsbedingte Randschicht allerdings nicht zwingend stark ausgeprägt ist, ist es durchaus möglich, dass mit der klassischen Härtemessung die beeinflusste Randzone nicht gemessen werden konnte. Die Mikrohärtmessungen nach der Komplementärzerspannung zeigen dagegen eine signifikante Steigerung der Mikrohärt in der Randschicht auf bis zu 480 HV 0,01. Mit steigendem Abstand von der Oberfläche sinkt die gemessene Mikrohärt ab. Ab einer Tiefe von etwa  $z = 80 \mu\text{m}$  entsprechen die Mikrohärtmessungen denen des Grundgefüges.

Die Ergebnisse decken sich zunächst nicht mit den Erkenntnissen aus dem orthogonalen Schnitt. Allerdings wurde bei der Übertragung der Prozessstrategie Komplementärzerspannung auf das Außenlängsdrehen auf eine Nassbearbeitung zurückgegriffen. Diese reduziert die Prozesstemperaturen, wodurch eine Kaltverfestigung und damit eine Steigerung der Härte ermöglicht werden. Weiterhin konnte mit der geringeren Prüfkraft bei der Analyse der Härte HV 0,01 in wesentlich geringerem Abstand zur Oberfläche und zu den Messpunkten untereinander gemessen werden. Dadurch sind Änderungen in der Mikrohärt, die vor allem unmittelbar unterhalb der Oberfläche zu erwarten sind, mit einer höheren Auflösung erfassbar.

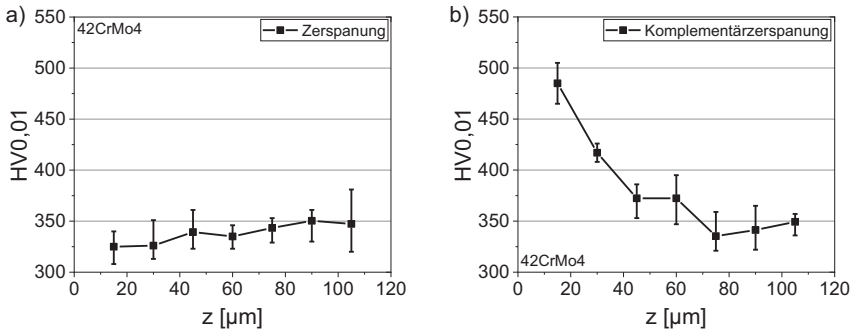


Abbildung 7-5 Resultierende Härte  $HV_{0,01}$  nach der Zerspanung (a) und nach der Komplementärzerspanung (b) von 42CrMo4 im Außenlängsdrehen

### 7.2.3 Mikrostruktur

Abbildung 7-6 zeigt die Mikrostruktur in der Randschicht nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspanung. Mit der klassischen metallographischen Analyse konnten keine mikrostrukturellen Änderungen in der Randschicht identifiziert werden. Mit der Focussed-Ion-Beam-Methode konnte dagegen eine Kornfeinung in der Randschicht nachgewiesen werden. Die Auswertung hat ergeben, dass sich eine nanokristalline (NC) Schicht mit einer Dicke von  $s_{gr} = 1,68 \mu\text{m}$  durch die Zerspanung einstellt. Unterhalb dieser Schicht folgt unmittelbar das Grundgefüge (GG). Der Übergang zwischen nanokristalliner Randschicht ist somit durch einen hohen Gradienten bzgl. der Korngröße charakterisiert. Durch die Zerspanung wird demnach die unmittelbare Randschicht beeinflusst, während das Grundgefüge keine mikrostrukturellen Änderungen erfährt. Dieser für die Zerspanung bekannte Zusammenhang wurde bereits von (Pu et al. 2010) im Rahmen einer Untersuchung zur White-Layer-Bildung beobachtet und konnte auch im Rahmen dieser Untersuchungen nachgewiesen werden.

Durch die Komplementärzerspanung wird die Randzone mikrostrukturell deutlich stärker beeinflusst. Die Randschichtanalyse mittels der FIB-Methode zeigt eine deutliche Kornfeinung in der Randschicht. Aufgrund der stark ausgeprägten nanokristallinen Randschicht war es aus messtechnischen Gründen mit dieser Methode nicht möglich, das Grundgefüge abzubilden. Mittels der metallographischen Analyse konnte dagegen eine umfangreiche Darstellung der Randschicht visualisiert werden. Eine nanokristalline



Schicht konnte bis zu einer Tiefe von  $z = 15,1 \mu\text{m}$  gemessen werden. Dieser Schicht folgt nicht wie bei der rein zerspannten Probe das Grundgefüge, sondern eine Übergangszone (UZ), die einen diffusen Übergang zwischen nanokristalliner Randschicht und Grundgefüge darstellt. Die gemessene Dicke dieser Übergangsschicht ist  $s_{tr} = 20 \mu\text{m}$ . Nach der nanokristallinen Schicht und der Übergangszone folgt das Grundgefüge.

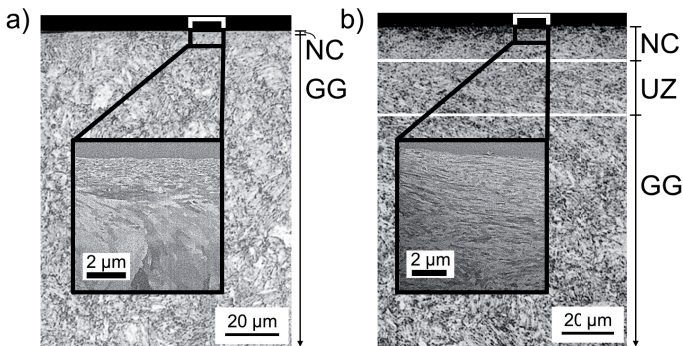


Abbildung 7-6: Resultierende Mikrostruktur nach der Zerspannung (a) und nach der Komplementärzerspannung (b) von 42CrMo4 im Außenlängsdrehen, (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

## 7.2.4 Eigenspannungen

Die resultierenden Eigenspannungszustände sowie Integralbreiten nach der Zerspannung und Komplementärzerspannung sind in Abbildung 7-7 dargestellt. Die röntgenographischen Analysen zeigen, dass durch die Zerspannung (vgl. Abbildung 7-7a) an der Oberfläche Eigenspannungen von bis zu 430 MPa entstehen. Im weiteren Verlauf reduzieren sich diese Eigenspannungen auf ein Minimum von -250 MPa in einer Tiefe von  $z = 75 \mu\text{m}$ . Mit weiter steigender Tiefe steigen die Eigenspannungen, bis in einem Abstand zur Oberfläche  $z = 250 \mu\text{m}$  keine Eigenspannungen mehr gemessen werden konnten.

Somit führt der Zerspannungsprozess zu Zugeigenspannungen an der Oberfläche. Trotz der Nassbearbeitung konnten die aus einem thermischen Lastkollektiv hervorgerufenen

Zugeigenspannungszustände nicht vermieden werden. Weiterhin zeigen die Eigenspannungsmessungen sowohl in axialer als auch tangentialer Richtung nahezu identische Eigenspannungszustände. Dies legt nahe, dass sowohl in axialer als auch tangentialer Richtung das thermo-mechanische Lastkollektiv in Vorschub als auch Schnitttrichtung vergleichbar sind.

Die Messungen der Eigenspannungen zeigen nach der Komplementärzerspannung dagegen ein konträres Bild (vgl. Abbildung 7-7b). An der Oberfläche konnten Eigenspannungen von  $-1066$  MPa in axialer bzw.  $-440$  MPa in tangentialer Richtung nachgewiesen werden. Während die Eigenspannungen in tangentialer Richtung bis zu einer Tiefe  $z = 250$   $\mu\text{m}$  auf diesem Niveau konstant bleiben, sinken die Eigenspannungen in axialer Richtung unmittelbar von der Oberfläche nochmals ab. In einer Tiefe von  $z = 20$   $\mu\text{m}$  wurden so minimale Eigenspannungen von  $-1190$  MPa gemessen. Diese sind zunächst bis zu einer Tiefe von  $z = 50$   $\mu\text{m}$  konstant und steigen anschließend nahezu linear an. In einer Tiefe von  $z = 450$   $\mu\text{m}$  sind in axialer und tangentialer Richtung die Eigenspannungen nahe Null.

Die Zugeigenspannungen nach der Zerspanung konnten durch die anschließende mechanische Oberflächenbehandlung in tiefgreifende Druckeigenspannung umgewandelt werden. Damit ist nachgewiesen, dass durch die Komplementärzerspannung Druckeigenspannungen erzeugbar sind. Bei der plastischen Verformung kann das Material in der Randzone nicht in alle drei Raumrichtungen, wie es beim orthogonalen Schnitt möglich war, verdrängt werden. Stattdessen erfährt insbesondere quer zur Bearbeitungsrichtung das Material eine „Abstützung“ durch das umliegende Material und wird so in der Verformung behindert. Somit entstehen durch die plastische, aber nicht ungehinderte Materialverdrängung innere Spannungen, die mechanisch induzierte Eigenspannungen und damit Druckeigenspannungen begünstigen. Diese sind in axialer Richtung bis zu einer Tiefe von  $z = 50$   $\mu\text{m}$  und in tangentialer Richtung bis  $z = 250$   $\mu\text{m}$  auf konstant hohem Niveau.

Infolge der geringen Bearbeitungsgeschwindigkeit und -tiefe sowie den Einsatz von Kühlschmierstoff spielt die Wärmeentwicklung bei der mechanischen Oberflächenbehandlung nur eine untergeordnete Rolle, unterstützen jedoch die Umwandlung von Zug- in Druckeigenspannungen.

Die gemessenen Integralbreiten nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspanung sind in Abbildung 7-7c gezeigt. Die Messungen zeigen keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der maximalen Integralbreite. Nach der Zerspanung und nach der Komplementärzerspanung wurde eine Integralbreite von  $\pm 4,5^\circ$  gemessen. Die Tatsache der hohen Integralbreite ist ein Indiz für eine Verfestigung der Randschicht sowohl nach der Zerspanung als auch nach der Komplementärzerspanung.

Der weitere Verlauf der Integralbreiten zeigt mit steigendem Abstand zur Oberfläche deutliche Unterschiede zwischen den Bauteilzuständen nach der Zerspanung und der Komplementärzerspanung. Nach der Zerspanung sind ab einer Tiefe von  $z = 150 \mu\text{m}$  keine Änderungen in der gemessenen Integralbreite mehr zu beobachten. Die Gegenüberstellung dieser Messung mit der Eigenspannungsmessung in Abbildung 7-7a zeigt, dass in dieser Tiefe auch keine nennenswerten Eigenspannungen mehr gemessen werden konnten. Der Verlauf der Integralbreite nach der Komplementärzerspanung deckt sich mit den Eigenspannungsmessungen nach der Komplementärzerspanung. Bis zu einer Tiefe von  $z = 250 \mu\text{m}$  sinkt die Integralbreite kontinuierlich. Bis zu dieser Tiefe wurden in axialer Richtung konstante Eigenspannungen gemessen. In tangentialer Richtung zeigt die Messung bis zur selben Tiefe einen linearen Anstieg der Eigenspannungen. Ab einer Tiefe von  $z = 250 \mu\text{m}$  ist im Verlauf ein stärkeres Absinken der Integralbreite zu erkennen. Ab dieser Tiefe ändert sich auch entsprechend der Verlauf der Eigenspannungsmessung, indem mit steigendem Abstand zur Oberfläche die Eigenspannungen stärker ansteigen. Ab einer Tiefe von etwa  $450 \mu\text{m}$  zeigen entsprechend der Eigenspannungsmessungen die Messungen der Integralbreiten keine Änderungen mehr.

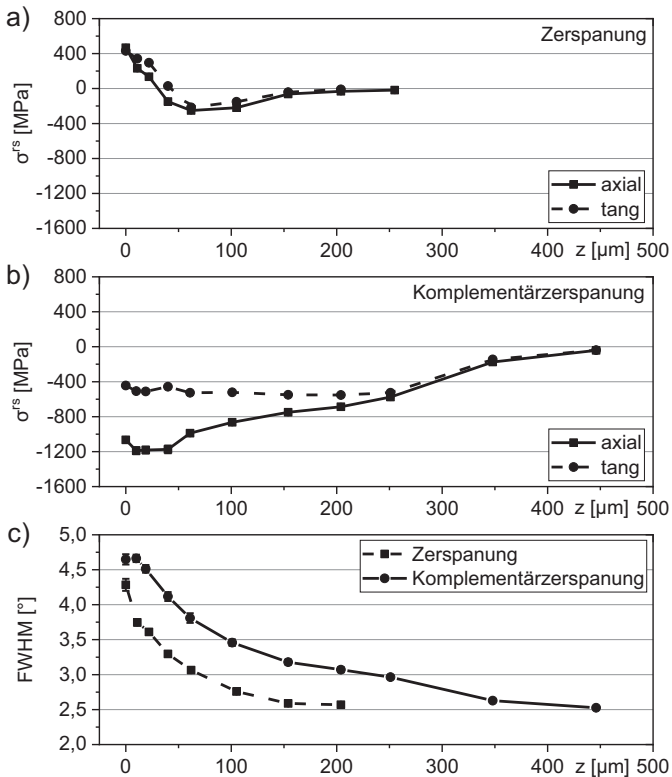


Abbildung 7-7: Resultierende Eigenspannung nach der Zerspanung (a) und nach der Komplementärzerspanung (b) sowie resultierende Integralbreite (c) von 42CrMo4 im Außenlängsdrehen, nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

### 7.3 Einfluss der Komplementärzerspannung auf die Lebensdauer

Zur Bewertung des Einflusses der Komplementärzerspannung auf die Schwingfestigkeit wurden nach dem Prozessschritt Zerspanung und nach der Komplementärzerspannung Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt. Die Ergebnisse der zyklischen axialen Zug-Druck-Beanspruchung sind in Abbildung 7-8 in Wöhlerkurven zusammengefasst. Die Wöhlerkurven wurden mit der  $\arcsin\sqrt{P}$ -Methode ausgewertet.

Die Wöhlerkurve nach der Zerspanung in Abbildung 7-8a zeigt eine Dauerfestigkeit von 317 MPa bei einer Bruchwahrscheinlichkeit von 5 %. Die Dauerfestigkeit steigt auf 374 bzw. 462 MPa bei einer Bruchwahrscheinlichkeit von 50 bzw. 95 %. Diese Dauerfestigkeiten sind für eine zerspannte Oberfläche vergleichsweise gering. So konnten in (Ambrosy 2015) deutlich höhere Dauerfestigkeiten in Schwingfestigkeitsuntersuchungen von rein zerspannten Proben aus 42CrMo4 gezeigt werden. Die Bauteilzustände im Rahmen dieser Untersuchungen begünstigen (vgl. Kapitel 7.2) ein frühzeitiges Bauteilversagen bei zyklischer Beanspruchung. Bei den zerspannten Proben konnte zwar eine nanokristalline Randschicht nachgewiesen werden, die mit denen von (Ambrosy 2015) vergleichbar ist. Allerdings begünstigt bereits die raue Oberfläche mit ihrem spitzkämigen Profil einen Rissfortschritt. Auch die Zugeigenspannungen führen zu einer Senkung der Dauerfestigkeit.

Abbildung 7-8b zeigt die Wöhlerkurve nach der Komplementärzerspannung. Die Dauerfestigkeiten konnten für alle Bruchwahrscheinlichkeiten verglichen zu den nur zerspannten Proben deutlich gesteigert werden: bei Bruchwahrscheinlichkeiten von 5 % um 63 %, von 50 % um 49 % und von 95 % um 35 %. Abbildung 7-8 unterstreicht diese Steigerungen der Bruchwahrscheinlichkeiten mit dem Vergleich nach der Zerspannung.

Für hohe Lastspannungsamplituden von 700 MPa sind die Schwingfestigkeiten der zerspannten Proben und der Proben, die durch die Komplementärzerspannung bearbeitet wurden, vergleichbar. Die Bruchlastspielzahl liegt in beiden Fällen zwischen  $10^4$  und  $10^5$ . Der positive Einfluss der mechanischen Oberflächenhandlung wird bei Lastspannungsamplituden  $\sigma_a < 700$  MPa deutlich. Während bei einer Lastspannungsamplitude von 650 MPa die Zerspannung zu keiner signifikanten Steigerung der Bruchlastspielzahl, d.h.  $N < 10^5$ , führt, liegt die Bruchlastspielzahl im selben Lastniveau nach der Komplementärzerspannung bereits zwischen  $10^5$  und  $10^6$ . Noch deutlicher wird der Unterschied zwischen der reinen Zerspannung und Komplementärzerspannung bei der Lastspannungsamplitude von 600 MPa. Während nach der Zerspannung Bruchlastspielzahlen von etwa  $10^5$  zu erwarten sind, liegen diese nach der Komplementärzerspannung bereits bei etwa  $10^6$ . Diese hohe Bruchlastspielzahl wird von den zerspannten Proben erst bei einer Lastspannungsamplitude von 400 MPa erreicht.

Diese Betrachtung zeigt, dass der Übergang der Zeit- zur Dauerfestigkeit bei der Zerspannung bei deutlich niedrigeren Lastspannungsamplituden und Bruchlastspielzahlen eintritt, als bei der Komplementärzerspannung. Weiterhin ist die Steigung der Zeitfestig-

keitsgeraden nach der Zerspaltung deutlich geringer als nach der Komplementärzerspaltung. Daraus folgt, dass durch die Komplementärzerspaltung mit gesteigerter Lastspannungsamplitude die Bruchlastspielzahl deutlich abfällt, während bei der Zerspaltung bei gleicher Änderung sich die Lastspielzahl nicht im gleichen Maß ändert.

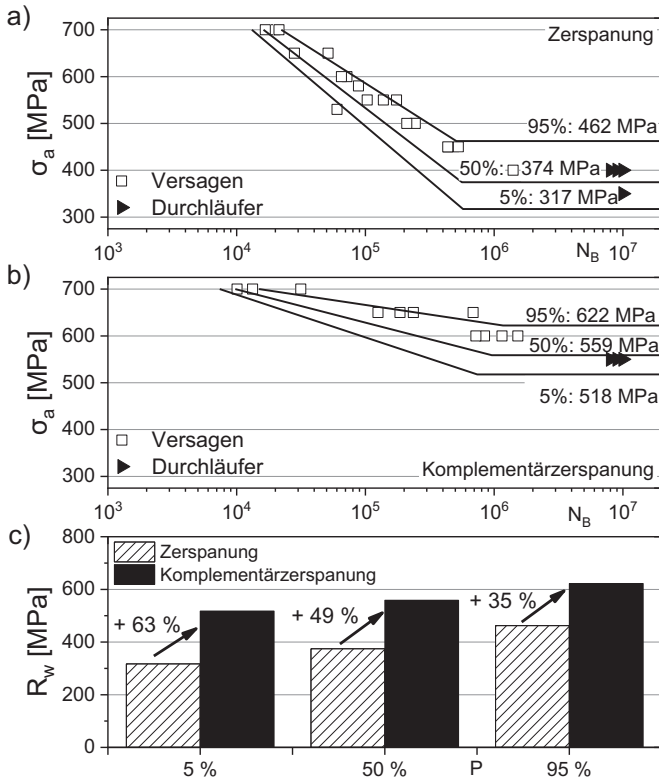


Abbildung 7-8: Wöhlerkurven (a-b) und Wechselfestigkeit für unterschiedliche Bruchwahrscheinlichkeiten (c) nach der Zerspaltung und nach der Komplementärzerspaltung von 42CrMo4, nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

Bei den rein zerspannten Proben konnte als Anrissort, von dem das Versagen bei der zyklischen Beanspruchung ausgeht, stets die Oberfläche identifiziert werden (vgl. Abbildung 7-9a). Durch die mechanische Oberflächenbehandlung konnte dieser Anrissort für Lastspannungsamplituden  $\sigma_a < 700$  MPa in das Volumen verlagert werden. Die

Bruchfläche in Abbildung 7-9b ist dabei charakteristisch für einen Volumenriss. Dieser ging von einer Fehlstelle bzw. Einschluss im Gefüge aus und ist in Abbildung 7-9c gezeigt.

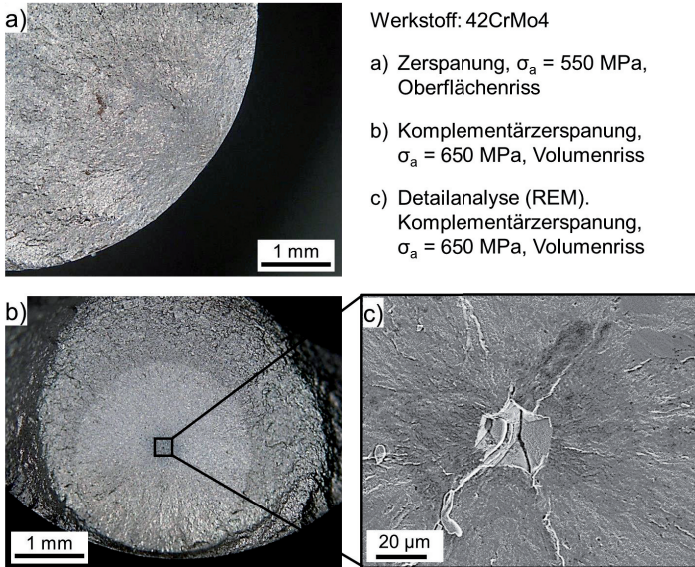


Abbildung 7-9: Analyse der Bruchfläche, nach (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

Abbildung 7-10 zeigt die Auswertung der Anrissorte in Abhängigkeit von der Lastspannungsamplitude im Zeitfestigkeitsbereich von komplementärzerspannten Proben aus 42CrMo4. Bei einer Lastspannungsamplitude  $\sigma_a = 700$  MPa sind Oberflächenanrisse, bei geringeren Lastspannungsamplituden  $\sigma_a \leq 650$  MPa sind Volumenanrisse Ursache des Bauteilveragens. Um diese Zusammenhänge näher zu untersuchen wurde das Konzept der lokalen Dauerfestigkeit nach (Winderlich 1990) herangezogen. Mit diesem können die Einflüsse der Topographie sowie des Eigenspannungs- und Verfestigungszustandes auf die Wechselfestigkeit  $R_W(z)$  abgeschätzt werden. Nach (Schulze 2006) gilt

$$R_W(z) = \omega \cdot n(z) \cdot R_W^0(z) \cdot \left(1 - \frac{\sigma^{ES}(z)}{R_m(z)}\right)$$

Formel 7-1

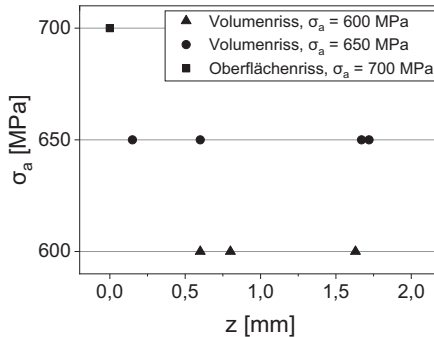


Abbildung 7-10: Anrissorte von komplementärzerspannten Proben aus 42CrMo4

Dabei ist  $\omega$  der Einflussfaktor der Oberfläche abhängig von der Rauheit, der Kerbformzahl und der Oberflächenhärte, wobei  $\omega = 1$  für  $z > 0$  gilt. Die Stützziffer  $n(x)$  ist abhängig von der lokalen Härte und dem Spannungsgradienten.  $R_W^0(z)$  ist die Wechselfestigkeit im eigenspannungsfreien Zustand.

Nach Formel 7-1 folgen für die gemessenen Bauteilzustände aus Kapitel 7.2 für die Zerspanung und die Komplementärzerspannung die lokalen Wechselfestigkeiten in Abhängigkeit der Tiefe z, dargestellt in Abbildung 7-11. Dabei wird für die zerspannte Probe eine Wechselfestigkeit von  $R_W(z = 0 \text{ mm}) = 333 \text{ MPa}$  an der Oberfläche vorhergesagt. Diese vergleichsweise geringe Wechselfestigkeit erklärt, dass nach der Zerspanung stets Oberflächenrisse beobachtet wurden. Unter Vernachlässigung des Oberflächenfaktors  $\omega$  steigt die Wechselfestigkeit auf  $R_W(z = 0 \text{ mm}) = 398 \text{ MPa}$  und ist damit weiterhin geringer als jede untersuchte Lastspannungsamplitude. Auch unter Vernachlässigung der Rauheit ist die Wechselfestigkeit geringer als die experimentell ermittelten Dauerfestigkeiten bei einer Lastspannungsamplitude von  $\sigma_a = 400 \text{ MPa}$  (Abbildung 7-8). Da im Konzept der lokalen Dauerfestigkeit alle Bauteilzustände mit Ausnahme der Mikrostruktur berücksichtigt sind, folgt, dass die Mikrostruktur einen positiven Effekt auf die Schwingfestigkeit haben muss und demnach verantwortlich für die Erreichung der experimentell beobachteten Dauerfestigkeiten von  $\sigma_a = 400 \text{ MPa}$  sein sollte.

Der in Abbildung 7-11 dargestellte Tiefenverlauf der lokalen Wechselfestigkeit nach der Komplementärzerspannung zeigt, dass an der Oberfläche eine Wechselfestigkeit von



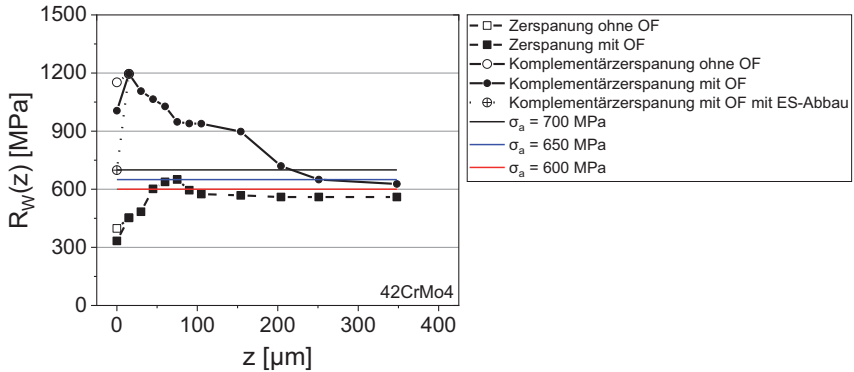


Abbildung 7-11: Lokale Wechselfestigkeit für zerspannte und komplementärzerspannte Proben aus 42CrMo4

$R_W(z = 0 \text{ mm}) = 1006 \text{ MPa}$  bzw.  $R_W(z = 0 \text{ mm}) = 1152 \text{ MPa}$  unter Vernachlässigung der Rauheit vorhergesagt wird. Entsprechend der Berechnung aus dem Konzept der lokalen Dauerfestigkeit hätte bei einer Last von  $\sigma_a = 700 \text{ MPa}$  noch kein Versagen auftreten dürfen. Dass dies trotzdem der Fall ist, kann mit einer verringerten Eigenspannungsstabilität bei zyklischer Beanspruchung erklärt werden. In (Wick 1999) wurde die Eigenspannungsstabilität von 42CrMo4 bei der Biegebeanspruchung mit einer Lastspannungsamplitude von 500 MPa untersucht. Dabei wurde ein Eigenspannungsabbau an der Oberfläche von etwa  $\sigma^{\text{ES}} = -950 \text{ MPa}$  auf  $\sigma^{\text{ES}} = -300 \text{ MPa}$  nach 1.000 Zyklen beobachtet. Unter der Annahme, dass es bei der vorliegenden zyklischen Zug-Druckbeanspruchung mit einer Lastspannungsamplitude von 700 MPa zu einem Abbau der Oberflächeneigenspannung von  $\sigma^{\text{ES}} = -1066 \text{ MPa}$  auf bspw.  $\sigma^{\text{ES}} = -100 \text{ MPa}$  nach 10.000 Zyklen kommt, sinkt die berechnete Wechselfestigkeit auf  $R_W(z = 0 \text{ mm}) = 700 \text{ MPa}$ . Dabei ist mit Versagen an der Oberfläche zu rechnen. Diese Annahme stützt die Analyse der Anrissorte aus Abbildung 7-10.

Für geringere Lastspannungsamplituden ist der Abbau der Eigenspannungen weniger stark ausgeprägt. In einer Tiefe von  $z = 250 \mu\text{m}$  ist die Wechselfestigkeit geringer als die Lastspannungsamplitude  $\sigma_a = 650 \text{ MPa}$ . Demnach ist ab dieser Tiefe der Anrissort zu erwarten. Dieses Verhalten hat ebenfalls die Analyse in Abbildung 7-10 ergeben. Dass bei dieser Lastspannungsamplitude auch Anrissorte in tieferliegenden Schichten beobachtet wurden, lässt sich ebenfalls mit der Eigenspannungsstabilität erklären.

Demnach sinken nach (Wick 1999) nicht nur betragsmäßig die Druckeigenspannungen unmittelbar unter der Oberfläche, sondern auch die Zugeigenspannungen im Probeninneren, die aus Gleichgewichtsgründen existieren. Mit dem Abfall der Zugeigenspannungen können die tieferliegenden Anrissorte bei der Lastspannungsamplitude  $\sigma_a = 650$  MPa erklärt werden. Bei der Lastspannungsamplitude von  $\sigma_a = 600$  MPa liegt die berechnete Wechselfestigkeit in Abbildung 7-11 stets über 600 MPa. Es ist demnach kein Anrissort bis zu einer Tiefe von  $z = 350$   $\mu\text{m}$  zu erwarten. Dies bestätigt die Analyse der Anrissorte, bei der Anrisse ausschließlich in tieferliegenden Schichten  $z > 500$   $\mu\text{m}$  beobachtet wurden. In dieser Tiefe herrschen Zugeigenspannungen, die sich bei der verringerten Lastspannungsamplitude von  $\sigma_a = 600$  MPa vermutlich weitaus weniger abbauen, verglichen zu höheren Lastspannungsamplituden vor.

Um die Schwingfestigkeitsergebnisse der Komplementärzersetzung unter etablierten mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren einordnen zu können, wurde die Wöhlerkurve mit einer Bruchwahrscheinlichkeit von 5 % mit denen nach dem Festwalzen, Kugelstrahlen und Piezopeening verglichen. Die Datengrundlage liefert hierbei die Untersuchung von (Lienert et al. 2014). Abbildung 7-12 zeigt die Gegenüberstellung der verschiedenen Wöhlerkurven.

Die Dauerfestigkeit nach der Komplementärzersetzung liegt über der des Kugelstrahlens und deutlich oberhalb der des Festwalzens. Das Niveau der Bruchlastspielzahl am Übergang von der Zeit- zur Dauerfestigkeit ist bei der Komplementärzersetzung vergleichbar mit dem Festwalzen. Dieser Übergang tritt beim Kugelstrahlen früher ein. Im Gegensatz dazu sind verglichen zum Piezopeening keine Verbesserungen durch die Komplementärzersetzung erreichbar. Sowohl bei der Dauerfestigkeit als auch die Bruchlastspielzahl vom Übergang Zeit- zu Dauerfestigkeit zeigen die Ergebnisse des Piezopeenings bessere Resultate.

Zur Bewertung der Wöhlerkurven der unterschiedlichen mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren, kann der Vergleich der Bauteilzustände herangezogen werden. Die Bauteilzustände nach dem Kugelstrahlen und Festwalzen aus (Lienert et al. 2014) zeigen, dass die gemittelte Rautiefe nach der Komplementärzersetzung vergleichbar mit der des Kugelstrahlens ist (vgl. Abbildung 7-13). Weitere Einflussgröße ist der Eigenspannungszustand. Während nach der Komplementärzersetzung hohe und tiefgreifende Eigenspannungen, vergleichbar mit Eigenspannungszuständen nach dem

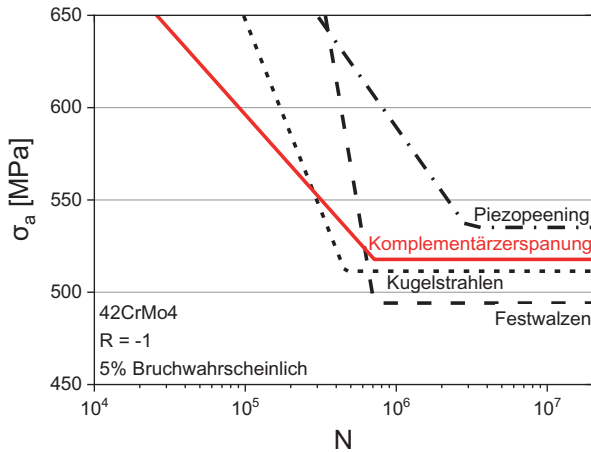


Abbildung 7-12: Wöhlerkurven von Komplementärzersetzung und weiteren mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren von 42CrMo4, Piezopeening, Kugelstrahlen und Festwalzen aus (Lienert et al. 2014), (Gerstenmeyer, Zanger & Schulze 2018)

Festwalzen, resultieren, wurden von (Lienert et al. 2014) nach dem Kugelstrahlen weniger tiefreichende Druckeigenspannungen gemessen. Dadurch kann letztlich die verbesserte Dauerfestigkeit nach der Komplementärzersetzung erklärt werden. Obwohl das Piezopeening wenig tiefgreifende Druckeigenspannung induziert (Lienert et al. 2014), zeigt das Piezopeening eine bessere Performance in der Schwingfestigkeit verglichen zur Komplementärzersetzung. Ein wesentlicher Grund ist die Topographie. Während nach dem Piezopeening eine gemittelte Rautiefe  $R_z = 2,01 \mu\text{m}$  resultiert (Lienert et al. 2014), liegt die Rautiefe  $R_z$  nach der Komplementärzersetzung bei  $R_z = 5,89 \mu\text{m}$  (vgl. Abbildung 7-13). Es folgt, dass die Topographie ausschlaggebend für die Schwingfestigkeit sein muss und diese durch die weiteren Bauteilzustände weiterhin beeinflusst werden kann.

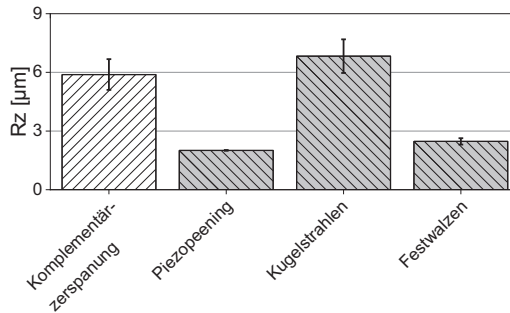


Abbildung 7-13: Vergleich der gemittelten Rautiefe Rz von Komplementärzersetzung und weiteren mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren von 42CrMo4, Piezopeening, Kugelstrahlen und Festwalzen aus (Lienert et al. 2014)

## 7.4 Diskussion

Das Ziel war, die Prozessstrategie Komplementärzersetzung auf den technisch relevanten Prozess Außenlängsdrehen so zu übertragen, damit lebensdauersteigernde Bauteilzustände eingestellt werden können. Diese können eine geringe Rauheit, eine Verfestigung in der Randschicht, eine nanokristalline Randschicht sowie Druckeigenstressungen sein. Um diese Randschichtzustände mittels der Komplementärzersetzung zu erhalten, wurden in einem ersten Schritt die Handlungsempfehlungen aus dem orthogonalen Schnitt analysiert und, sofern möglich, auf das Außenlängsdrehen übertragen. Werkzeugseitig kamen asymmetrische Schneidkanten, definiert durch einen Form-Faktor  $K > 1$ , zum Einsatz. Als Prozessstellgrößen wurden eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit und -tiefe bei der mechanischen Oberflächenbehandlung eingestellt. Darüber hinaus wurden für das Außenlängsdrehen spezifische Prozessstellgrößen, wie der Vorschub, ermittelt. Prozessführung wurde von der Trockenbearbeitung hin zu einer Nassbearbeitung geändert, um den Werkzeugverschleiß möglichst gering zu halten.

Grundsätzlich lassen sich die Ergebnisse aus dem orthogonalen Schnitt auf das Außenlängsdrehen übertragen. So wird eine zerspanungsbedingte hohe Rauheit infolge der mechanischen Oberflächenbehandlung reduziert. Die Rauheitskennwerte sind vergleichbar mit denen des Kugelstrahlens (Lienert et al. 2014). Obwohl bei der mechanischen Oberflächenbehandlung eine geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit gewählt

wurde, konnten zerklüftete Oberflächen, die infolge des Adhäsions-Effekts zwischen Werkstück und Werkzeug auftreten können, vermieden werden. Dies konnte durch den Einsatz von Kühlschmierstoff erreicht werden.

Die Zerspanung führt erwartungsgemäß zu einer Kornfeinung in der Randschicht. Diese rekristallisierte Schicht ist jedoch sehr dünn. Weiterhin folgt dieser Schicht unmittelbar das Grundgefüge. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung treten infolge der geringen Bearbeitungsgeschwindigkeit und des Einsatzes von Kühlschmierstoff keine hohen Prozesstemperaturen auf. Trotzdem konnte durch die plastische Verformung eine Kornfeinung induziert werden. Daraus folgt, dass eine Kornfeinung bis hin in den Nanometer-Bereich auch dann einsetzen kann, wenn geringe Prozesstemperaturen in der Wirkzone vorherrschen. In diesem Fall wird allein durch die plastische Verformung die notwendige Energie in die Wirkzone eingebracht, die für eine Rekristallisation notwendig ist. Der thermische Anteil spielt dabei nur eine untergeordnete Rolle. Die Ergebnisse der Komplementärzerspanung zeigen, dass hohe Prozesstemperaturen eine Rekristallisation zusätzlich begünstigen, diese jedoch auch durch vornehmlich plastische Verformung induziert werden kann.

Eine weitere Zielgröße ist die Verfestigung. So konnte nach der mechanischen Oberflächenbehandlung eine Steigerung der Mikrohärtigkeit gemessen werden. Der Effekt der Verfestigung zeigt auch die Integralbreite. In diesem Zusammenhang wurde mit der Mikrohärtemessung nach der Zerspanung keine Änderung der Mikrohärtigkeit gemessen. Die Integralbreite als Maß für die Verfestigung zeigt jedoch ein hohes, aber wenig tiefreichendes Maximum, die mit steigendem Abstand zur Oberfläche rasch abfällt. Daraus folgt, dass zwar eine Verfestigung nach der Zerspanung vorherrscht, diese aber nur durch röntgenographische Messungen erfasst werden kann. Die hier angewandten metallographischen Analysen zur Härtemessung sind deswegen nicht zielführend, da die mikrostrukturell beeinflusste Randschicht (vgl. Mikrostruktur, Kapitel 7.2.3) nur wenige Mikrometer dick ist, der unmittelbar das Grundgefüge folgt.

Thermisch-induzierte Zugeigenspannungen wurden durch den Zerspanungsprozess eingebracht. Dabei führte ein in axialer und tangentialer Richtung vergleichbares thermo-mechanisches Lastkollektiv zu einem nahezu identischen Eigenspannungstiefenverlauf. Die eingebrachten Zugeigenspannungen konnten durch die anschließende mechanische Oberflächenbehandlung in hohe, tiefgreifende Druckeigenspannungen überführt werden. Der resultierende Eigenspannungszustand ist dabei vergleichbar mit

den resultierenden Eigenspannungen nach dem Festwalzen von 42CrMo4 bzw. übertrifft diese sogar. So hat (Lienert et al. 2014) nach dem Festwalzen von 42CrMo4 Druckeigenspannungen an der Oberfläche von etwa -800 MPa bis zu einer Tiefe von etwa 180  $\mu\text{m}$  gemessen, die schließlich in einer Tiefe von 350  $\mu\text{m}$  in Zugeigenspannungen wechseln. Die vergleichsweise langsame mechanische Oberflächenbehandlung führt außerdem zu deutlich höheren Druckeigenspannungen in axialer als in tangentialer Richtung. Trotzdem sind die Druckeigenspannungen in tangentialer Richtung mit steigendem Abstand zur Oberfläche auf einem konstant hohen Niveau.

Entsprechend den Bauteilzuständen setzte bei der Schwingfestigkeitsuntersuchung der rein zerspannten und der komplementärzerspannten Proben das Versagen ein. So führen erwartungsgemäß hohe Rauheitskennwerte und Zugeigenspannungen zu einem frühzeitigen Versagen, auch wenn bei den rein zerspannten Proben eine nanokristalline Randschicht nachgewiesen werden konnte. Erst durch die Verringerung der Rauheitskennwerte und Bildung von Druckeigenspannungen durch die anschließende mechanische Oberflächenbehandlung konnte die Dauerfestigkeit signifikant gesteigert werden. Positiven Einfluss hat dabei die Verfestigung, die nach der Komplementärzerspannung in ausgeprägter Form nachgewiesen werden konnte.

Zur weiteren Einordnung der Zeitfestigkeit nach der Komplementärzerspannung, verglichen zu etablierten mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren, können die Bauteilzustände herangezogen werden.

Wie von (Lienert 2017) diskutiert, spielt in der Zeitfestigkeit der Eigenspannungsabbau eine zentrale Rolle. Durch diesen Abbau sind die Eigenspannungen weniger ausschlaggebend für das Schwingfestigkeitsverhalten, wodurch die Topographie in den Fokus rückt. Obwohl die gemessenen Rauheitskennwerte nach der Komplementärzerspannung, wenn auch nur gering, besser sind als die nach dem Kugelstrahlen, ist die Zeitfestigkeit schlechter. Dieses Verhalten kann nicht durch die weiteren Bauteilzustände Eigenspannung und Verfestigung erklärt werden, da diese ebenfalls, im Sinne der Schwingfestigkeit bessere Werte nach der Komplementärzerspannung aufweisen. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass die Eigenspannungszustände nach dem Kugelstrahlen oder dem Festwalzen stabiler sind als nach der Komplementärzerspannung, wodurch sich die Zeitfestigkeiten unterschiedlich ausprägen.

Durch die Möglichkeit des Eigenspannungsabbaus ist eine frühzeitige Rissinitiierung wahrscheinlich. Diese kann zwar durch eine nanokristalline Randschicht verzögert, jedoch nicht verhindert werden. Im Falle einer frühzeitigen Rissinitiierung kann die ausgeprägte nanokristalline Randschicht von  $15,1 \mu\text{m}$  die Zeitfestigkeit daher zusätzlich beeinflussen, indem die Rissausbreitung beschleunigt werden kann. Durch das vergleichsweise große rekristallisierte Volumen ist es denkbar, dass Anrisse durch viele Korngrenzen weniger Widerstand gegen Risswachstum entgegenstehen, als bei einem Werkstoff mit grober Mikrostruktur. Die Folge ist unter Voraussetzung eines Anrisses Risswachstum bei geringer Bruchlastspielzahl, wie es bei der Lastspannungsamplitude von  $\sigma_a = 700 \text{ MPa}$  beobachtet wurde. Für den Einfluss der Mikrostruktur auf die Zeitfestigkeit kann keine vergleichende Interpretation mit den weiteren mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren Kugelstrahlen, Festwalzen und Piezo-peening erfolgen, da diese in (Lienert 2017) nicht Gegenstand der Untersuchung waren.

Für eine weitere Interpretation kann die Prozessführung herangezogen werden. Bei der mechanischen Oberflächenbehandlung innerhalb der Prozessstrategie Komplementärzärspannung steht das Werkzeug in kontinuierlichem Kontakt mit dem Werkstück. Die makroskopische plastische Verformung erfolgt dabei vornehmlich durch Scherung, indem das Material durch das Werkzeug mitgezogen wird. Die Scherung besitzt entsprechend des Vorschubs eine Vorzugsrichtung.

Beim Kugelstrahlen dagegen erfolgt die plastische Verformung durch rein stochastische Einschläge des Strahlmittels. Dabei wird das Material in einer idealisierten Vorstellung in alle Richtung gleichmäßig plastisch verformt. Eine Scherung spielt beim Kugelstrahlen demnach eine untergeordnete Rolle. Es folgt, dass neben der erreichten Bauteilzustände auch die Einstellung dieser Bauteilzustände einflussnehmend auf das Zeitfestigkeitsverhalten ist.

Die Übertragung auf das Festwalzen stärkt diese Annahme. Zwar erfolgt das Festwalzen ebenfalls mit einem Vorschub, allerdings besitzt das Festwalzwerkzeug mit dessen Rotation einen weiteren Freiheitsgrad. Dadurch erfolgt der Materialfluss in der Randschicht mit weitaus weniger Scherung, weil das Material idealisiert betrachtet durch ein Abrollen plastisch verformt wird. Mit dieser Annahme und der Tatsache der deutlich geringeren Rauheit ist die bessere Zeitfestigkeit erklärbar.

Beim Piezopeening ist prozessführungsbedingt eine Scherung zu erwarten. Durch Rotation der Probe während des Hammeraufpralls ist ein kurzzeitiges Ziehen des Materials nicht auszuschließen. Die plastische Deformation wird durch eine Scherung des Materials überlagert. Da dieser Effekt wegen der kurzen Aufpralldauer nicht allein den Verlauf der Zeitfestigkeit erklärt, rücken für die Interpretation der Zeitfestigkeit erneut die Bauteilzustände in den Fokus. Die geringen Rauheitskennwerte und hohe Verfestigungen führen zu einer gesteigerten Schwingfestigkeit.

Der Verlauf der Zeitfestigkeit ist in seiner Charakteristik durch die geringen und wenig tiefreichenden Druckeigenspannungen beim Piezopeening mit der Zeitfestigkeit nach der Komplementärzärserspannung vergleichbar, wenngleich die dahinterliegenden Mechanismen verschieden sind.

Die Ergebnisse zeigen, dass durch die Komplementärzärserspannung die Schwingfestigkeit gesteigert werden kann. Dabei gilt jedoch nicht, dass bspw. möglichst hohe Druckeigenspannungen oder eine möglichst dicke nanokristalline Randschicht unmittelbar die besten Schwingfestigkeiten zur Folge haben. Vielmehr ist das Zusammenspiel von Werkstoff, Probengeometrie, Beanspruchungsart sowie den erreichten Bauteilzuständen und deren Erreichung ausschlaggebend für die erreichbare Schwingfestigkeit.



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde die Prozessstrategie Komplementärzerspannung entwickelt und simulationsgestützt analysiert. Die Komplementärzerspannung ist die Kombination von Zerspanung und mechanischer Oberflächenbehandlung. Letztere wird dabei unter Verwendung des Zerspanungswerkzeugs entgegengesetzt zur Zerspanungsrichtung durchgeführt. Die dadurch induzierte plastische Verformung hat eine Änderung der Bauteilzustände in der Randschicht zur Folge. Die Komplementärzerspannung wurde zunächst am orthogonalen Schnitt in der Trockenbearbeitung analysiert. Damit konnte ein Prozess- und Mechanismenverständnis an Armco-Eisen (Reineisen) sowie an dem Vergütungsstahl 42CrMo4 erarbeitet werden. Dies beinhaltet sowohl die resultierenden Bauteilzustände nach der Komplementärzerspannung als auch deren Einfluss auf den Werkzeugverschleiß an unbeschichteten Wendeschneidplatten.

In einem ersten Schritt wurde das Werkstoffverhalten von Armco-Eisen experimentell charakterisiert und mittels eines phänomenologischen Modells beschrieben. Dieses ist Eingangsgröße für ein Prozessmodell. Mit diesem konnten die wirkenden Temperaturen und Dehnraten sowie der Werkstofffluss während der mechanischen Oberflächenbehandlung in Abhängigkeit von der eingesetzten Schneidkantenmikrogeometrie im orthogonalen Schnitt analysiert werden. Des Weiteren wurde das Prozessmodell genutzt, um das thermo-mechanische Lastkollektiv am Werkzeug und den daraus resultierenden Werkzeugverschleiß während der Komplementärzerspannung zu verstehen. Mit diesem Vorgehen konnte gezeigt werden, dass die Schneidkantenmikrogeometrie, charakterisiert durch den Form-Faktor  $K$ , entscheidend für die Komplementärzerspannung ist. Die simulativen Untersuchungen wurden durch experimentelle Untersuchungen am orthogonalen Schnitt an Armco-Eisen und 42CrMo4 gestützt. Dabei wurden neben der Werkzeuganalyse die resultierenden Bauteilzustände Rauheit, Verfestigung, Mikrostruktur und Eigenspannung betrachtet.

In einem zweiten Schritt wurden ausgehend von den Erkenntnissen im orthogonalen Schnitt Handlungsempfehlungen abgeleitet, welche die Übertragung der Komplementärzerspannung auf einen technisch relevanten Prozess möglich machen. Die Schneidkantenmikrogeometrie ist mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  zu wählen. Mit diesem ist der geringste Werkzeugverschleiß zu erwarten, da bei dieser Schneidkantenmikrogeometrie unterschiedliche Bereiche der Schneidkante bei den Prozessschritten Zerspanung

und mechanischen Oberflächenbehandlung mit dem Bauteil in Kontakt stehen. Damit tritt an unterschiedlichen Bereichen Werkzeugverschleiß auf, was letztlich eine hohe Standzeit zur Folge hat. Gleichzeitig sind diese Schneidkantenmikrogeometrien werkstoffseitig von Vorteil, da mit diesen in der Randschicht gezielt lokal hohe Verformungen bei gleichzeitig geringen Prozesstemperaturen eingebracht werden können. Die Prozesstemperaturen können bei einer niedrigen Bearbeitungsgeschwindigkeit gering gehalten werden. Dieses auf den Werkstoff wirkende thermo-mechanische Lastkollektiv hat eine Kaltverfestigung sowie Kornfeinung in der Randschicht sowie die gezielte Beeinflussung des Eigenspannungszustandes zur Folge.

In einem letzten Schritt wurden die Handlungsempfehlungen aus dem orthogonalen Schnitt auf das Außenlängsdrehen übertragen, um rotationssymmetrische Proben aus 42CrMo4 herzustellen, die für eine Schwingfestigkeitsanalyse genutzt wurden. Dabei kamen bei der Komplementärzerspanung geringe Bearbeitungsgeschwindigkeiten und Schneidkantenmikrogeometrien mit einem Form-Faktor  $K \geq 1$  zum Einsatz. Zur weiteren Reduzierung des Werkzeugverschleißes wurde eine Nassbearbeitung gewählt. Die Analyse der resultierenden Bauteilzustände hat gezeigt, dass die Rauheit auf vergleichbares Niveau zum Kugelstrahlen gesenkt werden kann. Die hohen und tiefreichenden Druckeigenspannungen sind vergleichbar mit dem Eigenspannungszustand nach dem Festwalzen. Des Weiteren konnte eine signifikante Kornfeinung in der Randschicht eingebracht werden.

Die Schwingfestigkeitsanalyse hat ergeben, dass die Lebensdauer von komplementärzerspannten Proben deutlich gesteigert werden kann. Die Schwingfestigkeit ist dabei vergleichbar mit Proben, die durch das Kugelstrahlen mechanisch oberflächenbehandelt wurden.

## 8.2 Ausblick

Auf Basis der grundlegenden Untersuchungen mit unbeschichteten Werkzeugen lassen sich an technisch relevanten Prozessen, wie dem Außenlängsdrehen, weitere Optimierungen durchführen. Diese können somit zu weiter reduzierten Rauheiten bzw. geforderten Mikrostrukturen führen und damit Bauteileigenschaften, wie die Schwingfestigkeit weiter steigern. Werkzeugseitig können für das Außenlängsdrehen optimierte Werkzeuge für die Anwendung der Komplementärzerspannung weiterentwickelt werden. Weiterhin sind beschichtete Werkzeuge technisch relevant. Dabei ist die Stabilität der

Beschichtung zu untersuchen, da bei der Komplementärzerspannung ein bisher nicht betrachtetes thermo-mechanische Lastkollektiv auf das Werkzeug wirkt.

Im Kontext der Ressourceneffizienz ist weiterhin zu prüfen, wie die Prozessführung weiter optimiert werden kann. Diese beinhaltet sowohl die Prozesszeit als auch der Einsatz von ressourcensparenden Kühlkonzepten, wie der Minimalmengenschmierung.

Diese Untersuchungen können unterstützt werden, indem die Komplementärzerspannung beim Außenlängsdrehen auch durch FE-Simulationen abgebildet wird. Damit können die verwendeten Werkzeuge sowie etwaige Beschichtungen abgebildet, analysiert und ggf. gezielt optimiert werden.

Des Weiteren ist zu untersuchen, wie durch die Komplementärzerspannung andere metallische Werkstoffe mechanisch oberflächenbehandelt werden können und deren Randschicht gezielt beeinflusst werden kann. Dadurch können die universellen Anwendungen aber auch Prozessgrenzen der Komplementärzerspannung abgeleitet werden.



## 9 Literaturverzeichnis

A\_Ort, B.-L. (2016), *Simulationsgestützte Analyse der Schneidkantenmikrogeometrie bei der Oberflächenbearbeitung*, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

A\_Peric, M. (2015), *Experimentelle Bestimmung des Fließverhaltens sowie des Bauschingereffekts bei Armco-Eisen*, Diplomarbeit, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), wbk Institut für Produktionstechnik, Karlsruhe.

Abrão, A. M.; Denkena, B.; Breidenstein, B. & Mörke, T. (2014), „Surface and subsurface alterations induced by deep rolling of hardened AISI 1060 steel“, *Production Engineering*, Bd. 8, Nr. 5, S. 551–558.

Agrawal, S. & Joshi, S. S. (2013), „Analytical modelling of residual stresses in orthogonal machining of AISI4340 steel“, *Journal of Manufacturing Processes*, Bd. 15, Nr. 1, S. 167–179.

Ahn, D.; He, Y.; Wan, Z.; Cho, I. S.; Lee, C. S.; Park, I. G.; Pyoun, Y. S.; Dong, J. & Shin, K. (2012), „Effect of ultrasonic nano-crystalline surface modification on the microstructural evolution and mechanical properties of Al5052 alloy“, *Surface and Interface Analysis*, Bd. 44, 11-12, S. 1415–1417.

AK Steel (2018). <http://www.aksteel.eu/> [22.02.2018].

Altenberger, I. (2000), *Mikrostrukturelle Untersuchungen mechanisch randschichtverfestigter Bereiche schwingend beanspruchter metallischer Werkstoffe*, Dissertation, Universität Kassel.

Amanov, A.; Penkov, O. V.; Pyun, Y.-S. & Kim, D.-E. (2012), „Effects of ultrasonic nano-crystalline surface modification on the tribological properties of AZ91D magnesium alloy“, *Tribology International*, Bd. 54, S. 106–113.

Amanov, A.; Sasaki, S. & Pyun, Y. S. (2013), „Frictional Behavior of Duplex Nano-corrugated and Nanostructured Cu Alloy Produced by UNSM“, *Procedia Engineering*, Bd. 68, S. 491–496.

Ambrosy, F. (2015), *Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

- Ambrosy, F.; Zanger, F. & Schulze, V. (2015), „FEM-simulation of machining induced nanocrystalline surface layers in steel surfaces prepared for tribological applications“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 64, Nr. 1, S. 69–72.
- Ambrosy, F.; Zanger, F.; Schulze, V. & Jawahir, I. S. (2014), „An Experimental Study of Cryogenic Machining on Nanocrystalline Surface Layer Generation“, *Procedia CIRP*, Bd. 13, S. 169–174.
- Arrazola, P. J.; Özel, T.; Umbrello, D.; Davies, M. & Jawahir, I. S. (2013), „Recent advances in modelling of metal machining processes“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 62, Nr. 2, S. 695–718.
- Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C.; Filice, L. & Umbrello, D. (2008a), „Criterion to evaluate diffusive wear in 3D simulations when turning AISI 1045 steel“, *International Journal of Material Forming*, Bd. 1, S1, S. 495–498.
- Attanasio, A.; Ceretti, E.; Rizzuti, S.; Umbrello, D. & Micari, F. (2008b), „3D finite element analysis of tool wear in machining“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 57, Nr. 1, S. 61–64.
- Attanasio, A. & Umbrello, D. (2009), „Abrasive and diffusive tool wear FEM simulation“, *International Journal of Material Forming*, Bd. 2, S1, S. 543–546.
- Aurich, J. C.; Zimmermann, M.; Schindler, S. & Steinmann, P. (2014), „Analysis of the machining accuracy when dry turning via experiments and finite element simulations“, *Production Engineering*, Bd. 8, 1-2, S. 41–50.
- Autenrieth, H. (2009), *Numerische Analyse der Mikrozerspannung am Beispiel von normalisiertem C45*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Autenrieth, H.; Weber, M.; Deuchert, M.; Schulze, V. & Gumbsch, P. (2008), „Influence of process parameters on the specific active and passive forces, subsurface hardening and residual stresses in micro-cutting“, *Proceeding 2nd international Conference on Distortion Engineering, Bremen*, 153-160.
- Axinte, D. A. & Cao, Y. Y. (2008), „Innovative design of a hybrid tool for turning assisted with superficial cold forming“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 204, 1-3, S. 357–364.
- Axinte, D. A. & Gindy, N. (2004), „Turning assisted with deep cold rolling—a cost efficient hybrid process for workpiece surface quality enhancement“, *Proceedings of the*

*Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Bd. 218, Nr. 7, S. 807–811.

Bagherifard, S. & Guagliano, M. (2012), „Fatigue behavior of a low-alloy steel with nanostructured surface obtained by severe shot peening“, *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 81, S. 56–68.

Bassett, E.; Köhler, J. & Denkena, B. (2012), „On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts“, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Bd. 5, Nr. 2, S. 108–126.

Baublies (2018), *Diamant-Glättwerkzeug Kombiwerkzeug, Spanen/Glätten* [14.02.2018].

Benardos, P. G. & Vosniakos, G.-C. (2003), „Predicting surface roughness in machining. A review“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Bd. 43, Nr. 8, S. 833–844.

Bleicher, F.; Lechner, C.; Habersohn, C.; Kozeschnik, E.; Adjassoho, B. & Kaminski, H. (2012), „Mechanism of surface modification using machine hammer peening technology“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 61, Nr. 1, S. 375–378.

Bozdana, T. A.; Gindy, N. & Li, H. (2005), „Deep cold rolling with ultrasonic vibrations - a new mechanical surface enhancement technique“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Bd. 45, Nr. 6, S. 713–718.

Brinksmeier, E.; Garbrecht, M. & Meyer, D. (2008), „Cold surface hardening“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 57, Nr. 1, S. 541–544.

Burgahn, F.; Vöhringer, O. & Schulze, V. (1993), „Mikroelastspannungszustände kugelgestrahlter Randschichten von 42CrMo4“, *Zeitschrift für Metallkunde*, Bd. 84, Nr. 4, S. 224–229.

Dengel, D. (1975), „Die arc sin [radic]P-Transformation - ein einfaches Verfahren zur grafischen und rechnerischen Auswertung geplanter Wöhlerversuche“, *Zeitschrift für Werkstofftechnik Journal of Materials Technology*, Bd. 6, Nr. 8, S. 253–261.

Denkena, B. & Biermann, D. (2014), „Cutting edge geometries“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 63, Nr. 2, S. 631–653.

- Denkena, B.; Breidenstein, B. & Dyogtyev, O. (2008), *Entwicklung kombinierter Fertigungsverfahren für hochfeste Strukturbauteile. Einfluss des Festreibprozesses auf die Werkstückeigenschaften*, Hannover.
- Denkena, B.; Breidenstein, B.; Leon, L. de & Dege, J. (2010), „Development of Combined Manufacturing Technologies for High-Strength Structural Components“, *Advanced Materials Research*, Bd. 137, S. 219–246.
- Denkena, B.; Grove, T. & Maiss, O. (2016), „Influence of Hard Turned Roller Bearings Surface on Surface Integrity after Deep Rolling“, *Procedia CIRP*, Bd. 45, S. 359–362.
- Denkena, B. & Lucas, A. (2007), „Biocompatible Magnesium Alloys as Absorbable Implant Materials – Adjusted Surface and Subsurface Properties by Machining Processes“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 56, Nr. 1, S. 113–116.
- Denkena, B.; Meyer, R. & Breidenstein, B. (2007), „Development of Combined Manufacturing Technologies for High-Strength Structure Components“, *Advanced Materials Research*, Bd. 22, S. 67–75.
- Denkena, B.; Reichstein, M.; Brodehl, J. & Leon Garcia, L. (2005), „Surface Preparation, Coating and Wear Performance of Geometrically Defined Cutting Edges“, *8th CIRP Int. Workshop on Modeling of Machining Operations, May 10–11 (Chemnitz)*.
- Dhar, N. R.; Kamruzzaman, M. & Ahmed, M. (2006), „Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 172, Nr. 2, S. 299–304.
- Dhar, N. R.; Paul, S. & Chattopadhyay, A. B. (2002), „Machining of AISI 4140 steel under cryogenic cooling—tool wear, surface roughness and dimensional deviation“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 123, Nr. 3, S. 483–489.
- DIN 8200 , *Strahlverfahrenstechnik, Begriffe*, Beuth-Verlag, Berlin, Nr. 8200.
- DIN EN ISO 4287 , *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*, Nr. 4287.
- Dörr, T. (2000), *Auswirkungen von Kugelstrahlen auf das Ermüdungsverhalten von Leichtmetallwerkstoffen auf Titan- und Aluminiumbasis*, Dissertation, BTU Cottbus.
- Ecoroll AG (2018), *Festwalzen*. <http://www.ecoroll.de/de/ecoroll.html> [14.02.2018].



Filice, L.; Micari, F.; Settineri, L. & Umbrello, D. (2007), „Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools“, *Wear*, Bd. 262, 5-6, S. 545–554.

Fuchsbauer, B. (1983), *Untersuchungen zur Schwingfestigkeitsoptimierung bauteilähnlicher Proben unterschiedlicher Größen durch Festwalzen*, Dissertation, TH.

Gariépy, A.; Miao, H. Y. & Lévesque, M. (2017), „Simulation of the shot peening process with variable shot diameters and impacting velocities“, *Advances in Engineering Software*, Bd. 114, S. 121–133.

Gerstenmeyer, M.; Ort, B.-L.; Zanger, F. & Schulze, V. (2017), „Influence of the Cutting Edge Microgeometry on the Surface Integrity During Mechanical Surface Modification by Complementary Machining“, *Procedia CIRP*, Bd. 58, S. 55–60.

Gerstenmeyer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2016), „Complementary Machining – Machining Strategy for Surface Modification“, *Procedia CIRP*, Bd. 45, S. 247–250.

Gerstenmeyer, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2018), „Influence of Complementary Machining on fatigue strength of AISI 4140“, *CIRP Annals - in press*. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.04.103>.

Gerster, P. (2009), „Praktische Anwendungen der PIT-Technologie“, *Stahlbau*, Bd. 78, Nr. 9, S. 680–683.

Grochała, D.; Berczyński, S. & Grządziel, Z. (2017), „Modeling of burnishing thermally toughened X42CrMo4 steel with a ceramic ZrO<sub>2</sub> ball“, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Bd. 17, Nr. 4, S. 1011–1018.

Gruber, S.; Holzheimer, G. & Naundorf, H. (1984), „Glatt- und Festwalzen an PKW Fahrgestell- und Antriebsbauteilen“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 15, Nr. 2, S. 41–45.

Grzesik, W. & Žak, K. (2013), „Producing high quality hardened parts using sequential hard turning and ball burnishing operations“, *Precision Engineering*, Bd. 37, Nr. 4, S. 849–855.

Guo, Y. B.; Wen, Q. & Woodbury, K. A. (2006), „Dynamic Material Behavior Modeling Using Internal State Variable Plasticity and Its Application in Hard Machining Simulations“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Bd. 128, Nr. 3, S. 749.

- Gust, W.; Prokopenko, H. I.; Kozlov, A. V.; Mordyuk, B. N. & Abramov, V. O. (1999), „Ultrasonic shock treatment of welded joints“, *Materials Science*, Bd. 35, Nr. 5, S. 678–683.
- Hahn, F. (2015), *Werkstofftechnik-Praktikum*, Fachbuchverlag Leipzig, Carl Hanser Verlag, Leipzig. ISBN: 978-3-446-43258-1.
- Hertz, H. (1881), „Über die Berührung fester elastischer Körper“, *Journal für reine und angewandte Mathematik*, Bd. 92, S. 156–171.
- Herzog, R.; Zinn, W.; Scholtes, B. & Wohlfahrt, H. (1996), „The significance of Almen intensity for the generation of shot peening residual stresses“, *ICSP*, Bd. 6, S. 270–281.
- Hessert, R.; Bamberg, J.; Satzger, W. & Taxer, T. (2008), „Ultrasonic Impact Treatment for Surface Hardening of the Aero-Engine Material IN718“, *ICSP*, Bd. 10.
- H-Gangaraj, S. M.; Alvandi-Tabrizi, Y.; Farrahi, G. H.; Majzooobi, G. H. & Ghadbeigi, H. (2011), „Finite element analysis of shot-peening effect on fretting fatigue parameters“, *Tribology International*, Bd. 44, Nr. 11, S. 1583–1588.
- Hoffmeister, J. (2009), *Beschreibung des Eigenspannungsabbaus in kugelgestrahltem Inconel 718 bei thermischer, quasistatischer und zyklischer Beanspruchung*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Holzapfel, H.; Wick, A.; Schulze, V. & Vöhringer, O. (1998), „Einfluß der Kugelstrahlparameter auf die Randschichteigenschaften von 42CrMo4“, *Härterei Technische Mitteilung*, Bd. 53, S. 155–163.
- Imbrogno, S.; Sartori, S.; Bordin, A.; Bruschi, S. & Umbrello, D. (2017), „Machining Simulation of Ti6Al4V under Dry and Cryogenic Conditions“, *Procedia CIRP*, Bd. 58, S. 475–480.
- Inglebert, G.; Caron I.; Silva Botelho T.D. & Quillien M. (2009), *Mechanical Surface Treatments and Life Improvement*, Springer, Dordrecht. ISBN: 978-1-4020-9633-4.
- Iwai, M.; Hashimoto, H. & Suzuki, K. (2016), „Development of a New Burnishing Method Utilizing a Flank Face of a Turning Tool and its Burnishing Performance“, *Advanced Materials Research*, Bd. 1136, S. 227–232.
- Jivishov, V. (2008), *Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartspanen*, Dissertation, Leibniz Universität Hannover.

- Johnson, G. R. & Cook, W. H. (1983), „A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to High Strains, High Strain Rates, and High Temperatures“, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, S. 541–547.
- Klemenz, M. (2009), *Anwendung der Simulation der Randschichtausbildung beim Kugelstrahlen auf die Abschätzung der Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Klocke, F.; Abouridouane, M.; Gerschwiler, K. & Lung, D. (2011), „3D Modelling and Simulation of Gun Drilling“, *Advanced Materials Research*, Bd. 223, S. 12–19.
- Klocke, F. & Frank, P. (2006), „Simulation of tool wear in hard turning“, *Proceedings of the 9th CIRP International Workshop on Modelling of Machine Operations*, S. 499–506.
- Klocke, F.; Lung, D. & Puls, H. (2013), „FEM-Modelling of the Thermal Workpiece Deformation in Dry Turning“, *Procedia CIRP*, Bd. 8, S. 240–245.
- Klumpp, A.; Hoffmeister, J. & Schulze, V. (2014), „Mechanical Surface Treatments“, *ICSP*, Bd. 12, S. 12–24.
- Klumpp, A.; Tamam, M.; Lienert, F.; Dietrich, S.; Gibmeier, J. & Schulze, V. (2016), „Residual Stress States After Piezo Peening Treatment at Cryogenic and Elevated Temperatures Predicted by FEM Using Suitable Material Models“, *Materials Research Proceedings*, Bd. 2, S. 175–189.
- Korzynski, M.; Pacana, A. & Cwanek, J. (2009), „Fatigue strength of chromium coated elements and possibility of its improvement with slide diamond burnishing“, *Surface and Coatings Technology*, Bd. 203, Nr. 12, S. 1670–1676.
- Kotschenreuther, J. (2008), *Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerpannung auf den Bereich der Mikrobearbeitung*, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH).
- Kudryavtsev Y.; Kleiman J.; Lugovsky A. & Prokopenko G. (2010), „Fatigue Life Improvement of Welded Elements by Ultrasonic Peening“, *International Institute of Welding Technical Report*.
- Kuznetsov, V. P.; Tarasov, S. & Dmitriev, A. I. (2015), „Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 217, S. 327–335.

- Lambda Technologies (2018), *Low Plasticity Burnishing*. <http://www.lambdatechs.com/index.html> [14.02.2018].
- Lauwers, B.; Klocke, F.; Klink, A.; Tekkaya, A. E.; Neugebauer, R. & McIntosh, D. (2014), „Hybrid processes in manufacturing“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 63, Nr. 2, S. 561–583.
- Leferve, P. (2014), *Fatigue life improvement of welded structures by ultrasonic needle peening*, sonats.
- Lienert, F. (2017), *Bauteiloptimierung mittels Piezopeening - Auswirkungen auf den Randschichtzustand und die Schwingfestigkeit von 42CrMo4 V450*, Karlsruhe, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Lienert, F.; Gerstenmeyer, M.; Krall, S.; Lechner, C.; Trauth, D.; Bleicher, F. & Schulze, V. (2016), „Experimental Study on Comparing Intensities of Burnishing and Machine Hammer Peening Processes“, *Procedia CIRP*, Bd. 45, S. 371–374.
- Lienert, F.; Hoffmeister, J.; Erz, A. & Schulze, V. (2014), „Influence of Piezo Peening on the Fatigue Strength of quenched and tempered AISI 4140“, *ICSP*, S. 517–522.
- Lienert, F.; Hoffmeister, J. & Schulze, V. (2013), „Residual Stress Depth Distribution after Piezo Peening of Quenched and Tempered AISI 4140“, *Materials Science Forum*, 768-769, S. 526–533.
- Lienert, F.; Hoffmeister, J. & Schulze, V. (2014), „Changes in surface layer after Piezo Peening of quenched and tempered AISI 4140“, *ICSP*, Bd. 12, 511-551.
- Linsler, D.; Reichert, S.; Segebad, E.; Wantzen, K.; Albers, A.; Scherge, M.; Zanger, F. & Schulze, V. (2017), „Optimierung von Tribosystemen durch gezielte Vorwegnahme des Einlaufs in der spanenden Endbearbeitung am Beispiel von Gleitlagerungen“, *Gesellschaft für Tribologie*.
- Liu, Y.; Wang, L. & Wang, D. (2011), „Finite element modeling of ultrasonic surface rolling process“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 211, Nr. 12, S. 2106–2113.
- Loecker, C., *Klopfvorrichtung und -verfahren* (2007), DE102006033004 A1.
- Luo, A.; Zheng, J. & Wu, H. (2012), „Kinematics Analysis on Ultrasonic Deep Rolling with Longitudinal-Torsional Vibration“, *Advanced Materials Research*, Bd. 630, S. 148–152.

- Maekawa, K.; Kitagawa, T.; Shirakashi, T. & Usui, E. (1989), „Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tools in Turning Plain Carbon Steels (Part 2)“, *Bull. Japan Soc. of Prec. Engg*, Bd. 23, Nr. 2, S. 126–133.
- Maiß, O.; Denkena, B. & Grove, T. (2016), „Hybrid machining of roller bearing inner rings by hard turning and deep rolling“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 230, S. 211–216.
- Maiß, O.; Grove, T. & Denkena, B. (2017), „Influence of asymmetric cutting edge roundings on surface topography“, *Production Engineering*, Bd. 11, 4-5, S. 383–388.
- Malakizadi, A.; Hosseinkhani, K.; Mariano, E.; Ng, E.; Del Prete, A. & Nyborg, L. (2017), „Influence of friction models on FE simulation results of orthogonal cutting process“, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Bd. 88, 9-12, S. 3217–3232.
- Manouchehrifar, A. & Alasvand, K. (2012), „Simulation and Research on Deep Rolling Process Parameters“, *Int J Advanced Design and Manufacturing Technology*, Bd. 5, Nr. 5, S. 31–37.
- Mecking, H. & Kocks U.F. (1865), „Kinetics of Flow and Strain-hardening“, *Acta metalurgica*, Bd. 29, Nr. 11, S. 1865–1875.
- Melkote, S. N.; Grzesik, W.; Outeiro, J.; Rech, J.; Schulze, V.; Attia, H.; Arrazola, P.-J.; M'Saoubi, R. & Saldana, C. (2017), „Advances in material and friction data for modelling of metal machining“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 66, Nr. 2, S. 731–754.
- Meyer, D. (2012), „Cryogenic deep rolling – An energy based approach for enhanced cold surface hardening“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 61, Nr. 1, S. 543–546.
- Miao, H. Y.; Demers, D.; Larose, S.; Perron, C. & Lévesque, M. (2010), „Experimental study of shot peening and stress peen forming“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 210, Nr. 15, S. 2089–2102.
- Michna, J. (2014), *Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügewandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

- Miokovic, T. (2005), *Analyse des Umwandlungsverhaltens bei ein- und mehrfacher Kurzzeithärtung bzw. Laserstrahlhärtung des Stahls 42CrMo4*, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH).
- Mordyuk, B. N. & Prokopenko, G. I. (2007), „Ultrasonic impact peening for the surface properties' management“, *Journal of Sound and Vibration*, Bd. 308, 3-5, S. 855–866.
- Oechsner, M.; Wied, J. & Stock, J. (2014), „Influence of Machine Hammer Peening on the Tribology of Sheet Forming“, *Advanced Materials Research*, 966-967, S. 397–405.
- Outeiro, J. C.; Umbrello, D. & M'Saoubi, R. (2006), „Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Bd. 46, Nr. 14, S. 1786–1794.
- Prevéy, P. S.; Ravindranath, R. A.; Shepard, M. & Gabb, T. (2006), „Case Studies of Fatigue Life Improvement Using Low Plasticity Burnishing in Gas Turbine Engine Applications“, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Nr. 128, S. 865–872.
- Pu, Z.; Dillon, O. W.; Jawahir, I. S. & Puleo, D. A. (2010), „Microstructural Changes of AZ31 Magnesium Alloys Induced by Cryogenic Machining and Its Influence on Corrosion Resistance in Simulated Body Fluid for Biomedical Applications“, *ASME, International Manufacturing Science and Engineering Conference*, Nr. 1, S. 271–277.
- Pu, Z.; Song, G.-L.; Yang, S.; Outeiro, J. C.; Dillon, O. W.; Puleo, D. A. & Jawahir, I. S. (2012), „Grain refined and basal textured surface produced by burnishing for improved corrosion performance of AZ31B Mg alloy“, *Corrosion Science*, Bd. 57, S. 192–201.
- Puls, H. (2015), *Mehrskalenmodellierung thermo-elastischer Werkstückdeformationen beim Trockendrehen*.
- Puls, H.; Klocke, F. & Lung, D. (2014), „Experimental investigation on friction under metal cutting conditions“, *Wear*, Bd. 310, 1-2, S. 63–71.
- Pyoun, Y. S.; Suh, C. M.; Cho, I. H.; Kim, H. T.; Cho, I. S.; Lee, Y. C.; Park D.H. & Jung, J. S. (2008), „The Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technology And It's Application To Improve Fatigue Strength, Wear Resistance“, *ICSP*, Bd. 10.
- Pyun, Y. S.; Suh, C. M.; Yamaguchi, T.; Im, J. S.; Kim, J. H.; Amanov, A. & Park, J. H. (2012), „Fatigue Characteristics of SAE52100 Steel via Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technology“, *Journal of Nanoscience and Nanotechnology*, Bd. 12, S. 6089–6095.

Richter, F. (1973), *Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen: Mittelung aus dem Forschungsbericht der Mannesmann AG*, Verlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf. ISBN: 3-514-00141-3.

Richter, F. (1983), *Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit*, Verlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf.

Rodríguez, A.; López de Lacalle, L. N.; Celaya, A.; Lamikiz, A. & Albizuri, J. (2012), „Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique“, *Surface and Coatings Technology*, Bd. 206, 11-12, S. 2817–2824.

Salahshoor, M. & Guo, Y. B. (2011), „Surface integrity of biodegradable Magnesium-Calcium orthopedic implant by burnishing“, *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials*, Bd. 4, Nr. 8, S. 1888–1904.

Sasahara, H. (2005), „The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Bd. 45, Nr. 2, S. 131–136.

Scholtes, B. (1991), *Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen, Ursachen-Ermittlung-Bewertung*, DGM Informationsgesellschaft mbH, Oberursel.

Schoop, J.; Ambrosy, F.; Zanger, F.; Schulze, V.; Balk, T. J. & Jawahir, I. S. (2016), „Cryogenic machining of porous tungsten for enhanced surface integrity“, *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 229, S. 614–621.

Schulze, V. (2006), *Modern Mechanical Surface Treatment: States, Stability, Effects*, WILEY-VCH GmbH & Co. KGaA.

Schulze, V.; Bleicher, F.; Groche, P.; Guo, Y. B. & Pyun, Y. S. (2016), „Surface modification by machine hammer peening and burnishing“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 65, Nr. 2, S. 809–832.

Schulze, V.; Hoffmeister, J.; Zanger, F.; Ambrosy, F. & Erz, A. (2012), *Development of a microstructured deep rolling tool for generation of nanocrystalline surface layer*, European Society for Precision Engineering & Nanotechnology, Teddington, UK.

Schulze, V.; Michna, J.; Schneider, J. & Gumbsch, P. (2011a), „Modelling of cutting induced surface phase transformations considering friction effects“, *Procedia Engineering*, Bd. 19, S. 331–336.

- Schulze, V.; Michna, J.; Zanger, F.; Faltin C.; Maas U. & Schneider, J. (2013), „Influence of cutting parameters, tool coatings and friction on the process heat in cutting processes and phase transformations in workpiece surface layers“, *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*, Nr. 68, S. 22–31.
- Schulze, V.; Michna, J.; Zanger, F. & Pabst, R. (2011b), „Modeling the Process-Induced Modifications of the Microstructure of Work Piece Surface Zones in Cutting Processes“, *Advanced Materials Research*, Bd. 223, S. 371–380.
- Schulze, V.; Vöhringer, O. & Halle, T. (2017), „Plastic Deformation: Constitutive Description“, *Materials Science and Materials Engineering*, S. 1–16.
- Schulze, V. & Zanger, F. (2011a), „Development of a simulation model to investigate tool wear in Ti-6Al-4V alloy machining“, 223 (2011) pp 535-544.
- Schulze, V. & Zanger, F. (2011b), „Numerical Analysis of the Influence of Johnson-Cook-Material Parameters on the Surface Integrity of Ti-6Al-4V“, *Procedia Engineering*, Bd. 19, S. 306–311.
- Schulze, V.; Zanger, F. & Ambrosy, F. (2013a), „Investigation of the Impact of Orthogonal Cutting Processes on Nanocrystalline Surface Layer Generation“, *Key Engineering Materials*, 554-557, S. 2009–2020.
- Schulze, V.; Zanger, F. & Ambrosy, F. (2013b), „Quantitative Microstructural Analysis of Nanocrystalline Surface Layer Induced by a Modified Cutting Process“, *Advanced Materials Research*, Bd. 769, S. 109–115.
- Schwenk, M. (2012), *Numerische Modellierung der induktiven Ein- und Zweifrequenzrandschichthärtung*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).
- Seeger, A. (1954), „Theorie der Kristallplastizität: I. Grundzüge der Theorie“, *Z. Naturforsch.*, 9a, S. 758–775.
- Segebade, E.; Zanger, F. & Schulze, V. (2016), „Influence of Different Asymmetrical Cutting Edge Microgeometries on Surface Integrity“, *Procedia CIRP*, Bd. 45, S. 11–14.
- Sequera, A.; Fu, C. H.; Guo, Y. B. & Wei, X. T. (2014), „Surface Integrity of Inconel 718 by Ball Burnishing“, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Bd. 23, Nr. 9, S. 3347–3353.



- Shirsat, U. M. & Ahuja, B. B. (2004), „Parametric analysis of combined turning and ball burnishing process“, *Indian Journal of Engineering & Materials Sciences*, Nr. 11, S. 391–396.
- Statnikov, E. S. (2009), „Guide for Application of Ultrasonic Impact Treatment Improving Fatigue Life of Welded Structures“, *IWIIS - Doc XIII*, S. 1757–1799.
- Statnikov, E. S.; Korolkov, O. V. & Vityazev, V. N. (2006), „Physics and mechanism of ultrasonic impact“, *Ultrasonics*, Bd. 44, S. e533-e538.
- Sun, Q.; Han, Q.; Xu, R.; Zhao, K. & Li, J. (2018a), „Localized corrosion behaviour of AA7150 after ultrasonic shot peening. Corrosion depth vs. impact energy“, *Corrosion Science*, Bd. 130, S. 218–230.
- Sun, Q.; Liu, X.; Han, Q.; Li, J.; Xu, R. & Zhao, K. (2018b), „A comparison of AA2024 and AA7150 subjected to ultrasonic shot peening. Microstructure, surface segregation and corrosion“, *Surface and Coatings Technology*, Bd. 337, S. 552–560.
- Takeyama, H. & Murata, R. (1963), „Basic Investigation of Tool Wear“, *ASME, J. Eng. Ind.*, Bd. 85, Nr. 1, S. 33–37.
- Telljohann, G. & Dannemeyer, S. (2009), „HiFIT - Technische Entwicklung und Anwendung“, *Stahlbau*, Bd. 78, Nr. 9, S. 622–626.
- Thiele, J. D.; Melkote, S. N.; Peascoe, R. A. & Watkins, T. R. (2000), „Effect of Cutting-Edge Geometry and Workpiece Hardness on Surface Residual Stresses in Finish Hard Turning of AISI 52100 Steel“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Bd. 122, Nr. 4, S. 642.
- Tikal, F.; Bienemann, R. & Heckmann, L. (2009), *Schneidkantenpräparation. Ziele, Verfahren und Messmethoden : Berichte aus Industrie und Forschung*, Kassel Univ. Press, Kassel. ISBN: 978-3-89958-494-3.
- Tilghman, B. C., *Improvement in cutting and engraving stone, metal, glass, &c* (1870), US108408A.
- Tomé, C. N.; Canova, G. R.; Kocks U.F.; Christodoulou, N. & Jonas, J. J. (1984), „The relationship between macroscopic and microscopic strain hardening in F.C.C. polycrystals“, *Acta metallurgica*, Nr. 32, S. 1637–1653.
- Tönshoff, H. K. (1965), *Eigenstressungen und plastische Verformungen im Werkstück d. spanende Bearbeitung*, Dissertation, TH Hannover.

- Trauth, D.; Klocke, F.; Mattfeld, P. & Klink, A. (2013), „Time-efficient Prediction of the Surface Layer State after Deep Rolling using Similarity Mechanics Approach“, *Procedia CIRP*, Bd. 9, S. 29–34.
- Trung, P. Q.; Khun, N. W. & Butler, D. L. (2018), „Effect of Shot Peening Process on the Fatigue Life of Shot Peened Low Alloy Steel“, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Nr. 140.
- Umbrello, D. (2011), „Influence of material microstructure changes on surface integrity in hard machining of AISI 52100 steel“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Bd. 54, 9-12, S. 887–898.
- Umbrello, D. & Filice, L. (2009), „Improving surface integrity in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel by modeling white and dark layers formation“, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 58, Nr. 1, S. 73–76.
- Umbrello, D.; Pu, Z.; Caruso, S.; Outeiro, J. C.; Jayal, A. D.; Dillon, O. W. & Jawahir, I. S. (2011), „The effects of Cryogenic Cooling on Surface Integrity in Hard Machining“, *Procedia Engineering*, Bd. 19, S. 371–376.
- Umamoto, M.; Todaka, Y.; Watanabe, Y.; Li, J. G. & Tsuchiya, K. (2005), „Comparison of Nanocrystallization in Steels by Ball Milling, Shot Peening and Drilling“, *Journal of Metastable and Nanocrystalline Materials*, 24-25, S. 571–576.
- Usui, E., Shirakashi, T., Kitagawa, T. (1978), „Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process – Part 3“, *Transactions of the ASME*, Bd. 100, S. 236–243.
- Voce, E. (1948), „The relationship between stress and strain for homogeneous deformation“, *Journal of the Institute of Metals*, Nr. 74, S. 537–562.
- Wagner, L.; Mhaede, M.; Wollmann, M.; Altenberger, I. & Sano, Y. (2011), „Surface layer properties and fatigue behavior in Al 7075-T73 and Ti-6Al-4V“, *International Journal of Structural Integrity*, Bd. 2, Nr. 2, S. 185–199.
- Weber, M.; Autenrieth, H.; Kotschenreuther, J.; Gumbsch, P.; Schulze, V.; Löhle, D. & Fleischer, J. (2008), „Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting“, *Machining Science and Technology*, Bd. 12, Nr. 4, S. 474–497.
- Werkstofftechnik GmbH, S. (2012), *Material data sheet: 4140*. <http://www.werkstofftechnik.com>.

- Wick, A. (1999), *Randschichtzustand und Schwingfestigkeit von 42CrMo4 nach Kugelstrahlen unter Vorspannung und bei erhöhter Temperatur*, Shaker, Aachen.
- Wick, A.; Schulze, V. & Vöhringer, O. (1999), „Kugelstrahlen bei erhöhter Temperatur mit einer Druckluftstrahlanlage“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 30, Nr. 5, S. 269–273.
- Wied, J., *Kaltschmiedevorrichtung und Kaltschmiedeverfahren* (2010), DE102010019547 A1.
- Wied, J. (2011), *Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- Winderlich, B. (1990), „Das Konzept der lokalen Dauerfestigkeit und seine Anwendung auf martensitische Randschichten, insbesondere Laserhärtungsschichten“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 21, Nr. 10, S. 378–389.
- Wohlfahrt, H. (1984), „The influence of peening conditions on the resulting distribution of residual stress“, *ICSP*, Bd. 2, S. 316–330.
- Wohlfahrt, H. & Krull, P. (2000), *Mechanische Oberflächenbehandlungen. Grundlagen - Bauteileigenschaften - Anwendungen*, WILEY-VCH Verlag GmbH, Weinheim. ISBN: 3-527-30118-6.
- Wu, B.; Wang, P.; Pyoun, Y.-S.; Zhang, J. & Murakami, R.-i. (2012), „Effect of ultrasonic nanocrystal surface modification on the fatigue behaviors of plasma-nitrided S45C steel“, *Surface and Coatings Technology*, Bd. 213, S. 271–277.
- Xie, J.; Zhu, Y.; Huang, Y.; Bai, C. & Ye, X. (2013), „Microstructure Characteristics of 30CrMnSiNi2A Steel After Ultrasound-Aided Deep Rolling“, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Bd. 22, Nr. 6, S. 1642–1648.
- Yadav, A. K.; kumar, M.; Bajpai, V.; Singh, N. K. & Singh, R. K. (2017), „FE modeling of burr size in high- speed micro-milling of Ti6Al4V“, *Precision Engineering*, Bd. 49, S. 287–292.
- Yang, S.; Puleo, D. A.; Dillon, O. W. & Jawahir, I. S. (2011), „Surface Layer Modifications in Co-Cr-Mo Biomedical Alloy from Cryogenic Burnishing“, *Procedia Engineering*, Bd. 19, S. 383–388.

Yen, Y.-C.; Söhner, J.; Weule, H.; Schmidt, J. & Altan, T. (2002), „Estimation of Tool Wear of Carbide Tool in Orthogonal Cutting using FEM Simulation“, *Machining Science and Technology*, Bd. 6, Nr. 3, S. 467–486.

Zanger, F. (2012), *Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V*, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT).

Zanger, F.; Boev, N. & Schulze, V. (2015), „Novel Approach for 3D Simulation of a Cutting Process with Adaptive Remeshing Technique“, *Procedia CIRP*, Bd. 31, S. 88–93.

Zanger, F. & Gerstenmeyer, M. (2014), „Material Behaviour of Armco-Iron and AISI 4140 at High Speed Deformation during Machining“, *Advanced Materials Research*, Bd. 1018, S. 161–166.

Zanger, F.; Gerstenmeyer, M. & Weule, H. (2017), „Identification of an optimal cutting edge microgeometry for Complementary Machining“, *CIRP Annals*, Bd. 66, Nr. 1, S. 81–84.

Zerilli, F. J. (2004), „Dislocation mechanics-based constitutive equations“, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Bd. 35, Nr. 9, S. 2547–2555.

Zhu, Y.-L.; Wang, K.; Li, L. & Huang, Y.-L. (2009), „Evaluation of an Ultrasound-Aided Deep Rolling Process for Anti-Fatigue Applications“, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Bd. 18, Nr. 8, S. 1036–1040.

Zimmermann, M.; Klemenz, M. & Schulze, V. (2010), „Literature review on shot peening simulation“, *International Journal of Computational Materials Science and Surface Engineering*, Bd. 3, Nr. 4, S. 289–310.

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

Bisher erschienene Bände:

---

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

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

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

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

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

**Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen**

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

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

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

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

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

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

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

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

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

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

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

**Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen**

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

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

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

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

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

**Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern**

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

**Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente**

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

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

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

**Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme**

Band 16  
Dr.-Ing. Martin Ochs

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

Band 17  
Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

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

Band 18  
Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

**Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen**

Band 19  
Dr.-Ing. Rudolf Wieser

**Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen**

Band 20  
Dr.-Ing. Edgar Schmitt

**Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur**

Band 21  
Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

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

Band 22  
Dr.-Ing. Dieter Buchberger

**Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen**

Band 23  
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

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

Band 24  
Dr.-Ing. Lukas Loeffler

**Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen**

Band 25  
Dr.-Ing. Thomas Friedmann

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

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

**Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung**

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

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

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

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

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

**Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen**

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

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

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

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

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

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

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

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

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

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



Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

**Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen**

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

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

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

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

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

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

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

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

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

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

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

**Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen**

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

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

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

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

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

**Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes**

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

**Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen**

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

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

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

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

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

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

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

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

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

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

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

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

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

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

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

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

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

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

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

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

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

**Inprocess-Geometriemessung beim Honen**

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

**Objektorientierte Projektierung von SPS-Software**

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

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

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

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

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

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

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

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

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

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

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

**Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen**

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

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

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

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

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

**Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation**

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

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

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

**Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse**

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

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

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

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

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

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

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

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

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

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

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

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

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

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

Band 77

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

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

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

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

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

**Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung**

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

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

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

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

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

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

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

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

Band 84

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

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

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

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

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

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

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

**Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality**

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

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

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

**Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion**

Band 90  
Dr.-Ing. Dirk Vossmann

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

Band 91  
Dr.-Ing. Martin Plass

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

Band 92  
Dr.-Ing. Titus Konold

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

Band 93  
Dr.-Ing. Jürgen Brath

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

Band 94  
Dr.-Ing. Dirk Geisinger

**Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung**

Band 95  
Dr.-Ing. Marco Lanza

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

Band 96  
Dr.-Ing. Volker Hüntrup

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

Band 97  
Dr.-Ing. Frank Reinboth

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

Band 98  
Dr.-Ing. Lutz Trender

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

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

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

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

**Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen**

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

**Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung**

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

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

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

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

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmäzle

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

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

**Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb**

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

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



Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

**Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen**

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

**Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement**

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

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

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

**Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen**

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

**Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses**

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

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

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

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

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

**Turbulenzreaktionsprozesse**

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

**Fabrikplanung im turbulenten Umfeld**

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönninger

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

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

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

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

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

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

**Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse**

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

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

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

**Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme**

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

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

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

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

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

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

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

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

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

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

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

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

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

**Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel**

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

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

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

**Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten**

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

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

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

---

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

**Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen**

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

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

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

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

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

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

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

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

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

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

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

**Risikomanagement von Garantieleistungen**

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

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

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

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

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

**Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit**

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

**Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern**

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

**Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling**

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

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

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

**Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen**

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

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

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

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

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

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

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

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

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

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

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

**Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben**

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

**Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen**

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

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

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

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

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

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

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration  
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

**Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung**

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

**Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung**

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

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

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

**Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern**

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

**Mikroverzahnungsnormal**

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

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

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

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

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

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

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

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

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

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

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

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

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

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

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

**Servicefähigkeit**

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

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

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

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

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

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

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

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

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

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



Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

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

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

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

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

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

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

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

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

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

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

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

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

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

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

**Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln**

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauße

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

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

**Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke**

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

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

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

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

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

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

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

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

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

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

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

**Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen**

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

**Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen**

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

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

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

**Robustheit verketteter Produktionssysteme**

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

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

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

**Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen**

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

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

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

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

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

**Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter Produktionssysteme**

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

**Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen**

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

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

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

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

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

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

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

**Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse**

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

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

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

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

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

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

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

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

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

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

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

**Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke**

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

**Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken**

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

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

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

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

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

**Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien**

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

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

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

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

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

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

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

**Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken**

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit  
der Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

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