

Jörg Hartig

**Einsatz elastisch gebundener
Schleifscheiben bei der
Schneidkantenpräparation von
Hartmetall-Wendescheidplatten**

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

Band 3 | 2024

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <http://dnb.ddb.de>.

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

Wissenschaftliche Schriftenreihe des
Lehrstuhls für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau

Herausgeber: Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation
Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich
Postfach 3049
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
67653 Kaiserslautern

Verlag: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau

Druck: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Dezernat 5 Technik
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D-386

© Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, 2024
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Erwin-Schrödinger-Straße
67663 Kaiserslautern

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISBN 978-3-95974-230-6
ISSN 0937-9061

Einsatz elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Master of Science (M. Sc.)

Jörg Hartig

aus Emmerich

Tag der mündlichen Prüfung: 13. Juni 2024

Promotionskommission:

Vorsitzender: Jun. Prof. Dr.-Ing. Dr. rer. nat. Simon Stephan

1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

Kaiserslautern, 2024

-- meiner Familie gewidmet --

Frieda und Georg Lingg
Sonja und Lutz Hartig
Auguste und Hans-Georg Hartig
Julia Heldt
Anna Hartig

Vorwort des Verfassers

"To arrive at the simplest truth requires years of contemplation"

/Isaac Newton, 1643 - 1727/

Die Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau (FBK).

An erster Stelle danke ich meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich, für das mir entgegengebrachte Vertrauen bei meinen Forschungsaktivitäten, und die Möglichkeit, meine Doktorarbeit am FBK anzufertigen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena möchte ich für die Übernahme der Berichterstattung und die vielen hilfreichen Anregungen und Hinweise danken. Weiterhin danke ich Herrn Jun. Prof. Dr.-Ing. Dr. rer. nat. Simon Stephan für die Übernahme des Vorsitzes der Promotionskommission.

Bedanken möchte ich mich auch bei meinen ehemaligen Kollegen am FBK, deren fachliche und persönliche Gespräche ich immer sehr zu schätzen wusste. Insbesondere gilt dies gegenüber Daniel Müller, Jacques Platz, Dr.-Ing. Sebastian Greco, Dr.-Ing. Daniel Weber, Dr. Dinesh Setti, Dr.-Ing. Marco Zimmermann, PD Dr.-Ing. habil. Benjamin Kirsch und meiner langjährigen Büro-Kollegin, Dr.-Ing. Katja Klauer-Dobrowolski, mit der ich neben einem regen fachlichen Austausch auch viele humorvolle und freundschaftliche Momente teilen konnte.

Für die gründliche Durchsicht des Manuskripts und die hilfreichen Anmerkungen möchte ich mich bei PD Dr.-Ing. habil. Benjamin Kirsch, Dr.-Ing. Marco Zimmermann, Martin Theobald und meiner Frau, Anna Hartig, bedanken.

Ein großer Dank für die gute Zusammenarbeit und gewissenhafte Unterstützung bei meinem Forschungsvorhaben gilt auch meinen ehemaligen HiWis, sowie Studien- und Abschlussarbeitern. Für die Unterstützung meines Vorhabens im Versuchsfeld möchte ich Michael Lutzke, Oliver Benz und Henri Welz danken. Besonders bedanke ich mich bei Oliver Benz für die unermüdliche Begleitung der zahlreichen Versuche zur Schneidkantenpräparation. Rosemarie Schleret und Seher Tuncay danke ich für die vielfältige Unterstützung bei meiner täglichen Arbeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter. Ohne Euch wäre ein reibungsloser Ablauf im Lehrstuhlbetrieb nicht denkbar gewesen.

Der größte Dank gebührt jedoch meiner Familie, allen voran meinen lieben Großeltern, Frieda und Georg Lingg, meinen Eltern, Sonja und Lutz Hartig, und meiner Schwester, Julia Heldt. In all meinen Lebensabschnitten wart Ihr immer für mich da und habt mich stets gefördert und mir Rückhalt und Unterstützung gegeben. Ohne Euch wäre mein Lebensweg nicht möglich gewesen.

Abschließend möchte ich noch meiner lieben Frau danken, die mich besonders während der Fertigstellung meiner Dissertation stets motiviert und viel Verständnis für die arbeitsreichen Wochenenden aufgebracht hat.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Kurzfassung	III
Abstract	IV
Abkürzungen	V
Symbole und Formelzeichen	VIII
1 Einleitung	1
2 Stand von Wissenschaft und Technik	3
2.1 Technologie der Zerspanwerkzeuge	3
2.1.1 Schneidstoff und Beschichtung	3
2.1.2 Aufbau des Drehwerkzeugs (Werkzeugmakrogeometrie)	4
2.1.3 Ausprägungsformen und Charakterisierung der Schneidengeometrie (Werkzeugmikrogeometrie)	5
2.2 Messtechnische Erfassung von Schneidkanten	11
2.3 Einfluss der Schneidengeometrie auf den Zerspanprozess	13
2.4 Verfahren zur Schneidkantenpräparation	18
2.4.1 Strahlspanen	19
2.4.2 Bürsten	20
2.4.3 Gleitspanen	21
2.4.4 Schleifen	22
2.4.5 Weitere Verfahren	24
2.4.6 Fazit	26
2.5 Schleifwerkzeuge mit elastisch gebundenem Korn	27
2.5.1 Aufbau, Zusammensetzung und Eigenschaften	28
2.5.2 Grundlegende Einsatzcharakteristika	30
2.5.3 Verschleiß elastisch gebundener Schleifwerkzeuge	31
2.5.4 Alterung elastisch gebundener Schleifwerkzeuge	35
2.5.5 Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben	40
2.6 Zusammenfassende Bewertung und Fazit	45
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	47
3.1 Zielsetzung	47
3.2 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit	47
4 Versuchstechnik	50
4.1 Maschinensysteme	50
4.1.1 Werkzeugschleifmaschine	50
4.1.2 Alterungskammer	51
4.2 Kühlschmierstoff	53
4.3 Werkstücke	53
4.4 Schleifscheiben und Abrichtbedingungen	55
4.5 Prozessgrundlagen bei der Schneidkantenpräparation	58
4.6 Versuchsdurchführung	61
4.7 Messtechnik und Messgrößen	64
4.7.1 Bewertung der Schneidengeometrie und -topographie	64
4.7.2 Bestimmung des Schleifscheibenverschleißes	66
4.7.3 Charakterisierung des Schleifbelags	69
5 Analyse der geometrischen Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation	72
5.1 Kontaktkonstellationen und Modellbildung	72
5.2 CAD-Modell, Diskretisierung und Randbedingungen	74
5.3 Ergebnisse der geometrischen Kontaktflächen und -längen	76
5.4 Validierung der Ergebnisse	81
5.5 Fazit zu den Kontaktbedingungen	82

6	Experimentelle Untersuchungen und Diskussion	83
6.1	Einflussgrößen auf die Schneidengeometrie	83
6.1.1	Einfluss von Zustellung, Präparationswinkel und Vorschubgeschwindigkeit	83
6.1.2	Einfluss der Kontaktbedingungen an der Schneidkante	96
6.1.3	Fazit zu den Einflussgrößen	98
6.2	Gezielte Herstellung von Schneidengeometrien	98
6.2.1	Homogene Präparationsverlaufsform	99
6.2.2	Inhomogene Präparationsverlaufsform	100
6.2.3	Fazit zur gezielten Herstellung von Schneidengeometrien	101
6.3	Verschleiß der elastisch gebundenen Schleifscheiben	102
6.3.1	Schleifscheibenverschleiß	102
6.3.2	Präparationsergebnis	109
6.3.3	Zusammenfassung, Diskussion und Fazit	116
6.3.4	Anwendungsszenario für die Schneidkantenpräparation	120
6.4	Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (Alterung)	121
6.4.1	Versuchsbedingungen und Vorgehensweise	121
6.4.2	Eigenschaften der Schleifscheiben	124
6.4.3	Präparationsergebnis	135
6.4.4	Zusammenfassung, Diskussion und Fazit	139
7	Anwendungsrichtlinien und Bewertung des Präparationsverfahrens	143
8	Zusammenfassung und Ausblick	148
9	Literaturverzeichnis	151
10	Anhang	174
10.1	Zu Kapitel 2.5.4 Alterung elastisch gebundener Schleifwerkzeuge	174
10.2	Zu Kapitel 5.3 Ergebnisse der geometrischen Kontaktflächen und -längen	178
10.3	Zu Kapitel 6.1.1 Einfluss von Zustellung, Präparationswinkel und Vorschubgeschwindigkeit	181
10.4	Zu Kapitel 6.1.2 Einfluss der Kontaktbedingungen an der Schneidkante	193
10.5	Zu Kapitel 6.2.1 Homogene Präparationsverlaufsform	199
10.6	Zu Kapitel 6.2.2 Inhomogene Präparationsverlaufsform	205
10.7	Zu Kapitel 6.3.2 Präparationsergebnis (Verschleißversuche)	211
10.8	Zerspanuntersuchungen mit präparierten Werkzeugen	216
10.8.1	Versuchstechnik, Versuchsdurchführung und Messmethodik	216
10.8.2	Schneidengeometrien	217
10.8.3	Werkzeugverschleiß	219
10.8.4	Oberflächenrauheit	223
10.8.5	Fazit	224

Kurzfassung

Mittels Schneidkantenpräparation ist eine signifikante Steigerung der Werkzeugstandzeit möglich. Das Präparationsverfahren mit elastisch gebundenen Schleifscheiben bietet hierzu große Potenziale. Die genauen Einsatzmöglichkeiten sowie das Einsatzverhalten und etwaige Verfahrensgrenzen wurden bislang noch nicht ausreichend erforscht. In dieser Arbeit wurden diese Aspekte anhand der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten untersucht. Zunächst wurde der Einfluss der Kontaktbedingungen auf das Prozessergebnis erforscht. Die konvexe Form der Schneidenecke führte im Vergleich zu den geradlinigen Schneidenverläufen an der Haupt- und Nebenschneide zu geringeren Kontaktflächen bei der Schneidkantenpräparation. Bei gleichen Präparationsprozessparametern wurden dadurch kleinere Schneidkantenradien an der Schneidenecke erzielt. Eine Angleichung der Verrundungsgröße, zur Erzielung eines homogenen Präparationsergebnisses an der Hauptschneide und Schneidenecke, konnte durch Anpassung der Prozessparameter erreicht werden. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass mit dem Verfahren gezielt über den Schneidenverlauf veränderliche Verrundungsgrößen (inhomogener Präparationsverlauf) erzeugt werden können. Dadurch konnten an den Schneidenbereichen, an denen während der Zerspanung geringere Spannungsdicken vorliegen, wie im Bereich der Schneidenecke, gezielt kleinere Verrundungen eingestellt werden. Darüber hinaus wurden die Werkzeugstandzeiten der eingesetzten Schleifscheiben (weich und hart), sowie deren Verträglichkeit mit dem eingesetzten nicht wassermischbaren Kühlschmierstoff untersucht. Die höchsten Schleifverhältnisse G wurden bei kleinen und mittleren Zustellungen (20 und 40 μm) und beim Einsatz der härteren Bindung erzielt. Dadurch konnten industriell relevante Schneidkantenradien bis etwa 70 μm mit einer hohen Wirtschaftlichkeit und guter Reproduzierbarkeit hergestellt werden. Die Interaktion des Kühlschmierstoffs mit der elastischen Bindung führte zu einer Quellung des Schleifbelags, wodurch die Maßhaltigkeit und Härte des Schleifbelags verringert wurde. Unter üblichen Einsatzbedingungen können diese Effekte wirksam durch die Implementierung von Abrichtzyklen und einer trockenen Lagerung der Schleifscheiben reduziert werden, sodass mit dem Verfahren reproduzierbare Präparationsergebnisse erzeugt werden können.

Schlüsselworte: Schneidkantenpräparation, Werkzeugentwicklung, Schleifen

Abstract

A significant increase in tool life is possible by means of cutting edge preparation. The preparation process with elastic bonded grinding wheels offers great potential for this. The exact application possibilities as well as the application behavior and possible process limits have not yet been sufficiently researched. In this work, these aspects were investigated on the basis of the cutting edge preparation of cemented carbide indexable inserts. Initially, the influence of the contact conditions on the process result was investigated. The convex shape of the corner leads to smaller contact surfaces when preparing the cutting edge compared to the straight cutting edges on the major and minor cutting edges. With the same preparation process parameters, smaller cutting edge radii were achieved at the corner. An adjustment of the cutting edge radius to achieve a homogeneous preparation result at the major cutting edge and corner was achieved by adapting the process parameters. Furthermore, it was demonstrated that the process can generate cutting edge radii that vary over the course of the cutting edge (inhomogeneous preparation). As a result, smaller cutting edge roundings could be set in a targeted manner on the cutting edge areas where there is less chip thickness during machining, such as in the area of the corner. Moreover, the tool life of the grinding wheels (soft and hard) and their compatibility with the oil based metalworking fluid used were investigated. The highest grinding ratios G were achieved at small and medium depths of cut (20 and 40 μm) and when using the harder bond. As a result, industrially relevant cutting edge radii up to about 70 μm could be produced with high economic efficiency and good reproducibility. The interaction of the metalworking fluid with the elastic bond led to swelling of the abrasive body, which reduced its dimensional stability and hardness. Under usual operating conditions, these effects can be effectively reduced by implementing dressing cycles and dry storage of the grinding wheels, so that the process delivers reproducible results.

Keywords: Cutting edge preparation, tool development, grinding

Abkürzungen

1A1	Schleifscheibenform	CNC	Computerized Numerical Control
100Cr6	Wälzlagerstahl	Co	Kobalt
42CrMo4	Legierter Vergütungsstahl	CR	Chloropren-Kautschuk
16MnCr5	Einsatzstahl	Cr	Chrom
18CrNiMo7-6	Einsatzstahl	CrAlN	Chromaluminiumnitrid
20MnCr5E	Einsatzstahl (Einsatzgehärtet)	CrN	Chromnitrid
A	Korund / Austritt	D	Diamant / Diffusionskoeffizient
ABR	Abrichten	d.h.	Das heißt
ADI	Austempered Ductile Iron	DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
AE	Accoustic Emission	DLC	Diamond Like Carbon
AKT	Aktivphase	D-Öl	Naphthenisches Mineralöl mit hohem Aromatengehalt
Al	Aluminium	E	Eintritt
AlMg1SiSn	Aluminiumlegierung	EDX	Energy Dispersive X-ray Spectroscopy, Energiedispersive Röntgenspektroskopie
Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid	EK	Edelkorund
AlTiN	Aluminiumtitannitrid	EN	Europäische Norm
At.-%	Atomprozent	EN-GJS600-3	Sphäroguss, Gusseisen mit Kugelgraphit
AU	Polyesterurethan	engl.	Englisch
BDO	1,4-Butandiol	EPM	Ethylen-Propylen- Kautschuk
BHT	Butylhydroxytoluol	et al.	Et alii
bspw.	Beispielsweise	EU	Polyetherurethan
BTA	Benzotriazol	FA	Fachausschuss
bzgl.	Bezüglich	Fa.	Firma
bzw.	Beziehungsweise	FBK	Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, RPTU in Kaiserslautern
C	Kornkonzentration / Kohlenstoff	FEM	Finite Elemente Methode
C45E	Vergütungsstahl	Gew.-%	Gewichtsprozent
ca.	Circa		
CAD	Computer Aided Design		
CAM	Computer Aided Manufacturing		
cBN	Kubisches Bornitrid (cubic Boron Nitride)		

ggf.	Gegebenenfalls	NC	Numerical Control
GJS	Sphäroguss, Gusseisen mit Kugelgraphit	-N=C=O	Isocyanatgruppe
GMA	Gesellschaft Mess- und Automatisierungstechnik	Ni	Nickel
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung	NK	Normalkorund
H	Wasserstoff	N-Öl	Stark hydriertes naphthenisches Mineralöl
HDI	1,6-Hexamethylendiisocyanat	NR	Natur-Kautschuk
HS	Hauptschneide	NS	Nebenschneide
HSK	Hohlschaftkegel	O	Sauerstoff
HSS	High Speed Steel	-OH	Hydroxylgruppe
HV	Vickershärte	P	Pflügekraft (Ploughing force) / Permeation
i.d.R.	In der Regel	PAK	Polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe (engl.: Polycyclic Aromatic Hydrocarbons (PAH))
insb.	Insbesondere	PAO	Polyalphaolefin
ISO	International Organization for Standardization	PCA	Polycyclic Aromatics
KSS	Kühlschmierstoff	PcBN	Polykristallines kubisches Bornitrid (Polycrystalline cubic boron nitride)
Kt	Karat	PEA	Polyethylenadipat (aliphatischer Polyester-Polyol)
LAG	Lagerung	PEO	Polyethylenoxid (Polyether-Polyol)
LED	Light Emitting Diode	PKD	Polykristalliner Diamant
Max.	Maximal	PPO	Polypropylenoxid (Polyether-Polyol)
MDI	4,4'-Diphenylmethan-diisocyanat (auch 4,4'-Methylenbis(phenylisocyanat))	PUR	Polyurethan
Mg	Magnesium	PVD	Physical Vapour Deposition
MKD	Monokristalliner Diamant	Q	Kraftkomponente an der Spanfläche (tool face force)
Mo	Molybdän	R	Gummibindung
MP	Messposition	R, R'	Symbol für die flexiblen Kettenabschnitte beim Polyurethan
N	Stickstoff	RED	Relative Energy Difference
NA	Numerische Apertur		
Nb	Niob		
NbC	Niobkarbid		
NBR	Acrylnitril-Butadien-Kautschuk		

REM	Rasterelektronenmikroskop	WC	Wolframkarbid
RF	Verstärkte Gummibindung	z. B.	Zum Beispiel
rF	Relative Luftfeuchtigkeit	z.T.	Zum Teil
S355J2G3	Unlegierter Baustahl	Zr	Zirkon
S	Löslichkeits- bzw. Sorptionskoeffizient	ZrN	Zirkonnitrid
		ZrO ₂	Zirkonoxid
SE	Schneidenecke		
Si	Silizium		
SiC	Siliziumkarbid		
SKP	Schneidkantenpräparation		
Sn	Zinn		
TaC	Tantalkarbid		
Ti	Titan		
TiAl6V4	Titanlegierung		
TiAlN	Titanaluminiumnitrid		
TiB ₂	Titandiborid		
TiC	Titankarbid		
TiCN	Titankarbonitrid		
TiN	Titannitrid		
TPE-U	Thermoplastisches Polyurethan		
TPU	Thermoplastisches Polyurethan		
TTA	Tolyltriazol bzw. Tolutriazol		
u. a.	Unter anderen		
UV	Ultraviolett		
V	Vanadium		
VDE	Verband der Elektrotechnik Elektronik und Informationstechnik e.V.		
VDI	Verein Deutscher Ingenieure e.V.		
vgl.	Vergleiche		
vsl.	voraussichtlich		
W	Wolfram		

Symbole und Formelzeichen

Lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
A	%	Bruchdehnung
A_α	-	Freifläche
A_γ	-	Spanfläche
A_K	mm ²	Kontaktfläche
A_s	mm ²	Gesamtverschleißfläche
A_{sk}	mm ²	Kantenverschleißfläche
A_{sr}	mm ²	Radialverschleißfläche
a_e	µm	Zustellung
$a_{e,1}$	µm	Abgetragener Bereich
$a_{e,2}$	µm	Präparierter Bereich
$a_{e,3}$	µm	Übergangsbereich
$a_{e,4}$	µm	Unbehandelter Bereich
a_{ed}	µm	Zustellung pro Hub (beim Abrichten)
$a_{ed,ges}$	µm	Gesamtzustellung (beim Abrichten)
a_{edp}	µm	Zustellung pro Hub (beim Profilieren)
$a_{edp,ges}$	µm	Gesamtzustellung (beim Profilieren)
a_{eds}	µm	Zustellung (beim Schärfen)
$a_{e,in}$	µm	Ineffektive Zustellung
a_p	mm	Schnitttiefe (beim Drehen)
b_n	µm	(Reale) Fasenbreite (nach DIN 6582)
b_{an}	µm	(Reale) Fasenbreite der Freiflächenfase (nach DIN 6582)
$b_{\gamma n}$	µm	(Reale) Fasenbreite der Spanflächenfase (nach DIN 6582)
b_γ	µm	(Projizierte) Spanflächenfasenbreite (nach DIN ISO 1832)
b_s	µm	Schleifscheibenverschleißbreite
C	-	Gleichmäßigkeitsfaktor
C	Kt/cm ³	Kornkonzentration
C1, C2, C3	N	Empirische Konstanten
D	µm	Mittlerer Korndurchmesser Diamantkörnung
E	MPa (N/mm ²)	Elastizitätsmodul (E-Modul)
E	J	Zur Verdampfung benötigte Energie (gesamte Kohäsionsenergie)

F_c	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
f	mm/U	Vorschub (pro Umdrehung)
G	MPa	Schubmodul
G	-	Schleifverhältnis
G_e	μm	Fehlergrenze (bei hineingehendem Messbolzen über den gesamten Messbereich)
G_{ges}	μm	Fehlergrenze (bei hinein- und herausgehendem Messbolzen über den gesamten Messbereich)
G_t	μm	Fehlergrenze (bei hineingehendem Messbolzen über einen Teilmessbereich von beliebigen 10 Skalenteilen)
h	mm	Spannungsdicke
h^*	mm	Spanndicke
h_{eu}	mm	(Einzelkorn)spannungsdicke
h_{min}	mm	Mindestspannungsdicke
K	MPa	Kompressionsmodul
K_A	-	Flächenformfaktor
K_E	-	Ellipsenformfaktor
K_S / K	-	(Längen-)Formfaktor (auch K-Faktor)
K_β	-	Profilmfaktor
L_K	mm	Kontaktlänge
l_c	m	Schnittweg
MSh_D	-	Micro Shore D-Härte
P_n	-	Schneidennormalebene
Q'_{ds}	mm^3/mms	Bezogenes Schärfezeitpanvolumen
R	mm	Radius des Shore A- Eindringkörpers
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R_0	$\text{MPa}^{0.5}$	Radius der Löslichkeitskugel
R_a	$\text{MPa}^{0.5}$	Löslichkeitsparameter-Abstand
R_a	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
R_{max}	μm	Maximale Rautiefe
R_m	N/mm^2	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	N/mm^2	0,2 %-Dehngrenze
R_s	μm	Mittlere Schartigkeit

$R_{s,z}$	μm	Gemittelte Schartigkeit
$R_{s,\text{max}}$	μm	Maximale Schartigkeit
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
$r_\beta / r_n / a$	μm	Schneidkantenradius
r_e	mm	Eckenradius
Sh_A	-	Shore A-Härte
Sh_D	-	Shore D-Härte
S_α	μm	Schneidenabschnitt an der Freifläche / Projizierte Verrundung freiflächenseitig
$S_\beta / \Delta r$	μm	Profilrücksetzung
S_γ	μm	Schneidenabschnitt an der Spanfläche / Projizierte Verrundung spanflächenseitig
\bar{S}	μm	Mittlere Schneidkantenverrundung
t_v	μm	Verformungstiefe
VarK	%	Variationskoeffizient
VB_{max}	μm	Maximale Verschleißmarkenbreite
v_c		Schnittgeschwindigkeit
	m/s	Schleifen
	m/min	Drehen
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
v_{fad}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit (beim Abrichten)
v_{fadp}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit (beim Profilieren)
v_{fids}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit (beim Schärfe)
V_m	cm^3/mol	Molares Volumen
v_s	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit
v_{sd}	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit (beim Abrichten)
v_{sdp}	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit (beim Profilieren)
v_{sds}	m/s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit (beim Schärfe)
V_{ds}^2	mm^3/mm	Bezogenes Schärferzspanvolumen
V_M	μm^3	Muldenvolumen
V_s	μm^3	Schleifscheibenverschleißvolumen
V_w	μm^3	Zerspanvolumen
v_{sp}	m/s	Spangeschwindigkeit

Griechische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
α	$^{\circ}$	Freiwinkel
β	$^{\circ}$	Keilwinkel
γ	$^{\circ}$	(Nomineller) Spanwinkel
γ_{eff}	$^{\circ}$	Effektiver Spanwinkel
$\gamma_{\text{eff,krit}}$	$^{\circ}$	Kritischer effektiver Spanwinkel
γ_b	$^{\circ}$	Präparationswinkel / Fasenwinkel / Spanflächenfasenwinkel (nach DIN ISO 1832)
δ	$\text{MPa}^{0,5}$	Hildebrand-Löslichkeitsparameter
δ_D	$\text{MPa}^{0,5}$	Hansen-Löslichkeitsparameter aufgrund von Dispersionskräften
δ_H	$\text{MPa}^{0,5}$	Hansen-Löslichkeitsparameter aufgrund von Wasserstoffbrückenbindungen
δ_p	$\text{MPa}^{0,5}$	Hansen-Löslichkeitsparameter aufgrund dipolarer Wechselwirkungen
Δr_s	μm	Schleifscheibenradialverschleiß
Δr_{sk}	μm	Radialer Kantenverschleiß
ϵ	$^{\circ}$	Einstechwinkel
ϵ	$^{\circ}$	Eckenwinkel (an der Wendeschneidplatte)
κ	$^{\circ}$	Einstellwinkel
λ	-	Verhältnis von Spannungsdicke h zum Schneidkantenradius r_b
λ	$^{\circ}$	Neigungswinkel (beim Drehen)
λ	$\text{W/m}^{\circ}\text{K}$	Wärmeleitfähigkeit
ν	-	Querkontraktionszahl
ρ	g/cm^3	Dichte
Φ	$^{\circ}$	Scherwinkel
φ	$^{\circ}$	Symmetriewinkel
σ	MPa	Normalspannung
σ_{α}	MPa	Normalspannung an der Freifläche (Bereich I)
σ_{γ}	MPa	Normalspannung an der Spanfläche (Bereich III)
σ_{ϵ}	MPa	Normalspannung an der Schneidkante (Bereich II)
τ	MPa	Tangentialspannung
τ_{α}	MPa	Tangentialspannung an der Freifläche (Bereich I)
τ_{γ}	MPa	Tangentialspannung an der Spanfläche (Bereich III)
τ_{ϵ}	MPa	Tangentialspannung an der Schneidkante (Bereich II)

1 Einleitung

Die Auslegung von Produktions- und Fertigungsprozessen erfolgt im Allgemeinen vor dem Hintergrund einer Produktivitätssteigerung und Kostensenkung. Mit dem Einzug der vierten industriellen Revolution (Industrie 4.0) werden in den nächsten Jahren umfangreiche Veränderungen im produzierenden Gewerbe anstehen. Durch ganzheitlich vernetzte Produktions- und Fertigungssysteme besteht das Potenzial, Prozesse effizienter und leistungsfähiger zu gestalten. Dieser Wandel vollzieht sich auch auf Maschinenebene. So werden bereits Prozesskenngrößen fortlaufend mittels integrierter Sensoren überwacht, um Wartungsintervalle oder den rechtzeitigen Wechsel verschlissener Zerspanwerkzeuge vorausschauender und transparenter determinieren zu können. Die Produktivität von Zerspanprozessen wird dabei ebenso maßgeblich durch anforderungsgerecht gestaltete Zerspanwerkzeuge bestimmt. Mit der stetigen Entwicklung neuer Hochleistungswerkstoffe wächst auch das Anforderungsprofil von Zerspanwerkzeugen. Zur Steigerung der Produktivität, Werkstückqualität und der Prozesssicherheit unterliegen moderne Zerspanwerkzeuge somit einem kontinuierlichen Entwicklungsprozess. Das fertige Zerspanwerkzeug ist das Ergebnis einer komplexen fertigungstechnischen Prozesskette [Frie02], die unterschiedliche Ingenieursdisziplinen miteinander verknüpft. Bei der Werkzeugentwicklung sind die folgenden vier Produktmerkmale von Zerspanwerkzeugen von zentraler Bedeutung: Schneidstoff, Beschichtung, Makrogeometrie und Mikrogeometrie [Cort09a, Cort09b].

Die Wirtschaftlichkeit spanender Prozesse wird im hohen Maße von den Eigenschaften der eingesetzten Schneidstoffe bestimmt. Diese sollten eine hohe Härte und Warmhärte sowie eine gute Zähigkeit und chemische Beständigkeit aufweisen. Bedingt durch den physikalischen Widerspruch von Zähigkeit und Härte existiert jedoch kein Schneidstoff, der beiden Eigenschaften gleichermaßen gerecht wird. Daher muss stets ein anwendungsfallspezifischer Kompromiss bei der Schneidstoffentwicklung gefunden werden. Durch das Aufbringen geeigneter Hartstoffbeschichtungen kann das Eigenschaftsprofil des Schneidstoffs, insbesondere hinsichtlich einer verbesserten Verschleißbeständigkeit, ergänzt werden. [Kloc18a, Denk11a]

Die makro- und mikrogeometrische Ausgestaltung bestimmt die Form des Zerspanwerkzeugs. Erstere umfassen die Flächen, Winkel, Maße und Schneidenkontur am Werkzeug. Mittels einer Schneidkantenpräparation wird die Mikrogeometrie der Werkzeugschneide erzeugt. Dabei wird die Oberflächentopographie (Schartigkeit) der Schneide verbessert, sowie die Größe und Form der Schneidengeometrie (z. B. Verrundung) festgelegt. Durch diese Maßnahme wird die Schneidkante maßgeblich gegen die bei der Zerspanung auftretende mechanische Beanspruchung stabilisiert. Obgleich sich beide Produktmerkmale (Makro- und Mikrogeometrie) signifikant auf den Zerspanprozess auswirken, lag in den letzten Jahren der Fokus insbesondere auf der wissenschaftlichen Untersuchung der Werkzeugmikrogeometrie.

Das enorme Potenzial zur Leistungssteigerung des Zerspanwerkzeugs mittels Schneidkantenpräparation wird in Abbildung 1-1 verdeutlicht. Es wurden vier Werkzeuge, die sich nur hinsichtlich der Mikrogeometrie unterscheiden, zum Außen-Längs-Runddrehen von ausferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI 900) eingesetzt. Das unpräparierte Werkzeug besitzt aufgrund der mit Mikrodefekten behafteten Schneidkante eine hohe Schartigkeit und somit geringe Stabilität. Dieses Werkzeug neigt zu Schneidkantenausbrüchen und einem insgesamt höheren Verschleiß, wodurch ein frühzeitiger Ausfall des Werkzeugs begünstigt wird (Abbildung 1-1 a). Eine gezielte Schneidenverrundung stabilisiert hingegen die Schneidkante, wodurch ein geringer und gleichmäßiger Verschleiß erreicht wird (Abbildung 1-1 b). Allerdings verdeutlicht

der Freiflächenverschleiß in den Abbildungen 1-1 c und 1-1 d, dass eine für den Anwendungsfall ungeeignete Schneidengeometrie (z. B. asymmetrische Form oder zu große Verrundung) ebenfalls zu einem erhöhten Werkzeugverschleiß führen kann. [Hart21, Hart17]

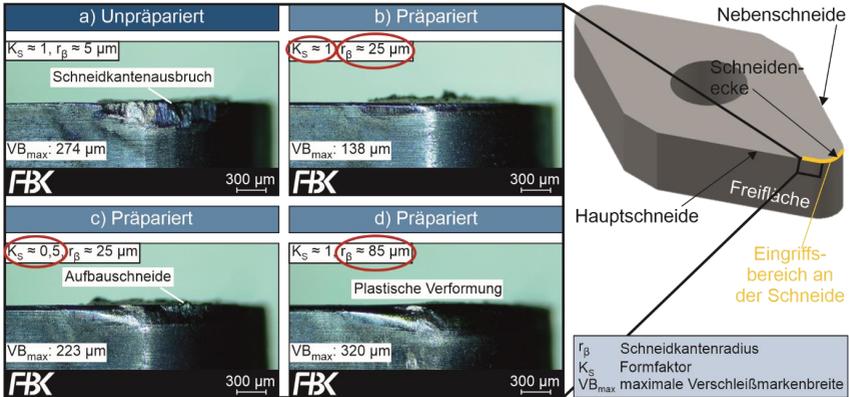


Abbildung 1-1: Einfluss der Schneidengeometrie auf das Verschleißbild des Zerspanwerkzeugs beim Außen-Längs-Runddrehen nach einem Schnittweg von 250 m, modifiziert nach [Hart21, Hart17]

Zur Herstellung der Werkzeugmikrogeometrie wird ein komplexes Anforderungsprofil an das Präparationsverfahren gestellt. Das Verfahren sollte einerseits eine möglichst hohe Einsatzflexibilität und Reproduzierbarkeit bieten. Andererseits sind ein geringer Investitionsaufwand, wirtschaftliche Einsatzmöglichkeiten und eine einfache Bedienung weitere bestimmende Faktoren. Die Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben ist ein relativ neues Verfahren [Bier13a, Effg13a, Effg13b, Effg13c]. Es konnte gezeigt werden, dass die Schneidengeometrie mit diesem Verfahren gezielt eingestellt werden kann. Zudem kann das Verfahren direkt im Anschluss an das Werkzeugschleifen in derselben Maschine und Aufspannung eingesetzt werden. [Effg18, Auri16a, Auri15] Das Verfahren weist somit insgesamt ein hohes Einsatzpotenzial auf.

In dieser Arbeit wird der Einsatz des Verfahrens zur Präparation komplexer Schneidenkonturen untersucht, wie dem Übergang der Hauptschneide zur Schneidenecke an der Wendeschneidplatte. Diesbezüglich werden Wirkzusammenhänge zwischen den Kontaktbedingungen und dem Präparationsergebnis erforscht und Möglichkeiten zur gezielten Herstellung inhomogener Präparationsverläufe beschrieben. Des Weiteren werden der Schleifscheibenverschleiß und das Absorptionsverhalten der elastischen Bindung bzgl. des eingesetzten nicht wassermischbaren Kühlschmierstoffs analysiert, um das Einsatzverhalten, die Einsatzgrenzen und die Prozessstabilität des Verfahrens zu erforschen.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

2.1 Technologie der Zerspanwerkzeuge

Nachfolgend werden die grundlegenden Aspekte zu den Schneidstoffen und Beschichtungen sowie zu den makrogeometrischen Merkmalen von Wendeschneidplatten beschrieben. Im Fokus der Ausführungen steht die Werkzeugmikrogeometrie, insbesondere deren Ausprägungsformen und Charakterisierungsmöglichkeiten mittels geeigneter Kenngrößen.

2.1.1 Schneidstoff und Beschichtung

Die heute bei der Zerspanung verwendeten Schneidstoffe lassen sich in die Gruppen der Werkzeugstähle, Hartmetalle, Schneidkeramiken und hochharte Schneidstoffe (kubisches Bornitrid und Diamant) einteilen. Die Härte und Verschleißfestigkeit steigen in dieser Rangfolge, die Zähigkeit und Biegefestigkeit sinken hingegen. [Kloc18a] In der DIN ISO 513 werden unterschiedliche Anwendungsgruppen von Schneidstoffen (Hartmetall, Schneidkeramik, Diamant und kubisches Bornitrid) für die Zerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden unterschieden [DIN14].

Das Aufkommen der Hartmetalle um 1930 [Pauc08, Spri95, Kola92a] ermöglichte bei gleichen Spannungsquerschnitten nochmals eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeiten um das Zweibis Dreifache der mit Schnellarbeitsstählen (engl.: HSS = High Speed Steel) erreichten Werte [Kloc18a]. Im industriellen Einsatz haben die Hartmetalle den Schnellarbeitsstahl überwiegend ersetzt, sodass dieser heute der am häufigsten eingesetzte Schneidstoff bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide ist [Schr18, Hübe12, Terw11, Wein02]. Hartmetalle werden heute meist durch Sintern hergestellt [Sche88]. Sie sind Verbundwerkstoffe und verfügen aufgrund des pulvermetallurgischen Herstellungsprozesses über ein sehr homogenes Gefüge [Kloc18a]. Sie bestehen aus einer spröden Hartstoffphase, meist Metallkarbide wie beispielsweise Wolframcarbid (WC), Titancarbid (TiC), Tantalcarbid (TaC) oder Niobcarbid (NbC), die in einer weichen metallischen Bindephase aus Kobalt (Co) und/oder Nickel (Ni) eingebettet ist [Kola92b, Sche88]. Durch die Variation der Zusammensetzung beider Phasenteile lassen sich die Eigenschaften von Hartmetallen gezielt verändern. Härte und Verschleißfestigkeit resultieren dabei aus dem Hartstoffanteil. Die Bindephase hingegen trägt insbesondere zur Biegefestigkeit und Zähigkeit des Hartmetalls bei. [Kloc18a, Denk11a, Pauc08] Neben Sonderhartmetallen können drei Gruppen von Hartmetallen mit jeweils folgender charakteristischer Zusammensetzung unterschieden werden: WC-Co, WC-(Ti,Ta,Nb)C-Co und TiC/TiN-Co,Ni (auch als Cermets bezeichnet). WC-Co-Hartmetalle gehören aufgrund der guten Löslichkeit des WC in Co zu den wichtigsten Vertretern. [Kloc18a, Kola92b]

Neben der Zusammensetzung entscheidet auch die Korngröße der Hartstoffphase über die Eigenschaften des Hartmetalls. Bei WC-Co-Hartmetallen wird bspw. zwischen Fein- (0,8-1,3 μm), Feinst- (0,5-0,8 μm) und Ultrafeinstkorn-Hartmetallen (0,2-0,5 μm) unterschieden [Kloc18a]. In der DIN ISO 513 wird für Hartmetalle hingegen eine Klassifizierung mit Korngrößen $\geq 1 \mu\text{m}$ und $< 1 \mu\text{m}$ vorgenommen [DIN14]. Die Korngröße des WC beeinflusst die Härte, die Druckfestigkeit, das Elastizitätsmodul (E)-Modul, die Zähigkeit und die Biegefestigkeit des Hartmetalls. In Bereichen mittlerer Korngrößen sind mit steigender Korngröße eine Abnahme der Härte und eine Zunahme der Zähigkeit zu beobachten. Mit zunehmender Korn-

feinheit (unter 1 μm) zeichnet sich eine Besonderheit ab. In diesem Bereich bewirkt eine Verringerung der WC-Korngröße bei gleichbleibendem Anteil der Bindephase sowohl eine Erhöhung der Härte als auch der Biegefestigkeit bzw. Zähigkeit. Dies führte zum Aufkommen besonders verschleißresistenter Hartmetalle. Das feinkörnige Gefüge mit seiner hohen Härte, Kantenfestigkeit und Zähigkeit eignet sich zur Herstellung scharfer Schneidkanten mit einer hohen Kantenstabilität. [Kloc18a, Pauc08, Kola92b]

Die Verschleißbeständigkeit und somit die Leistungsfähigkeit von Werkzeugen kann zusätzlich durch das Aufbringen von Hartstoffschichten auf den Hartmetallgrundkörper verbessert werden [Kloc99]. Die Hauptaufgabe der Beschichtung besteht in der Kontakttrennung von Werkstoff und Schneidstoff während des Zerspanprozesses. Die Hartstoffschicht trägt dabei zur Steigerung der Verschleißfestigkeit des Werkzeugs bei, indem Adhäsions-, Abrasions-, Oxidations- und Diffusionsvorgänge zwischen Werkstück und Schneidstoff gehemmt werden. Der Schneidstoff fungiert hingegen vordergründig als Träger der Zähigkeit und Warmfestigkeit. [Kloc18a] Den gegenläufigen Eigenschaften der Schneidstoffe – hohe Härte und Verschleißfestigkeit oder hohe Zähigkeit und Biegefestigkeit – kann hierdurch mit einer gezielten Paarung von Schneidstoff und Beschichtung in gewissen Grenzen begegnet werden [Denk11a]. Die am häufigsten eingesetzten Hartstoffschichten in der Metallzerspanung sind Titanitrid (TiN), Titankarbid (TiC), Titankarbonitrid (TiCN), Titanaluminiumnitrid (TiAlN) und Aluminiumoxid (Al_2O_3), gefolgt von Chromnitrid (CrN), Chromaluminiumnitrid (CrAlN), Titandiborid (TiB_2), Zirkonitrid (ZrN) und kohlenstoffhaltigen Beschichtungen wie Diamant und DLC (engl. Diamond Like Carbon) [Bobz17]. Die Schichten können einlagig (Monolayer) aufgetragen oder mehrlagig (Multilayer) als Schichtsysteme kombiniert werden, um Eigenschaften unterschiedlicher Beschichtungswerkstoffe zu kombinieren. Je nach Schichtsystem und Beschichtungsverfahren werden dabei Einzelschichtdicken im Bereich einiger Mikrometer abgedehnt. [Kloc18a]

2.1.2 Aufbau des Drehwerkzeugs (Werkzeugmakrogeometrie)

Zerspanwerkzeuge werden entweder als Massivwerkzeug oder als Werkzeug mit Wendeschneidplatte ausgeführt. Für Drehwerkzeuge werden aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten heute nahezu ausschließlich Werkzeuge mit Wendeschneidplatte eingesetzt. Die Wendeschneidplatte wird häufig durch Schrauben oder Klemmen befestigt. Diese Werkzeuge ermöglichen ein einfaches, positioniergenaues Wechseln der verschlissenen Werkzeugschneide durch Austausch, Drehen oder Wenden der Wendeschneidplatte. Ein aufwendiges Nachschleifen des Werkzeugs, wie bei Massivwerkzeugen üblich, entfällt somit. Ein weiterer Vorteil ist, dass nur die Wendeschneidplatte selbst aus dem eigentlichen Schneidstoff (z. B. Hartmetall) ausgeführt werden muss, wohingegen die übrigen Komponenten i.d.R. aus günstigeren Stahlwerkstoffen bestehen. [Kloc18a]

Drehwerkzeuge mit Wendeschneidplatte bestehen aus den Komponenten Klemmhalter mit Schaft, Klemmvorrichtung, Zwischenplatte und der Wendeschneidplatte. Die Bezeichnungen der Schneiden und Flächen am Drehwerkzeug nach DIN 6581 [DIN85] sind in Abbildung 2-1 dargestellt. Am bei der Zerspanung aktiven Bereich des Werkzeugs, dem sogenannten Schneidteil (repräsentiert durch die Wendeschneidplatte), befinden sich die Schneidkeile inkl. der Schneiden. Die Schneiden werden dabei jeweils durch die Frei- und Spanfläche mit dem zugehörigen Frei- und Spanwinkel gebildet. Die resultierende Strecke im Schnittpunkt dieser Flächen wird als Schneide bzw. Schneidkante bezeichnet. Die zur Vorschubrichtung zeigende

Schneide bzw. Freifläche werden als Hauptschneide und Hauptfreifläche bezeichnet, die zur Vorschubrichtung abgewandte Schneide wird als Nebenschneide und Nebenfreifläche bezeichnet. Haupt- und Nebenschneide sind durch die Schneidenecke über den Eckenradius r_e miteinander verbunden. [DIN85] Die Größe, Form und weitere Spezifikationen von Wendeschneidplatten für die Zerspaltung sind in DIN ISO 1832 beschrieben [DIN17].

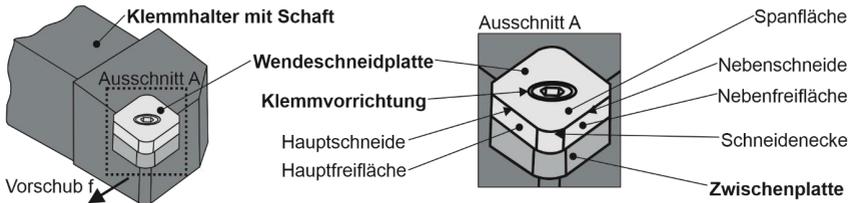


Abbildung 2-1: Komponenten und Bezeichnungen am Drehwerkzeug, modifiziert nach DIN 6581 [DIN85]

2.1.3 Ausprägungsformen und Charakterisierung der Schneidengeometrie (Werkzeugmikrogeometrie)

Die Werkzeugmikrogeometrie beschreibt Details von dem im Eingriff mit dem Werkstück befindlichen aktiven Teil des Zerspaltungswerkzeugs (Schneidteil). Durch die Mikrogeometrie wird also die Ausprägungsform der Schneidkante, welche die Span- und Freifläche des Schneidkeils verbindet, näher definiert. Eine Abgrenzung zwischen der Mikro- und Makrogeometrie kann über die Kontaktbedingungen beim Spanbildungsprozess erfolgen (Abbildung 2-2). Demzufolge beginnt die Mikrogeometrie an dem Punkt, an dem sich der effektive Spanwinkel γ_{eff} vom (nominellen) Spanwinkel γ unterscheidet. Der nominelle Spanwinkel wird bereits durch die Makrogeometrie des Zerspaltungswerkzeugs bzw. durch die Wendeschneidplatte und den eingesetzten Drehhalter determiniert. Der tatsächlich wirksame Spanwinkel - der effektive Spanwinkel - ist hingegen von der Mikrogeometrie der Schneide abhängig und wird stets an einem spezifischen Kontaktpunkt zwischen Zerspaltungswerkzeug und Werkstück während des Zerspaltungsprozesses definiert. [Denk14a]

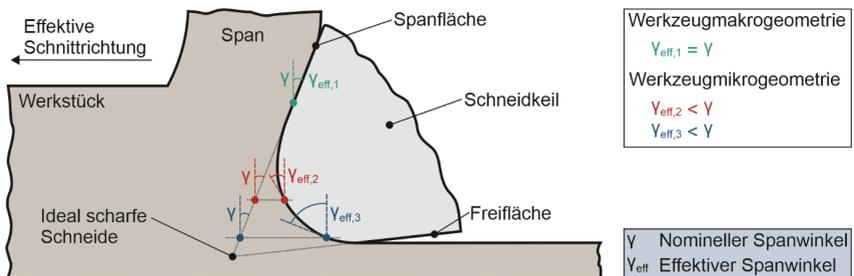


Abbildung 2-2: Abgrenzung der Werkzeugmakro- und Werkzeugmikrogeometrie auf Grundlage des Schneideneingriffs, nach [Denk14a]

Nach DIN 6582 sind für Zerspaltungswerkzeuge im Allgemeinen drei Ausprägungsformen für die Werkzeugmikrogeometrie beschrieben: Scharfkantig, gefast und gerundet [DIN88]. Eine gefaste Schneide ist charakterisiert durch eine abgewinkelte gerade Verbindung zwischen Span-

und Freifläche. Die Länge dieser Verbindung, gemessen in der Schneidennormalebene P_n , heißt (reale) Fasenbreite b_n . Je nachdem ob die Fase in Richtung der Frei- oder Spanfläche verkippt ist, wird diese als Frei- oder Spanflächenfase bezeichnet und die (reale) Fasenbreite entsprechend als b_{an} oder b_{yn} angegeben. [DIN88] Speziell für Wendeschneidplatten werden darüber hinaus in der DIN ISO 1832 unterschiedliche Ausprägungsformen für die Werkzeugmikrogeometrie beschrieben (Abbildung 2-3) [DIN17]. Gefaste Schneiden werden in dieser Norm ausgehend von der Spanfläche mit der (projizierten) Spanflächenfasenbreite b_y und dem Spanflächenfasenwinkel γ_b bezeichnet [DIN17]. Anstatt der projizierten Fasenbreite ist auch die Angabe der realen Fasenbreite nach DIN 6582 [DIN88] gebräuchlich.

Schnitt A - A

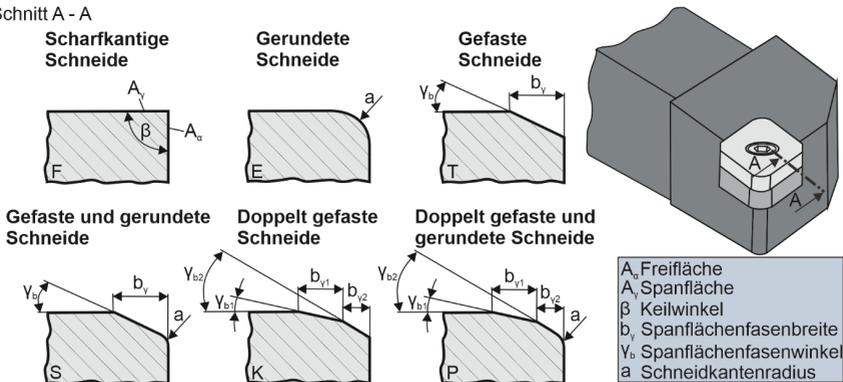


Abbildung 2-3: Ausprägungsformen der Schneide, modifiziert nach DIN ISO 1832 [DIN17]

Eine gerundete Schneide besitzt hingegen eine kreisbogenförmige Verbindung zwischen Span- und Freifläche. Dieser Radius wird in der Schneidennormalebene als r_n bezeichnet. [DIN88] Abweichend davon wird in der DIN ISO 1832 der Buchstabe a verwendet [DIN17]. Allerdings ist r_β das verbreitetere Kurzzeichen für den Schneidkantenradius [Efff18] und wird auch in der kürzlich erschienenen Richtlinie VDI/VDE 2654 Blatt 2 [VDI20a] empfohlen. Letztere Bezeichnung wird somit im Rahmen dieser Arbeit als Schneidkantenradius zur Charakterisierung der Größe verrundeter Schneiden herangezogen. Neben einfach gefasten und gerundeten Schneiden finden auch solche mit doppelten Fasen, sowie Kombinationen aus gerundeten und gefasten Schneiden Anwendung [Heck10, Cort09a]. Die Verrundung der Schneide zählt derzeit zu den wichtigsten Gestaltungsformen der Werkzeugschneide [Bass14]. Da die tatsächliche Form der Verrundung häufig von einem idealen Radius abweicht, ist eine Beschreibung der Schneidengeometrie alleinig durch den Schneidkantenradius r_β meist nicht exakt genug [Denk14a, Denk11b]. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn asymmetrische Schneidengeometrien charakterisiert werden sollen [Bass14].

Mit der Einführung der Formfaktor-Methode (Abbildung 2-4) von *Denkena et al.* [Denk11a, BMBF05, Denk02] ist es möglich die Verrundung mittels weiterer Kennwerte zu charakterisieren. Anhand der verwendeten Kenngrößen können sowohl symmetrische als auch asymmetrische Schneidengeometrien beschrieben werden. Die Schneidenabschnitte an der Spanfläche S_y und Freifläche S_a beschreiben die Strecke vom Ablösepunkt (Punkt, am Übergang der Verrundung

dung zum Beginn der Span- bzw. Freifläche [Denk16a]) der Verrundung auf Span- und Freifläche bis zum höchsten Punkt der ideal scharfen Schneidkante. Der Quotient aus den Schneidenabschnitten S_γ und S_α wird als Formfaktor K (auch K -Faktor) bezeichnet. Dieser gibt Aufschluss über die Orientierung der Schneidenverrundung (symmetrisch oder asymmetrisch) in Richtung Span- oder Freifläche. Formfaktoren $K > 1$ (Trompetenform) beschreiben eine in Richtung der Spanfläche flacher auslaufende Verrundung, Verhältnisse $K < 1$ (Wasserfallform) eine in Richtung der Freifläche abflachende Verrundung. Bei $K = 1$ liegt eine symmetrische Verrundung vor. Die Quantifizierung der Profiltrücksetzung der Schneide erfolgt über den Parameter Δr , der den kürzesten Abstand zwischen der ideal scharfen Schneide und dem realen Schneidenprofil angibt. Zur genaueren Lokalisierung des höchsten Punktes der Schneidkante kann außerdem der Symmetriewinkel φ angegeben werden. [Denk11a, BMBF05, Denk02] Zur Beschreibung der Größe der Verrundung wird die mittlere Schneidkantenverrundung \bar{S} herangezogen. Diese wird aus dem arithmetischen Mittel der Schneidenabschnitte S_γ und S_α gebildet. [Denk14a, Wein05] Bei einem Keilwinkel von 90° und unter der Annahme eines idealen Radius (symmetrische Verrundung) entspricht die mittlere Schneidkantenverrundung \bar{S} dem Schneidkantenradius r_β [Denk16a, Bass14].

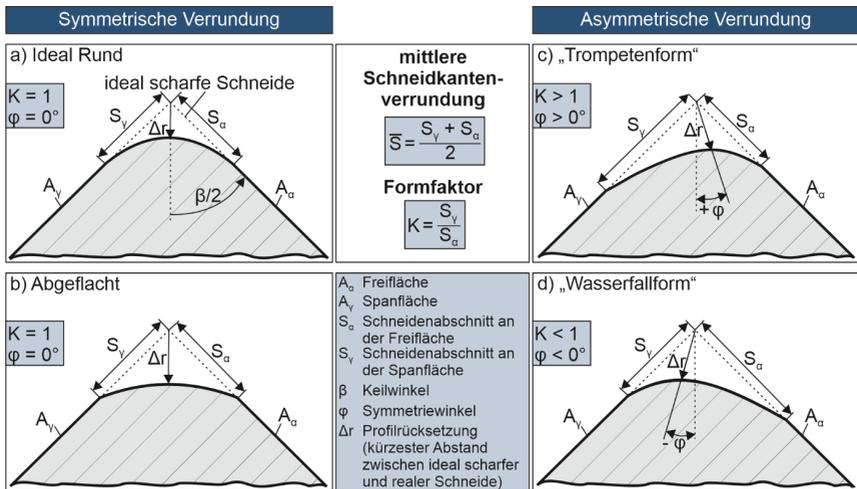


Abbildung 2-4: Formfaktor-Methode zur Charakterisierung der Schneidengeometrie, modifiziert nach [Denk11a, BMBF05, Denk02]

In späteren wissenschaftlichen Arbeiten wurden weitere Kenngrößen definiert, die auf die bestehenden Kenngrößen der Formfaktor-Methode zurückgreifen. Der Gleichmäßigkeitsfaktor $C = r_\beta / \Delta r$ [Effg18, Auri16a] wurde eingeführt, um die Form unterschiedlich großer Verrundungen miteinander vergleichen zu können. Der Faktor ist somit ein Maß zur Beurteilung der Möglichkeit, die Verrundungsgröße zu skalieren, ohne die Form zu verändern. [Effg18, Auri16a] In ähnlicher Weise fungiert der sogenannte Profiltrücksetzungsformfaktor $K_\beta = \bar{S} / \Delta r$ [Aßmu19, Tiff19] als Kennwert zur Beurteilung der Form des Schneidenprofils. Anstelle des Schneidkantenradius wird hierbei die mittlere Schneidkantenverrundung im Verhältnis zur Profiltrücksetzung betrach-

tet. [Aßmu19, Tiff19] *Bathe* [Bath20a] nutzte eine abgeänderte Variante der Formfaktor-Methode zur Beschreibung der verrundeten Stirnfasenübergänge bei Einlippentiefbohrwerkzeugen, da aufgrund der vergleichsweise großen Öffnungswinkel (125°) zwischen Führungsleiste und Stirnfläche keine zuverlässige Profilbeschreibung mit der standardmäßigen Formfaktor-Methode möglich war [Bath20a].

Trotz der weiten Verbreitung der Formfaktor-Methode werden in der Literatur Grenzen und Kritikpunkte bei den Charakterisierungsmöglichkeiten angeführt. Zur Bestimmung der Schneidenabschnitte an der Span- und Freifläche (S_γ und S_α) sind die Position und Richtung der mittels Regression eingepassten Tangenten an den geraden Bereichen der Span- und Freifläche entscheidend. Die Qualität der Messergebnisse ist dabei sowohl von der Anzahl als auch von der Erfassungsposition der Messpunkte an Span- und Freifläche abhängig. Außerdem wirkt sich die Methode zur Bestimmung der Ablösepunkte, an denen die geraden Anteile der Span- und Freifläche in die verrundete Form übergehen, auf das Messergebnis aus. Die Möglichkeit zur Beschreibung von Schneiden mit nichtlinearen Span- und Freiflächenkonturen ist zudem nur eingeschränkt möglich. [Denk14a] Kritisiert wird außerdem, dass durch die Einfachheit und geringe Anzahl der angewendeten Kenngrößen keine akkurate und eindeutige Beschreibung der Schneidenkontur erfolgen kann. Dies liegt daran, dass nur drei Punkte (Ablösepunkte an der Frei- und Spanfläche, Profiltrücksetzung) am Schneidenprofil für die Kennwertbestimmung herangezogen werden, wodurch keine Aussage über den genauen Konturverlauf dazwischen möglich ist. [Tiff19, Yuss13a] Neben der Formfaktor-Methode wurden in späteren wissenschaftlichen Arbeiten alternative Charakterisierungsmethoden von *Tikal und Holsten* [Tika06], *Cortés Rodriguez* [Cort09a], *Uhlmann et al.* [Uhlm11a], *Denkena et al.* [Rehe15, Denk12a], *Wyen et al.* [Wyen12a, Wyen12b, Wyen10] und *Yussefian und Koshy* [Yuss13a, Yuss12] vorgestellt. Allerdings konnte sich das Formfaktor-Modell aufgrund seiner einfachen Anwendbarkeit bis heute in der Wissenschaft und Industrie etablieren. Trotzdem existieren bislang keine einheitlichen, international gültigen Normenwerke zur Schneidkantenmessung und -charakterisierung, wodurch ein zuverlässiger Vergleich der Schneidengeometrien erschwert wird [Denk14a, Wyen12a].

Allerdings werden derzeit entsprechende Richtlinien [VDI24] ausgearbeitet. Dies führte bereits dazu, dass die wesentlichen Kenngrößen der Formfaktor-Methode in der im Jahr 2020 erschienenen Richtlinie VDI/VDE 2654 Blatt 2 [VDI20a] übernommen wurden. In der Richtlinie werden teilweise leicht angepasste Begriffe und Formelzeichen, sowie zusätzliche Kennwerte eingeführt. Die Schneidenabschnitte an der Frei- und Spanfläche werden als projizierte Verrundung freiflächenseitig S_α bzw. spanflächenseitig S_γ bezeichnet. Der Formfaktor K wird in der Richtlinie auch als (Längen-)Formfaktor K_S bezeichnet, da zwei weitere Formfaktoren eingeführt wurden. Der Ellipsenformfaktor K_E basiert auf der Beschreibung der Lage und Form einer in der Schneidengeometrie eingepassten Ellipse. Der Flächenformfaktor K_A berücksichtigt den gesamten Konturverlauf des Schneidenprofils und gilt somit als robuster Formfaktor. Die Profiltrücksetzung Δr wird auch als S_β bezeichnet. Als Kenngrößen für die Größe der Verrundung werden je nach Schneidengeometrie die Formelemente Kreis (Schneidkantenradius r_β) oder Ellipse vorgeschlagen. [VDI20a] Die Begrifflichkeiten gemäß dieser Richtlinie werden im Rahmen dieser Arbeit verwendet.

Darüber hinaus werden derzeit einheitliche Vorgehensweisen zur Zeichnungseintragung (vgl. VDI/VDE 2654 Blatt 1) und geeignete Verfahren zur Messdatenerfassung (vgl. VDI/VDE 2654

Blatt 3) [VDI24] und Auswertung (vgl. VDI/VDE 2654 Blatt 4) [VDI20a] erarbeitet. Diese Richtlinien-Reihe bildet ein wichtiges Fundament zur künftigen Festigung einer einheitlichen und international gültigen Charakterisierungs- und Messmethode für Schneidkanten in der Wissenschaft und Industrie.

Für eine umfassende Charakterisierung der Schneidkante ist darüber hinaus eine Bewertung der Kantenqualität im Sinne der Oberflächenrauheit der Schneidkante (Topographie der Schneidkante) notwendig. Insbesondere durch das Werkzeugschleifen, aber auch durch den Präparationsprozess entstehen Unregelmäßigkeiten in Form von Rissen, Riefen, Graten und Mikroausbrüchen an der Schneidkante [Hübel12, Cort09a, Kött06, Will98, Corn64]. Diese führen zu einer unregelmäßigen Struktur der Schneidkante, die als Schartigkeit¹ bezeichnet wird [Beb19, Vent14, Heiß51]. Generell sollte eine möglichst geringe Schartigkeit angestrebt werden, da eine hohe Schartigkeit die Schneidkante destabilisiert und somit die Leistungsfähigkeit und Prozessstabilität des Zerspanwerkzeugs reduziert [Vent14]. Eine schematische Illustration der Schneidentopographie nach dem Werkzeugschleifen (scharfe, unpräparierte Schneidkante) und nach der Schneidkantenpräparation (präparierte Schneidkante) ist in Abbildung 2-5 dargestellt. Die Schneidkantenpräparation hat demnach neben der Erzeugung einer definierten Schneidengeometrie auch eine Reduzierung der Schartigkeit zum Ziel.

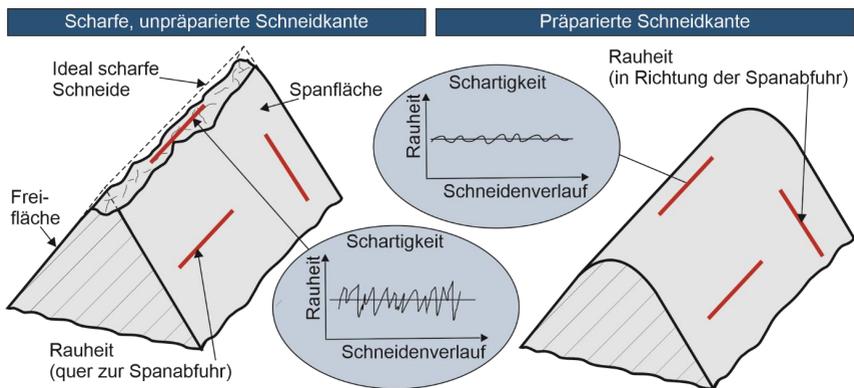


Abbildung 2-5: Topographie der Schneidkante, modifiziert nach [Efff18, Hols09]

Die Schartigkeit wird am höchsten Punkt des Schneidenprofils entlang des Schneidenverlaufs gemessen. Darüber hinaus kann die Schneidentopographie im Bereich der Spanfläche bewertet werden, indem die Rauheit in Richtung der Spanabfuhr oder quer zur Spanabfuhr bestimmt wird. [Efff18, Hols09, Kött06] Eine international verbindliche Vorgehensweise zur Bestimmung der Schartigkeit existiert bislang nicht [Aßmu19, Frit97]. Die Ermittlung der Schartigkeit basiert häufig auf gängigen Rauheitskenngrößen, wie dem arithmetischen Mittenrauwert R_a , der gemittelten Rautiefe R_z oder der maximalen Rautiefe R_{max} [Aßmu19, Bebl19, Hols09, Denk03, Xu96]. Basierend darauf werden als Kenngrößen beispielsweise die mittlere Schartigkeit R_s bzw. gemittelte Schartigkeit $R_{s,z}$ (falls auf der gemittelten Rautiefe R_z basierend) oder die maximale Schartigkeit $R_{s,max}$ angegeben [Terw11, Kött06, Denk03].

¹ Die Begriffe „Kantenschartigkeit“ oder „Schneidkantenschartigkeit“ werden häufig als Synonym verwendet.

Daneben existieren theoretische und empirische Modellierungsansätze zur Bestimmung der Schartigkeit. So leitet *Heiß* [Heiß51] in seinem theoretischen Modell die maximale Schartigkeit aus den Rautiefen der Span- und Freifläche unter Berücksichtigung der Stützwirkung des Keilwinkels ab. Diese rein geometrischen Beziehungen führen allerdings bei sprödharten Werkstoffen, wie Hartmetallen oder Schneidkeramiken, aufgrund der Neigung zu Schneidkantenausbrüchen zu einer Unterbewertung die Schartigkeit. [Heiß51] Dies konnte *Rafflenbeul* [Raff58] in seinen Untersuchungen beim Schleifen von Hartmetall-Werkzeugen bestätigen. Das vermehrte Auftreten von Kantenausbrüchen beim Schleifen sprödharter Werkstoffe wird auf die charakteristischen Spanbildungsmechanismen zurückgeführt, wie Bruchvorgänge bzw. das Herausreißen von einzelnen Hartstoffkörnern oder ganzer Hartstoff-Korngruppen [Frit97, Raff58]. Somit fand beim empirischen Modell von *Fritsch* [Frit97] die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , das schneidstoffspezifische Ausbruchsverhalten im Kantenbereich sowie die Größe der Hartstoffkörner im Schneidstoff Berücksichtigung bei der Berechnung der maximalen Schartigkeit an geschliffenen Werkzeugen aus Cermet und Hartmetall. Die Untersuchungen zeigten, dass auch bei geringsten Belastungen ($h_{cu} = 0 \mu\text{m}$) Kantenausbrüche entstehen. Die Dimension der Ausbrüche lag dabei etwa im Bereich der mittleren Korngröße der Hartstoffe. Eine duktile Materialtrennung konnte somit auch bei kleinen Spannungsdicken nicht beobachtet werden. [Frit97]

In späteren wissenschaftlichen Arbeiten wurden weitere Untersuchungen zum Einfluss der Schleifscheibenspezifikation, der Schleifparameter, der Schleifstrategie, der Werkstoffeigenschaften und der Werkstückgeometrie auf die Schartigkeit der Schneide durchgeführt [Hübe12, Kött06]. Dabei konnte auch ein signifikanter Einfluss der Schleifstrategie (Kombination aus Gleich- und Gegenlauf und der Bearbeitungsrichtung relativ zur Schneidkante) auf die Schartigkeit beobachtet werden. Eine gute Kantenqualität konnte insbesondere dann erreicht werden, wenn die Schnittbewegung der Schleifscheibe in die Schneidkante hinein gerichtet war. Dies wurde mit der stabilisierenden Wirkung des umliegenden Werkstückmaterials an der Schneidkante bei dieser Schleifstrategie begründet. [Hübe12, Kött06]

Abschließend lässt sich die Werkzeugschneide durch unterschiedliche Schneiden- und Präparationsverlaufsformen charakterisieren (Abbildung 2-6). Hierzu existieren bislang ebenfalls keine einheitlichen Bezeichnungen und Systematisierungsansätze. Die **Schneidenverlaufsform** wird durch die Werkzeugmakrogeometrie festgelegt, genauer gesagt durch das Werkzeugschleifen oder den Sintervorgang. Diese kann einen linearen oder nichtlinearen Verlauf aufweisen. Nichtlineare Verläufe können abknickend² aus mehreren linearen Abschnitten oder aus einer Kombination von linearen und gekrümmten Schneidensegmenten zusammengesetzt sein. Letztere können sowohl einen abknickend gekrümmten (häufig bei Bohr- und Fräswerkzeugen) als auch einen rein gekrümmten Verlauf aufweisen, beispielsweise bei einer kreisrunden Wendeschneidplattenform oder dem (glatten³) Übergang der Haupt- bzw. Nebenschneide zur Schneidenecke an Wendeschneidplatten. Die **Präparationsverlaufsform** beschreibt hingegen, ob die Verrundungsgröße oder -form entlang des Verlaufs der Schneide gleichbleibend oder veränderlich gestaltet ist. Eine gleichbleibende Verrundungsgröße oder -form entlang der Schneide wird in der Literatur auch als „kontinuierlich“, eine veränderliche als „diskontinuierlich“, bezeichnet [Effg18, Heck10, Cort09c]. Weit verbreitet sind zudem die Begriffe „homogen“ (für eine gleichbleibende) und „inhomogen“ (für eine veränderliche) [Hart21, Kühn20,

² Hierunter soll ein abrupter Übergang an der Knickstelle verstanden werden im Sinne einer an der Knickstelle nicht differenzierbaren (kein glatter Übergang, unterschiedliche Tangentensteigungen) abschnittsweise definierten Funktion in der Mathematik.

³ Im Sinne einer differenzierbaren abschnittsweise definierten Funktion in der Mathematik.

Hart19, Hart18, Hart17, Bass14, Denk10a, Denk08]. Basierend auf den letzteren Bezeichnungen wurden die Präparationsverlaufsformen in Abbildung 2-6 am Beispiel einer idealen, symmetrischen Verrundung systematisiert.

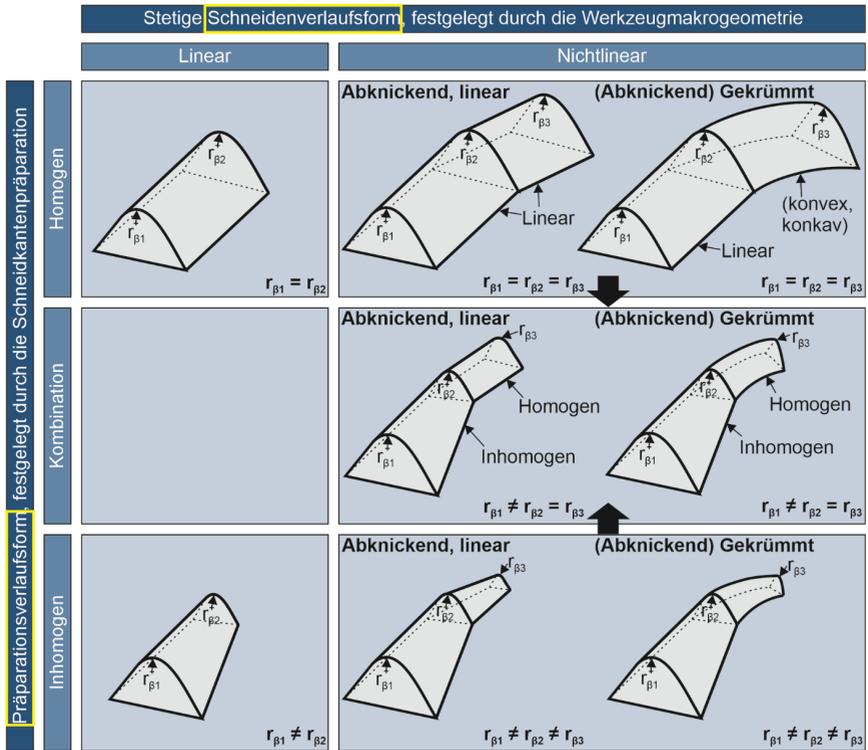


Abbildung 2-6: Schneiden- und Präparationsverlaufsformen am Beispiel einer idealen, symmetrischen Verrundung, modifiziert und erweitert nach [Heck10, Cort09c]

2.2 Messtechnische Erfassung von Schneidkanten

Für die messtechnische Erfassung von Schneidkanten werden unterschiedliche optische (berührunglose) und taktile (berührende) Messverfahren eingesetzt [Kloc18a]. Unter den berührend arbeitenden Messverfahren zur Oberflächenmessung sind sowohl in Industrie als auch Forschung die sogenannten **Tastschnittverfahren** weit verbreitet [Kefe18]. Bei diesen wird eine Diamant-Tastspitze mit definierter Geschwindigkeit über das Messobjekt bewegt [VDI18]. Zur Erfassung der Schartigkeit an der Schneidkante wird der Messtaster parallel entlang des Schneidenverlaufs geführt. Dabei wird anstatt einer Tastspitze meist eine breitere Tastschneide verwendet. [Klym14, Byel08, Mald08, Kött06, Frie99, Frit97, Xu96, Hei51] Wird die Tastspitze quer zum Schneidenverlauf geführt, kann die Verrundung der Schneide gemessen werden [Kühn20, Vent14, Jivi08, Kött06, Xu96, Corn64]. Für die Messwertermittlung ist eine Abstimmung von Keilwinkel und Tastspitze sowie eine Korrektur bzgl. der eingesetzten Tastspitzengeometrie erforderlich [Xu96]. Das aufwändige Ausrichten der Proben zur Vermeidung von

Messfehlern führt bei Mehrfachmessungen zu einem hohen Zeitbedarf [Hain09, BMBF05, Corn64]. Bei längerer Nutzung kann zudem der Tastspitzenverschleiß zu Messungenauigkeiten führen [BMBF05]. Aufgrund der ersichtlichen Nachteile taktiler Verfahren haben sich vorwiegend optische Messverfahren bei der Schneidkantenmessung etabliert [ABmu19]. Bereits Tang [Tang90] untersuchte 1990 die Einsatzmöglichkeiten des Laser-Streulicht-Verfahrens zur Schneidkantenmessung. Eine optische Messung der Schneidkanten kann mittels fokusbasierter (z. B. Fokusvariation, Konfokalmikroskopie und Weißlichtinterferometrie [Hübe12, Cort09a]) oder triangulationsbasierter (z. B. Streifenprojektion) Messverfahren erfolgen [Kloc18a]. Derzeit besitzen die Streifenprojektion [Bath20a, Wolf19, Efg18, Beer16, Heym15, Rehe15, Bass14, Klym14, Vent14, Somm13, Terw11, Heck10] und die Fokusvariation [Theu20, ABmu19, Kröd19, Löwe14, Wyen12b] die höchste Relevanz zur Messung von Schneidkanten [Hain09].

Die **Fokusvariation** eignet sich zur Messung von sehr kleinen Flankenwinkeln. Hingegen können bspw. mit einem Weißlichtinterferometer häufig nur Flankenwinkel bis etwa 30° erfasst werden. [Pran09] Bei der Fokusvariation werden Optiken mit einer sehr geringen Tiefenschärfe verwendet. Zur vollständigen Erfassung der zu messenden Oberfläche mit voller Tiefenschärfe wird daher eine komplette Bilderserie in unterschiedlichen vertikalen Abständen aufgenommen. Für jedes Bild aus diesem Bilderstapel wird der scharf fokussierte Bereich ermittelt. Über Algorithmen werden diese Sensorinformationen in ein dreidimensionales Bild mit voller Tiefenschärfe transformiert. [Kefe18, DIN16a] Mit Dreh- und Schwenkvorrichtungen ausgestattete Messsysteme ermöglichen es, Zerspanwerkzeuge vollständig dreidimensional zu erfassen [Pran09]. Vorteile ergeben sich zudem durch die zu jedem Messpunkt erfassten Farbinformationen [DIN16a]. Die Unterschiede in den Farbtintensitäten können beispielsweise zur Verschleißuntersuchung von Zerspanwerkzeugen genutzt werden [Pran09]. Nachteile bestehen hingegen bei der Höhengauflösung, aufgrund der begrenzten Differenzierung bei der vertikalen Abtastung [DIN16a]. Aufgrund des messtechnisch bedingten geringen Abstands zwischen Messobjekt und Objektiv des Messsystems wird außerdem die Handhabung erschwert [Hain09].

Die **Streifenprojektion** erweitert das Prinzip des Lichtschnittverfahrens (siehe hierzu z. B. [Corn64]) [VDI21, Hain09]. Dabei trifft im einfachsten Fall ein dünner Lichtstreifen auf ein Messobjekt, wodurch dieses optisch in zwei Bereiche geteilt wird. Wird nun die Schnittlinie von der Seite aus betrachtet, können Informationen über die Form des Messobjekts gewonnen werden. Die Form der Schnittlinie kann anschließend über Triangulation ausgewertet werden. Dazu wird unter einem definierten Winkel ein Lichtstreifen von einem Projektor auf das Messobjekt aufgebracht und das entstehende Muster wird senkrecht über dem Messobjekt von einer Kamera erfasst. Durch Projektion einer Vielzahl von parallelen Lichtschnitten und gleichzeitiger Erfassung mittels Kamera kann eine vollständige Oberflächenmessung erzielt werden. [Hain09] Die erzielbare Höhengauflösung ist abhängig von der Breite der projizierten Streifen. Je feiner diese sind, desto genauer können die Höhenginformationen aufgelöst werden. [Kefe18] Im Vergleich zu fokusbasierten Messverfahren ergeben sich bei der Streifenprojektion geringere Messzeiten und eine einfachere Handhabbarkeit aufgrund größerer Arbeitsabstände [Hain09].

Eine vorwiegend qualitative Bewertung der Schneidkante wird häufig mit einem **Rasterelektronenmikroskop (REM)** vorgenommen [Efg18]. Durch zeitlich aufwendige Profilquerchliffe der Schneidkante können auch im REM näherungsweise quantitative Aussagen zur

vorliegenden Verrundungsgröße getroffen werden [Bouz03]. Das REM oder die Rasterkraftmikroskopie werden oftmals dann eingesetzt, wenn herkömmliche Messverfahren an ihre Grenzen stoßen. Dies ist bspw. der Fall bei Mikrowerkzeugen oder Werkzeugen aus Diamantwerkstoff, die eine sehr kleine Schneidverrundung im Nanometerbereich besitzen. [Maye21, Kier21, Gao06, Dres93, Asai90]

In Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Messergebnisse stark vom verwendeten Messsystem und der zugehörigen Auswertemethode abhängen [Denk14a, Löwe14, Bass12]. Eine einheitliche Vorgehensweise bei der Auswertung der Messdaten zur Beschreibung der Schneidengeometrie existiert bisher nicht. Die Nutzung von Messsystemen und Algorithmen zur Auswertung der Messdaten obliegen somit dem Anwender [Bass12, Wyen12a, Wyen12b]. Allerdings werden gegenwärtig Richtlinien zur Messdatenerfassung (vgl. VDI/VDE 2654 Blatt 3) [VDI24] und Auswertung (vgl. VDI/VDE 2654 Blatt 4) [VDI20a] erarbeitet, die künftig eine bessere Vergleichbarkeit der Messergebnisse erwarten lassen.

2.3 Einfluss der Schneidengeometrie auf den Zerspanprozess

Die Schneidengeometrie- und topographie wirkt sich maßgeblich auf den Zerspanprozess aus. Insbesondere werden hierdurch die **Spanbildung**, die **mechanische und thermische Werkzeugbeanspruchung** sowie die **Oberfläche und Randzone** des bearbeiteten Werkstücks beeinflusst [Kloc18a, Denk14a]. In den klassischen analytischen Ansätzen zur Modellierung des Zerspanprozesses (Scherebenenmodell) wird die Schneidkante als ideal scharf angenommen [Fang05a, Oxle89, Lee51, Piis48, Merc45a, Merc45b, Merc44, Erns41, Piis37]. Je nach betrachtetem Prozessparameterraum und Werkstoffeigenschaften kann eine solche Modellierung ausreichend genaue Ergebnisse liefern [Denk11a]. Bei dieser Modellvorstellung erfolgt eine ideal-plastische Verformung während der Spanbildung in nur einer Ebene, der Scherebene [Kloc18a, Denk11a]. Diese Ansätze setzen zudem voraus, dass an der Freifläche keine Kräfte wirken [Jivi08]. Da die reale Schneidkante stets eine mehr oder weniger große Verrundung aufweist, stellen solche Modellierungsansätze lediglich eine Näherung der realen Prozessbedingungen dar. In den Arbeiten von *Albrecht* [Albr61, Albr60], *Masuko* [Masu56, Masu53] und *Chien* [Chie53] wird erstmalig der Einfluss der Schneidverrundung auf die Prozesskräfte bzw. Spanbildung analytisch beschrieben und somit der klassische Ansatz der Scherebenentheorie erweitert. Neben einer an der Spanfläche wirkenden Kraftkomponente Q (engl.: tool face force) wird aufgrund der Verrundung eine, von der Verrundungsgröße abhängige, zusätzlich wirkende Kraftkomponente im Bereich der Verrundung (Abbildung 2-7 a) unterschieden, die von *Albrecht* [Albr60] als Pflügekraft P (engl.: ploughing force) bezeichnet wird [Albr60].

Warnecke [Warn74] untersuchte den Einfluss der Schneidverrundung auf die **Spanbildung** metallischer Werkstoffe und definierte dabei fünf charakteristische Wirkzonen (Abbildung 2-7 b) bei der kontinuierlichen Spanbildung (Fließspanbildung). Die primäre Scherzone stellt die eigentliche Spanentstehungszone dar, in der primär Schubverformungen stattfinden. Die durch den Spanentstehungsvorgang bewirkten plastischen und elastischen Verformungen in der Werkstückrandzone werden durch die Verformungsvorlaufzone gekennzeichnet. Die sekundären Scherzonen an der Spanfläche, im Bereich der Schneidkante und an der Freifläche entstehen durch Reibungs- und Verformungsvorgänge des Werkstoffs. Direkt im Bereich der Schneidkante bildet sich eine **Stauzone** aus, an der die eigentliche Werkstofftrennung stattfindet und die Aufbauschneidenbildung beeinflusst wird. [Warn74]

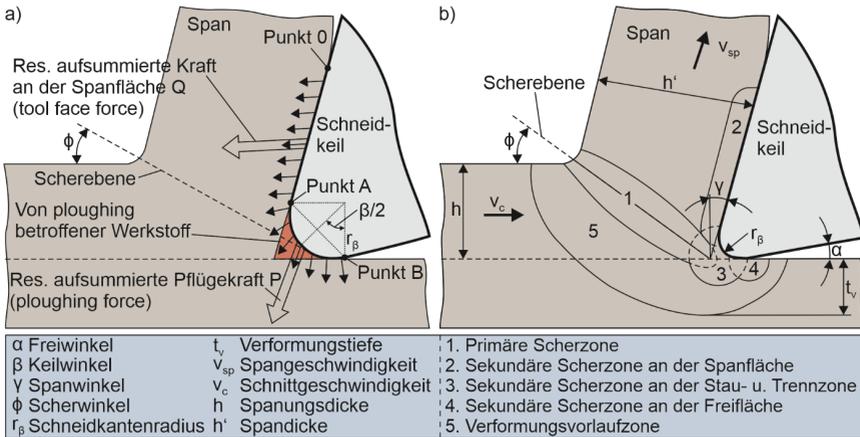


Abbildung 2-7: Ploughing-Effekt (a) (nach [Albr60]) und Wirkzonen der Spanentstehung (b) (nach [Warn74])

In der Stauzone existiert der **Staupunkt**, an dem der Werkstoff getrennt wird und in entgegengesetzte Richtungen, also in Richtung Span- und Freifläche, auseinanderfließt [Warn74, Conn68, Albr60]. Der Staupunkt beschreibt somit die erforderliche Mindestspanungsdicke h_{min} , ab der eine Spanbildung stattfindet. Unterhalb der Mindestspanungsdicke wird der Werkstückwerkstoff unter Quetschvorgängen unterhalb der Freifläche elastisch-plastisch hindurchgedrückt. [Kim02, Weul01, Warn74, Conn68, Albr60] Der dabei auftretende Kraftanteil infolge elastischer Verformung⁴ kann durch Aussetzen der Vorschubbewegung beim Orthogonalschnitt bestimmt werden und wird deshalb auch als Verweilkraft (engl.: dwell force) [Colw71] bzw. Nullvorschubkraft (engl.: zero feed force) [Stev99, Stev98] bezeichnet [Stev98, Colw71]. Die elastischen Verformungsanteile bei dieser Werkstoffverdrängung federn nach dem Passieren des tiefsten Punkts am Schneidkeil zurück und treten in Kontakt mit der Freifläche, wo infolge Abrasion eine Verschleißmarke gebildet wird [Scha15, Arco98, Conn68]. *Arcona und Dow* [Arco98] konnten einen linearen Anstieg der Spanungsdickenrückfederung mit steigendem Schneidkantenradius und steigendem Verhältnis von Werkstoffhärte zum E-Modul beobachten. *Bergmann* [Berg17] bestätigt in seinen Untersuchungen einen Anstieg der elastischen Spanungsdickenrückfederung mit zunehmender Mindestspanungsdicke und steigendem Werkstoffrückfederungsvermögen. *Schaal et al.* [Scha15] beobachteten zudem mit steigender Spanungsdickenrückfederung eine höhere Werkstückrauheit bei AlMg1SiSn aufgrund steigender Oberflächenzerklüftung.

Mit einer steigenden symmetrischen Verrundung an der Schneide erhöht sich bei sonst konstanten Prozessbedingungen die Mindestspanungsdicke, da diese vom effektiven Spanwinkel abhängt [Bass14, Warn74, Skra55]. Das kann darauf zurückgeführt werden, dass unter Einbeziehung der Schneidengeometrie ein vom (nominellen) Spanwinkel abweichender Spanwinkel wirkt, welcher als effektiver Spanwinkel γ_{eff} bezeichnet wird (siehe auch Abbildung 2-2). Bei

⁴ In der Modellvorstellung von *Albrecht* [Albr60] wurde primär plastische Werkstoffverformung innerhalb der Mindestspanungsdicke angenommen, weshalb neben der Pflügekraft die Verweilkraft infolge elastischer Werkstoffverformung (vgl. weiteren Verlauf des Kapitels) noch nicht differenziert wurde. Allerdings berücksichtigt er bereits eine auf die Freifläche wirkende Kraftkomponente, von der angenommen wird, dass diese im Vergleich zur Pflügekraft gering ist. [Albr60]

einem Schneidkantenradius⁵ treten daher lokale Unterschiede beim effektiven Spanwinkel auf, wobei dieser ausgehend von der Spanfläche in Richtung der Werkstückoberfläche zunehmend negativer wird. Der Spanwinkel am Staupunkt wird auch als kritischer effektiver Spanwinkel $\gamma_{\text{eff,krit}}$ bezeichnet. [Bass14] Der kritische effektive Spanwinkel ist abhängig von den Werkstoffeigenschaften des Werkstücks und den Prozessbedingungen [Jivi08]. *Jivishov* [Jivi08] konnte bei $\gamma_{\text{eff}} = -78^\circ$, *Koch* [Koch96] bei $\gamma_{\text{eff}} = -72^\circ$ noch eine Spanbildung feststellen. In Untersuchungen von *Schmidt* [Schm99] erfolgte hingegen bei $\gamma_{\text{eff}} < -65^\circ$ keine stabile Spanbildung mehr. In Untersuchungen von *Bassett* [Bass14] konnte gezeigt werden, dass sich neben der Größe auch die Form der Verrundung auf die Mindestspannungsdicke (Abbildung 2-8 a) auswirkt. Demnach steigt die Mindestspannungsdicke mit steigender projizierten Verrundung an der Freifläche bzw. mit sinkender projizierten Verrundung an der Spanfläche. Der kritische effektive Spanwinkel variierte dabei im Bereich von -54° bis -66° . [Bass14] *Bergmann et al.* [Berg19] konnten ebenfalls lineare Zusammenhänge zwischen der Mindestspannungsdicke und der projizierten Verrundung an der Freifläche beobachten.

Mit zunehmender Spannungsdicke steigen die **Zerspankräfte** (Schnittkraft F_c und Vorschubkraft F_f) bei verrundeten Schneiden geringer an als bei gefasteten Schneiden, da der effektive Spanwinkel größer wird [Fang05b, Denk02]. Dabei ist bei im Vergleich zum Schneidkantenradius kleinen Spannungsdicken zunächst ein degressiver Anstieg der Zerspankräfte zu beobachten, welcher mit steigender Spannungsdicke einen zunehmend linearen Verlauf annimmt [Bass14, Jivi08, Schi02, Wald99, Albr60]. Bei konstanter Spannungsdicke steigen die Zerspankräfte mit zunehmenden Schneidkantenradius an, da die Stau- und Trennzone größer und der effektive Spanwinkel kleiner wird. Im Vergleich zur Schnittkraft steigt die Vorschubkraft stärker an, wobei die Anstiegshöhe u. a. abhängig von den Werkstoffeigenschaften ist. [Jivi08] Die spezifische Zerspankraft bzw. die spezifische Zerspanenergie steigt demnach an, wenn das Verhältnis von Spannungsdicke h zu Schneidkantenradius r_β ($\lambda = h/r_\beta$)⁶ kleiner wird. Ursache des Anstiegs sind die im Verhältnis zunehmend größeren Kraftanteile aus Pflüge- und Quetschvorgängen in der Zerspanzone. [Jivi08, Kloc07a] Sinkende Werte für λ können sich auch negativ auf die Oberflächenrauheit in Vorschubrichtung auswirken [Hart17, Xu96].

Untersuchungen zum Einfluss der asymmetrischen Schneidenform auf die Zerspankräfte zeigen, dass insbesondere eine größere projizierte Verrundung an der Freifläche einen Anstieg der Zerspankräfte zur Folge hat. Die Vorschubkraft steigt hierbei ebenfalls (wie bei symmetrischen Verrundungen) stärker als die Schnittkraft an. Ein Anstieg der projizierten Verrundung an der Spanfläche wirkt sich hingegen nur geringfügig auf die Zerspankraftkomponenten aus. Dies kann auf die variierenden Mindestspannungsdicken in Abhängigkeit von den Schneidengeometrien zurückgeführt werden, wodurch die Pflüge- und Verweilkräfte beeinflusst werden. [Bass14, Denk14a, Denk12b] Das Verhältnis zwischen den Zerspankraftkomponenten ist dabei abhängig von $\lambda = h/r_\beta$. Unter einer zur Verrundungsgröße kritischen Spannungsdicke übersteigt die Vorschubkraft die Schnittkraft. [Bass14]

Zorev et al. [Zore71] haben in Ihren Untersuchungen die an der symmetrischen Schneidenverrundung wirkenden **Lastspannungen** (Normal- und Tangentialspannungen) beschrieben. Es konnte gezeigt werden, dass die maximalen Normalspannungen an der Verrundung auftreten.

⁵ Bei gefasteten Schneiden resultiert der effektive Spanwinkel bei der Zerspanung aus der Überlagerung des Spanwinkels mit dem applizierten Spanflächenfasenwinkel. Der effektive Spanwinkel weist dabei einen von der Spannungsdicke h unabhängigen, konstanten Wert auf.

⁶ bzw. Verhältnis von Spannungsdicke h zu mittlerer Schneidkantenverrundung S (h/S)

Dort erreichen die Tangentialspannungen aufgrund des Werkstoffflusses zunächst ein Minimum und steigen dann mit entgegengerichteter Orientierung wieder an. [Zore71] In einer simulativen Untersuchung von Childs [Chil10] konnte mit steigender Verrundung (von $r_\beta = 10 \mu\text{m}$ auf $160 \mu\text{m}$) eine geringere maximale Normalspannung an der Verrundung ermittelt werden. Die maximalen Tangentialspannungen an der Verrundung blieben dabei annähernd konstant. Die Position der maximalen Tangentialspannung an der Verrundung ändert sich dabei mit steigender Verrundung. [Chil10] Eine solche Positionsverschiebung an der Verrundung der betragsmäßig konstant bleibenden maximalen Tangentialspannungen mit ansteigender Verrundung konnten auch Storch und Zawada-Tomkiewicz [Stor12] in ihren Untersuchungen nachweisen. In weiteren Untersuchungen wurde mit steigender Verrundung zwar ein Anstieg der Pflüge- und Verweilkräfte hervorgerufen, allerdings sanken insgesamt die Lastspannungen an der Verrundung [Bass14, Ulut13, Hu07]. Bergmann und Grove [Berg18, Berg17] untersuchten den Einfluss der Schneidengeometrie auf die Normal- und Tangentialspannungen an unterschiedlichen Bereichen am Schneidkeil (Abbildung 2-8 b). Mit zunehmenden S_α ($K_S < 1$) konnte insbesondere in den Bereichen I und II ein Anstieg der Normalspannungen beobachtet werden, wohingegen die Tangentialspannungen abnahmen. Die Schneide wird dadurch stärker auf Druck beansprucht, eine für Hartmetall günstigere Beanspruchungsform, wodurch die Wahrscheinlichkeit für Schneidkantenausbrüche reduziert werden kann. Allerdings begünstigt eine Schneidengeometrie mit $K_S < 1$ einen höheren Freiflächenverschleiß. [Berg18, Berg17]

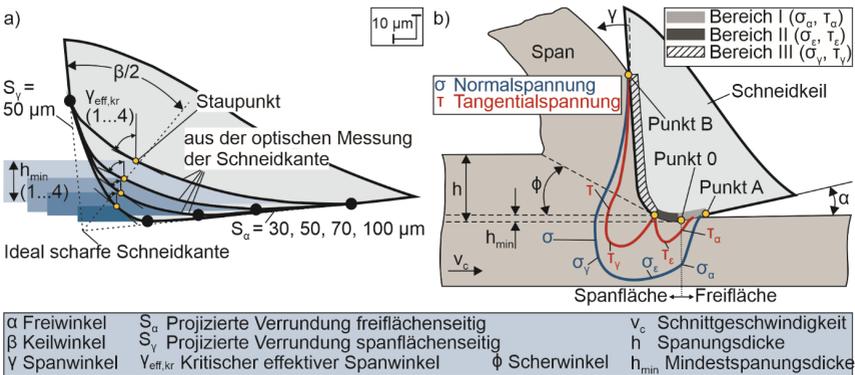


Abbildung 2-8: Empirisch ermittelter Einfluss der Schneidengeometrie auf den kritischen effektiven Spanwinkel (a) (nach [Bass14]) und Spannungsbereiche am Schneidkeil (b) (nach [Berg17])

Hinsichtlich der **Temperaturverteilung** am Schneidkeil konnte festgestellt werden, dass bei konstanter Spanungsdicke mit steigendem Schneidkantenradius die Temperatur ansteigt. Dabei verschiebt sich das maximale Temperaturfeld mit abnehmendem Verhältnis von h/r_β von der Spanfläche zur Freifläche. [Bass14, Jivi08] Bei konstanter Spanungsdicke wurde bei einer Schneidengeometrie $K_S < 1$ ebenfalls die maximale Temperatur im Bereich der Freifläche beobachtet, wohingegen sich diese bei $K_S > 1$ an der Spanfläche ausbildete [Bass14, Denk12b]. Eine steigende Verrundung bewirkt neben einer höheren mechanischen Druckbelastung einen zunehmend höheren Temperatureintrag in die Bauteilrandzone, wodurch in der Werkstückoberfläche eine zunehmende Verlagerung der Eigenspannungen in den Zugbereich stattfindet. Bei

Werkstoffen mit hoher Duktilität wird die Ausbildung von Zugeigenspannungen begünstigt, da die Druckbelastung verstärkt in Verformungswärme umgewandelt wird. [Jivi08]

Hinsichtlich auftretender Werkzeugstandzeiten können keine allgemeingültigen Aussagen im Sinne einer optimalen Schneidengeometrie getroffen werden. Es ist daher stets eine prozess- und materialspezifische Auslegung der Schneidengeometrie mittels Standzeituntersuchungen erforderlich. Der Einfluss der Schneidengeometrie auf das **Einsatz- und Verschleißverhalten** bei der Zerspaltung war daher bislang Gegenstand zahlreicher wissenschaftlicher Untersuchungen, unter anderem beim *Orthogonalschnitt* [Berg17, Bass14, Somm13, Wyen12b, Heck10, Cort09a, Kött06], *Drehen* [Kröd19, Bass14, Vent14, Schm99], *Bohren* [Bath20a, Wolf19, Beer16, Terw11, Fran10, Byel08, Kött06, Riss06, Koeh04] und *Fräsen* [Kühn20, Effg18, Rehe15, Klym14, Löwe14].

Bassett [Bass14] untersuchte den Werkzeugverschleiß beim Orthogonaleinstechdrehen von C45E und Außen-Längs-Runddrehen unterschiedlicher Werkstoffe (C45E, EN-GJS600-3, 42CrMo4, und TiAl6V4) unter Einsatz variierender Schneidengeometrien. Im Orthogonalschnitt wurden mit symmetrischen Schneidengeometrien ($K_S = 1$) im Bereich von $\bar{S} = 25\text{--}35\ \mu\text{m}$ die höchsten Standwege erreicht. Die steigende mechanische Stabilität der Schneide bis zu diesem Bereich verringerte sich wieder mit höheren Werten von \bar{S} bzw. einer steigenden projizierten Verrundung an der Freifläche. Dies wurde auf die steigende thermo-mechanische Beanspruchung mit höherer Verrundung bzw. auf die steigende Beanspruchung der Freifläche zurückgeführt. Formfaktoren von $K_S > 1$ führten insgesamt zu den höchsten Standwegen. [Bass14] Tendenziell führen Schneidengeometrien mit $K_S < 1$ zu einem höheren Freiflächenverschleiß und Schneidengeometrien mit $K_S > 1$ zu einem höheren Spanflächenverschleiß. Beim Außen-Längs-Runddrehen von C45E (Trockenschnitt) wurden mit symmetrischen und asymmetrischen ($K_S < 1$) Schneidengeometrien die höchsten Standzeiten erzielt. Dies wurde auf die statische thermo-mechanische Beanspruchung bei dieser Bearbeitung und den dominierenden Kolkverschleiß an der Spanfläche zurückgeführt. Ein Freiflächenverschleiß, der durch die projizierte Verrundung an der Freifläche beeinflusst werden kann, trat nicht auf. Wurde die Versuchsreihe mit Einsatz von Kühlschmierstoff (KSS) durchgeführt, ergab sich kein signifikanter Einfluss der Schneidengeometrie auf die Standzeit. Zudem wurden Schichtabplatzungen an der Freifläche aufgrund der hohen Temperaturgradienten beobachtet. Eine kleine symmetrische Verrundung im Bereich von $\bar{S} = 15\text{--}20\ \mu\text{m}$ erweist sich hier als geeignet. [Bass14] Unabhängig von den Kühlschmierbedingungen wurden bei dynamischer thermo-mechanischer Beanspruchung (z. B. im unterbrochenen Schnitt) Standzeitvorteile bei großen symmetrischen und zur Spanfläche verkippten Verrundungen ($K_S > 1$) beobachtet. Dies wurde vom Autor auf den Schutzfasen-Effekt (Schneiden mit $K_S > 1$ ähneln einer Schutzfase) zurückgeführt, wodurch der Schneidkeil in der Trenn- und Stauzone überwiegend einer Druckbeanspruchung ausgesetzt ist. [Bass14] Für die Bearbeitung von EN-GJS600-3 (primär abrasive Beanspruchung) erwiesen sich ähnliche Schneidengeometrien wie bei der kontinuierlichen Bearbeitung von C45E als vorteilhaft. Da bei 42CrMo4 Frei- und Spanflächenverschleiß auftreten, ist hierbei eine moderate symmetrische Verrundung ($\bar{S} = 25\text{--}30\ \mu\text{m}$) zielführend. Durch Schneidkantenpräparation konnte allerdings insgesamt keine signifikante Steigerung der Standzeit erreicht werden. [Bass14] Dies zeigte sich auch bei der Bearbeitung von TiAl6V4, welches aufgrund der hohen

Elastizität und Streckgrenze die Spanungsdickenrückfederung und somit den Freiflächenverschleiß begünstigt. Schneidengeometrien mit $K_S < 1$ führen hier zu den geringsten Standzeiten. Unpräparierte oder äußerst geringe verrundete Schneiden sind hier vorteilhaft. [Bass14]

Beim Außen-Längs-Runddrehen von ausferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI 900), tritt aufgrund der Scherspannbildung eine hohe Prozessdynamik auf [Arft13, Klöp07]. *Arft* [Arft13] konnte bei einer Erhöhung des Schneidkantenradius von 60 auf 90 μm nur unter Einsatz von Emulsion eine Standzeitverbesserung erreichen. Im Trockenschnitt wurden mit beiden Radien vergleichbare Standzeiten erzielt. [Arft13] *Hartig et al.* [Hart17] untersuchten unterschiedliche Verrundungsgrößen und -formen beim Außen-Längs-Runddrehen von ADI 900. Schneidkanten mit Formfaktoren von $K_S \approx 0,5$ bewirkten den höchsten Freiflächenverschleiß und die geringste Oberflächengüte, insbesondere bei größeren Verrundungen ($r_\beta \approx 55 \mu\text{m}$, $r_\beta \approx 85 \mu\text{m}$), und stellten somit keine adäquate Schneidengeometrie dar. Bei größeren Verrundungen ($r_\beta \geq 55 \mu\text{m}$) konnte bei Formfaktoren von $K_S \approx 2$ ein tendenziell geringerer Freiflächenverschleiß und eine bessere Oberfläche als bei symmetrischen Verrundungen ($K_S \approx 1$) beobachtet werden. Bei kleinen Verrundungsgrößen lieferten die Formfaktoren von $K_S \approx 1$ und $K_S \approx 2$ in etwa vergleichbare Ergebnisse. [Hart17] Beim Bohren von ADI 900 konnte *Klöpper* [Klöp07] mittels Schneidkantenpräparation und Facettierung der Schneidenecke ebenfalls Standzeitverbesserungen erzielen [Klöp07]. In einer weiteren Untersuchung erwies sich beim Bohren und Fräsen eine geringe Schneidkantenverrundung anstatt einer Fase ebenfalls als vorteilhaft [AiF11].

Beim Außen-Längs-Runddrehen nimmt die Spanungsdicke ausgehend von der Hauptschneide zur Schneidenecke bzw. Nebenschneide, die im Kontakt mit der Werkstückoberfläche steht, hin ab. An der Oberfläche bildet sich beim Unterschreiten der Mindestspanungsdicke der dabei verdrängte Werkstoff als Spanzipfel aus und beeinflusst u. a. die Oberflächenrauheit [Bram61]. *Özel et al.* [Özel09, Özel08] begegnen dieser abnehmenden Spanungsdicke bzw. dem ungünstigen Verhältnis zwischen Verrundungsgröße und Spanungsdicke mittels einer gezielt zur Schneidenecke hin abnehmenden Verrundungsgröße (inhomogener Präparationsverlauf). Dadurch konnten Temperaturen, Lastspannungen und Verschleiß an der Schneidkante, sowie plastische Verformungen an der Werkstückoberfläche reduziert werden. [Özel09, Özel08] Das Einsatzpotenzial gezielt inhomogen abgestimmter Präparationsverläufe wurde auch an Bohrwerkzeugen [Hart21, Hart19, Wolf19, Bier11, Terw11, Bier08] untersucht. Um den hohen Versuchsaufwand von Standzeituntersuchungen zu reduzieren, werden zunehmend auch FE-Simulationen zur Bestimmung verschleißoptimierter Schneidengeometrien eingesetzt [Berg21].

2.4 Verfahren zur Schneidkantenpräparation

Innerhalb der Prozesskette zur Herstellung von Zerspanwerkzeugen ist die Schneidkantenpräparation der Fertigungsschritt zur Erzeugung einer definierten Schneidengeometrie (Werkzeugmikrogeometrie). Dadurch soll die Kantenschartigkeit reduziert, die Schneidkante stabilisiert und insgesamt die Werkzeugstandzeit, Prozessstabilität sowie das Bearbeitungsergebnis verbessert werden [Cort09a]. Die Präparation kann sich ebenfalls positiv auf die Schichthftung von Verschleißschutzschichten auswirken [Hols09].

In den letzten Jahren haben sich unterschiedliche mechanische, thermische und chemische Präparationsverfahren [Löwe14, Cort09a] etabliert, die im wissenschaftlichen und/oder industriellen Umfeld erprobt und untersucht wurden. Einige dieser Verfahren wurden aus artverwandten

fertigungstechnischen Anwendungsgebieten, wie beispielsweise der Entgratungstechnik, adaptiert [Efg18, Wyen12b, Cort09a]. Zu den gängigsten Verfahren mit industrieller Bedeutung zählen das Strahlspanen, das Bürsten und das Gleitspanen [Denk14a, Hols09]. In einer Umfrage unter zwölf Herstellern von Zerspanwerkzeugen aus dem Jahre 2018 konnte dies bestätigt werden – gefolgt vom Schleifen [Aßmu19]. Weitere Verfahren sind die magnetabrasive Bearbeitung, das Strömungsschleifen, das funkenerosive Abtragen und das Laserabtragen [Denk14a].

Die Präparationsverfahren unterscheiden sich insbesondere hinsichtlich der Fähigkeit zur Prozesskettenintegration, Investitionskosten, Wirtschaftlichkeit, reproduzierbaren Anwendbarkeit und Genauigkeit sowie Einsatzflexibilität [Denk14a]. Die Einsatzflexibilität ergibt sich daraus, ob auch komplexe nichtlineare Schneidverlaufsformen (vgl. Kapitel 2.1.3) durch das jeweilig eingesetzte Verfahren zugänglich sind und bearbeitet werden können. Zudem wird sie dadurch bestimmt, ob eine lediglich lokal begrenzte Bearbeitung erfolgen kann. Ebenfalls bestimmt die Verfahrenswahl darüber, ob eine über den Schneidverlauf angepasste Präparation (inhomogener Präparationsverlauf) erfolgen kann und in welchen Größenbereichen der Schneidkantenradius und der Formfaktor eingestellt werden können. Auch die Möglichkeit zur Bearbeitung hochharter Schneidstoffe wie dem kubischen Bornitrid (cBN) oder Diamant kann für die Verfahrenswahl ausschlaggebend sein [Denk14a]. Nachfolgend werden die grundlegenden Funktionsweisen und Vor- und Nachteile der Verfahren näher beschrieben. Auf das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Präparationsverfahren mit elastisch gebundenen Schleifscheiben wird in Kapitel 2.5.5 detailliert eingegangen.

2.4.1 Strahlspanen

Das Strahlspanen gehört zur Untergruppe des Spanens mit geometrisch unbestimmten Schneiden nach DIN 8589-0 [DIN03a]. Eine genaue Klassifizierung der Strahlverfahren erfolgt in DIN 8200⁷. Beim Strahlspanen wird ein Strahlmittel (Werkzeug) mit Hilfe eines Trägermediums in Strahlgeräten beschleunigt und auf die Oberfläche des Strahlguts (Werkstück, z. B. Werkzeugschneidkante) geschleudert [DIN82]. Als Trägermedien für die Strahlmittel kommen häufig Luft oder Wasser zum Einsatz. Demnach werden das Trocken- oder Nasstrahlspanen unterschieden [Denk03, DIN82]. Zum Strahlspanen von Hartmetallen wird als Strahlmittel bevorzugt scharfkantiges Aluminiumoxid eingesetzt [Aßmu19, Wolf19, Terw11, Bouz08]. Den Strahlverfahren liegt ein energiegebundenes Wirkprinzip zugrunde [Kloc18a]. Beim Strahlspanen bewirkt das Auftreffen des Strahlmittels entweder einen direkten Materialabtrag oder es kommt aufgrund wiederholter Deformationen zu Ermüdungsbrüchen im Werkstückmaterial. Die finale Schneidengeometrie resultiert aus der Überlagerung zahlreicher Aufprallstellen. [Kloc18a, Terw11, Oste09] Zu den wichtigsten Prozessparametern beim Strahlspanen von Schneidkanten zählen beispielsweise die Kornart und -größe des Strahlmittels, der Strahlruck, der Strahlneigungswinkel, der Strahlwinkel, die Vorschubgeschwindigkeit bzw. Strahlzeit sowie der Düsenaustrittsabstand des Strahls. Das Prozessergebnis wird zudem von den Ausgangsbedingungen an der Schneidkante (z. B. Keilwinkel und Schartigkeit) beeinflusst. [Aßmu19, Kött06] Ferner werden Strahlverfahren auch zur gezielten Nachbehandlung von unbeschichteten und beschichteten Hartmetallsubstraten eingesetzt, um vorteilhafte Druckeigenspannungs- und Oberflächenzustände (z. B. ein moderates Zurücksetzen der Bindephase) im Bereich der Schneidkante zu bewirken [Bouz08, Bouz05, Bouz02].

⁷Die DIN 8200 wurde 2008 ersatzlos zurückgezogen.

Die Strahlverfahren zeichnen sich insgesamt durch ein hohes Maß an Einsatzflexibilität und Anpassungsfähigkeit an die Schneidenverlaufsform aus. Allerdings setzt dies beispielsweise den Einsatz eines Industrieroboters zur Prozessführung voraus. Neben der Möglichkeit zur reproduzierbaren Steuerung der Verrundungsgröße, können so auch gezielt asymmetrische Schneidengeometrien hergestellt werden. Zudem lassen sich lokal begrenzte Schneidkantenpräparationen durchführen. [Denk14a] In Untersuchungen von *Aßmuth* [Aßmu19] konnten je nach Prozessparameter und Werkstückgeometrien mittlere Schneidkantenverrundungen von bis zu 105 µm an Hartmetallen erzielt werden. Ein unregelmäßiger Abrasivstrom beim Strahlspanen kann sich allerdings negativ auf die Reproduzierbarkeit bei der Schneidkantenpräparation auswirken [Wolf19, Wyen12b]. Zur Erzielung wiederholgenauer Ergebnisse müssen die Strahlmittel außerdem hinsichtlich des Verschleißes aufwändig überwacht und ggf. separiert werden. Zudem können sehr spröde Schneidstoffe, wie Keramiken, cBN oder polykristalliner Diamant (PKD), aufgrund der Gefahr von Mikroausbrüchen an der Schneidkante, nicht mittels Strahlen bearbeitet werden [Gute09]. Aufgrund der Vielzahl an Einflussgrößen und den Herausforderungen bei der Prozessführung gestaltet sich die Anwendung der Strahlverfahren zur reproduzierbaren Schneidkantenpräparation bislang als nicht trivial [Denk14a].

2.4.2 Bürsten

Das Verfahrensprinzip des Bürstens⁸ beruht darauf, dass ein rotierendes Bürstwerkzeug über die Werkstückkante gleitet und so eine Verrundung herbeiführt [Gerb09]. Am Bürstwerkzeug sind sogenannte Borsten bzw. Filamente aus Nylon oder anderen Polymeren angebracht [Denk10b, Cort09a, Gerb09, Denk08, Denk03]. Diese können bereits den Abrasivstoff (z. B. SiC zur Bearbeitung von Hartmetall) enthalten [Denk10b, Denk08] oder es werden Filamente aus häufig natürlichen Materialien (z. B. Rosshaar) mit einer diamanthaltigen Polierpaste benetzt [Somm13, Cort09a, Gerb09, Bye08, Wink05]. Trifft das erstgenannte zu, wird das Verfahren als **Bürsten** bezeichnet, ansonsten als **Bürstpolieren** [Cort09a]. Beiden Verfahrensvarianten liegt ein energiegebundenes Wirkprinzip zugrunde und sie können dem Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden zugeordnet werden [Efff18, Flor87]. Wichtige Prozessstellgrößen beim Bürsten sind neben dem Aufbau der Bürstwerkzeuge (Länge, Durchmesser, Anzahl und Form der Filamente, sowie die Art und Korngröße des Abrasivstoffs) auch die einstellbaren Prozessparameter [Pauc08, Denk03]. Die Bürstzeit, die Bürstzustellung und die Schnittgeschwindigkeit des Bürstwerkzeugs zählen zu den primären Einstellgrößen beim dreiachs-gesteuerten Bürsten, und wirken sich hauptsächlich auf die Verrundungsgröße aus. Hinzu kommt eine Vorschubgeschwindigkeit zur axialen Bewegung des Bürstwerkzeugs entlang der Schneidkante. Über die Bearbeitungsrichtung (von Span- zur Freifläche oder umgekehrt) und den Werkzeug-Lagewinkel kann zusätzlich die Verkippung der Schneidengeometrie eingestellt werden. [Bass14, Denk10b] Durch den Einsatz von KSS kann ein partielles Aufschmelzen der Filamente vermieden werden [Denk09a, Lame92].

Durch Bürsten sind sehr kurze Prozesszeiten (im Bereich von ca. 10 s [Denk07]) möglich [Denk14a]. Zudem können symmetrische und asymmetrische Schneidengeometrien in einem großen Bereich hergestellt, sowie lokal begrenzte Präparationen durchgeführt werden [Bass14]. In Untersuchungen von *Bassett* [Bass14] wurde beim Umfangsbürsten bei einer symmetrischen

⁸ Abweichend zum hier beschriebenen Bürsten wird nach DIN 8589-0 das sogenannte Bürstspanen unterschieden, welches als Untergruppe des Spanens mit geometrisch bestimmten Schneiden aufgeführt ist [DIN03a] und in der DIN 8589-8 näher spezifiziert wird [DIN03b]. Das Bürstwerkzeug beim Bürstspanen (früher als Nadelfräsen bezeichnet) besteht aus harten elastischen Drähten mit scharfkantigen Enden die als Schneiden fungieren und wird zur Veränderung der Oberflächenstruktur und Form von Werkstücken verwendet [DIN03b].

Verrundung eine mittlere Schneidkantenverrundung von bis zu 100 µm erreicht. Gerber und Wagner [Gerb09] geben mögliche Schneidkantenradien im Bereich von 5-150 µm an. Ein weiterer Vorteil ist das Einbringen von Druckeigenspannungen in die Substratoberfläche [Denk08]. Hohe Anforderungen an die Prozessführung und dadurch einhergehende Einschränkungen bei der Bearbeitung entstehen jedoch bei komplexen Schneidenverlaufsformen [Denk14a]. Byelyayev [Byel08] berichtet von unerwünschten ungleichmäßigen Schneidenverrundungen bei der Präparation von HSS-Spiralbohrern mittels Bürstpolieren an einer handelsüblichen Bürst- und Poliermaschine und führt dies auf ungeeignete Prozessbedingungen während der Bearbeitung zurück. Nur durch den Einsatz einer aufwändigen Numerical Control (NC)-gesteuerten 5-Achs-Bürstkinematik [Denk09b, Denk08] können auch bei komplexeren Schneidenverläufen homogene Präparationsverläufe erzielt werden [Bass14, Denk10a, Denk09b]. Als weiterer Nachteil kann der auftretende Filamentverschleiß genannt werden und die damit einhergehende Beeinflussung des Materialabtrags [Bass14]. Zudem kann der Verschleiß bisher nicht ausreichend genau während des Prozesses erfasst werden [Pauc08]. Weiterhin sind zur Einstellung der gewünschten Zielgeometrie bei der Schneidkantenpräparation bisher iterative Vorgehensweisen notwendig [Bass12], die die Produktivität und Flexibilität des Verfahrens einschränken [Effg18]. Beim Bürstpolieren entsteht zudem aufgrund des Einsatzes von Polierpasten ein erhöhter Reinigungsaufwand für die präparierten Werkzeuge [Effg18].

2.4.3 Gleitspanen

Als Untergruppe gehört Gleitspanen nach DIN 8589-0 zum Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden [DIN03a]. In DIN 8589-17 werden die Gleitspanverfahren nach der Art des verwendeten Schleifmittels in Gleitschleifen und Gleitlappen unterteilt. Beim Gleitschleifen kommen Schleifkörper zum Einsatz, während beim Gleitlappen pulverförmige bzw. feinkörnige Lappmittel oder Lapppulver verwendet werden [DIN03c]. Zur Unterdrückung der Staubbildung werden dem Abrasivstoff häufig ölhaltige Hilfsstoffe (Compound) beigemischt [Gege09]. Diese können auch den Materialabtrag effizienter gestalten, zur Entfettung oder zum Korrosionsschutz beitragen [Oste09].

Die Spanabnahme beim Gleitspanen wird durch eine zwischen dem Werkstück und den Schleifkörpern bzw. dem Lappmittel unregelmäßige Relativbewegung bewirkt [DIN03c]. Der Materialabtrag wird hauptsächlich durch Mikropflügen und -furchen, Rollen der Abrasivstoffe mit entstehenden Ausbrüchen und durch Umformen bestimmt [Hinz88]. Dem Gleitschleifen liegt ein vorwiegend kraftgebundenes Wirkprinzip zu Grunde [Kloc18a].

Das Trommel- oder Vibrationsgleitlappen bzw. -gleitschleifen stellt eine wirtschaftliche Methode zur Schneidkantenverrundung von Wendeschneidplatten dar [Sche88]. Das Tauchgleitlappen findet beispielsweise Anwendung bei der Schneidkantenpräparation von torischen Zerspanwerkzeugen, wie Bohrer oder Fräser [Uhlm16a, Uhlm16b, Löwe14, Uhlm14, Pria12, Uhlm12a, Uhlm11b, Uhlm10, Gege09, Riss06], kann aber auch für Wendeschneidplatten angewendet werden [Kloc18a]. Im allgemeinen Sprachgebrauch wird das Tauchgleitlappen häufig mit den Begriffen Schleppschleifen [Kloc18a], Schleppfinishing oder Trowalisieren [Löwe14, Uhlm12a] gleichgesetzt. Ebenfalls werden die Begriffe Schleppschleifen und Tauchgleitschleifen z. T. synonym verwendet [Uhlm11c, Oste09]. Beim Tauchgleitlappen werden die Werkstücke (z. B. Zerspanwerkzeuge) auf einer Halterung aufgenommen und zur Bearbeitung

in ein sich bewegendes Schleifmedium eingetaucht. Die für den Materialabtrag benötigte Relativbewegung zwischen den Werkstücken und dem Schleifmedium kann auch durch die Bewegung der Werkstücke in einem ruhenden Schleifmedium (Schleppscheifen) hervorgerufen werden. Eine Kombination beider Bewegungsabläufe ist ebenfalls möglich. [DIN03c] Je nach Anwendung werden als Schleif- bzw. Läppmittel beispielsweise Aluminiumoxid (Al_2O_3) oder Siliziumkarbid (SiC) [Oste09], sowie Walnussschalengranulate in Verbindung mit diamanthaltigen oder SiC -haltigen Polierpasten [Lv22, Wolf19] verwendet. Wesentliche Einflussgrößen auf das Präparationsergebnis sind die Schleifmittelspezifikation, sowie die Drehrichtung, Drehzahl, Eintauchtiefe und Bearbeitungszeit. Eine steigende Bearbeitungszeit führt außerdem zu einer kontinuierlich geringer werdenden Schartigkeit. [Gege09]

Die Untersuchungen von *Risse* [Riss06] an Vollhartmetall-Wendelbohrern im Durchmesserbereich von 1-10 mm, zeigten, dass durch Schleppscheifen eine prozesssichere und reproduzierbare Herstellung definierter Schneidkantenradien im Bereich von 4-40 μm möglich ist [Riss06]. Für große Schneidkantenradien und um die Bearbeitungszeiten unter 10 min zu halten, sollten für eine Steigerung des Anpressdrucks große Eintauchtiefen von mindestens 200 mm gewählt werden [Riss06]. *Löwenstein* [Löwe14] konnte beim Tauchgleitlappen von Mikrofräswerkzeugen (Werkzeugdurchmesser ≤ 1 mm) aus Hartmetall Schneidkantenradien im Bereich von 3,7-31,2 μm und maximale Schartigkeiten zwischen 0,15-0,5 μm generieren [Löwe14].

Die Vorteile beim Schleppscheifen können im kostengünstigen Aufbau der Anlagen und in der einfachen Prozessgestaltung gesehen werden [Denk14a, Gege09]. Zudem eignet es sich zur Bearbeitung geometrisch komplexer Werkstücke mit schwer zugänglichen Oberflächen [Uhm11c], sowie zur Schichtvor- und Schichtnachbehandlung von Werkzeugen [Bier15]. Für die wirtschaftliche Herstellung großer Schneidkantenradien eignet sich das Verfahren aufgrund der steigenden Bearbeitungszeiten nicht. Ein wirtschaftlicher Einsatz des Verfahrens ist bis zu einem Schneidkantenradius von etwa 20-25 μm möglich. [Kloc18a] Ein weiterer Nachteil ist, dass keine Präparation einzelner Schneidbereiche möglich ist, da die Schneiden gänzlich im Schleifmedium eintauchen. Ebenso ist eine Erzeugung asymmetrischer Schneidengeometrien ($K_s \neq 1$) nur schwer realisierbar. [Kloc18a, Denk14] Zudem wurde an außenliegenden Bereichen des Werkzeugs (z. B. Schneidenecke am Bohrer) ein höherer Materialabtrag beobachtet [Bier15].

2.4.4 Schleifen

Zu den ersten Verfahren der Schneidkantenpräparation wird das händische **Abziehen** (der Werkzeugschneide) mit einer Diamantfeile [Raff58, Rott55] gezählt, welches **Schleifwerkzeuge mit starr gebundenem Korn** nutzt. Es kann dem Hubschleifen nach DIN 8589-13 zugeordnet werden, welches kinematisch dem Feilen ähnelt [DIN03d]. Das Verfahren kommt auch heute noch bei kleinen Nachschleifbetrieben [Csel09a, Csel09b] und Herstellern von Sonderwerkzeugen, insbesondere bei kleinen Losgrößen, zum Einsatz [Effg18]. Das Verfahren erfordert keine hohen Investitionen in komplexe Anlagen und zeichnet sich durch eine hohe Flexibilität aus [Effg18, Csel09a, Csel09b]. An komplexen Schneidenverlaufsformen kann beispielsweise die Schneidengeometrie inhomogen gestaltet und so auf die jeweiligen Zerspanbedingungen gezielt abgestimmt werden [Effg18]. Demgegenüber steht der hohe personelle Aufwand und die Abhängigkeit des Bearbeitungsergebnisses und der Reproduzierbarkeit vom eingesetzten Personal [Effg18, Csel09a, Csel09b]. In einem weiteren Präparationsverfahren wurde

die Verrundung an der Schneide mittels deren Diskretisierung über mehrere Fasen beim **Querseiten-Planschleifen** angenähert [Denk13a, Denk12c]. Die Untersuchungen erfolgten bislang an Wendeschneidplatten aus Hartmetall [Denk14b, Denk13a] und polykristallinem kubischen Bornitrid (PcBN) [Vent14, Denk13b]. Dieses Verfahren kann als CNC-gesteuerte Variante des zuvor beschriebenen Abziehens von Hand verstanden werden [Effg18]. Form und Größe der Verrundung können mit diesem Verfahren flexibel eingestellt werden. Die Präparation erfolgt in einer Aufspannung im Anschluss an das Schleifen der Freifläche. [Denk14b, Denk13a] Beim Schleifen der Freifläche an der Schneidenecke wurde maschinenbedingt (Unterbrechung der Drehbewegung) eine facettenartige Ausprägung des Eckenradius beobachtet, die nach der Schneidkantenpräparation zu Unregelmäßigkeiten in der Fasenbreite führten [Vent14]. Die Präparationsmöglichkeiten sind aufgrund der kinematischen Kontaktbedingungen auf geometrisch weniger komplexe Werkzeuge limitiert und somit für Schaftwerkzeuge eher ungeeignet [Effg18]. Herausforderungen ergeben sich zudem hinsichtlich einer wirtschaftlichen Einsatzmöglichkeit des Verfahrens, insbesondere bei der Bearbeitung von hochharten Schneidstoffen, wie PcBN. Durch eine gezielte Prozessauslegung sind aber Standzeitverbesserungen möglich [Behr16, Denk16b]. *Uhlmann und Bruckhoff* [Uhlm17] präparierten Hartmetall-Wendeschneidplatten mit einem Formschleifprozess. Dazu wurden metallisch gebundene Schleifstifte auf einer 5-Achs-Schleifmaschine verwendet. Je nach eingesetzter Schleifstrategie wurden Unterschiede in Größe und Form der Verrundung sowie bei der Schartigkeit festgestellt. [Uhlm17]

Eine weitere Verfahrensgruppe zur Schneidkantenpräparation nutzt **Schleifwerkzeuge mit elastisch gebundenem Korn**. Die Verfahren werden auch häufig mit den Begriffen Polier- [Bath20a, Heym15, Heym12] oder Feinschleifen [Gute09] in Zusammenhang gebracht (vgl. Kapitel 2.5). Das Verfahrensprinzip beruht darauf, dass sich der flexible Schleifbelag bei hohem Anpressdruck um die zu bearbeitende Schneide legt und so eine Verrundung oder fasenähnliche Geometrie erzeugt [Gute09]. Ein primär für Wendeschneidplatten eingesetztes Verfahren ist das **Planschleifen**, welches elastisch gebundene Schleifscheiben anstatt Läppscheiben zur Planflächenbearbeitung der Spanflächen nutzt. In umlaufenden Käfigen werden die Wendeschneidplatten zwischen den rotierenden elastischen Schleifscheiben bewegt (wie beim Läppen). Durch den Anpressdruck legt sich der elastische Schleifscheibenbelag um die Schneide, wodurch die Verrundung entsteht. [Sche88] Je nach Anlagentyp ist auch nur eine einseitige Bearbeitung der Wendeschneidplatten in einer Aufspannung möglich [Gute09]. Einstellgrößen des Prozesses sind die Schleifscheibenspezifikation, die Motordrehzahl, der Anpressdruck sowie die Bearbeitungszeit [Gute09]. Das Verfahren ist zwar recht wirtschaftlich, aber die Flexibilität zur Erzeugung der Schneidengeometrie ist stark eingeschränkt [Sche88]. Es lassen sich lediglich Schneidengeometrien mit einem Formfaktor $K_s < 1$ oder fasenähnliche Geometrien erzeugen. In Abhängigkeit von der Form der Wendeschneidplatte können auch Unregelmäßigkeiten oder Fehlstellen bei der Verrundung von Schneidenecke und Nebenschneide auftreten, die eine nachgelagerte Bearbeitung erforderlich machen können. [Gute09] *Heymann und Biermann* [Heym12] verwendeten elastisch gebundene Schleifscheiben zum **Polieren der Spanflächen** an Vollhartmetall-Wendelbohrern. Im selben Prozessschritt konnten bei geeigneter Prozessführung dadurch auch die Schneiden am Werkzeug präpariert werden. [Heym12] Eine Schneidenverrundung und signifikante Verringerung der Schartigkeit wurde mit einem vergleichsweise weichen Bindungssystem erreicht [Heym15]. Durch ein zusätzliches gezieltes Polierschleifen der Freifläche konnte der Präparationseffekt verstärkt werden [Heym15]. *Bathe* [Bath20a] nutzte elastische Schleifscheiben u. a. zur Nachbearbeitung der Funktionsflächen an

Einlippentiefbohrwerkzeugen. In Untersuchungen von *Koehler* [Koeh04] kamen elastisch gebundene Schleifscheiben zur Präparation von bereits angebrachten Fasen an den Schneiden von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Einsatz. Dies hatte zum Ziel, die scharfkantigen Übergänge zur Span- und Freifläche zu verrunden. [Koeh04] *Denkena et al.* [Denk19a, Denk19b] nutzten zur Präparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten Polierwerkzeuge, die aus flexiblen Kunststofflamellen mit eingebetteten Diamant-Schleifkörnern bestehen. Mittels geeigneter Prozessführung, dem sogenannten Parallelpolieren (die Lamellen sind parallel zur Schneidkante ausgerichtet), konnten durch Variation der entsprechenden Prozessparameter sowohl symmetrische als auch asymmetrische Schneidengeometrien hergestellt werden. [Denk19a, Denk19b] Bei der Schneidkantenpräparation von Vollhartmetall-Schaftfräsern wurden mit dieser Präparationsmethode im Vergleich zum Schleppscheifen höhere Schartigkeiten mit prozestypischen periodischen Bearbeitungsriefen erzielt [Denk21a]. Aussagen über etwaige Möglichkeiten zum erneuten Aufbereiten der Werkzeuge durch Abrichten wurden nicht gemacht. Es wird vermutet, dass die Werkzeuge für eine einmalige Anwendung konzipiert sind. *Brodbeck et al.* [Brod14] stellten das patentierte [DE11] **Drillpolishen-Verfahren** als einen alternativen Ansatz zur Schneidkantenpräparation vor. Bei diesem Verfahren wird eine ruhende elastisch gebundene Schleifscheibe durch ein Schaftwerkzeug (z. B. Bohrer) am Umfang zerspannt. Der Vorgang kann auf einer gewöhnlichen Werkzeugschleifmaschine umgesetzt werden. Die Präparation der Schneidkante wird durch die Relativbewegung zwischen Zerspanwerkzeug und den herausgelösten Schleifkörnern hervorgerufen. Wichtige Prozessparameter sind die Drehzahl des Zerspanwerkzeugs, die Vorschubgeschwindigkeit, die Bohrtiefe, sowie der Winkel unter dem das Werkzeug die Schleifscheibe zerspannt. Durch das Verfahren entstehen eher abgeflachte Schneidengeometrien und der Materialabtrag ist nahezu vollständig auf den Stirnseitenbereich begrenzt. [Brod14] *Bathe et al.* [Bath20a, Bath20b] präsentierten das patentierte [WO20] Verfahren [Tool]Prep, welches zur Schneidkantenpräparation von Schaftwerkzeugen entwickelt wurde. Das hierbei benötigte Modul lässt sich ebenfalls auf herkömmlichen Werkzeugschleifmaschinen integrieren. Das Modul besteht aus einer speziell konzipierten Schleifscheibenaufnahme mit Schleifdorn, in den ein austauschbarer elastisch gebundener Schleifkörper integriert wird. Dieser wird ähnlich wie beim zuvor genannten Verfahren vom Zerspanwerkzeug zerspannt. Allerdings sind durch Anpassungsmöglichkeiten des Schleifkörper-Durchmessers flexibler anpassbare Schneidkantenpräparationen möglich. [Bath20a, Bath20b]

2.4.5 Weitere Verfahren

Das Wirkprinzip der **magnetabrasiven Bearbeitung** (auch als Magnetfinishing bezeichnet) bei der Schneidkantenpräparation (siehe z. B. [Uhlm16a, Klym14, Bier13b, Uhlm11b, Denk09c, Karp09, Thie09, Byel08, Cheu08, N.N.08, Schü06]) ist grundsätzlich dem des Gleitschleifens sehr ähnlich. Ein zu präparierendes Werkzeug wird in ein Abrasivmedium getaucht. Die auftretende Relativbewegung zwischen Werkzeug und Abrasivmedium führt zur Verrundung der Schneidkante bzw. zur Bearbeitung der Oberflächen. [Denk07] Das Verfahren eignet sich auch zur Vor- und Nachbehandlung der Werkzeugoberflächen (z. B. Polieren von Spannuten oder Entfernen von Droplets nach der Beschichtung) [Wolf19, Bier13c, Yama12]. Das Abrasivmedium besteht aus einer ferromagnetischen Eisenmatrix mit eingebetteten Abrasivstoffen, wobei sich ein Mischungsverhältnis von 70/30 als vorteilhaft erwiesen hat [Kloc18a]. Die Zusammenhänge der Prozessparameterinteraktion bei der magnetabrasiven Bearbeitung sind insgesamt als komplex zu bewerten [Denk14a]. Die Bearbeitungszeiten sind aufgrund der

hohen möglichen Bahngeschwindigkeiten und Prozessdrücke deutlich geringer als beispielsweise beim Schleppschleifen [Thie09]. Im Vergleich zu Werkzeugen aus HSS steigt die Bearbeitungszeit bei Hartmetall-Werkzeugen etwa um das Dreifache [Klym14]. Die Verrundungsgröße lässt sich zwar durch die magnetabrasive Bearbeitung einstellen, eine gezielte Beeinflussung der Schneidenform ist allerdings bislang kaum möglich [Denk14a].

Bei der Schneidkantenpräparation mittels **Strömungsschleifen** (siehe z. B. [Uhlm12b, Uhlm11a, Uhlm09a, Rech06, Rech05]), auch als Druckfließbläppen [Miho12] oder Hubschleifen [Szul07] bezeichnet, wird das zu bearbeitende Werkzeug in einer speziellen Aufnahmevorrichtung zwischen zwei hydraulisch arbeitenden Zylindern fixiert, sodass das System in sich geschlossen ist. Das Schleifmedium befindet sich zunächst im unteren Zylinder. Der Kolben des unteren Zylinders presst nun das Schleifmedium vorbei am eingespannten Werkzeug in den oberen Zylinder. Nach Erreichen des oberen Totpunkts presst der Kolben des oberen Zylinders das Schleifmedium zurück zum unteren Zylinder, wobei das eingespannte Werkzeug erneut durchströmt wird. Der Arbeitszyklus (einmalige Auf- und Abbewegung) beginnt anschließend erneut. [BMW10] Das Schleifmedium besteht aus einem polymeren visko-elastischen Trägermaterial, welches mit Abrasivstoffen (z. B. Diamant) angereichert werden kann [Uhlm09a]. Vorteile beim Strömungsschleifen sind die Möglichkeiten einer Komplettbearbeitung der Werkzeuge. An vollkeramischen Schaftfräsern wurden beispielsweise die Umfangs- und Stirnschneiden in einer Aufspannung bearbeitet [Uhlm12b]. Durch eine geeignete Konstruktion der Aufnahmevorrichtung können ebenfalls alle Schneiden einer Wendeschneidplatte in einer Aufspannung bearbeitet werden [Uhlm11a]. Anwendungsmöglichkeiten ergeben sich auch bei der Oberflächenbearbeitung von Hartmetall-Werkzeugen zur Verbesserung der Oberflächenqualität [Uhlm09b, BMW10]. Darüber hinaus lassen sich auch Druckeigenstressungen in Hartmetallsubstraten einbringen und die Bearbeitung führt zu einer Verringerung des Kobaltgehaltes in der Randzone [BMW10]. Herausforderungen ergeben sich zudem hinsichtlich der nur schwer umsetzbaren Möglichkeiten zur Herstellung asymmetrischer Schneidengeometrien [Denk14a] und einer praxisbezogenen Bestimmung des Verschleißzustands des eingesetzten Schleifmediums [Szul07, Uhlm04].

Eine weitere Möglichkeit zur Schneidkantenpräparation stellt das **funkenerosive Abtragen** (siehe z. B. [Yuss13b, Yuss12, Yuss10]), auch als Erodieren bezeichnet, dar. Der Materialabtrag bei diesem Verfahren wird als Folge elektrischer Entladungen zwischen zwei elektrisch leitfähigen Werkstoffen in einem nicht leitfähigen Dielektrikum bewirkt. Dazu werden das Werkzeug und das Werkstück in einen definierten Abstand ausgerichtet und es wird eine Spannung an die Elektroden angelegt. Wird die Durchschlagsfestigkeit des Dielektrikums überschritten, bildet sich ein Plasmakanal aus. Während der Entladephase der Spannung kommt es so zum Materialabtrag am Werkstück und Werkzeug. [Kloc07b] Der Formfaktor der Schneidkante kann durch eine gezielte Rotation der Schneidkante zum Werkstück variiert werden. Durch Anstellung der Schneide können variable Radien entlang der Schneidkante (inhomogene Verläufe) erzeugt werden. Allerdings können hierdurch nur Schneidkanten mit einem geraden Verlauf bearbeitet werden. [Yuss10] Zur Bearbeitung von komplexeren Schneidenkonturen (z. B. Eckenradius an der Wendeschneidplatte) kann die Werkstückgegenfläche durch eine dünne Folie ausgetauscht werden. Diese wird vom Werkzeug während der Bearbeitung durchdrungen, wodurch eine gleichmäßige Verrundung herbeigeführt wird. Die Foliendicke kann zur Steuerung der Verrundungsgröße herangezogen werden. [Yuss13b] Im direkten Vergleich zum

Bürsten konnten ähnliche Prozesszeiten und Werkzeugstandzeiten erreicht werden. Zudem ergeben sich vielversprechende Anwendungsmöglichkeiten bei der Bearbeitung von elektrisch leitfähigen, hochharten Schneidstoffen, wie PKD. [Yuss13b, Yuss12] Als nachteilig erweisen sich bislang die geringe Beherrschbarkeit und Produktivität des Verfahrens [Denk14a].

Die Schneidkantenpräparation mittels **Laser** (siehe z. B. [Kang20, Zimm20, Gutw19a, Gutw19b, Gutw18, Bouz17, Auri11, Auri10, Denk07, Oste04]) kann den berührungslos arbeitenden Präparationsmethoden zugeordnet werden. Die Lasermaterialbearbeitung ist ein thermisches Abtragsverfahren [DIN03e]. Die Energie des Laserstrahls wird in der Bauteiloberfläche in thermische Energie umgewandelt, wodurch ein Materialabtrag (häufig durch Sublimation des Werkstoffs) bewirkt wird [Kloc07b]. Das Bearbeitungsergebnis an der Schneidkante (Rauheit und Schmelzbildung) wird in hohem Maße durch die verwendete Strahlquelle und die Einstellgrößen des Lasers beeinflusst [BMBF05]. Das Einbringen von hohen thermisch induzierten Zugeigenspannungen bei ungeeigneten Laserparametern sollte vermieden werden, da diese die Werkzeugstandzeit verringern können [Brei13a, Brei13b, Denk13c]. Ein häufiger und prädestinierter Anwendungsbereich des Lasers ergibt sich bei der Bearbeitung hochharter Schneidstoffe (z. B. cBN, PcBN, PKD oder MKD) [Denk21b, Hajr19, Kröd19, Eber18, Stan18, Lütj11, BMWI08, Uhlm07]. Mittels Laser können hierbei sehr scharfe Schneiden [BMWI08] und komplexe Spanleitgeometrien [Stan18, Lütj11] erzeugt werden. Da die Bearbeitung mittels Laser keinem Werkzeugverschleiß unterliegt, ergibt sich eine sehr gute Wirtschaftlichkeit im Vergleich zu herkömmlichen Bearbeitungsverfahren (z. B. Schleifen) [Wege12, BMWI08]. Demgegenüber stehen die meist hohen Investitionskosten für die komplexe Anlagentechnik [Effg18, Denk14a].

2.4.6 Fazit

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass sich in Abhängigkeit vom jeweiligen Präparationsverfahren unterschiedliche Vor- und Nachteile bei der Schneidkantenpräparation ergeben. Eine bewertende Übersicht zu den Präparationsverfahren nach *Denkena und Biermann* [Denk14a] ist in Abbildung 2-9 dargestellt. Für den Anwender ergibt sich bei der Auswahl für ein Präparationsverfahren im Wesentlichen eine Abwägung zwischen den Kriterien Wirtschaftlichkeit und Produktivität auf der einen und Genauigkeit, Reproduzierbarkeit und Einsatzflexibilität auf der anderen Seite. Herausforderungen bestehen zudem aufgrund der erforderlichen Genauigkeiten bei der Prozessführung und -kinematik, wenn reproduzierbare Präparationsergebnisse in einen engen Toleranzfeld erzielt werden sollen. In diesem Zusammenhang ergeben sich zusätzlich hohe Anforderungen an die Beherrschung der Systemgrößen. So kann beispielsweise der mit zunehmender Einsatzzeit eintretende Verschleiß der Abrasivstoffe zu ungewollten Abweichungen beim Prozessergebnis führen, was wiederum negative Auswirkungen auf das Einsatzverhalten der Zerspanwerkzeuge haben kann. In der industriellen Praxis ist daher ein tiefgreifendes Prozesswissen über die unterschiedlichen Prozesseinflussgrößen erforderlich. Zudem sind leistungsfähige Methoden zur Prozessüberwachung (z. B. Verschleißdetektion) entscheidend, um geeignete Maßnahmen zur Prozessnachsteuerung einleiten zu können. Einen wichtigen Beitrag hierzu liefern wissenschaftliche Untersuchungen, die die Ursache-Wirkungs-Beziehungen identifizieren und geeignete Anwendungsrichtlinien für den Einsatz bereitstellen.

Präparationsverfahren Bewertungskriterien	Strahlspanen	Bürsten	Gleitspanen	Schleifen	Magnet-abrasive Bearbeitung	Strömungs-schleifen	Funken-erosives Abtragen	Laser-abtragen
Investitionskosten	○	○	○	+	○	○	-	-
Produktivität	+	+	+	+	-	○	-	-
Genauigkeit und Reproduzierbarkeit	+	○	+	++	-	+	-	+
Erzielbarer Größenbereich der Verrundung	+	+	+	○	+	+	○	○
Asymmetrische Schneidengeometrien	+	○	-	+	-	○	-	○
Lokal begrenzte Schneidkantenpräparation	+	○	-	+	-	-	○	+
Präparation komplexer Schneidenformen	+	○	+	-	+	+	+	+
Präparation hochharter Schneidstoffe	○	○	○	○	○	○	+	++

- schlecht ○ mäßig + gut ++ sehr gut

Abbildung 2-9: Bewertung der Präparationsverfahren, modifiziert nach [Denk14a]

2.5 Schleifwerkzeuge mit elastisch gebundenem Korn

Das Schleifen mit elastisch gebundenen Werkzeugen ist in den letzten Jahren verstärkt in den Fokus industrieller Anwendungen und wissenschaftlicher Untersuchungen geraten. Die am häufigsten zur Anwendung kommenden Schleifverfahren nutzen Werkzeuge, bei denen die Schleifkörner nahezu starr in einer Bindung aus Metall, Keramik oder Kunstharz eingebettet sind. Diese werden daher auch als Verfahren mit starr gebundenem Schleifkorn bezeichnet. Die Kunstharzbindung stellt einen Grenzfall dar, da die Schleifkörner je nach Bindungsspezifikation mehr oder weniger nachgiebig im Bindungsverbund integriert sind. Verfügen diese Werkzeuge über eine verhältnismäßig harte Bindung (händisch nicht verformbar), werden sie daher zu den Werkzeugen mit starr gebundenem Schleifkorn gezählt, die allerdings über schwingungsdämpfende Eigenschaften verfügen [Müll14]. Werden Werkzeuge genutzt, bei denen das Schleifkorn in einer weich-elastischen Bindung eingebettet ist, werden diese als Verfahren mit nachgiebigen, flexiblen bzw. elastisch gebundenem Schleifkorn bezeichnet [Efff18, Müll14]. Hierzu werden auch einige Bandschleifverfahren oder das bereits in Kapitel 2.4.4 erwähnte Feinschleifen bzw. Polierschleifen gezählt [Müll14].

Eine einheitliche und eindeutige Definition des Begriffs der Feinbearbeitung ist nicht existent [Kret19]. Daher finden sich in der Literatur häufig auch keine exakten Abgrenzungen bei der Begriffswahl. Durch Verfahren der Feinbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide sollen im Allgemeinen hohe Oberflächenqualitäten und Maßgenauigkeiten an Bauteilen erzielt werden [Kloc18b, Brin10]. Normativ wird das Polieren in der DIN 8589-0 nicht als eigenständiges Fertigungsverfahren geführt, sondern nur in Verbindung mit anderen Fertigungsverfahren, wie beispielsweise dem Schleifen. Unter dem Begriff des Polierens wird demnach die Erzeugung einer definierten Oberflächenstruktur (z. B. glänzende Oberfläche) verstanden. [DIN03a] Für das Polierschleifen wird auch häufig der Begriff Finishen bzw. Finishbearbeitung verwendet [Efff18, Müll14]. Im Vordergrund steht hierbei das Glätten bzw. Einebnen der Rauheitsspitzen, um höchste Oberflächengüten zu erreichen. Dabei soll der Materialabtrag so gering wie möglich gehalten werden. Dies wird über eine spezielle Abstimmung der Schleifwerkzeugspezifikation erreicht, indem besonders weich-elastische Bindungssysteme und feine Schleifkorngrößen verwendet werden. [Kaca83] Demgegenüber soll beim Feinschleifen neben einer hohen Oberflächenqualität auch ein Materialabtrag generiert werden, weshalb eher hart-

elastische Bindungen und gröbere Korngrößen zum Einsatz kommen [Effg18]. *Klocke* [Kloc18b] nimmt eine Einteilung entsprechend der beim Schleifen verwendeten Korngrößen vor. Dazu unterscheidet er neben dem Feinschleifen auch das Feinstschleifen, wenn besonders kleine Korngrößen (mittlerer Korndurchmesser < 80 µm) zum Einsatz kommen. [Kloc18b]

Elastisch gebundene Schleifwerkzeuge werden in der Zahntechnik und Schmuckindustrie [Effg18], bei der Endbearbeitung von Steinen [Chen07] und überall dort eingesetzt, wo höchste Anforderungen an die Bearbeitungsgenauigkeit und -qualität gefordert sind. So finden sie u. a. Anwendung bei der Bearbeitung von medizinischen Prothesen [Müll14, Denk11c, Meer11, Denk09d], von Wälzlagern [Hahm13, Hoff12, Hoff11], von Zahnrädern [Wagn17], von Maschinenwellen [Koch11, Koch09, Koch08a, Koch08b], von Dampfturbinenschaufeln [Kret19] oder von Spannuten [Heym15], Schneidkanten [Effg18, Heym15] und anderen Funktionsflächen [Bath20a] an Zerspanwerkzeugen.

2.5.1 Aufbau, Zusammensetzung und Eigenschaften

Im Allgemeinen bestehen Schleifwerkzeuge aus Schleifkörnern, Bindung und Porenraum. Bei den Schleifkörnern werden konventionelle und hochharte Kornwerkstoffe unterschieden. Gemäß dieser Systematik erfolgt die Einteilung der Schleifwerkzeuge in konventionelle und hochharte Schleifwerkzeuge. Zu den konventionellen Kornwerkstoffen zählen beispielweise Al_2O_3 und SiC. Diamant und cBN gehören hingegen zu den hochharten Kornwerkstoffen. Konventionelle Schleifwerkzeuge bestehen häufig vollständig aus schleiffähigem Belag, wohingegen die Schleifbeläge mit hochharten Kornwerkstoffen auf einen Grundkörper (z. B. aus Metall) aufgebracht werden. [Kloc18b]

Eine einheitliche Normung für die Bezeichnung der Zusammensetzung des Schleifbelags hochharter Schleifwerkzeuge ist bislang nicht existent [Kloc18b]. In DIN ISO 6104 werden für rotierende Schleifwerkzeuge ausschließlich Vorgaben zur Bezeichnung der Form des Grundkörpers und Schleifbelags, zur Anordnung des Schleifbelags auf dem Grundkörper und zu etwaigen Abweichungen der Grundkörperform (z. B. Bohrungen im Grundkörper) gemacht [DIN05]. Für konventionelle Schleifwerkzeuge werden in den Normen DIN ISO 525 [DIN22a] und DIN ISO 603 (Teil 1-18) [DIN00a] hingegen präzisere Vorgaben zur Bezeichnung der Schleifwerkzeuge gemacht. Dies betrifft beispielsweise die Angaben zum verwendeten Bindungssystem, welches die charakteristischen elastischen Eigenschaften der elastisch gebundenen Schleifwerkzeuge bestimmt. Für Gummibindungen wird normativ die Angabe der Buchstaben „R“, für verstärkte Gummibindungen „RF“ vorgeschrieben. [DIN22a]

Für elastisch gebundene Schleifwerkzeuge kommen jegliche Kornwerkstoffe zum Einsatz [Koch11]. Die elastischen Bindungen können aus Polyurethan, Kautschuk (auch als Gummibindung bezeichnet), Epoxid- oder Polyesterharzen [Koch11] sowie Silikonen [Müll14] bestehen. Die Eigenschaften des elastischen Schleifbelags, wie dessen Härte, Steifigkeit und Porosität (schwammartig oder feinporös), sind sehr variabel einstellbar und werden vom chemischen Aufbau der Bindung, der Vernetzungsdichte sowie von Füllstoffen und der Art, Menge und Größe der eingebetteten Abrasivkörner beeinflusst [Koch11, Spon03]. Die Abrasivkörner wirken ähnlich wie Füllstoffe. Eine höhere Kornkonzentration reduziert die Bindungsmasse und führt somit zu einer verminderten Elastizität bzw. zu einem Anstieg der Härte. Bei einer Änderung der Korngröße bleibt das E-Modul und die Härte hingegen nahezu konstant, da lediglich die Kornanzahl aber nicht die Kornmasse verändert wird. [Müll14]

Die elastischen Bindungswerkstoffe, wie die Polyurethane (PUR)⁹, können der Werkstoffgruppe der chemisch vernetzten Elastomere zugeordnet werden [Bont20, Eyer12]. Elastomere bestehen aus fadenförmigen, weitmaschig ineinander verschlungenen, chemisch schwach (an wenigen Stellen) vernetzten Molekülketten (Polymerketten) [Eyer12, Stom11, Spon03]. Im Allgemeinen resultiert der Stoffzusammenhalt bzw. das Eigenschaftsprofil bei Polymerwerkstoffen aus der chemischen Vernetzung der Molekülketten¹⁰ durch kovalente Bindungen (auch Atombindungen, chemische Bindungen oder primäre Bindungen genannt) und den schwächeren zwischenmolekularen Bindungen (z. B. Wasserstoffbrückenbindungen, Dipol-Dipol-Kräfte, Induktionskräfte oder Van-der-Waals-Kräfte), deren Bindungskräfte von der Temperatur bzw. vom Abstand der Molekülketten abhängig sind. Diese werden auch als physikalische oder sekundäre Bindungen bezeichnet. [Bont20, Eyer12]

Polymere entstehen durch chemische Reaktionen (z. B. Polymerisation, Polykondensation oder Polyaddition) einzelner Molekülbausteine bzw. Monomere. Das Polyurethan entsteht durch Polyaddition (Stufenwachstumsreaktion) von Polyisocyanaten¹¹ mit Polyolen¹² (mehrwertigen Alkoholen). Im einfachsten Fall bildet sich das lineare Polyurethan durch Polyaddition von Diisocyanat mit Diol (zweiwertiger Alkohol, auch Dialkohol). Dabei reagiert die Isocyanatgruppe ($-N=C=O$) mit einer Hydroxylgruppe ($-OH$) zur charakteristischen Urethangruppe (Abbildung 2-10). Bei diesem Vorgang reagieren die unterschiedlichen Moleküle abwechselnd miteinander und bilden dadurch eine lange Molekülkette. Dabei entstehen keine Spaltprodukte. [Bont20, Köni12]

Zwischen den Molekülketten des Polyurethans bilden sich an den Wasserstoff- und Sauerstoffatomen der jeweiligen Urethangruppen Wasserstoffbrückenbindungen aus [Bont20]. Eine chemische Vernetzung der Polyurethan-Molekülketten untereinander wird durch überschüssiges Diisocyanat erreicht. Dabei reagiert die Urethangruppe mit der Isocyanatgruppe zur sogenannten Allophanatgruppe. [Köni12] Eine weitere Möglichkeit zur Vernetzung ist die Reaktion von Diisocyanat mit Aminen. Dabei entsteht zunächst eine reaktive Harnstoffgruppe, die mit einer Isocyanatgruppe zur sogenannten Biuretgruppe reagiert. [Köni12] Die polaren Urethansegmente beim Polyurethan werden auch als Hartsegmente bezeichnet. Die flexiblen Kettenabschnitte (in Abbildung 2-10 als R bzw. R' symbolisiert), welche durch die Urethansegmente verbunden werden, werden auch Weichsegmente genannt. [Rinn12] Eine Erhöhung der Härte von Elastomeren bzw. Polyurethan erfordert eine Unterdrückung der Molekülkettenbeweglichkeit. Dies wird durch eine höhere Vernetzungsdichte [Bont20, Spon03] bzw. durch einen höheren Anteil an Hartsegmenten [Hahm13] erreicht. Dadurch wird gleichzeitig auch die Elastizität vermindert. Die Härte der Bindung kann auch nur über die Dichte der Bindung variiert werden. Eine höhere Dichte bewirkt eine höhere Härte und Kornhaltekraft aufgrund der Verengerung des Porenraums. Durch die Dichteänderung wird der chemische Aufbau der Bindung und dessen Elastizität nicht verändert. [Hahm13] Auch ein Beimischen von Weichmachern

⁹ Daneben existiert auch thermoplastisches Polyurethan (TPE-U, auch TPU), dessen Stoffzusammenhalt auf sekundären Bindungen beruht [Bont20, Eyer12].

¹⁰ Die Molekülketten eines Polymers werden selbst auch durch kovalente Bindungen gebildet [Bont20].

¹¹ In der Praxis kommen unterschiedliche Isocyanat-Produkte zum Einsatz, deren chemische Struktur abgesehen von den Isocyanatgruppen verschieden sein kann. Diese wirken sich auch auf die Eigenschaften der Polyurethane aus. [Köni12]

¹² Die Eigenschaften der Polyurethane werden wesentlich durch die chemische Struktur und Molekülgröße der Polyole geprägt. Es werden Polyester- und Polyetherpolyole unterschieden. [Köni12] Polyetherurethane (EU) besitzen eine geringere Oxidationsbeständigkeit [Ehre07] und stärkere Neigung zum Quellen durch Mineralöle [Eyer20a] als Polyesterurethane (AU). Polyesterurethane sind dafür gefährdeter gegenüber Hydrolyse und Alkoholyse [Eyer20a]. Die Polyurethane werden dementsprechend auch nach Polyester-Weichsegmenten und Polyether-Weichsegmenten klassifiziert [Rinn12]. Eine Einteilung in EU und AU erfolgt in DIN ISO 1629 [DIN15a].

[Kret19, Stei12] und Füllstoffen [Spon03] wirkt sich auf die Härte von Elastomeren aus. Polyurethane zeichnen sich durch eine hohe mechanische Festigkeit, gute Verschleißbeständigkeit und Flexibilität aus [Rinn12]. Je nach chemischer Struktur besitzen Polyurethane eine Wärmebeständigkeit bis etwa 120 °C. Der Einsatzbereich in Kälte wird durch die Weichsegmente geprägt und liegt etwa zwischen -40 und -70 °C. In Mineralölen liegt der Temperatureinsatzbereich bei Standardtypen im Bereich von -30 bis 80 °C, bei hochbeständigen Typen bis über 100 °C. [Rinn12]

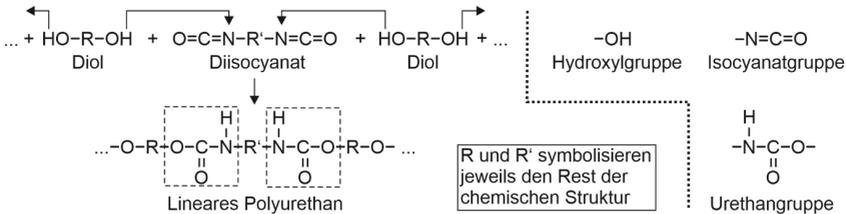


Abbildung 2-10: Bildung von Polyurethan durch Polyaddition, modifiziert nach [Köni12, Rinn12]

Zur Bestimmung der Härte von Elastomeren wird häufig das Shore A- (Sh_A , für weichere Sorten) oder Shore D (Sh_D , für härtere Sorten) -Härteprüfverfahren nach DIN EN ISO 868 [DIN03f] bzw. DIN ISO 48-4 [DIN21] verwendet. Entsprechende Richtlinien zu den Prüfverfahren finden sich auch in der VDI/VDE 2616-Blatt 2 [VDI14]. Bei Elastomeren hängt die Härte unmittelbar mit der Steifigkeit zusammen [Spon03]. *Kunz und Studer* [Kunz06] greifen diesen Zusammenhang auf und erarbeiten eine Möglichkeit zur hinreichend genauen Berechnung des E-Moduls von Elastomeren aus den ermittelten Shore-A-Härtewerten. Elastomere verformen sich rein elastisch bis zum Versagen. Das E-Modul weist dabei in Abhängigkeit von der Dehnung einen nichtlinearen Verlauf auf. [Spon03] Bei geringen Dehnungen (bis etwa 2 %) kann in guter Näherung linear-elastisches Verformungsverhalten angenommen werden. Ebenso wurden bei diesen Dehnungen kaum Unterschiede zwischen dem Zug- und Druck-E-Modul beobachtet. [Kunz06]

2.5.2 Grundlegende Einsatzcharakteristika

Die elastischen Eigenschaften der Schleifwerkzeuge führen zu einer Überlagerung des weg- und kraftgebundenen Wirkprinzips bei der Spanbildung. Die elastische Bindung benötigt eine gewisse Vorspannung bzw. einen Schwellwert, der für die Schleifnormalkraft überschritten werden muss (regelbar über die Zustellung), bevor ein messbarer abrasiver Materialabtrag am Werkstück erzielt werden kann. [Borc16, Hein13, Brin09] Je nach Spezifikation der Schleifscheibe und Prozesskinematik übersteigt die nominale Zustellung die angestrebte effektive Zustellung bspw. um 20-40 % [Ants14]. Der Materialabtrag bzw. Kenngrößen wie das Zeitspanvolumen können daher nicht über die jeweilige Prozesskinematik und üblichen Prozessparameter beim Schleifen (mit starr gebundenen Korn) berechnet werden. Dies führte zur Entwicklung von unterschiedlichen Modellen (siehe z. B. [Kret19, Qi16, Fan16, Wang14, Wang09, Schü03, Zhan02, Hamm98]) zur Vorhersage des Materialabtrags beim Schleifen und Polieren mit elastisch gebundenem Korn.

Durch das hohe Dämpfungsvermögen elastisch gebundener Schleifscheiben können Vibrationen beim Schleifen absorbiert und somit die Erzeugung schwingungsbedingter Oberflächenstrukturen verhindert werden [Yosh07]. Die dämpfenden, elektrisch nichtleitenden Eigenschaften des Schleifbelags verhindern jedoch die Anwendung entsprechender Sensoriken, wie Acoustic Emission (AE) – Sensoren, zur initialen Kontaktfindung zwischen Schleifwerkzeug und Werkstück. Die Kontaktfindung erfolgt daher manuell mittels iterativer Änderung des Werkzeug-Werkstück Abstands und der gleichzeitigen Überprüfung einer visuellen Veränderung an der Werkstückoberfläche [Auri15, Brin09]. In diesem Zusammenhang sollte auch die elastische Verformung des Schleifbelags (z. B. Durchmesservergrößerung) infolge der bei der Rotation wirkenden Zentrifugalkräfte berücksichtigt werden [Hein13]. Findet dieser Effekt keine Berücksichtigung bei der Prozessauslegung kann die hervorgerufene Vergrößerung des Schleifscheibendurchmessers zu einer ungewollten Erhöhung des Zustellwertes und somit zu einer Abweichung im Prozessergebnis führen. Zur Fehlervermeidung sollte die Drehzahl des Schleifwerkzeugs beim Abrichten, manuellen Antasten sowie beim darauffolgenden Schleifen identisch gewählt werden. Ein Abrichten bei entsprechender Arbeitsdrehzahl stellt zudem sicher, dass die geforderte Schleifbelagsgeometrie beim Schleifen zum Einsatz kommt. [Effg18]

Zum Abrichten können stehende [Hart22a, Hart22b] oder rotierende [Bath20a, Kipp18] Werkzeuge mit konventionellen oder hochharten Kornwerkstoffen verwendet werden. Der Abrichtüberdeckungsgrad hat dabei keinen signifikanten Einfluss auf die geschliffene Werkstückoberfläche [Koch11]. Durch den Einsatz von KSS kann aufgrund der Spül- und Reinigungswirkung ein Zusetzen des Abrichtwerkzeugs verhindert werden [Kipp18]. *Bathe* [Bath20a] berichtet beim Abrichten von elastisch gebundenen Diamantschleifscheiben mit SiC-Abrichtscheiben, dass aufgrund geringer Zustellungen und Abrichtüberdeckungsgrade die Körner an der Schleifbelagsoberfläche elastisch in die Bindung gedrückt werden. Da die Bindung bei diesem Vorgang gleichzeitig von der Abrichtscheibe zurückgesetzt wird, stellt sich nach der elastischen Rückfederung ein Kornüberstand an der Schleifbelagsoberfläche ein. [Bath20a]

Beim Schleifen mit elastisch gebundenen Schleifscheiben entstehen aufgrund der mechanischen Vorspannung des Schleifbelags hohe Prozessnormalkräfte bei geringen Temperaturen. Dadurch ist es möglich mechanisch induzierte Druckeigenspannungen infolge hoher plastischer Deformationen des Werkstoffs in die Werkstückrandzone einzubringen. [Borc16, Ants14, Hein13] Beim Einsatz sehr geringer Korngrößen konnten hingegen deutlich geringere Druckeigenspannungen, z. T. auch geringe Zugeigenspannungen, beobachtet werden. Dies wurde auf die geschlossene Struktur der Schleifbelagsoberfläche zurückgeführt, die den KSS-Transport verschlechtert und somit die Reibung und Temperatur in der Kontaktzone erhöht, wodurch vermehrt thermisch induzierte Zugeigenspannungen entstehen können. [Brin09] Die Gefahr für Schleifbrand bzw. thermisch induzierte Randzonenschädigungen beim Einsatz elastisch gebundener Schleifwerkzeuge ist jedoch generell sehr gering [Wagn17, Hein13].

2.5.3 Verschleiß elastisch gebundener Schleifwerkzeuge

Die Gestalt einer Schleifscheibe kann makro- und mikrogeometrisch beschrieben werden. Die Makrogeometrie der Schleifscheibe entspricht dem Hüllprofil der Schleifscheibe mit allen überstehenden Schleifkörnern in Umfangsrichtung und dem durchschnittlichen Höhenprofil. Die Mikrogeometrie umfasst die geometrischen Eigenschaften im Bereich des Schleifkorns und der Schleifkornzwischenräume. [Wege11]

Die Schleifscheibe ist beim Schleifen hohen mechanischen und thermischen Belastungen ausgesetzt. Außerdem können chemische Wechselwirkungen (z. B. Oxidations- und Diffusionsvorgänge) in der Kontaktzone auftreten. [Kloc18b, Wege11] Als Folge treten makro- und mikrogeometrischer Verschleiß auf. Unter dem **Makroverschleiß** (Abbildung 2-11) wird der Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s und der radiale Kantenverschleiß Δr_{sk} verstanden, wodurch die Form- und Profilgenauigkeit der Schleifscheibe verändert wird. Als Folge treten Profilfehler und Maßabweichungen am Werkstück auf. [Kloc18b, Kühn18] Wird das Zerspanvolumen V_w ermittelt und ins Verhältnis zum Schleifscheibenverschleißvolumen V_s gesetzt, kann das Schleifverhältnis $G = V_w/V_s$ bestimmt werden [Kloc18b]. Dies ist der wichtigste quantitative Kennwert zur Beschreibung des Schleifscheibenverschleißes [Wege11].

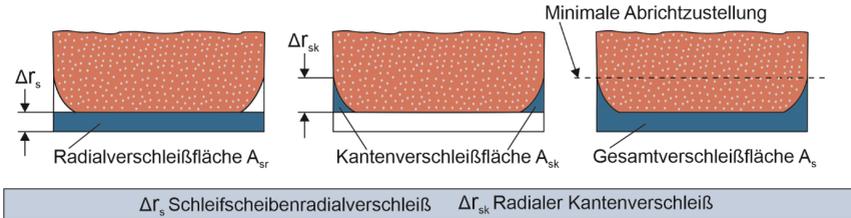


Abbildung 2-11: Makroverschleiß an der Schleifscheibe, nach [Wege11]

Der **Mikroverschleiß** beschreibt den Korn- und Bindungsverschleiß an der Schleifscheibe und führt zu einer Veränderung der Mikrogeometrie, die sich auf die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe auswirkt [Kloc18b, Kühn18, Denk11a]. Insgesamt können zwei Verschleißformen am Schleifkorn (Mikrobruch und Makrobruch) und zwei Verschleißformen an der Bindung (Bindungsbrückenverschleiß und Bindungsbruch) unterschieden werden [Kühn18, Wege11]. Ursache für die Mikrobrüche am Schleifkorn ist mechanischer Abrieb (Abrasion) infolge der Reibung zwischen den Schleifkörnern und dem Werkstück. Der kontinuierliche Abrieb führt zur Abflachung der Schleifkörner bzw. zum Abstumpfen der Schneidkanten, was i.d.R. einen Anstieg der Schnittkraft, der Temperatur und der Oberflächengüte zur Folge hat. [Kühn18, Denk11a, Derk08] Durch die Bildung einer Druckerweichungsschicht am Schleifkorn - infolge der hohen Drücke, Temperaturen und chemischen Wechselwirkungen in der Zerspanzone - kann der Abriebwiderstand zusätzlich reduziert werden [Kloc18b]. Makrobrüche am Schleifkorn sind durch Absplitterungen kleiner Kornbereiche gekennzeichnet und hängen von der Splitterfähigkeit des Schleifkorns ab. Die Absplitterungen treten aufgrund von Ermüdungsrisen im Schleifkorn, infolge mechanischer Über- bzw. Wechselbeanspruchung oder thermischer Wechselbeanspruchung, auf. Dadurch entstehen neue scharfe Schneidkanten am Schleifkorn. [Kloc18b, Kühn18, Denk11a, Derk08] Der Bindungsbrückenverschleiß entsteht aufgrund mechanischer, thermischer oder chemischer Einflüsse und führt zu einem zunehmenden Verlust der Bindung, die die Kornhaltekräfte reduziert [Kloc18b, Wege11]. Ein Beispiel hierfür wäre der abrasive Kontakt zwischen Spänen und Bindung [Wege11]. Der Bindungsbruch ist häufig auf Kornverschleiß zurückzuführen, da die ansteigenden Schnittkräfte infolge der Kornabflachung zu einer mechanischen Überbeanspruchung der Bindung und somit zum Bruch führen. Folglich können ganze Körner oder Korngruppen aus der Bindung gerissen werden. [Kloc18b] Zu geringe Kornhaltekräfte aufgrund einer zu weichen Bindung können diese Verschleißform

vorzeitig begünstigen [Denk11a]. Alle Verschleißformen treten für gewöhnlich parallel in Erscheinung und können durch eine anforderungsgerechte Abstimmung der Abrichtbedingungen, Prozessparameter und Schleifscheibenspezifikation minimiert werden [Kühn18, Derk08]. Das Verschleißverhalten elastisch gebundener Schleifscheiben wird maßgeblich von den Eigenschaften (insb. Härte und Verschleißfestigkeit) der Bindung beeinflusst [Wagn17]. Im Vergleich zu herkömmlichen Bindungssystemen (z. B. Keramik oder Metall) verfügen diese über eine geringere Verschleißbeständigkeit. Zudem ist die Kornhaltekraft in der weichen Bindung deutlich geringer.

In Untersuchungen von *Brinksmeier et al.* [Brin09] wurden Stahlwellen (Werkstoff: S355J2G3) mit Korund-Schleifscheiben (A400) aus Polyurethan unter Einsatz von Mineralöl bearbeitet. Dabei wurden Schleifverhältnisse G zwischen 1,2 und 3,7 erreicht. [Brin09] Diese Werte weisen auf einen sehr hohen Schleifscheibenverschleiß hin.

Van der Meer [Meer11] untersuchte den Verschleiß von torischen Diamant-Schleifstiften (D20) aus Polyurethan beim Polieren von keramischen Knieimplantaten auf Aluminiumoxidbasis ($Al_2O_3 + ZrO_2$). Der Polierprozess wurde ohne KSS durchgeführt. Die Autorin beobachtete starke Adhäsionen des Bindungsmaterials am Werkstück, so dass ein wirtschaftlicher Einsatz dieser Schleifwerkzeugspezifikation nicht möglich war. [Meer11]

Müller [Müll14] führte Polieruntersuchungen an keramischen Werkstoffen (Al_2O_3) mit Diamant-Schleifstiften (D20, C100) auf Silikonbasis durch. Mit steigender Vorschubgeschwindigkeit wurde ein geringerer Schleifscheibenradialverschleiß beobachtet, was auf die geringere Einsatzdauer zurückgeführt wurde. Für die Schnittgeschwindigkeit wurde ein Optimum bei 6,4 m/s ermittelt. Werte darüber und darunter gingen mit höherem Werkzeugverschleiß einher. Dies wurde darauf zurückgeführt, dass eine geringere Schnittgeschwindigkeit eine höhere Einzelkornkraft bewirkt, wodurch die Schleifkörner vermehrt aus der Bindung ausbrechen können. Eine steigende Schnittgeschwindigkeit erhöht die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück und somit die Temperatur in der Kontaktzone, so dass die Bindung thermisch zersetzt werden kann. Folglich werden auch Schleifkörner aus der Bindung gerissen und der Verschleiß steigt an. [Müll14]

Hahmann [Hahm13] untersuchte den Schleifscheibenverschleiß von Korund-Schleifscheiben (NK 800) aus Polyurethan (weich und hart) bei der Bearbeitung von Lagerringen aus 100Cr6 unter Einsatz von Mineralöl. Bei der weichen Schleifscheibe trat ein geringerer Anfangsverschleiß auf als bei der harten. Der Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s der weichen Schleifscheibe wies allerdings für höhere Zerspanvolumina deutlich höhere Werte auf. Der Verschleißanstieg kann als gleichmäßig ansteigend beschrieben werden. Der höhere Anfangsverschleiß bei der harten Schleifscheibe entsteht der Autorin zur Folge aufgrund kleiner Beschädigungen an der Bindung infolge des Abrichtens. Ursächlich dafür ist die höhere Sprödigkeit der harten Bindung. Dem hohen Anfangsverschleiß folgt ein konstanterer, langsam steigender Verschleiß. Dies wurde auf die höhere Kornhaltekraft der harten Bindung zurückgeführt. Die Werte der ermittelten Schleifverhältnisse (zwischen 2 und 10) waren bei beiden Schleifscheibenspezifikationen deutlich niedriger als bei konventionellen Schleifscheiben. Hinsichtlich des Bearbeitungsergebnisses (Oberflächenrauheit) konnten bei den bearbeiteten Werkstücken aufgrund des Selbstschärfungseffekts der Schleifscheiben keine größeren Schwankungen beobachtet werden. [Hahm13]

Auch Wagner [Wagn17] konnte beim Schleifen von V-Nuten (Werkstoff: 16MnCr5) mit Korund-Schleifscheiben aus Polyurethan und Naturkautschuk keine signifikanten Veränderungen der Oberflächenrauheit aufgrund von Verschleiß feststellen. Für das Schleifverhältnis wurden Werte von $G = 30$ (Polyurethan) und $G \geq 30$ (Naturkautschuk) ermittelt. Eine nahezu konstante Oberflächenrauheit konnte der Autor ebenfalls beim Schleifen von Zahnrädern aus dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 beobachten. Hingegen wurde bei Zahnrädern aus 20MnCr5E eine anfänglich steigende Oberflächenrauheit über der Anzahl der geschliffenen Zahnücken festgestellt. Als mögliche Ursachen sieht der Autor Kornausbrüche und geometrischen Verschleiß der Schleifscheibe. Schleifbrand wurde bei allen durchgeführten Versuchen nicht festgestellt. [Wagn17] Da bei den Versuchen z. T. unterschiedliche Prozessparameter und Werkstückgeometrien zum Einsatz kamen, ist ein direkter Vergleich der Versuchsergebnisse nur begrenzt möglich.

Über das spezifische Verschleißverhalten von elastisch gebundenen Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Werkzeugen ist bislang nur sehr wenig bekannt. In Untersuchungen von Biermann *et al.* [Bier13a] wurde die Bildung einer Kerbe am Umfang der elastisch gebundenen Diamantschleifscheibe bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschnidplatten bei höheren Zustellungen ($60\text{--}70\ \mu\text{m}$) festgestellt, aber nicht näher untersucht. Für die Versuche wurde eine Schnittgeschwindigkeit von $20\ \text{m/s}$, ein Vorschub von $100\ \text{mm/min}$ und ein Präparationswinkel von 45° verwendet. Die Präparationen erfolgten unter Einsatz eines nicht wassermischbaren KSS (Mineralöl). [Bier13a]

Effgen [Effg18] präparierte Schneidkanten an Vollhartmetall-Schaftfräsern mit elastisch gebundenen Diamantschleifscheiben (D20, C50) unter Verwendung der Seite der Schleifscheibe. Es wurden zwei unterschiedliche Bindungshärten (50 und $60\ \text{Sh}_A$) zur Präparation der Schneidkanten (charakterisiert durch den Schneidkantenradius r_β) herangezogen. Die Untersuchungen erfolgten mit einer Schnittgeschwindigkeit von $20\ \text{m/s}$, einem Präparationswinkel von 40° und einer Vorschubgeschwindigkeit von $50\ \text{mm/min}$ unter Einsatz eines nicht wassermischbaren KSS (Mineralöl). Beide Bindungen zeigten bei Zustellungen bis $82\ \mu\text{m}$ keine signifikanten Unterschiede beim Präparationsergebnis. Bei einer Zustellung von $205\ \mu\text{m}$ wurden für den Schneidkantenradius derjenigen Schneidkanten, die mit der weicheren Schleifscheibe (Bindungshärte: $50\ \text{Sh}_A$) bearbeitet wurden, jedoch deutlich höhere Werte gemessen. Dieses Ergebnis widerspricht der Tatsache, dass eine höhere Bindungshärte gewöhnlich zu größeren Schneidkantenverrundungen führt. Der Autor beobachtete, dass sich die Schneidenform der mit der härteren Schleifscheibe bearbeiteten Schneidkante veränderte. Die Schneide war zwar großflächig bearbeitet, allerdings wurde nur im oberen Bereich der Schneide eine Verrundungsform erzeugt, sodass kleinere Schneidkantenradien gemessen wurden. Es wurde vermutet, dass die hohe Zustellung zu einer Kerbe am Schleifbelag führt und dass weichere Schleifscheiben aufgrund ihrer besseren weich-elastischen Eigenschaften weniger anfällig für eine mechanische Überbeanspruchung sind. [Effg18]

Darüber hinaus untersuchte Effgen [Effg18] die Präparationsergebnisse an 50 infolge bearbeiteten Vollhartmetall-Schaftfräsern. Präpariert wurde mit der Seite der elastisch (Bindungshärte: $70\ \text{Sh}_A$) gebundenen Diamantschleifscheibe (D20, C50) und einer Zustellung von $41\ \mu\text{m}$, einem Präparationswinkel von 45° und einer Vorschubgeschwindigkeit von $100\ \text{mm/min}$. Die Ergebnisse zeigten Schwankungen beim gemessenen Schneidkantenradius, was allerdings auf die ungeeignete Messmethode beim Bestimmen des Werkstückausgangsdurchmessers zurückgeführt

wurde. [Efftg18] Weitere Analysen zur resultierenden Schneidenform oder zum Schleifscheibenverschleiß wurden nicht durchgeführt. Somit sind der Schleifscheibenverschleiß und das damit einhergehende Präparationsergebnis (Größe und Form der Schneidkante) bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben bislang wenig erforscht.

2.5.4 Alterung elastisch gebundener Schleifwerkzeuge

Bei der Wechselwirkung von Elastomeren mit Wärme, Licht und Chemikalien können physikalische und chemische Alterungseffekte auftreten [OBwa17]. Nach *Ehrenstein und Pongratz* [Ehre07] werden unter Alterung alle über den Zeitverlauf auftretende physikalischen und chemischen Veränderungen eines Polymers verstanden, die seine mechanischen Eigenschaften in dem Maße verändern, dass die Betriebsdauer verkürzt wird. Die chemischen Alterungsvorgänge (z. B. Oxidation und Hydrolyse) sind irreversibel¹³ und führen zu einer Veränderung der chemischen Molekülstruktur, -zusammensetzung und -größe [DIN12a]. Sie wirken sich somit direkt auf die kovalenten Bindungen aus [Bont20]. Die physikalischen Alterungsvorgänge (z. B. Extraktion von Elastomeradditiven wie Füllstoffen oder Weichmachern, Quellung infolge der Absorption von Flüssigkeiten) sind reversibel¹⁴ und führen zu einer Veränderung des molekularen Ordnungszustandes, des Gefüges oder der Konzentrationsverhältnisse der Bestandteile (bei Mehrstoffsystemen). Dadurch werden häufig auch die äußere geometrische Form oder die messbaren physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs (sofern kein chemischer Alterungsvorgang Ursache ist) verändert. [DIN12a] Die physikalischen Alterungsvorgänge beeinflussen somit die sekundären Bindungen [Bont20]. Beide Alterungsmechanismen treten in der Regel parallel auf. Sie können durch thermodynamisch instabile Zustände im Werkstoff (innere Alterung) und durch chemische (z. B. Chemikalien, wie KSS), physikalische oder mikrobiologische Umwelteinflüsse (äußere Alterung) verursacht werden [DIN12a]. Zur Abschätzung der Lebensdauer von Kunststoffen werden diese häufig unter künstlich beschleunigten Einsatzbedingungen gealtert [Bont20, DIN00b]. In DIN ISO 1817 [DIN16b], DIN ISO 13226 [DIN15b] und DIN EN ISO 175 [DIN11] finden sich entsprechende Anwendungsrichtlinien zur künstlichen Alterung von Kunststoffen und Elastomeren gegenüber flüssigen Chemikalien, in DIN ISO 23529 [DIN20] und DIN EN ISO 291 [DIN08] zur Vorbereitung und Konditionierung der Probestkörper.

Beim Schleifen wird prozessbedingt häufig eine große Menge an KSS eingesetzt, so dass eine intensive Interaktion des KSS mit der elastischen Schleifscheibe, beispielsweise auf Basis von Polyurethan, stattfindet. Nach DIN 51385 [DIN13] können KSS in wassermischbare (Emulsion oder Lösung) und nicht wassermischbare (Öl) KSS eingeteilt werden. Letztere basieren auf Mineralölen, synthetischen Kohlenwasserstoffen (z. B. Polyalphaolefin), Esterölen (natürlich oder synthetisch) oder Polyglykolen. Daneben können weitere Additive, bspw. zur Verbesserung der Schmierwirkung, sowie Oxidationsinhibitoren (Antioxidantien), Korrosionsinhibitoren, Schauminhibitoren oder Antinebelzusätze enthalten sein. [VDI20b, Brin15]

Die aus Erdöl erzeugten Mineralöle werden am häufigsten als Grundöle für nicht wassermischbare KSS eingesetzt [Kloc18b, Hubm94]. Dies liegt insbesondere an den ökonomisch günstigen Erzeugungsmöglichkeiten [Kloc18b, Hubm94] und an dem ausgeglichenen Eigenschaftsprofil [Hubm94] der Mineralöle. Mineralöle bestehen aus einer Mixtur von paraffinischen (lineare

¹³ Darunter wird verstanden, dass die Materialveränderung bei einem erneuten Aufschmelzen bestehen bleibt [Ehre07].

¹⁴ Darunter wird verstanden, dass die Materialveränderung bei einem erneuten Aufschmelzen nicht mehr vorhanden ist [Ehre07].

oder verzweigte Alkane), naphthenischen (Cycloalkane) und aromatischen (Arene) Kohlenwasserstoffverbindungen [Kurz20, Lats13, Bove10, Hubm94]. Für die Eigenschaften ungünstige Kohlenwasserstoffverbindungen können durch unterschiedliche Raffinationsverfahren extrahiert werden. Außerdem wird aus Gründen der hohen Toxizität der polyzyklischen Aromaten¹⁵ (engl.: PCA (Polycyclic Aromatics)) und der geringen Beständigkeit von polymeren Dichtungswerkstoffen gegenüber den PCA ein möglichst geringer Anteil an PCA angestrebt. [Hubm94] Mineralöle sind grundsätzlich unpolare Stoffe [Eyer20a, Ehre07]. Dem mineralölbasierten KSS können allerdings auch in geringen Mengen polare Additive (z. B. Fettsäuren oder Synthesester) zugesetzt werden. Diese lagern sich aufgrund der polaren Eigenschaften an der Metalloberfläche an und verbessern so die Schmierfähigkeit. [Bove10, Korf94]

Äquivalent zur physikalischen und chemischen Alterung kann die sogenannte physikalische und chemische Medieneinwirkung [Ehre07, Ber100] unterschieden werden, die zu Veränderungen der Bindungseigenschaften (z. B. Härte, Maße) und des Einsatzverhaltens führen kann (Abbildung 2-12).

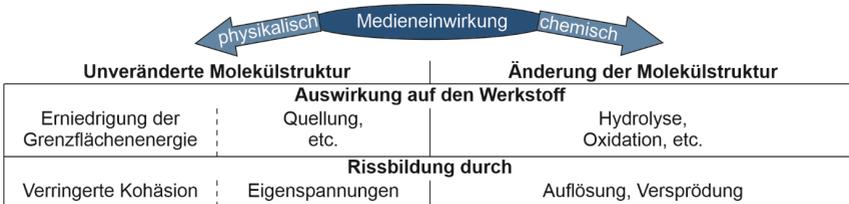


Abbildung 2-12: Auswirkungen der Medieneinwirkung, nach [Ber100]

Die physikalische Medieneinwirkung durch ein Fluid kann eine Quellung des Elastomers bewirken und ist im Unterschied zur chemischen Medieneinwirkung umkehrbar [Ber100]. Dies bedeutet, dass durch ein Ausdiffundieren des Mediums die ursprünglichen Werkstoffeigenschaften vor der Medieneinwirkung wieder hergestellt werden können [Ber100]. Findet die Medieneinwirkung durch das Fluid über einen längeren Zeitraum statt, kann die Quellung von einer Extraktion der löslichen Bestandteile des Elastomers bzw. der enthaltenen Additive überlagert werden, was eine Änderung des Volumens sowie weiterer Eigenschaften (z. B. Härte) zur Folge haben kann [Brow02].

Der chemische Aufbau des Polymers (z. B. vorhandene Polarität, funktionelle Gruppe) bestimmt dessen Reaktionsfähigkeit. Eine erste näherungsweise Abschätzung zur Beständigkeit¹⁶ von polymeren Werkstoffen gegenüber chemischen Substanzen kann nach dem chemischen Grundsatz erfolgen: Ähnliches löst Ähnliches bzw. mischt sich mit Ähnlichem [Eyer20a, Ehre07]. Eine potenzielle **physikalische** Interaktion der chemischen Substanz mit dem Polymer wird maßgeblich durch die vorherrschenden zwischenmolekularen Kräfte (Kohäsionskräfte) der chemischen Substanz einerseits und des Polymers andererseits bestimmt. Eine gute Löslichkeit ist gegeben, wenn die (jeweiligen) zwischenmolekularen Kräfte beider Stoffe kompatibel und annähernd gleich sind. [Durk14, Hans07a] Zur quantitativen Beschreibung des Lös-

¹⁵ Dazu gehören auch die polyzyklischen aromatischen Kohlenwasserstoffe (PAK, engl.: Polycyclic Aromatic Hydrocarbons (PAH)).

¹⁶ Dem Begriff Beständigkeit wird im allgemeinen Sprachgebrauch meist kein eindeutiger Inhalt (z. B. der Widerstand bzw. das Verhalten gegen mechanische Belastung, Strahlung oder flüssige Chemikalien) zugeordnet [Ehre07]. Im Rahmen dieser Arbeit wird darunter primär der Widerstand bzw. das Verhalten gegenüber flüssigen Chemikalien verstanden.

lichkeitsverhaltens haben sich sogenannte **Löslichkeitsparameter** (auch Kohäsionsenergieparameter genannt) etabliert. Diese leiten sich von der erforderlichen Energie zur Überführung einer Flüssigkeit in den gasförmigen Zustand ab. [Hans07a] Anknüpfend an der Problematik, dass Löslichkeitsparameter, wie der Hildebrand-Löslichkeitsparameter, nur einen einzelnen aggregierten Parameterwert zur Beschreibung der Kohäsionsenergie bereitstellen, wurden die dreidimensionalen **Hansen-Löslichkeitsparameter**¹⁷ [Hans67] entwickelt [Hans07a]. Bei diesen wird die gesamte benötigte Energie auf drei Teilenergien aufgeteilt, wodurch eine aussagekräftigere Beschreibung des Löslichkeitsverhaltens möglich ist [Durk14, Hans07a]. Allerdings werden mögliche chemische Alterungseffekte durch die Löslichkeitsparameter nicht direkt berücksichtigt [Hans07b].

Die Hansen-Löslichkeitsparameter können einen ersten Anhaltspunkt zur Beurteilung der Beständigkeit von Polymeren liefern. Ergänzend können Beständigkeitstabellen herangezogen werden, die häufig Informationen zur Beständigkeit (z. B. Volumenänderung¹⁸ infolge Quellung) gegenüber standardisierten Ölen und gängigen chemischen Substanzen enthalten. Präzise Erkenntnisse zur Chemikalienbeständigkeit werden aufgrund der hohen Komplexität der Alterungsvorgänge nur durch **Immersionsversuche** (vollständiges Eintauchen der Probe in die Prüfflüssigkeit) [Ehre07] bzw. einsatznahe Nachstellversuche erzielt. Dies gilt insbesondere dann, wenn komplexe Zusammensetzungen chemischer Substanzen zum Einsatz kommen und somit keine verlässlichen Daten zur Beständigkeit vorliegen.

Bei genauerer Betrachtung der Molekülstruktur kann festgehalten werden, dass Polymere mit **gesättigten unverzweigten Kohlenwasserstoffen (unpolar)** eine sehr hohe Oxidationsbeständigkeit sowie aufgrund des unpolaren Charakters eine gute Beständigkeit gegenüber Hydrolyse und polaren Lösungsmitteln aufweisen [Ehre07, Fran00]. Eine zunehmende Verzweigung der Kohlenwasserstoff-Kette bewirkt generell eine verringerte Oxidationsbeständigkeit, wobei enthaltende Phenyl- oder Methylgruppen einen Schutz-Effekt hervorrufen können [Ehre07]. Polymermoleküle mit Doppelbindung (z. B. Elastomere auf Basis von Butadien) verfügen über die geringste Oxidationsbeständigkeit [Ehre07, Fran00]. Bestimmte funktionelle Gruppen, wie die Carbonylgruppen in Polyamiden, verringern die Oxidationsbeständigkeit. Polymere mit Amid- und Estergruppen sind anfälliger gegenüber Hydrolyse und Polymere mit Hydroxylgruppen neigen eher zur Dehydrierung. [Ehre07] **Polare Polymere** werden insbesondere durch polare Flüssigkeiten angegriffen. Elastomere auf Basis von Natur-Kautschuk (NR) sind bspw. reine Kohlenwasserstoffe (mit enthaltener Doppelbindung) und verfügen somit über eine gleichmäßige elektrische Ladungsverteilung, weshalb sie unpolar sind. In unpolaren Substanzen, wie Mineralölen, zeigen NR daher eine starke Quellung. Durch Substitution einzelner Molekülkettenbestandteile kann eine steigende Polarität bewirkt werden, wodurch die Quellbeständigkeit gegenüber Mineralölen verbessert werden kann. [Eyer20a]

Bei Elastomeren auf Basis von **Polyurethanen** besteht ebenfalls die Möglichkeit, dass durch Wechselwirkungen mit mineralölbasierten KSS eine Quellung hervorgerufen wird [Hein20]. Allerdings verfügen Polyurethane im Allgemeinen über eine gute Oxidations- und Mineralölbeständigkeit (vgl. Kapitel 2.5.1), aber über eine geringe Beständigkeit gegenüber polaren Lösungsmitteln, aromatischen Kohlenwasserstoffverbindungen, sowie Säuren und Laugen

¹⁷ Für weiterführende Informationen zu den Hansen-Löslichkeitsparametern und ein Anwendungsbeispiel zur ersten ingenieurmäßigen Beurteilung der Beständigkeit von Polyurethanen vgl. Kapitel 10 (Anhang).

¹⁸ Als geringe Quellung wird häufig eine Volumenänderung von bis zu 10 % angesehen [Ehre07, Fran00].

[Rinn12]. Polyesterurethane (AU) weisen eine bessere Quellbeständigkeit gegenüber Mineralölen auf als Polyetherurethane (EU) [Eyer20a]. Dies kann auf den unterschiedlichen chemischen Aufbau der Weichsegmente bzw. auf die einzelnen Molekülgruppen zurückgeführt werden. Die Ether-Gruppe bei EU verfügt über die höchste Beständigkeit gegenüber Hydrolyse, gefolgt von der Urethan- und Ester-Gruppe. Daher verfügen EU über eine bessere Beständigkeit gegenüber Hydrolyse (damit auch über eine geringere physikalische Wasseraufnahme), Säuren, Alkalien und wässrigen Lösungen als AU, jedoch über ein geringere Mineralölbeständigkeit. [Ehre07]

Für eine Quellung ist ein Stofftransport in bzw. durch den polymeren Feststoff, sowie eine gewisse Absorption bzw. Löslichkeit der chemischen Substanz durch das Polymer erforderlich. Der Stofftransport von anorganischen oder organischen Lösungsmitteln¹⁹ durch ein festes Polymer wird als Permeation bezeichnet [Eyer20b]. Bei der Permeation des wandernden Moleküls können grundlegend drei Phasen unterschieden werden: *Adsorption*, *Diffusion* und *Desorption* [Eyer20b, Krei02]. Wird das sich an der Polymeroberfläche anlagernde Molekül (Adsorption) zusätzlich vom Polymer absorbiert (erfordert einen gewissen Grad an Löslichkeit) erfolgt eine Diffusion²⁰ durch den Feststoff, bis das Molekül wieder aus dem Feststoff austreten (Desorption) kann [Eyer20b, Hans07c].

Die Permeation (P) kann wie folgt als Produkt des Diffusionskoeffizienten (D) und des Löslichkeits- bzw. Sorptionskoeffizienten (S) beschrieben werden [Eyer20b, Hans07d]:

$$P = D \cdot S \quad (\text{Gl. 2-1})$$

Der Diffusionskoeffizient bestimmt, wie schnell die Flüssigkeitsmoleküle durch das Polymer von einem Bereich hoher Konzentration zu einem Bereich niedrigerer Konzentration wandern können. Der Diffusionskoeffizient ist abhängig von der Größe und Struktur des eindiffundierenden Moleküls. Große und komplexe Molekülstrukturen bewirken einen geringeren Diffusionskoeffizienten sowie ein vermindertes Absorptionsvermögen an der Polymeroberfläche. [Hans07d, Hans07c] Weitere Einflussfaktoren auf die Diffusionsgeschwindigkeit und das Eindringverhalten der Moleküle sind die Temperatur sowie die Eigenschaften und Struktur des Polymers [Eyer20b]. Das in gewissen Maßen vorhandene freie Volumen in Polymeren begünstigt den Stoffübergang. Für das Eindringen der Moleküle zwischen die Polymerketten ist ein kritisches Energieniveau (z. B. durch unterschiedliche mittlere Geschwindigkeiten der Moleküle) erforderlich. [Baeh19, Neff18, Ehre07, Hans07c] Der Sorptionskoeffizient korreliert mit den Hansen-Löslichkeitsparametern und ist ein Maß dafür, welche Menge an chemischer Flüssigkeit im Polymer gelöst werden kann. Diese Menge bestimmt den Konzentrationsgradienten im Polymer – die Hauptursache des Stofftransports bzw. der Diffusion. Unter der Annahme eines konstanten Diffusionskoeffizienten nimmt demnach der Stofftransport mit einer höheren Löslichkeit (ähnliche Hansen-Löslichkeitsparameter von Polymer und Lösungsmittel) zu. [Hans07d] Die mathematischen Zusammenhänge zur molekularen Diffusion werden durch die Fick'schen Diffusionsgesetze²¹ beschrieben [Baeh19, Ehre07, Hans07c, Fick55]. Die Temperaturabhängigkeit der Diffusionsgeschwindigkeit (bzw. des Diffusionskoeffizienten) kann

¹⁹ Eine Unterteilung kann auch in polar-protische (z. B. Wasser), polar-aprotische (z. B. Acetonitril) und unpolar-aprotische (z. B. Alkane) Lösungsmittel erfolgen [Kurz20, Lats13].

²⁰ Daneben kann der Stofftransport auch über den Kapillareffekt (aufgrund von Mikroporen im Polymer) erfolgen [Ehre07].

²¹ Für Elastomere oberhalb der Glasübergangstemperatur (wie im Rahmen dieser Arbeit) können die normalen Fick'schen Diffusionsgesetze unter der Annahme eines konstanten Diffusionskoeffizienten näherungsweise angenommen werden [Neff18, Hans07c, Cohe91]. Ein davon abweichendes, anomales Diffusionsverhalten aufgrund von überlagerten Effekten wurde beispielsweise im glasartigen Zustand von Polymeren bzw. beim Auftreten von konzentrationsabhängigen Diffusionskoeffizienten (Case II Diffusion) [Edwa95, Cohe91, Alfr66] oder

über die Arrhenius-Gleichung dargestellt werden. Die Diffusionsgeschwindigkeit nimmt mit steigender Temperatur zu. [Ehre07]

Wie bereits weiter oben angeführt gilt im Allgemeinen, je ähnlicher die chemische Struktur (polar/polar oder unpolar/unpolar) des Polymers (z. B. des Elastomers) und des Quellmediums (z. B. KSS) ist, desto höher ist die Affinität für eine Absorption des KSS durch das Elastomer. In diesem Fall treten die Moleküle des Quellmediums direkt mit dem Polymermolekülen in starke Wechselwirkung (Solvatation). Die Polymerketten werden von den Molekülen des Quellmediums eingehüllt (Abbildung 2-13, Fall 1), so dass sich die Beweglichkeit der Molekülketten in sich (Mikro-Brownsche Molekularbewegung), untereinander (Makro-Brownsche Molekularbewegung) und zu den Füllstoffen erhöht. Das Quellmedium fungiert somit als eine Art Schmiermittel. Darüber hinaus bewirkt die Quellung eine Abstandsvergrößerung zwischen den Polymerketten, wodurch die zwischenmolekularen Bindungskräfte reduziert und folglich die Beweglichkeit zwischen den Polymerketten erhöht werden. Als Folge treten Eigenschaftsänderungen (z. B. geringere Härte) an Polymeren auf. Der Effekt ist vergleichbar mit der Verwendung eines primären Weichmachers. Bei geringer chemischer Ähnlichkeit des Polymers und des Quellmediums ist die Absorptionsrate geringer und hängt stark von der Absorptionfähigkeit des Füllstoffs ab. Das Quellmedium wird im Füllstoff oder zwischen den Polymerketten eingelagert (Abbildung 2-13, Fall 2). Dies ist vergleichbar mit der Verwendung eines sekundären Weichmachers. [Neff18, Eyer12, Stei12, Ehre07, Berl00]

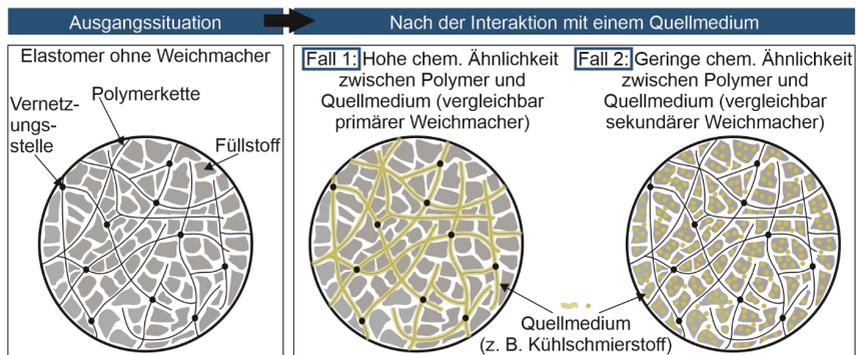


Abbildung 2-13: Schematische Illustration der makromolekularen Struktur eines gefüllten Elastomers und Wirkungsweise von Quellmedien als primärer und sekundärer Weichmacher, modifiziert nach [Hart22b, Neff18, Stei12]

Die Aufnahme des Mediums ist ein instationärer Prozess und findet ausgehend von der Werkstoffoberfläche statt. Dadurch quillt der Randbereich auf und das Werkstoffinnere bleibt zunächst unbeeinflusst. Die Quellung führt dadurch zu Eigenspannungen im Polymer und bei Überschreiten einer kritischen Spannung zu einer Rissbildung. [Berl00] Die Spannungsrissbildung findet bevorzugt an lokal geschwächten Bereichen (aufgrund von Fehlstellen oder Verunreinigungen im Kunststoff) statt [Bont20]. Gleichzeitig wird die Rissbildung auch von einer verringerten zwischenmolekularen Bindung (Kohäsion) aufgrund der Wechselwirkung des

beim Auftreten eines ausgeprägten Grenzschichtwiderstands an der Polymeroberfläche (Super Case II Diffusion) [Hans80, Skaa80, Jacq74] beobachtet [Hans07c].

Quellmediums mit dem Polymer (und ggf. einer äußeren Krafteinwirkung) und der damit einhergehenden größeren Molekülabstände, sowie durch Auflösung oder Versprödung des Polymers infolge chemischer Medieneinwirkung begünstigt [Eyer12, Ehre07, Berl00].

Für die reproduzierbare Herstellung maßgeschneiderter Schneidengeometrien sind genaue und zuverlässige Präparationstechniken erforderlich. Im Hinblick auf die Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben erfordert dies Kenntnisse über das Verschleißverhalten der Schleifscheiben und den Einfluss der Bindungsalterung auf die Eigenschaften der Schleifscheibe und das Bearbeitungsergebnis.

In Untersuchungen von *Effgen* [Effg18] wurde das Verhalten einer elastisch gebundenen Schleifscheibe bei der Schneidkantenpräparation zu einem frühen (< 6 Monate) und einem späten (nach 18 Monaten) Stadium der Lebensdauer der Schleifscheibe analysiert. Nach 18 Monaten Lagerung in einem offenen Regal im Versuchsfeld konnte die anfängliche Einsatzleistung der Schleifscheibe nicht reproduziert werden. Die erzielten Verrundungsgröße an den Schneiden waren deutlich geringer ausgeprägt als vor der Alterung. Während der Lagerung waren die Schleifscheiben dem Sonnenlicht, künstlichen Licht und der Luft ausgesetzt. Außerdem verblieb eine geringe Menge an KSS auf der Oberfläche der Schleifscheibe. Eine signifikante Veränderung der Härte der Schleifscheibe wurde nicht festgestellt. Der Autor beobachtete jedoch ein verändertes Erscheinungsbild der Oberflächenstruktur des Schleifbelags. Dieser wirkte glänzend und von Rissen überzogen. Es wurden chemische Alterungsvorgänge angenommen, aber spezifische Alterungseffekte wurden nicht nachgewiesen. [Effg18]

2.5.5 Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben

Die Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben ist ein relativ junges Präparationsverfahren. Die ersten wissenschaftlichen Untersuchungen zu diesem Verfahren wurden im Jahre 2013 durchgeführt [Bier13a, Effg13a, Effg13b, Effg13c]. Das Verfahren kann nach DIN 8589 den trennenden Fertigungsverfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide zugeordnet werden [DIN03a]. Ferner erfolgt eine Einteilung des Verfahrens zum Schleifen mit rotierenden Werkzeugen nach DIN 8589-11 [DIN03g].

Die Präparation kann ohne Umspannvorgänge direkt im Anschluss an das Schleifen der Werkzeugmakrogeometrie in der Werkzeugschleifmaschine umgesetzt werden. Dabei ist lediglich ein elastisch gebundenes Schleifwerkzeug und ein Abrichtwerkzeug erforderlich. Das Verfahren lässt sich somit einfach in den bestehenden Fertigungsablauf integrieren. Investitionskosten in zusätzliche Anlagentechnik entfallen. [Effg13a, Effg13b] Zur Steuerung des Präparationsverfahrens können die maschineneigene CAD/CAM-Umgebung und gängige Prozessparameter beim Schleifen (z. B. Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit) herangezogen werden, sodass kein spezielles Prozesswissen im Umgang mit diesem Präparationsverfahren erlernt werden muss. Dadurch wird insgesamt eine hohe Anwenderfreundlichkeit erreicht. [Effg13a, Effg13b] Kostenvergleichsrechnungen von *Effgen* [Effg18] zeigten außerdem, dass eine wirtschaftlichere Anwendung dieses Verfahrens im Vergleich zu anderen Verfahren wie dem Schleppschleifen und der magnetabrasiven Bearbeitung möglich ist.

In bisherigen Untersuchungen wurde das Präparationsverfahren erfolgreich zur Präparation der Umfangsschneiden an Vollhartmetall-Fräswerkzeugen [Effg18, Auri16a, Auri15, Effg13a, Effg13b], an Vollkeramik-Fräswerkzeugen [Dröd20], an Hartmetall-Wendeschneidplatten zum Drehen [Hart21, Hart18, Hart17, Auri16b, Bier13a] und Bohren [Hart21, Hart19], sowie an

Mikro-Zerspanwerkzeugen aus Hartmetallen [Schn19] eingesetzt. Dabei weist das Präparationsverfahren eine insgesamt hohe Einsatzflexibilität hinsichtlich der herstellbaren Schneidengeometrien und Präparationsverlaufsformen auf. Neben homogenen können auch gezielt inhomogene Präparationsverläufe hergestellt werden [Hart21]. Dabei lassen sich symmetrische und asymmetrische Schneidengeometrien in einem weiten Verrundungsgrößenbereich erzeugen [Hart17].

Das Verfahrensprinzip beruht auf den weich-elastischen Eigenschaften des Schleifbelags, wodurch sich dieser beim Kontakt mit der Schneidkante um diese herumlegt. Der Materialabtragsmechanismus weist neben einer weggesteuerten (Schleifen von Fasen) auch eine kraftgesteuerte Komponente auf. Demnach ist erst eine gewisse Vorspannung im Schleifbelag erforderlich, um einen Materialabtrag an der Schneidkante herbeizuführen. [Effg18, Auri16a, Auri15] Die Kontaktzone, in welcher der Schleifbelag im Eingriff mit der Schneidkante ist, kann nach Effgen [Effg18] in vier Bereiche (Abbildung 2-14) eingeteilt werden.

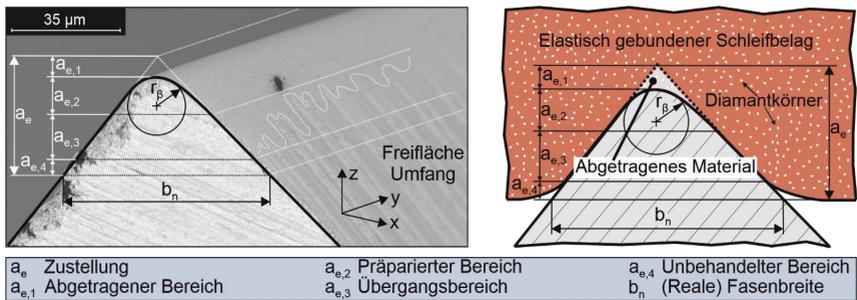


Abbildung 2-14: Materialabtrag bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben, modifiziert nach [Effg18]

Die Zustellung a_e umfasst dabei ausgehend von der ideal scharfen Schneide alle vier Bereiche. Im ersten Bereich $a_{e,1}$ findet aufgrund einer ausreichend hohen Vorspannung ein vollständiger Materialabtrag statt. Ein unvollständiger Materialabtrag findet hingegen im zweiten Bereich $a_{e,2}$ statt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die in z -Richtung wirkende Kraft auf den Schleifbelag (und somit die Höhe des Materialabtrags) ausgehend vom höchsten Punkt der Schneide zu den seitlichen Arealen der Kontaktzone hin abnimmt. Dieser Effekt führt zur eigentlichen Verrundung an der Schneide. Im dritten Bereich $a_{e,3}$ nimmt die Vorspannung und somit der Materialabtrag mit zunehmender Entfernung vom höchsten Punkt der Schneide weiter ab. Der Verlauf des Materialabtrags in y -Richtung ist zudem aufgrund lokaler Unebenheiten und Schleifriefen, die zu unterschiedlichen Höhenniveaus an der Oberfläche führen, ungleichmäßig ausgeprägt. In den höher liegenden Bereichen wird noch ein geringer Materialabtrag erzielt, der zu einer Reduzierung der Oberflächenrauheit führt. Im letzten Bereich $a_{e,4}$ kommt der Materialabtrag vollständig zum Erliegen, da die Vorspannung im Schleifbelag zu gering ist. Auch die gewählte Prozesskinematik wirkt sich auf den Materialabtrag an der Schneide aus, da hierdurch eine anteilige Kraftkomponente in x -Richtung wirken kann. Als Folge entsteht eine asymmetrische Schneidengeometrie. [Effg18]

Die elastischen Eigenschaften der Bindung und die Einzelkornspannungsdicke bestimmen die Vorgänge beim Materialabtrag auf der Ebene des einzelnen Schleifkorns. Die von der Bindung

hervorgerufene Kornhaltekraft ist zu Beginn des Korneingriffs höher als die infolge der Einzelkornspannungsdicke hervorgehende Einzelkornkraft. Mit zunehmendem Korneingriff steigt die Einzelkornspannungsdicke und somit die Einzelkornkraft an. Übersteigt die Einzelkornkraft die Kornhaltekraft, wird das Korn so lange in die Bindung zurückgedrängt, bis sich ein Kräftegleichgewicht einstellt. Fortan wird das Korn mit einer konstanten Flächenpressung auf der Werkstückoberfläche bewegt. Dabei stellt sich ein stationärer Verlauf bei der Einzelkornspannungsdicke ein, bis diese bei Austritt des Kornes aus der Kontaktzone wieder abnimmt. [Effg18]

Zur Steuerung des Präparationsprozesses können unterschiedliche **Systemgrößen und Prozessparameter** herangezogen werden (Abbildung 2-15). Die Prozessparameter können im Allgemeinen schnell an den Prozess angepasst werden, die Systemgrößen (z. B. Schleifscheibenspezifikation) hingegen nicht [Denk11a]. Bei der Implementierung des Präparationsverfahrens muss zunächst die Präparationsstrategie festgelegt werden. Im Wesentlichen wird darunter die eingesetzte Prozessführung (Seite, Umfang oder Radius der Schleifscheibe) und Schleifstrategie (Gleich- oder Gegenlauf bzw. Richtung des Schnittgeschwindigkeitsvektors) verstanden.

Stellgröße	Richtung	Auswirkung	Stellgröße	Richtung	Auswirkung
Präparationsstrategie	↔	 Prozessführung... m. d. Radius m. d. Umfang m. d. Seite	Kornkonzentration	↗	
Richtung des Schnittgeschwindigkeitsvektors	↔	Vorschubrichtung der Schleifscheibe Gleichlauf Gegenlauf	Vorschubgeschwindigkeit	↗	
Einstechwinkel ≠ 0° bei der Bearbeitung mit dem Umfang	↔		Zustellung (Fasensbreite)	↗	
Bindungshärte	↗		Präparationswinkel (Fasenswinkel)	↗	

Abbildung 2-15: Einfluss unterschiedlicher Stellgrößen auf die Schneidengeometrie, modifiziert nach [Effg18]

Die **Prozessführung** mit dem Radius des Schleifbelags führte zu einer fasenartigen, unregelmäßig geformten Schneidengeometrie. Als Grund dafür wurde die kleine Kontaktfläche angesehen. Diese führt zu einem ungünstigen Verhältnis zwischen zur Verfügung stehenden Schleifkörnern und dem zu zerspanenden Werkstoffvolumen, wodurch es zu einer hohen Kornbelastung kommt. Während des Zerspanvorgangs werden die Schleifkörnern in die Bindung zurückgedrängt. Der ungleichmäßige Materialabtrag wird dabei auf die zufallsbedingten Mechanismen während der Zerspanung zurückgeführt. [Effg18] Die Prozessführungen mit dem Umfang und der Seite des Schleifbelags führten hingegen zu einem gleichmäßigen Materialabtrag, wobei unter Verwendung der Seite eine stärker abgeflachte Schneidengeometrie beobachtet wurde. Die stärkere Abflachung bzw. der höhere Materialabtrag wird auf die größere Kontaktfläche bei der Prozessführung mit der Seite zurückgeführt. Die maximale Abtragsleistung pro

Schleifkorn wird von der Kornhaltekraft der Bindung festgelegt und ist erreicht, wenn die Zerspankraft das Schleifkorn in die Bindung zurückdrängt. Durch die größere Kontaktfläche steht eine höhere Anzahl kinematischer (aktiv zerspanender) Schleifkörner zur Verfügung, wodurch der Materialabtrag gesteigert werden kann. [Efff18]

Die **Schleifstrategie** (Gleich- oder Gegenlauf) wird durch die Dreh- und Vorschubrichtung der Schleifscheibe festgelegt. Bei der Präparation der Umfangsschneiden an Schafffräsern wurde ein Einfluss der Schleifstrategie auf die Schneidengeometrie der Schneidenecke beobachtet. Entscheidend hierfür war die Richtung des Schnittgeschwindigkeitsvektors. War dieser der Schneidenecke zugerichtet, ergab sich ein verrundeter Übergang zwischen der Umfangs- und Stirnschneide. Der Grund hierfür ist ein Aufstauen der elastischen Bindung beim Anschnitt der Schneidenecke, wodurch sich der Schleifbelag um die Schneidenecke wölbt. Dies bewirkte einen Druckanstieg und quasi eine Erhöhung der Zustellung im Bereich der Aufstauung, was zur Verrundung führte. Der Übergang blieb hingegen scharfkantig, wenn der Schnittgeschwindigkeitsvektor von der Schneidenecke weggerichtet war. [Efff18] Heymann [Heym15] berichtet beim Polierschleifen der Spannuten und Freiflächen an Bohrwerkzeugen mit elastisch gebundenen Schleifscheiben ebenfalls von einem Verrundungseffekt an der Schneidkante, nachdem die Schleifwerkzeuge im Bereich der Schneidkante zum Einsatz kamen.

Der Aufstau-Effekt wurde bei der Prozessführung mit dem Umfang des Schleifbelags genutzt, um über den sogenannten **Einstechwinkel ϵ** die Schneidenform zu variieren. Ein Einstechwinkel $\epsilon \neq 0$ bewirkt eine Verdrehung der Schleifscheibenumfangsrichtung zum Verlauf der Schneidkante. Dadurch trifft je nach Drehrichtung der Schleifscheibe der Schnittgeschwindigkeitsvektor auf die Frei- oder Spanfläche und bewirkt dort ein Aufstauen des Schleifbelags. Dies führt zu einem lokal höheren Materialabtrag, wodurch sich bis zu einem gewissen Grad asymmetrische Schneidengeometrien erzeugen lassen. [Efff18, Auri15]

Eine steigende **Bindungshärte** (70, 85 und 100 Sh_A) führt unabhängig von der Prozessführung (Umfang oder Seite) zu einem höheren Materialabtrag und einer stärkeren Abflachung der Schneide. Bei gleicher Schleifscheibenspezifikation ist der Materialabtrag höher bzw. die Abflachung stärker ausgeprägt, wenn die Seite des Schleifbelags zur Bearbeitung genutzt wird. Die Form ändert sich dabei von verrundet oder fasenartig mit verrundeten Übergängen zu gefast. Die Härtesteigerung bewirkt eine Erhöhung des E-Moduls und eine Senkung des Verformungsvermögens des Schleifbelags. Die Kornhaltekräfte werden erhöht, wodurch das Schleifkorn einer höheren Belastung widerstehen kann, bis es aus der Bindung gerissen wird. Zudem wird die Fähigkeit der elastischen Zurückdrängung verringert, was dazu führt, dass das Schleifkorn tiefer in den Werkstoff eindringen kann. Dies führt zu höheren Spannungsdicken und Prozesskräften und somit zu einem höheren Materialabtrag. [Efff18, Efff13a, Efff13c]

In ähnlicher Weise wirkt sich auch eine Steigerung der **Kornkonzentration** (C50, C100 und C130) auf das Prozessergebnis aus. Bei einer Erhöhung der Kornkonzentration geht die runde Schneidenform in eine fasenartige Form über. Die Steigerung der Kornkonzentration führt zu einer Erhöhung der Kornmasse im Schleifbelag. Gleichzeitig wird der Bindungsmassenanteil herabgesetzt. Dadurch verringert sich die Kornhaltekraft, wodurch die Schleifkörner frühzeitiger aus der Bindung gerissen werden können. Allerdings wird, aufgrund der höheren Anzahl aktiv zerspanender Körner, die Einzelkornbelastung reduziert. Dadurch kann dem erhöhten Risiko für Kornausbrüche entgegengewirkt werden. Die höhere Kornkonzentration kann als er-

höherer Füllstoffanteil im Elastomer aufgefasst werden und bewirkt eine mechanische Härtesteigerung, die zu einem sinkenden Verformungsvermögen führt. Dies reduziert die Fähigkeit zur elastischen Zurückdrängung der Körner, wodurch ein höherer Materialabtrag erreicht werden kann. Um eine rundliche Schneidenform zu erzielen, sollte eine geringe Kornkonzentration gewählt werden. [Effg18, Effg13a, Effg13c]

Die Steuerung des Präparationsprozesses erfolgt darüber hinaus über gängige Prozessparameter beim Schleifen (Schnittgeschwindigkeit, Vorschubgeschwindigkeit, Zustellung und Präparationswinkel). Bei einer Erhöhung der **Schnittgeschwindigkeit** v_c (10, 20 und 30 m/s) konnte keine signifikante Steigerung der Verrundungsgröße festgestellt werden. Dabei wäre ein Anstieg des Materialabtrags zu erwarten gewesen, da die Anzahl der aktiven Schleifkörner, die über den gleichen Oberflächenbereich geführt werden bzw. das gleiche Werkstoffvolumen zerspanen, erhöht wird. Es wurde vermutet, dass die infolge der höheren Schnittgeschwindigkeit (bei sonst gleichen Bedingungen) sinkende Einzelkornspannungsdicke zu einer geringeren Effizienz des kraftgesteuerten Zerspanprozesses geführt hat. Dem Effekt des höheren Materialabtrags aufgrund der höheren Kornanzahl je Werkstückflächenabschnitt wurde dadurch entgegengewirkt. [Effg18, Auri15]

Je nach Zustellung wurde mit steigender **Vorschubgeschwindigkeit** v_f (von 50 auf 100 mm/min) eine Abnahme der Verrundungsgröße um bis zu 30 % beobachtet. Bei kleinen Zustellungen ist dieser Effekt geringer ausgeprägt. Bei weiterer Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit (auf 150 mm/min) wurden bei allen untersuchten Zustellungen (14, 28 und 41 μm) keine weiteren signifikanten Änderungen der Verrundungsgröße festgestellt. Dies wurde einerseits auf die mit steigender Vorschubgeschwindigkeit sinkende Kontaktzeit zwischen Schleifscheibe und Schneidkante zurückgeführt. Andererseits führt eine steigende Vorschubgeschwindigkeit zu einer sinkenden Effizienz der Zerspanung. Eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit führt bei sonst gleichen Bedingungen zu einer höheren Einzelkornspannungsdicke bzw. Kornbelastung. Ab einem gewissen Kraftniveau dringt das Schleifkorn nicht tiefer in den Werkstoff ein, sondern wird lediglich elastisch in die Bindung zurückgedrängt. [Effg18, Auri15] Zu diesem Schluss kommt auch *Heymann* [Heym15] in seinen Untersuchungen beim Polieren der Spannuten an Bohrwerkzeugen mit elastisch gebundenen Schleifscheiben. Trotz steigender Vorschubgeschwindigkeit wurden nahezu gleichbleibende Tangentialkräfte beobachtet. Es kam somit nicht zu einem Anstieg der Einzelkornspannungsdicke, sondern das Schleifwerkzeug wurde verformt und über die Werkstückoberfläche gedrückt. [Heym15]

Die **Zustellung** a_e eignet sich zur Steuerung der Verrundungsgröße. Mit steigender Zustellung (14, 28 und 41 μm) wurde für beide Prozessführungen (Umfang und Seite) ein Anstieg des Schneidkantenradius beobachtet. Ein stärkerer Anstieg beim Schneidkantenradius wurde mit der Seite erreicht. Der mit steigender Zustellung ansteigende Materialabtrag kann auf die größer werdende Kontaktfläche und den steigenden Anpressdruck (steigende Normalkraft) an der Werkstückoberfläche zurückgeführt werden. Durch die größere Kontaktfläche können mehr Schleifkörner zum Materialabtrag beitragen. Die höhere Flächenpressung ermöglicht bis zu einem gewissen Niveau eine höhere Einzelkornspannungsdicke, wodurch der Materialabtrag gesteigert werden kann. [Effg18, Auri16a, Auri15]

Die Verkipfung der Schneide in Richtung der Span- oder Freifläche bzw. der Formfaktor K_S kann durch den **Präparationswinkel** γ_b^{22} gezielt gesteuert werden. Dieser legt den Neigungsgrad der Schleifscheibe an der Schneide fest. Herrschen symmetrische Eingriffsbedingungen, sind die Winkel zwischen dem Schleifbelag und der Frei- bzw. Spanfläche identisch. In diesem Fall werden annähernd symmetrische Schneidengeometrien ($K_S = 1$) erzielt. Wird die Schleifscheibe zur Frei- oder Spanfläche verkippt, werden asymmetrische Schneidengeometrien ($K_S \neq 1$) erzielt, da die projizierten Verrundungen an der Frei- bzw. Spanfläche ansteigen. Dies liegt daran, dass der Materialabtrag nun verstärkt auf der in Verkipprichtung liegenden Seite stattfindet. Bei der Prozessführung mit der Seite kann es zusätzlich zu einer Überlagerung mit dem Aufstau-Effekt des Schleifbelags kommen, da der Schnittgeschwindigkeitsvektor je nach Drehrichtung auf der Seite der Span- oder Freifläche auftrifft. Als Folge tritt an den entsprechenden Seiten ein höherer Materialabtrag auf. Bei der Prozessführung mit dem Umfang wurde ein solcher Effekt nicht beobachtet. [Effg18, Auri16a] Darüber hinaus konnten nur geringe Unterschiede bei der mittleren Schneidkantenverrundung beobachtet werden, wenn der Präparationswinkel bei gleichbleibender Zustellung verändert wurde. Im Mittel wurden geringfügig kleinere Werte bei asymmetrischen Schneidengeometrien gemessen. [Bier13a]

2.6 Zusammenfassende Bewertung und Fazit

Ein kosteneffizienter Einsatz von Zerspanwerkzeugen erfordert eine anforderungsgerechte und individuelle Auslegung seiner leistungsbestimmenden Merkmale – Schneidstoff, Beschichtung, Makrogeometrie und Mikrogeometrie – an die fertigungstechnische Aufgabenstellung. Die gezielte Bearbeitung der Schneidkante (Mikrogeometrie) mittels Schneidkantenpräparation wird heute bei nahezu allen Zerspanwerkzeugen durchgeführt und ist seit einigen Jahren im Fokus wissenschaftlicher Untersuchungen. Durch die Schneidkantenpräparation werden Mikroausbrüche an der Schneidkante reduziert und eine definierte Verrundung erzeugt. Dieser stabilisierende Effekt bewirkt signifikante Standzeiterhöhungen, sowie verbesserte Prozessstabilitäten und Bearbeitungsergebnisse.

Die messtechnische Erfassung und Auswertung der Werkzeugschneide bildet die Grundlage zur Charakterisierung der Schneidengeometrie. Zur Charakterisierung etablierten sich neben dem Schneidkantenradius insbesondere die einfachen und verständlichen Kenngrößen der Formfaktor-Methode (vgl. Kapitel 2.1.3). Aufgrund der Einfachheit sind allerdings die Möglichkeiten für eine exakte Beschreibung der Schneidengeometrie limitiert. Daneben existieren bislang keine einheitlichen Methoden und Vorgehensweisen bei der Auswertung der Messdaten, wodurch die Vergleichbarkeit der Messergebnisse erschwert wird. Allerdings werden derzeit entsprechende VDI/VDE-Richtlinien ausgearbeitet, um dieser Problematik zu begegnen. Die wesentlichen Kenngrößen der Formfaktor-Methode sowie ergänzende Kenngrößen zur Beschreibung der Schneidengeometrie wurden bereits im Jahr 2020 in der VDI/VDE 2654 Blatt 2 [VDI20a] erfasst. Die Richtlinien zur Zeichnungseintragung, Messdatenerfassung und zur Anwendung von Auswertalgorithmen befinden sich derzeit noch in der Ausarbeitung. Die Richtlinien bilden eine wichtige Grundlage für die künftige Standardisierung der Schneidkantenmessung in der Forschung und Industrie.

Zur Schneidkantenpräparation wurden in den letzten Jahren unterschiedliche Verfahren wissenschaftlich untersucht und hinsichtlich ihrer Einsatzmöglichkeiten bewertet (vgl. Kapitel

²² In der Literatur wurde dieser auch als Fasenwinkel [Effg18, Auri16a, Auri15, Effg13a, Effg13b] oder Schleifwinkel [Bier13a] bezeichnet.

2.4). Industriell etabliert sind insbesondere das Strahlspanen, Bürsten und Schleppschleifen. Die Verfahren unterscheiden sich hinsichtlich der Einsatzmöglichkeiten bzgl. der Präparation komplexer Schneidverlaufsformen und der erzielbaren Größen, Formen (symmetrisch oder asymmetrisch) und Oberflächenqualitäten (Schartigkeit) an der Schneide. Daneben müssen Schneidstoffeigenschaften bei der Auslegung der Verfahren berücksichtigt werden. Mit der Forderung einer zunehmend individualisierten Abstimmung der Schneidkantenpräparation auf die jeweiligen Einsatzbedingungen, beispielsweise in Form eines gezielt inhomogenen Präparationsverlaufs an der Schneide, steigen auch die Anforderungen an die Einsatzflexibilität des Präparationsverfahrens. Zudem sollten potenzielle Verfahren einfach handhabbar, kostengünstig, reproduzierbar und im industriellen Maßstab wirtschaftlich einsetzbar sein.

Das Präparationsverfahren mit elastisch gebundenen Schleifwerkzeugen bietet großes Potenzial zur Erfüllung der genannten Anforderungen. Das Verfahren kann direkt im Anschluss an das Werkzeugschleifen in derselben Aufspannung durchgeführt werden. Ein zusätzliches nebenzeitenverursachendes Handling sowie der Investitionsbedarf in spezielle Anlagen (und damit auch Flächenbedarf), wie es i.d.R. beim Strahlspanen, Bürsten und Schleppschleifen erforderlich ist, entfallen somit. Es wird lediglich die elastisch gebundene Schleifscheibe benötigt, welche in einer zusätzlichen Schleifoperation in der bestehenden CAD/CAM-Umgebung der Werkzeugschleifmaschine eingerichtet werden kann.

Die bisherigen Untersuchungen mit dem neuartigen Präparationsverfahren beschränkten sich auf die Umfangsschneiden torischer Schaftfräswerkzeuge. Zur Übertragbarkeit des Verfahrens auf andere Schneidkantenbereiche am Werkzeug (z. B. Stirnschneide) oder andere Werkzeugtypen (z. B. Wendeschneidplatten oder Bohrer) ist bislang wenig bekannt. Forschungsbedarf besteht insbesondere hinsichtlich möglicher Einflüsse der Werkzeugmakrogeometrie auf das Präparationsergebnis. Dies betrifft einerseits veränderliche Keilwinkel, wodurch die Menge an abzutragendem Werkstoffvolumen verändert wird. Andererseits wird davon ausgegangen, dass ebenso die Schneidverlaufsform (z. B. linear, konkav oder konvex) einen Einfluss auf das Präparationsergebnis und die Einsatzmöglichkeiten des Präparationsverfahrens insgesamt ausüben, da sich die Kontaktbedingungen verändern. Daneben ist bislang wenig bekannt zum Verschleiß- und Einsatzverhalten elastisch gebundener Schleifscheiben. Insbesondere fehlen systematische Untersuchungen zur Prozessstabilität und den Einsatzgrenzen unterschiedlicher Schleifscheibenspezifikationen bei variierenden Prozessparametern. Solche Erkenntnisse stellen eine wichtige Grundlage zur Ableitung verfahrensspezifischer Anwendungsrichtlinien dar. Die Alterung polymerer Werkstoffe war bereits Untersuchungsgegenstand in vielen ingenieurstechnischen Anwendungsgebieten, da es hierdurch zu signifikanten Änderungen der Werkstoffeigenschaften kommen kann. Im Bereich der Fertigungstechnik und speziell beim Einsatz elastisch gebundener Schleifwerkzeuge wurden nach den Kenntnissen des Autors bislang keine systematischen Untersuchungen diesbezüglich durchgeführt. Dabei werden insbesondere beim Schleifen verfahrensbedingt große Mengen an KSS eingesetzt, welche mit den Bindungssystemen auf Polymerbasis in Wechselwirkung treten. Die Wahrscheinlichkeit einer Aufnahme des KSS durch das Bindungssystem wird somit als hoch eingeschätzt. Eine dadurch hervorgerufene Quellung des Schleifbelags kann dessen Eigenschaften (z. B. Härte und Maßhaltigkeit) und Einsatzverhalten verändern und bedarf zur Sicherstellung reproduzierbarer Präparationsergebnisse einer gezielten Untersuchung zu den ablaufenden Mechanismen bei der Schleifscheiben-KSS Interaktion.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

3.1 Zielsetzung

Das Hauptziel der Arbeit ist die Verbesserung des Prozessverständnisses und die Erforschung der Einsatzmöglichkeiten elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten. Dadurch soll künftig eine anwendungsorientiertere Implementierung des Präparationsverfahrens erreicht, das Einsatzverhalten der Schleifscheiben besser verstanden und das Wissen über die gezielte Herstellung bedarfsgerechter Schneidengeometrien erhöht werden. Das Hauptziel wird in folgende Teilziele untergliedert:

- Erkenntnisse zu den Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation mit Hilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) – dazu Modellierung der Einflüsse der wesentlichen Prozessparameter und Kontaktbereiche
- Kenntnisse zu den Einflüssen der Präparationsprozessparameter auf die Schneidengeometrie
- Erhöhung des Prozessverständnisses zur gezielten Herstellung bedarfsgerechter homogener und inhomogener Präparationsverlaufsformen
- Verständnis der Wirkmechanismen beim Schleifscheibenverschleiß und deren Auswirkungen auf das Prozessergebnis und die Prozessstabilität
- Erkenntnisse zum Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Eigenschaften und das Einsatzverhalten der Schleifscheiben (Alterung)
- Ableitung von allgemeinen Anwendungsrichtlinien zur Implementierung des Präparationsverfahrens unter der Prämisse einer anforderungsgerechten Herstellung von Schneidengeometrien

3.2 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Die gesetzten Ziele werden durch eine ganzheitliche systematische Untersuchung der wichtigsten prozessbestimmenden Einfluss- und Störgrößen erreicht. Aufgrund der Konturunterschiede zwischen der Hauptschneide (bzw. Nebenschneide) und der Schneidenecke, werden zunächst Parameterstudien in diesen Schneidenbereichen durchgeführt, da vermutet wird, dass die unterschiedlichen Kontaktbedingungen einen signifikanten Einfluss auf das Prozessergebnis haben. Basierend darauf werden Bearbeitungsstrategien abgeleitet, durch die gezielte homogene und inhomogene Präparationsverlaufsformen hergestellt werden können. Um Erkenntnisse zur Prozessstabilität zu erhalten werden der Schleifscheibenverschleiß und das Alterungsverhalten der Schleifscheiben unter Einwirkung des Kühlschmierstoffs untersucht. Dadurch können die Einsatzgrenzen des Präparationsverfahrens ermittelt und gezielte Maßnahmen zur Beherrschung der Störgrößen abgeleitet werden. Die Vorgehensweise spiegelt sich im Aufbau der Arbeit wider, der in Abbildung 3-1 dargestellt ist.

In **Kapitel 4** wird die für die Untersuchungen notwendige Versuchstechnik erläutert. Dies umfasst die verwendeten Maschinensysteme, Werkzeuge und Werkstoffe, sowie die Prozessgrundlagen bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben. Des Weiteren werden detaillierte Angaben zur Versuchsdurchführung, sowie zur eingesetzten Messtechnik und den verwendeten Messgrößen bereitgestellt.

Die Analyse der unterschiedlichen Kontaktbedingungen erfolgt in **Kapitel 5** mittels FEM. Die dabei erzielten Erkenntnisse zur Kontaktfläche und -länge an den unterschiedlichen Schneidbereichen der Wendeschneidplatte (Hauptschneide, Nebenschneide und Schneidenecke) sollen Aufschluss über etwaige Kontaktunterschiede und die vorherrschende Eingriffskomplexität geben. Die Erkenntnisse bilden die Grundlage für die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6 und sollen zum Verständnis der Präparationsergebnisse an der Schneidkante beitragen.

In **Kapitel 6** werden experimentelle Zusammenhänge bei der Schneidkantenpräparation erarbeitet. Dazu werden in **Kapitel 6.1** die Einflüsse der Schleifscheibenspezifikation, der Prozessparameter und der Prozesskinematik auf das Präparationsergebnis untersucht. Auf Basis dieser Untersuchungen sollen Möglichkeiten für eine gezielte Präparation des Werkzeugs (definierte Schneidengeometrie und minimierte unerwünschte Oberflächenbeeinflussung) abgeleitet werden. Dabei sollen insbesondere verrundete Schneidkanten unterschiedlicher Formen und Größen erzeugt werden. Neben der Möglichkeit einer gezielten Herstellung homogener Präparationsverlaufsformen werden auch Prozessstrategien zur Umsetzung inhomogener Präparationsverläufe erarbeitet (**Kapitel 6.2**). Dadurch sollen umfangreiche Erkenntnisse zur Einsatzflexibilität und zum potenziellen Einsatzspektrum des Präparationsverfahrens ersichtlich werden.

Der Schleifscheibenverschleiß oder eine etwaige Alterung der elastischen Bindung sind potenzielle Störgrößen für die Prozessstabilität des Präparationsverfahrens. Daher werden in **Kapitel 6.3** Untersuchungen zum Schleifscheibenverschleiß bei unterschiedlichen Prozessparametern durchgeführt. Im Fokus der Parametervariation steht die Zustellung, da diese eine wesentliche Einstellgröße für den Präparationsprozess darstellt. Durch die gewonnenen Erkenntnisse zum Verschleißverhalten der Schleifscheibe und den dazugehörigen Präparationsergebnissen können gezielte Prognosen zur Werkzeugstandzeit abgeleitet werden, wodurch Strategien und Maßnahmen (z. B. geeignete Abrichtprozesse) zur Erhöhung der Prozessstabilität implementiert werden können. Die Eigenschaften der Schleifscheibe, wie ihre Härte, Maß- und Formbeständigkeit, stellen wesentliche Einflussgrößen auf das Präparationsergebnis dar. Kunststoffe und Elastomere können im Allgemeinen in Wechselwirkung mit flüssigen Chemikalien treten, wodurch Materialveränderungen herbeigeführt werden können. Daher sollen in **Kapitel 6.4** Untersuchungen zur Interaktion des Kühlschmierstoffs mit der Schleifscheibe durchgeführt werden, um zu erforschen, unter welchen Bedingungen etwaige Alterungseffekte (insbesondere Quellung) auftreten.

In **Kapitel 7** werden die erarbeiteten Erkenntnisse bewertet. Es werden Schlussfolgerungen für die Einsatzmöglichkeiten und das Einsatzverhalten elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation gezogen. Dazu werden allgemeingültig notwendige Vorüberlegungen zur Implementierung einer geeigneten Präparationsstrategie diskutiert. Die wesentlichen Einflussgrößen werden hierzu in einem Modell zusammengefasst und Richtlinien für eine anwendungsorientierte Implementierung des Präparationsverfahrens unter der Prämisse einer anforderungsgerechten Herstellung von Schneidengeometrien abgeleitet. Das entwickelte Prozessflussdiagramm der Schneidkantenpräparation bildet den Rahmen für eine erfolgreiche Implementierung des Präparationsverfahrens in der industriellen Praxis.

In **Kapitel 8** werden die Ergebnisse zusammengefasst und ein Ausblick auf künftige Forschungsarbeiten herausgearbeitet.

Kapitel 1: Einleitung

Kapitel 2: Stand von Wissenschaft und Technik

Kapitel 3: Zielsetzung und Vorgehensweise

Kapitel 4: Versuchstechnik

4.1 Maschinensysteme



4.2 Kühlschmierstoff



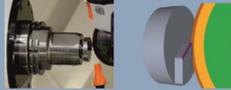
4.3 Werkstücke



4.4 Schleifscheiben und Abrichtbedingungen



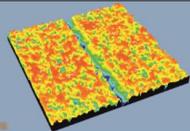
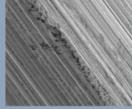
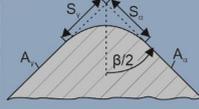
4.5 Prozessgrundlagen bei der Schneidkantenpräparation



4.6 Versuchsdurchführung

Parameter	Wert		
v_w in °	25	45	65
v_s in mm/min	25	50	75
a_s in μm	20	40	60

4.7 Messtechnik und Messgrößen

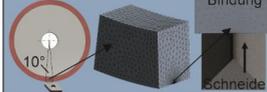


Kapitel 5: Analyse der geometrischen Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation

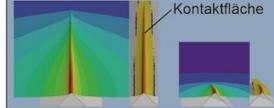
5.1 Kontaktkonstellationen/Modellbildung



5.2 CAD-Modell, Diskretisierung und Randbedingungen

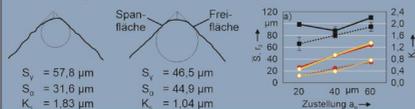


5.3 Ergebnisse / 5.4 Validierung

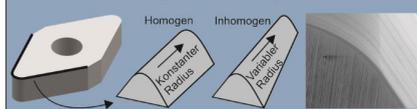


Kapitel 6: Experimentelle Untersuchungen und Diskussion

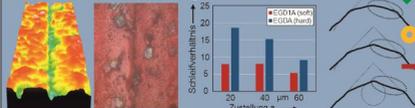
6.1 Einflussgrößen auf die Schneidengeometrie



6.2 Gezielte Herstellung von Schneidengeometrien



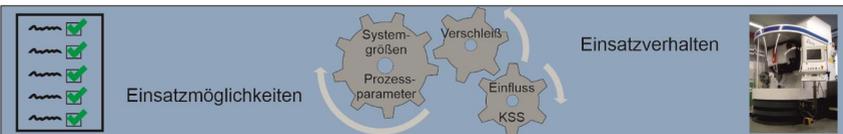
6.3 Verschleiß der elastisch gebundenen Schleifscheiben



6.4 Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (Alterung)



Kapitel 7: Anwendungsrichtlinien und Bewertung des Präparationsverfahrens



Kapitel 8: Zusammenfassung und Ausblick

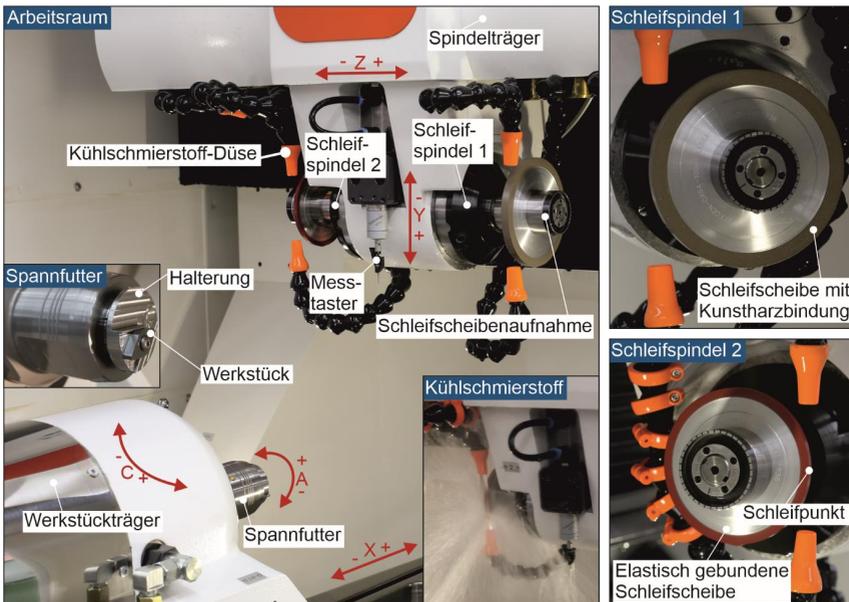
Abbildung 3-1: Aufbau der Arbeit

4 Versuchstechnik

4.1 Maschinensysteme

4.1.1 Werkzeugschleifmaschine

Die Schneidkantenpräparationen wurden an einer 5-Achs-Werkzeugschleifmaschine mit CNC-Steuerung durchgeführt. Mit dem verwendeten Maschinensystem erfolgte zuvor auch die konturgenaue Schleifbearbeitung der Span- und Freifläche an der Wendeschneidplatte (im Rahmen der Arbeit auch als (Versuchs)werkstück oder Werkzeug bezeichnet). Dies war erforderlich, um eine wiederholgenaue Makro- und Mikrogeometrie an den Werkzeugen zu erzeugen (Ausgangsgeometrie vor der Schneidkantenpräparation). Der Arbeitsraum und ausgewählte technische Daten der Werkzeugschleifmaschine sind in Abbildung 4-1 dargestellt.



Hersteller:	Walter Maschinenbau GmbH, Tübingen, Deutschland
Maschinenbezeichnung:	Helitronic Vision; Baujahr 2007
CNC-Steuerung:	Andron HMC 600; CAD/CAM: Helitronic Tool Studio V 2.1
Achsen:	Translatorisch: X, Y, Z; Rotatorisch: A, C; Direktantriebe
Genauigkeit/Wegmesssystem:	Linearachsen: Glasmaßstäbe, Auflösung 0,0001 mm; Rotationsachsen: Drehgeber, Auflösung 0,0001°
Ausstattung:	2 Schleifspindelenden (Schnittstelle HSK 50) mit je 2 x 3 KSS-Düsen; Messtaster; KSS und Maschinenbett temperiert
Schleifspindeltrieb:	Max. Drehzahl: 12.000 U/min; Max. Antriebsleistung: 30 kW
Kühlschmierstoff:	Mineralöl: Petrofer Isocut R 10 HM

Abbildung 4-1: Arbeitsraum der 5-Achs-Werkzeugschleifmaschine, modifiziert nach [Hart22a, Hart22b]

Die Schleifbearbeitung an der Span- und Freifläche der Wendeschneidplatte erfolgte durch die Schleifspindel 1 mit einer kunstharzgebundenen Diamant-Schleifscheibe. Auf der Schleifscheibenaufnahme der Schleifspindel 2 wurde das elastisch gebundene Schleifwerkzeug montiert, mit dem die Schneidkantenpräparationen durchgeführt wurden. Für die x-Achse, mit der die Zustellbewegung während der Schneidkantenpräparation erfolgte, wurde eine Positioniergenauigkeit von $\pm 0,6 \mu\text{m}$ ermittelt. Dazu wurde eine in der Maschinensteuerung definierte x-Position zehnmal in $1 \mu\text{m}$ Schritten angefahren. Die Abweichungen beim Erreichen der x-Position wurden mit einer Präzisionsmessuhr (Feinzeiger²³) bestimmt.

Es wurde ein nicht wassermischbarer KSS verwendet (vgl. Kapitel 4.2). Die Zufuhr des KSS in die Kontaktzone erfolgte über flexible Gelenkschläuche. Die Positionierung der KSS-Düsen (Abbildung 4-2) wurde über alle Versuche konstant gehalten.

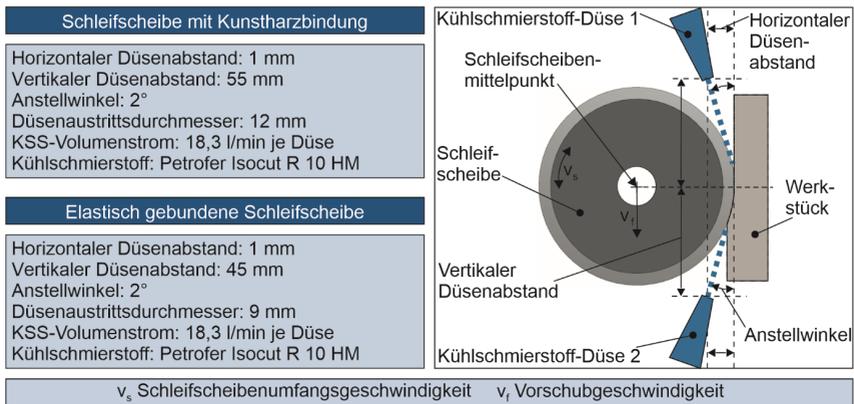


Abbildung 4-2: Positionierung der Kühlschmierstoff-Düsen, modifiziert nach [Hart22a, Hart22b]

4.1.2 Alterungskammer

Die Untersuchungen zum Kurz- und Langzeitverhalten der Schleifscheiben, unter der Einwirkung des KSS, wurden mit einer speziellen Prüfapparatur (Alterungskammer) durchgeführt. Die Alterungskammer besteht aus einem Edelstahlbehälter zur Aufnahme des KSS, einer Heizplatte und einer Pumpe zur Flüssigkeitsumwälzung und Frischluftzufuhr. Über im Behälterdeckel eingefasste Lampensockel besteht optional die Möglichkeit Lichtquellen (z. B. Ultraviolett (UV)) zu integrieren. Die Alterungskammer und ausgewählte technische Daten sind in Abbildung 4-3 dargestellt. Die Alterungskammer wurde in der dynamischen und statischen Betriebsart eingesetzt. In der **dynamischen Betriebsart** befand sich im Behälter ein Gestell, auf dem über eine rotierend gelagerte Welle aus Edelstahl die Schleifscheiben montiert wurden. Die Schleifscheiben wurden mittig platziert und über Abstandshalter (Hülsen aus Edelstahl) räumlich voneinander getrennt. Über ein an der Welle montiertes Schaufelrad wurden die Schleifscheiben mit Hilfe des KSS-Volumenstroms in Rotation (60 U/min) versetzt. Über den KSS-Volumenstrom wurde gleichzeitig ein Rührstab in Bodennähe des Behälters in Rotation versetzt,

²³ Die Wiederholpräzision und Messwertumkehrspanne des Feinzeigers betragen laut Hersteller jeweils $0,5 \mu\text{m}$, die Fehlergrenzen $0,7 \mu\text{m}$ (G_1), $1 \mu\text{m}$ (G_2) und $1,2 \mu\text{m}$ (G_{20}). Die gemessene Positioniergenauigkeit liegt somit im Bereich der Fehlergrenzen des Messgeräts.

der den KSS kontinuierlich umwälzt. Dem KSS wurde dabei über ein Ventil zusätzlich Frischluft beigemischt.

Technische Daten	
Heizleistung:	2200 Watt
Drehzahl:	Volumenstromabhängig
Temperaturbereich:	20 - 150 °C
Fassungsvermögen:	ca. 40 Liter

Funktionale Charakteristika	
Temperaturüberwachung	
Umwälzung der Prüfflüssigkeit	
Frischluftzufuhr	
Optionale Bewitterung mit Lichtquellen (z. B. UV)	

Dynamische Betriebsart

Statische Betriebsart

Abbildung 4-3: Betriebsarten der Alterungskammer, nach [Hart22b]

In der **statischen Betriebsart** wurden die auf den Schleifscheibenaufnahmen montierten Schleifscheiben hängend und in Ruhe, d. h. ohne Frischluftzufuhr und Umwälzung des KSS, am Gestell gelagert. Diese Betriebsart wurde gewählt, weil die Schleifscheiben auf den Schleifscheibenaufnahmen zur Schneidkantenpräparation eingesetzt werden konnten. Im Behälter wurde die gleiche Füllmenge an KSS wie in der dynamischen Betriebsart verwendet. Zur Prozessüberwachung war ein Temperatursensor (Typ K-Thermoelement) im Behälterinneren angebracht, der die Echtzeitüberwachung des Prüfstands sicherstellte. Um die Wärmeverluste an die Umgebung zu reduzieren und somit ein möglichst temperaturstabiles System zu erhalten, wurde die Kammer mit Dämmmaterial isoliert.

4.2 Kühlschmierstoff

Für die Schneidkantenpräparationen und Alterungsversuche wurde der nicht wassermischbare KSS ISOCUT R 10-HM der Fa. Petrofer verwendet. Dieser basiert auf hydrierten Mineralölen und ist mit Additiven zum Schleifen von Hartmetallen versetzt. Die grundlegende Zusammensetzung und ausgewählte Eigenschaften des KSS sind in Tabelle 4-1 aufgeführt. Weitere Bestandteile des KSS wurden herstellerseitig aus Geheimhaltungsgründen nicht bekanntgegeben. Das enthaltene Butylhydroxytoluol (BHT) wirkt als Oxidationsinhibitor, um Veränderungen des KSS durch Oxidation mit Luftsauerstoff zu verlangsamen oder zu unterbinden [Bove10, Bart94, Gagn94]. Das zugesetzte Tolutriazolderivat (auch als Tolyltriazol (TTA) bezeichnet) bildet einen passivierenden Schutzfilm gegenüber korrosivem Schwefel aus und wirkt somit als Korrosionsinhibitor bzw. Metalldesaktivator, insbesondere für Kupfer und kupferhaltige Legierungen [Bove10, Gagn94, Korf94].

Tabelle 4-1: Zusammensetzung und Eigenschaften des Kühlschmierstoffs ISOCUT R10-HM (Herstellerangaben)

Zusammensetzung	
Mineralöl, hydriert (PCA < 3 %)	60 < 100 Gew.-%
Butylhydroxytoluol	0,1 < 0,25 Gew.-%
Tolutriazolderivat	0,1 < 0,25 Gew.-%
Eigenschaften	
Dichte (bei 20 °C)	0,85 g/cm ³
Kinematische Viskosität (bei 40 °C)	9,5 mm ² /s
Flammpunkt	> 160 °C
Pourpoint	-10 °C
Wasserlöslichkeit (bei 20 °C)	unlöslich

4.3 Werkstücke

Als Basis für die Versuchswerkstücke dienten scharfe, unpräparierte und unbeschichtete Hartmetall-Wendeschneidplatten des Typs DNMA 150416. Die Spezifikationen der Wendeschneidplatte und des Hartmetalls sind in Abbildung 4-4 dargestellt. Für die finale Versuchswerkstückgeometrie wurden die Wendeschneidplatten in der Werkzeugschleifmaschine an der Span- und Freifläche geschliffen (Abbildung 4-5). Dadurch wurde sichergestellt, dass die Maßtoleranzen der Wendeschneidplatten möglichst gering und für alle Versuche wiederholgenau ausfallen. Zudem konnten so etwaige aus der Einspannung resultierende Lageungenauigkeiten eliminiert

werden. Darüber hinaus gewährleistet das Werkzeugschleifen eine reproduzierbare Ausgangsqualität der Werkzeugschneide und somit stets vergleichbare Qualitäten der Versuchswerkstücke, die als Grundlage für die Untersuchungen zur Schneidkantenpräparation dienen. Die Ausgangsgeometrie der Schneide (Schartigkeit, Größe und Form der Verrundung) wirkt sich auf das Präparationsergebnis (Form und Größe der Verrundung) aus und muss daher vor dem Präparieren eine gleichbleibende Qualität aufweisen.

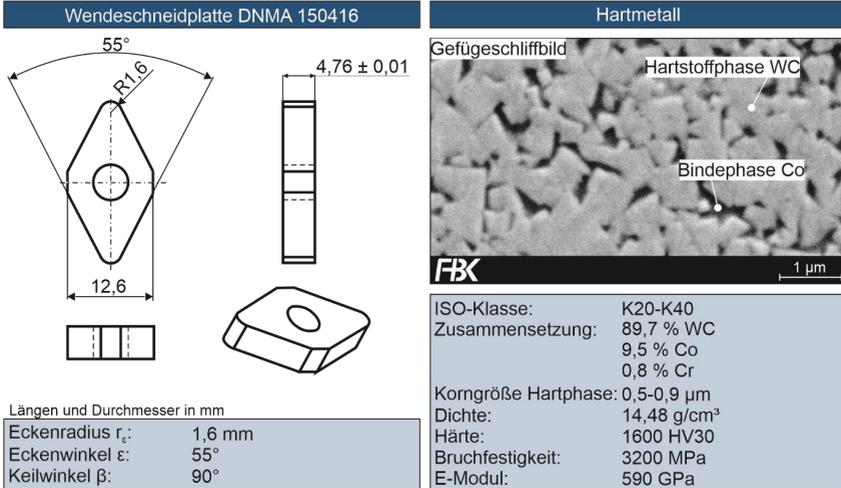


Abbildung 4-4: Spezifikation der Wendeschneidplatte und des Hartmetalls (Herstellerangaben)

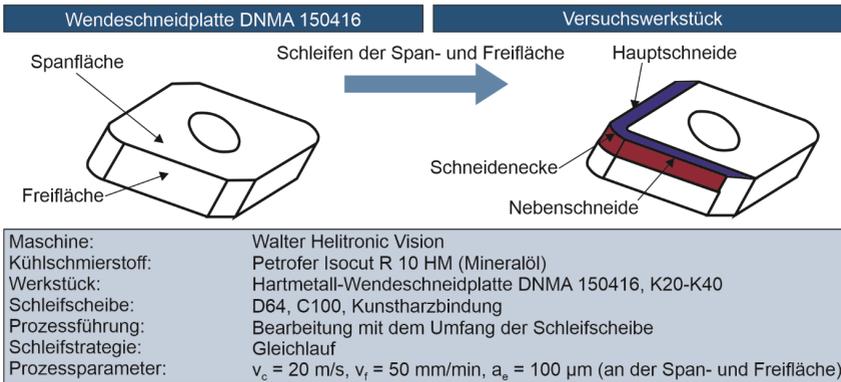


Abbildung 4-5: Erzeugung der Makro- und Mikrogeometrie des Versuchswerkstücks für die Schneidkantenpräparation

Die Schneidenqualität wurde mittels Streifenlichtprojektion bestimmt. Da die Versuchswerkstücke vor dem Präparationsprozess aufgrund von Umspannfehlern nicht ausgespannt werden können, wurde die Ausgangsschneidenqualität in einer separaten Versuchsreihe ermittelt. Die Schleifbearbeitung des Hartmetalls erfolgte ausgehend von der Hauptschneide im Gleichlauf,

so dass im Hinblick auf eine möglichst geringe Schartigkeit die Schnittbewegung der Schleifscheibe tendenziell in die Schneidkante hinein gerichtet war. In Untersuchungen von *Hübert* [Hübe12] und *Kötter* [Kött06] konnten die positiven Auswirkungen einer solchen Schleifstrategie auf die Schartigkeit nachgewiesen werden. Die Bearbeitung an der Span- und Freifläche erfolgte jeweils in einem Überschliff. Im Mittel über die drei Schneidenbereiche (Hauptschneide, Schneidenecke und Nebenschneide) wurde ein Schneidkantenradius von $5,72 \pm 1,18 \mu\text{m}^{24}$ ermittelt. Für jede weitere Versuchsreihe wurde die Ausgangsschneidenqualität stichprobenartig überprüft.

4.4 Schleifscheiben und Abrichtbedingungen

Die Schleifbearbeitung der Span- und Freifläche der Hartmetall-Wendeschneidplatten erfolgte mit einer (Diamant)-Schleifscheibe mit Kunstharzbindung, die Schneidkantenpräparationen mit einer elastisch gebundenen (Diamant)-Schleifscheibe. Die technischen Daten der Werkzeuge sind in Abbildung 4-6 zusammengefasst.

	für Span- und Freifläche	zur Schneidkantenpräparation	
	Schleifspindel 1	Schleifspindel 2	
Form:	1A1	1A1	1A1
Bindungsart:	Kunstharz	Elastomer (Polyurethan)	Elastomer (Polyurethan)
Grundhärte Bindung:	-	70 Sh_A (weich)	80 Sh_A (hart)
Kornwerkstoff:	Diamant	Diamant	Diamant
Mittlerer Korndurchmesser:	64 μm (D64)	20 μm (D20)	20 μm (D20)
Kornkonzentration:	4,4 Karat(Kt)/cm ³ (C100)	2,2 Karat(Kt)/cm ³ (C50)	2,2 Karat(Kt)/cm ³ (C50)
Durchmesser:	125 mm	100 mm	100 mm
Breite:	10 mm	5 mm	5 mm
Belaghöhe:	10 mm	6 mm	6 mm

Abbildung 4-6: Spezifikationen der Schleifscheiben (Herstellerangaben)

Die vom Schleifwerkzeughersteller vorgewuchtete Schleifscheibe mit Kunstharzbindung der Form 1A1 wurde auf eine Schleifscheibenaufnahme montiert und in der Werkzeugschleifmaschine über eine Hohlschaftkegel (HSK) 50 Schnittstelle mit der Schleifspindel 1 verbunden. Die Einsatzvorbereitung (Abrichten mit den Teilprozessen Profilieren und Schärfen) der Schleifscheibe erfolgte im Maschinensystem bei späterer Einsatzschnittgeschwindigkeit, um eine mit dem realen Schleifen vergleichbare Prozessdynamik zu erreichen. Zum Profilieren (ohne den Einsatz von KSS) der Schleifscheibe mit Kunstharzbindung kam ein bremsgesteuertes Abrichtgerät (Fliehkraftbremse) mit einer keramisch gebundenen SiC-Rolle der Fa. Norton Winter mit der Spezifikation 39C60-MV zum Einsatz. Das anschließende Schärfen erfolgte mit zuvor in KSS getränkten keramisch gebundenen Korund-Schärfsteinen (Spezifikation: 30A180I8V25) der Fa. Lapport. Die verwendeten Abrichtbedingungen und -ergebnisse sind in Abbildung 4-7 dargestellt. Zur Präparation der Schneidkanten wurden zwei unterschiedliche Spezifikationen von elastisch gebundenen Schleifscheiben der Form 1A1 herangezogen (Abbildung 4-6). Die Bindungen der Schleifscheiben bestehen aus Polyurethan (Polyetherurethan (EU)). Beide Schleifscheiben sind chemisch identisch und unterscheiden sich lediglich in der Härte der Bindung, die laut Hersteller durch unterschiedliche Vernetzungsmittel eingestellt wurde. Die Korngröße (D20) und Kornkonzentration (C50) sind ebenfalls identisch. Die elastisch gebundene Schleifscheibe wurde auf die Schleifscheibenaufnahme montiert und über die

²⁴ Dazu wurden 42 Versuche mit 294 Einzelmessungen ausgewertet. Das Ergebnis ohne fünf Ausreißermessungen beträgt $5,48 \pm 0,95 \mu\text{m}$.

HSK 50 Schnittstelle mit der Schleifspindel 2 verbunden. Die Einsatzvorbereitung der elastisch gebundenen Schleifscheibe erfolgte im Maschinensystem. Zum Abrichten wurde ein galvanisch gebundener Abrichtblock mit Diamant als Kornwerkstoff (D91) verwendet. Die genutzten Abrichtbedingungen und die Oberflächentopographie der Schleifscheibe nach dem Abrichtprozess sind in Abbildung 4-8 dargestellt.

Abrichten																							
Profilieren	Schärfen																						
<table border="0"> <tr> <td>Profilierwerkzeug:</td> <td>SiC-Rolle 39C60-MV</td> </tr> <tr> <td>Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sdp}:</td> <td>20 m/s</td> </tr> <tr> <td>Vorschubgeschwindigkeit v_{fadp}:</td> <td>500 mm/min</td> </tr> <tr> <td>Zustellung (pro Hub) a_{edp}:</td> <td>6 μm</td> </tr> <tr> <td>Gesamtzustellung $a_{edp,ges}$:</td> <td>360 μm</td> </tr> </table>	Profilierwerkzeug:	SiC-Rolle 39C60-MV	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sdp} :	20 m/s	Vorschubgeschwindigkeit v_{fadp} :	500 mm/min	Zustellung (pro Hub) a_{edp} :	6 μm	Gesamtzustellung $a_{edp,ges}$:	360 μm	<table border="0"> <tr> <td>Schärfwerkzeug:</td> <td>Korundstein 30A18018V25</td> </tr> <tr> <td>Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sds}:</td> <td>20 m/s</td> </tr> <tr> <td>Vorschubgeschwindigkeit v_{fds}:</td> <td>200 mm/min</td> </tr> <tr> <td>Zustellung a_{eds}:</td> <td>2 mm</td> </tr> <tr> <td>Bezogenes Schärfzeitspanvolumen Q'_{ds}:</td> <td>6,67 mm³/mms</td> </tr> <tr> <td>Bezogenes Schärfzerspanvolumen V'_{ds}:</td> <td>250 mm³/mm</td> </tr> </table>	Schärfwerkzeug:	Korundstein 30A18018V25	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sds} :	20 m/s	Vorschubgeschwindigkeit v_{fds} :	200 mm/min	Zustellung a_{eds} :	2 mm	Bezogenes Schärfzeitspanvolumen Q'_{ds} :	6,67 mm ³ /mms	Bezogenes Schärfzerspanvolumen V'_{ds} :	250 mm ³ /mm
Profilierwerkzeug:	SiC-Rolle 39C60-MV																						
Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sdp} :	20 m/s																						
Vorschubgeschwindigkeit v_{fadp} :	500 mm/min																						
Zustellung (pro Hub) a_{edp} :	6 μm																						
Gesamtzustellung $a_{edp,ges}$:	360 μm																						
Schärfwerkzeug:	Korundstein 30A18018V25																						
Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_{sds} :	20 m/s																						
Vorschubgeschwindigkeit v_{fds} :	200 mm/min																						
Zustellung a_{eds} :	2 mm																						
Bezogenes Schärfzeitspanvolumen Q'_{ds} :	6,67 mm ³ /mms																						
Bezogenes Schärfzerspanvolumen V'_{ds} :	250 mm ³ /mm																						

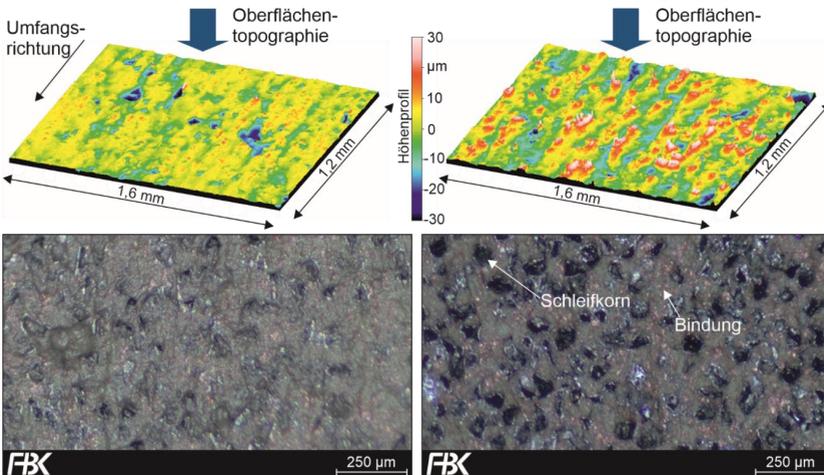


Abbildung 4-7: Abrichtbedingungen und Oberflächentopographie der Schleifscheibe mit Kunstharzbindung

Im Vergleich zu Kunstharzbindungen verfügt die elastische Bindung über einen wesentlich kleineren E-Modul. Dies führt dazu, dass sich der Schleifbelag unter Rotation aufgrund der Zentrifugalkraft verformt. Die Höhe der Deformation ist vom E-Modul und der Drehzahl des Schleifwerkzeugs abhängig. Im statischen Zustand weist der Schleifbelag eine gerade Form auf. Bei Arbeitsdrehzahl stellen sich jedoch geringfügige Verformungen ein, die im Bereich weniger Mikrometer liegen können. Zudem ergeben sich entlang der Breite des Schleifbelags aufgrund der Auswölbung unterschiedliche Abstände zum Werkstück, wodurch eine gleichmäßige Zustellung über der gesamten Breite des Schleifbelags nicht erreicht werden kann.

Um eine gerade Form des Schleifbelags bei der Präparation zu erreichen, wurden die elastisch gebundenen Schleifscheiben bei späterer Einsatzdrehzahl unter Einsatz von KSS abgerichtet. Das Abrichten bei Einsatzdrehzahl führt dazu, dass der verformte Anteil des Schleifscheibenbelags am Umfang der Schleifscheibe abgetragen wird. Folglich ist die Form des Schleifbelags bei Einsatzdrehzahl gerade.

Im statischen Zustand, nach dem Abrichtprozess, bildet sich die Verformung wieder zurück. Dies führt aufgrund des Abtrags des verformten Anteils zu einer konkaven Form des Schleifbelags am Umfang der Schleifscheibe. In Abbildung 4-8 wurde die konkave Form exemplarisch mit einem Konfokalmikroskop (Nanofocus μ surf) ausgewertet. Im Vergleich zur theoretisch geraden Form bei Einsatzdrehzahl liegt die maximale Maßabweichung in der Mitte der Schleifscheibenbreite im statischen Zustand bei etwa $5 \mu\text{m}$.

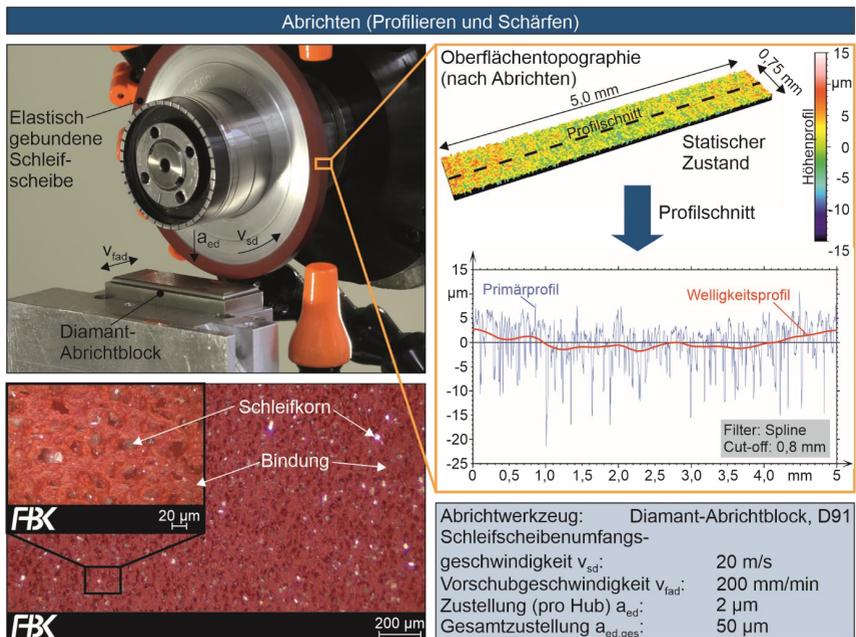


Abbildung 4-8: Abrichtbedingungen und Oberflächentopographie der elastisch gebundenen Schleifscheibe

Bei der Einsatzvorbereitung elastisch gebundener Schleifwerkzeuge sollte sichergestellt werden, dass sich der Porenraum des Abrichtwerkzeugs nicht mit der elastischen Bindung zusetzt. Bei einem Zusetzen des Abrichtwerkzeugs konnte beobachtet werden, dass eine verringerte Abtragsleistung an der elastisch gebundenen Schleifscheibe erzielt wurde. Der Abrichtvorgang wurde dabei von Quetschvorgängen dominiert. Diese führten zu Formfehlern am Schleifbelag (konvexe Form des Schleifbelags im statischen Zustand) und zum Verlust eines Großteils der Schleifkörner an der Schleifbelagoberfläche. Beim Abrichten sollte daher darauf geachtet werden, dass das Abrichtwerkzeug durch die KSS-Düsen ausreichend gereinigt wird.

4.5 Prozessgrundlagen bei der Schneidkantenpräparation

Die Prozessführung zur Schneidkantenpräparation wurde in der CAD/CAM-Umgebung der Werkzeugschleifmaschine programmiert. Dabei wurde sichergestellt, dass die gesamte Schneide (Nebenschneide, Schneidenecke und Hauptschneide) in einer Aufspannung und bei höchstmöglicher Flexibilität für die Variation der Prozessparameter bearbeitet werden kann. Dies erforderte die Konstruktion einer speziellen Halterung zur Aufnahme der Wendeschneidplatte im verwendeten Maschinensystem (Abbildung 4-9).

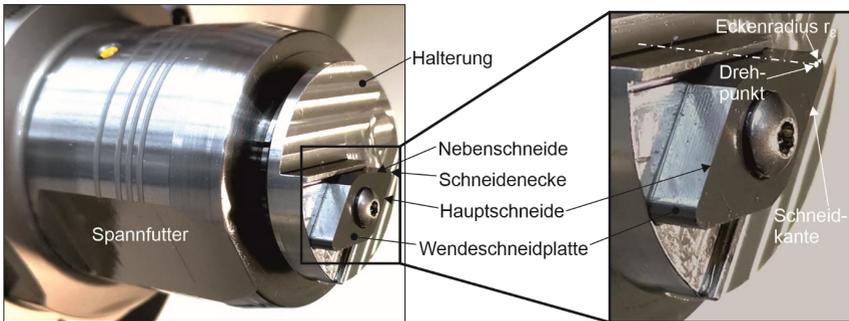


Abbildung 4-9: Halterung zur Aufnahme der Wendeschneidplatte, modifiziert nach [Hart22a, Hart22b, Auri16b]

Bei der konstruktiven Umsetzung wurde darauf geachtet, dass der Ursprung des Eckenradius der Wendeschneidplatte exakt im Drehpunkt der Halterung liegt. Dadurch ist es möglich die Schneidenecke durch die alleinige Drehbewegung der Maschinenachse (A-Achse) zu bearbeiten, wodurch ein zusätzlicher Programmieraufwand eingespart werden konnte.

Die Lagegenauigkeit der Wendeschneidplatte und die Rundlaufgenauigkeit der Halterung beeinflussen unmittelbar das Präparationsergebnis an der Nebenschneide, Schneidenecke und Hauptschneide. Daher wurde die Halterung mit Toleranzen von $5\ \mu\text{m}$ für die lagebestimmenden Konstruktionselemente und einer Rundlaufabweichung von $5\ \mu\text{m}$ gefertigt. Erste Präparationsversuche und zugehörige Messergebnisse zeigten trotz dieser vergleichsweise geringen Toleranzen Abweichungen hinsichtlich der Größe der Verrundung an Nebenschneide und Hauptschneide. Um die verbliebenen Lage- und Rundlaufgenauigkeiten, sowie Fertigungstoleranzen an der Wendeschneidplatte zu eliminieren, wurde die Frei- und Spanfläche der Wendeschneidplatte vor der eigentlichen Schneidkantenpräparation geschliffen (vgl. Kapitel 4.3).

Dadurch konnte sichergestellt werden, dass der Ursprung des Eckenradius der Wendeschneidplatte exakt im Drehpunkt der Halterung liegt, wodurch die Zustellung der Schleifscheibe über der gesamten Schneide konstant ist.

Im Anschluss daran erfolgte die Schneidkantenpräparation. Dazu wurde die Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe herangezogen. Die Nutzung des Umfangs bietet bei der Schleifscheibenform 1A1 zwei entscheidende Vorteile. Zum einen kann so der Schleifbelag kontinuierlich durch Abrichten neu aufbereitet werden, wodurch eine optimale Ausnutzung des Schleifbelags sichergestellt wird. Zum anderen ist die Kontaktlänge zwischen Schleifbelag und Schneidkante insbesondere an linearen Schneidenverlaufsformen (z. B. Neben- und Hauptschneide) deutlich geringer als bei einer Präparation mit der Seite der Schleifscheibe (vgl. Kapitel 7). Dies bietet flexiblere Möglichkeiten, die Prozessparameter an lokalen Schneidenabschnitten anzupassen, ohne umliegende Bereiche der Schneide zu beeinflussen.

Die Präparationen wurden in Anlehnung an [Effg18] im Gleichlauf durchgeführt. Die Schleifstrategie (Gleich- oder Gegenlauf) kann in gewissen Grenzen das Präparationsergebnis beeinflussen (vgl. Kapitel 6.1.1) und sollte daher bei der Implementierung der Präparationsstrategie (resultiert aus der Prozessführung und Schleifstrategie) berücksichtigt werden. Die Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe und die relevanten Prozessparameter sind in Abbildung 4-10 dargestellt. In einem ersten Schritt wurde zur Kontaktfindung zwischen Schleifscheibe und Schneide eine manuelle Ankratzprozedur nach [Effg18, Auri15] durchgeführt. Dabei wird der Abstand zwischen der Schleifscheibe und der Schneide in Schritten von $5\ \mu\text{m}$ verringert, bis im Kontaktfall eine optische Veränderung der Schneide (Änderung der Reflexion) wahrgenommen werden kann. Wie in Abbildung 4-11 schematisch dargestellt, entsteht im Kontaktfall gleichzeitig auch eine schwach sichtbare, dunkelgefärbte Ankratzmarke (aufgrund von Hartmetall-Spänen) am Schleifbelag. Wird ausgehend vom Ankratzzustand der Betrag der Zustellung a_e hinzugegeben, entsteht eine deutlich sichtbare Präparationsmarke am Schleifbelag. Die Bestimmung der Ankratzmarke zur Kontaktfindung erwies sich als besonders zuverlässig, wenn eine Präzisionsmesslupe in Verbindung mit einer Light Emitting Diode (LED)-Taschenlampe verwendet wurde. Im Mittel über alle durchgeführten Versuche wurde nach dem Ankratzen ein Schneidkantenradius r_β von $8,69 \pm 2,22\ \mu\text{m}$ (weiche Schleifscheibe) und $13,85 \pm 3,98\ \mu\text{m}$ (harte Schleifscheibe) gemessen, wenn ein Präparationswinkel γ_b von 45° und eine Vorschubgeschwindigkeit v_f von $50\ \text{mm/min}$ verwendet wurde. Dieser Ankratz-Zustand wurde als Ausgangswert für den Betrag der Zustellung a_e angesehen.

Beim Präparationsvorgang wird zunächst die Nebenschneide von der Schleifscheibe angefahren und über eine translatorische Vorschubbewegung der Schleifscheibe bearbeitet, bis die Symmetrieachse der Schleifscheibe die Drehachse der Halterung erreicht. Im zweiten Schritt erfolgt die Präparation der Schneidenecke bzw. die Vorschubbewegung durch die Rotation der Wendeschneidplatte. Im Anschluss an die Drehbewegung wird im dritten Schritt (analog zum ersten Schritt) die Vorschubbewegung durch eine translatorische Bewegung der Schleifscheibe umgesetzt, wodurch die Hauptschneide präpariert wird.

Je nach Zielgeometrie für die Schneide können die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Vorschubgeschwindigkeit v_f , Präparationswinkel γ_b und Zustellung a_e gezielt eingestellt werden. Die Schnittgeschwindigkeit v_c beim Schleifen entsteht im Allgemeinen aus der Vektoraddition der Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s und der Vorschubgeschwindigkeit

v_f . Da die Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit im Verhältnis zur Vorschubgeschwindigkeit wesentlich größer ist, wird diese im Rahmen dieser Arbeit mit der Schnittgeschwindigkeit gleichgesetzt.

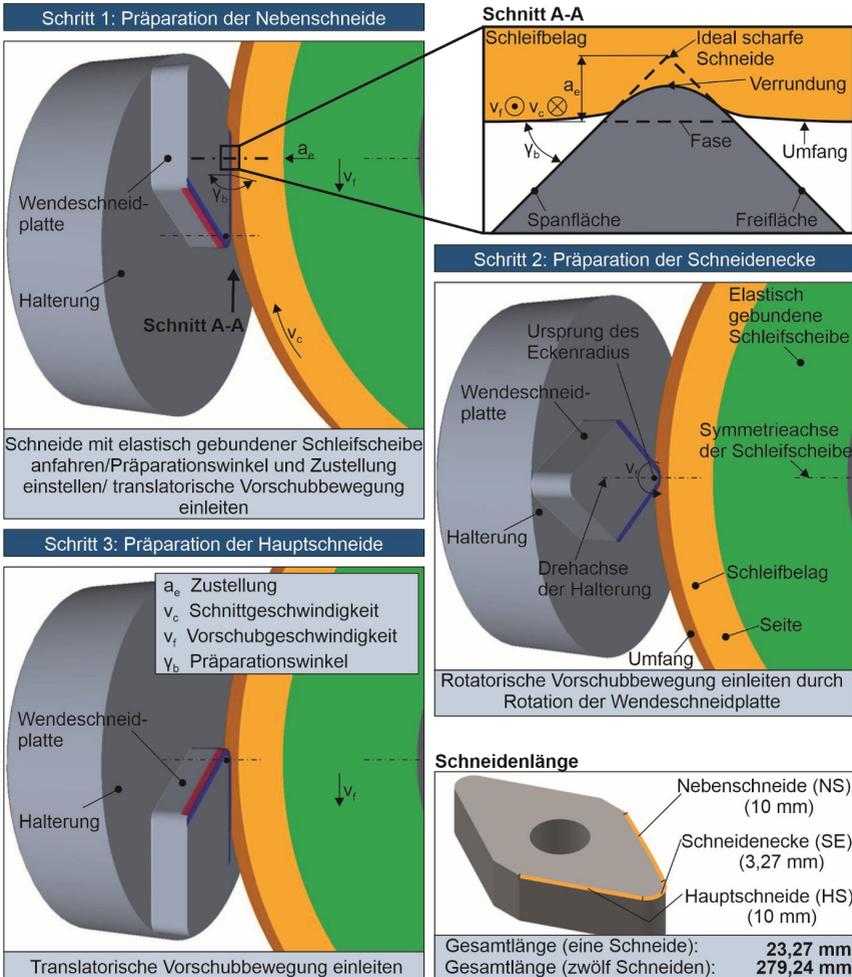


Abbildung 4-10: Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe und Prozessparameter bei der Schneidkantenpräparation, modifiziert nach [Hart22a, Hart22b]

Die Schnittgeschwindigkeit wurde basierend auf [Effg18] für alle durchgeführten Versuche konstant bei 20 m/s gehalten. Für die Vorschubgeschwindigkeit v_f wurde in Anlehnung an [Effg18] standardmäßig ein Wert von 50 mm/min herangezogen. Dieser Wert wurde allerdings im Rahmen der Arbeit auch als Einstellgröße für den Schneidkantenradius variiert. Eine höhere Vorschubgeschwindigkeit bewirkt einen geringeren, eine kleinere Vorschubgeschwindigkeit einen größeren Schneidkantenradius bzw. Materialabtrag. Die Größe und Form der Verrundung

kann primär durch die Zustellung a_e und den Präparationswinkel γ_b eingestellt werden. Bei einem Präparationswinkel von 0° liegt der Schleifbelag plan auf der Spanfläche der Wendschneidplatte auf. Dieser bestimmt die Höhe des lokalen Materialabtrags an der Span- und Freifläche und beeinflusst somit die Form bzw. den Formfaktor der Verrundung. Bei einem Präparationswinkel von 45° führen die Eingriffsbedingungen zu einer annähernd symmetrischen Verrundung ($K_S = 1$). Die Zustellung a_e der Schleifscheibe wirkt sich auf die Höhe des Materialabtrags und somit auf die Größe der Verrundung aus. Die Zustellung ist definiert als Lotgerade von der imaginären Fase zum höchsten Punkt der ideal scharfen Schneide. Für komplexere, variierende Schneidengeometrien entlang der Schneidkante (inhomogene Präparationsverläufe) können die Werte der Prozessparameter Vorschubgeschwindigkeit v_f , Präparationswinkel γ_b und Zustellung a_e entlang des Schneidenverlaufs (z. B. linear ansteigende Zustellung entlang der Hauptschneide) verändert werden. Die Schneidengeometrie kann somit individuell auf den jeweiligen Einsatzzweck abgestimmt werden.

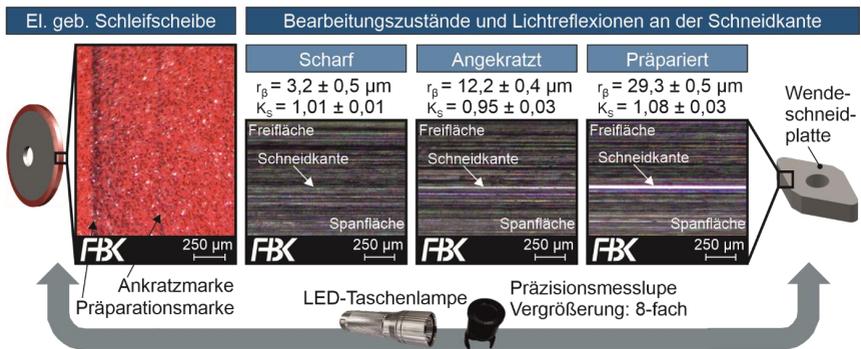


Abbildung 4-11: Ankratzen der Schneide

4.6 Versuchsdurchführung

Die Präparationsstrategie wurde unter der Prämisse implementiert, eine möglichst hohe Einsatzflexibilität bei der Schneidkantenpräparation zu erreichen. Dies umfasste Möglichkeiten zur gezielten Umsetzung homogener, inhomogener sowie asymmetrischer Schneidengeometrien. Mit der Auswahl der Versuchsparameter sollten für das Präparationsverfahren besonders relevante Bereiche für die einzelnen Prozessparameter abgedeckt werden, um ihr Wirken auf die Prozessergebnisgrößen, den Schleifscheibenverschleiß und die Schleifscheiben-KSS Interaktion analysieren zu können. Die Schneidkantenpräparationen fanden stets unter dem Einsatz von KSS statt. Die KSS-Zufuhrbedingungen wurden über alle durchgeführten Präparationen konstant gehalten. Die Schleifscheibe wurde an der ersten Schneidkante durch Ankratzen eingerichtet, um die Nullposition zwischen dem Werkstück und der Schleifscheibe festzulegen. Die Schneidkantenpräparationen wurden darauffolgend ohne weiteres Ankratzen durchgeführt. Die Bearbeitung der gesamten Schneide erfolgte in einem Überlauf und es wurden stets zwei unterschiedliche Schleifscheibenspezifikationen (weich und hart) für die Schneidkantenpräparationen herangezogen. Die Versuchsdurchführung wird nachfolgend getrennt nach den in den Kapiteln 6.1 bis 6.4 jeweils durchgeführten Versuchen erläutert.

Einflussgrößen auf die Schneidengeometrie und gezielte Herstellung von Schneidengeometrien (Kapitel 6.1 und 6.2)

Bei den Versuchen in Kapitel 6.1 wurden die Prozessparameter vollfaktoriell auf drei Stufen variiert (Tabelle 4-2). Dies diente dazu, ein möglichst großes potenzielles Einsatzspektrum des Präparationsverfahrens zu untersuchen und Unterschiede im Prozessergebnis zu identifizieren. Die Präparationen erfolgten überwiegend im Gleichlauf. Nur im Rahmen einer Versuchsreihe wurde auch der Einfluss des Gegenlaufschleifens auf die Schneidengeometrie untersucht. Für jeden Versuch wurde ein neuwertiger Kontaktbereich an der Schleifscheibe verwendet, so dass die Untersuchungsergebnisse unbeeinflusst vom Schleifscheibenverschleiß sind. Jeder Versuch mit einer spezifischen Prozessparameterkombination wurde zur statistischen Absicherung der Ergebnisse dreimal durchgeführt.

Tabelle 4-2: Prozessparameter und Wertebereiche (Kapitel 6.1)

Prozessparameter	Wert
Präparationswinkel γ_b	25°, 45°, 65°
Vorschubgeschwindigkeit v_f	25 mm/min, 50 mm/min, 75 mm/min
Zustellung a_e	20 μm , 40 μm , 60 μm

Die zuvor genannten Vorgehensweisen und Randbedingungen bei der Versuchsdurchführung kamen auch für die Versuche in Kapitel 6.2 zur Anwendung. In Kapitel 6.2 wurde im ersten Schritt eine Strategie verfolgt, um gezielt homogene Präparationsverläufe herzustellen. Dies war erforderlich, da in Kapitel 6.1 aufgrund der unterschiedlichen Kontaktbedingungen an der Schneidenecke und Neben- bzw. Hauptschneide die Schneidkantenradien an der Schneidenecke stets kleiner ausfielen. Konstante Prozessparameter über der gesamten Schneide führten dadurch zu einem inhomogenen Präparationsverlauf. Die Anpassungsstrategie für einen homogenen Präparationsverlauf bestand darin, die Vorschubgeschwindigkeit an der Schneidenecke auf 12,5 mm/min zu reduzieren, um so eine lokal größere Verrundung herbeizuführen. Die Vorschubgeschwindigkeit an der Neben- und Hauptschneide wurde standardmäßig auf 50 mm/min gesetzt und über alle Versuche konstant gehalten. In einem zweiten Schritt bildeten die Prozessparameter zur Erzeugung homogener Präparationsverläufe die Ausgangsbasis zur Herstellung gezielt inhomogener Präparationsverläufe. Dazu wurde die Zustellung linear abfallend von der Haupt- bzw. Nebenschneide zur Schneidenecke programmiert, um Möglichkeiten für einen individuell abgestimmten Verlauf der Schneidengeometrie zu untersuchen. Die verwendeten Prozessparameter sind in Tabelle 4-3 dargestellt.

Tabelle 4-3: Prozessparameter und Wertebereiche (Kapitel 6.2)

Prozessparameter	Wert
Präparationswinkel γ_b	25°, 45°, 65°
Vorschubgeschwindigkeit v_f	50 mm/min (Neben-/Hauptschneide) 12,5 mm/min (Schneidenecke)
Zustellung a_e (homogener Präparationsverlauf)	20 μm , 40 μm , 60 μm
Zustellung a_e (inhomogener Präparationsverlauf)	60-20 μm (linear abfallend zur Schneidenecke)

Verschleiß der elastisch gebundenen Schleifscheiben (Kapitel 6.3)

Für die Verschleißuntersuchungen wurde an einem Kontaktbereich des Schleifbelags stets mehrere Schneidkanten präpariert, um den Einfluss der Prozessparameter und der präparierten Schneidenlänge auf den Verschleiß der jeweiligen Schleifscheibenspezifikation zu ermitteln. Als primäre Einstellgröße für die Größe der Verrundung wirkt sich die Zustellung a_e maßgeblich auf die Beanspruchung der Schleifscheibe aus. Daher wurde die Zustellung auf drei Stufen (Tabelle 4-4) variiert, um das Einsatzverhalten und die Einsatzmöglichkeiten der Schleifscheiben für einen möglichst großen Parameterraum zu untersuchen. Für jeden Versuch wurden zwölf komplette Schneiden präpariert. Die Länge einer Schneide beträgt 23,27 mm. Somit ergibt sich je Versuch eine zu präparierende Schneidenlänge von insgesamt 279,24 mm. Zur statistischen Absicherung wurde jeder Versuch dreimal wiederholt.

Tabelle 4-4: Prozessparameter und Wertebereiche (Kapitel 6.3)

Prozessparameter	Wert
Präparationswinkel γ_b	45°
Vorschubgeschwindigkeit v_f	50 mm/min
Zustellung a_e	20 μ m, 40 μ m, 60 μ m

Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (Alterung) (Kapitel 6.4)

Das Präparationsergebnis wird maßgeblich durch die Eigenschaften des Schleifbelags beeinflusst. Mögliche Eigenschaftsänderungen infolge der Schleifscheiben-KSS Interaktion und damit einhergehende Einflüsse auf das Präparationsergebnis wurden daher untersucht. Dazu wurden die Schleifscheiben in einer mit KSS befüllten Alterungskammer und direkt in der Werkzeugschleifmaschine unter konstanten Prozessbedingungen nach unterschiedlichen Zeitpunkten charakterisiert. Hierzu wurde der Durchmesser, die Breite, das Gewicht und die Härte der Schleifscheiben fortlaufend gemessen. Zur statistischen Absicherung wurde die Schleifscheibe in fünf gleiche Segmente aufgeteilt, in denen ihre Eigenschaften gemessen wurden. Die exakten Versuchsbedingungen und Vorgehensweisen werden in Kapitel 6.4.1 vorgestellt. Die Schneidkantenpräparation erfolgte bei ausgewählten Versuchen zu Beginn und am Ende der Versuchsreihe mit den in Tabelle 4-5 dargestellten Prozessparametern. Dadurch konnten die Schleifergebnisse direkt miteinander verglichen und mögliche Einflüsse der Eigenschaftsänderung des Schleifbelags auf das Präparationsergebnis untersucht werden. Eine Präparation mit der gleichen Prozessparameterkombination wurde jeweils dreimal durchgeführt.

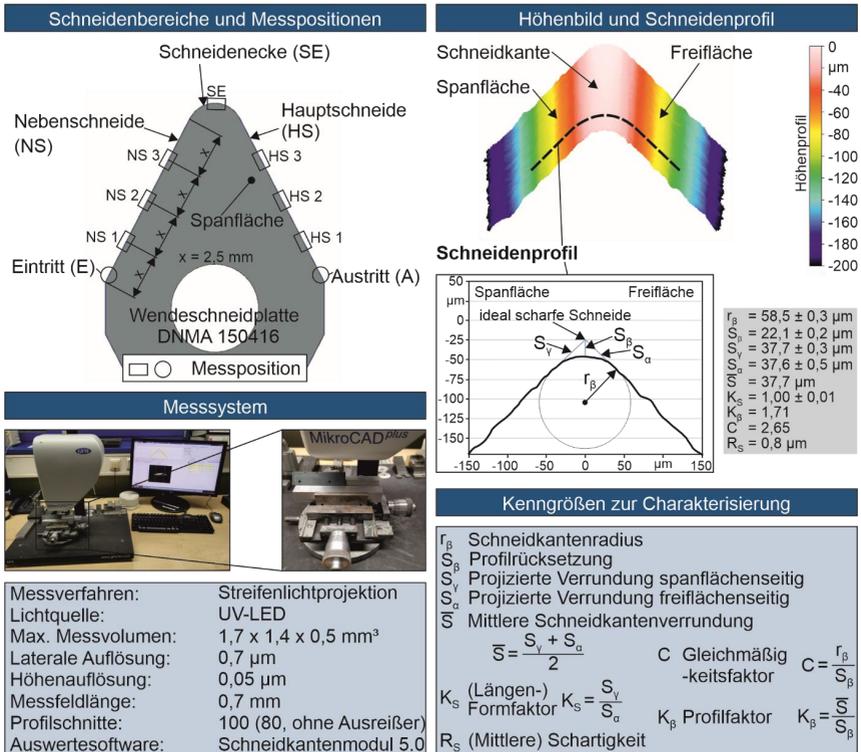
Tabelle 4-5: Prozessparameter und Wertebereiche (Kapitel 6.4)

Prozessparameter	Wert
Präparationswinkel γ_b	45°
Vorschubgeschwindigkeit v_f	50 mm/min
Zustellung a_e	20 μ m, 40 μ m, 60 μ m

4.7 Messtechnik und Messgrößen

4.7.1 Bewertung der Schneidengeometrie und -topographie

Zur **quantitativen Messung** der Schneiden wurde das berührungslos arbeitende optische Messgerät MikroCAD^{plus} der Fa. GF Messtechnik GmbH verwendet, welches auf der digitalen Streifenprojektion beruht. Mit dem Messverfahren wurden die Verrundungsgröße und -form der Schneide mittels der in Abbildung 4-12 dargestellten Kenngrößen charakterisiert.



*Hinweis: Alle Schneidenprofile in dieser Arbeit wurden aus Gründen einer besseren Darstellung nachgezeichnet.

Abbildung 4-12: Charakterisierung der Schneidengeometrie mittels Streifenlichtprojektion

Die Kenngrößen basieren auf der Formfaktor-Methode [Denk14a, Denk11a, BMBF05, Denk02] und der Richtlinie VDI/VDE 2654 Blatt 2 [VDI20a]. Als zusätzliche Kennwerte zur Bewertung der Schneidenform wurden der Gleichmäßigkeitsfaktor $C = r_\beta/S_\beta$ [Effg18, Auri16a] und der Profilmfaktor $K_\beta = \bar{S}/S_\beta$ [Aßmu19, Tiff19] herangezogen. Für einen idealen Radius ergibt sich bei der hier eingesetzten Geometrie des Schneidkeils (Keilwinkel $\beta = 90^\circ$) ein Wert von $C = 2,41$. Bei der Kenngröße der Schartigkeit handelt es sich um eine messsystemspezifische Kenngröße, welcher kein genormtes Verfahren zu Grunde liegt. Laut Hersteller ist die Bestimmung der Schartigkeit an die Berechnung des arithmetischen Mittenrauwerts R_a angelehnt [GFM15]. Die Werte der (mittleren) Schartigkeit R_s eignen sich daher nur zum Vergleich der Schneiden untereinander. Eine Bewertung der Schneidkante mittels Formfaktor K_s wird laut

Messgerätehersteller bei einem Schneidkantenradius von unter 10 μm nicht mehr empfohlen, da keine ausreichend hohe Anzahl an Messpunkten vorliegt [GFM15]. In solchen Fällen wurde der Formfaktor somit nur zur groben Abschätzung der Verkippung herangezogen. Die Messungen wurden stets an zuvor festgelegten Messpositionen durchgeführt, um eine gleichbleibende Messmethode über alle Versuchsreihen sicherzustellen. Zur messtechnischen Erfassung der gesamten Schneide wurde diese in drei Bereiche eingeteilt: Nebenschneide, Schneidenecke und Hauptschneide. Zur Charakterisierung der Schneidengeometrie wurden jeweils drei Messungen an der Haupt- und Nebenschneide und eine Messung an der Schneidenecke durchgeführt. Je Schneide erfolgten somit sieben Messungen (Abbildung 4-12).

Abweichungen von dieser Messmethode ergaben sich bei inhomogenen Präparationsverläufen (Kapitel 6.2.2). Die Messposition 1 an der Haupt- und Nebenschneide wurde hierbei an den Ein- bzw. Austritt der Schleifscheibe und die Messposition 3 an der Haupt- und Nebenschneide unmittelbar vor dem Übergang zur Schneidenecke verschoben. Jede Messposition wurde hierbei getrennt ausgewertet (keine Mittelwertbildung über die drei Messpositionen).

Jedes Ergebnis einer Messung ist ein Mittelwert aus 100 Einzelmessungen über einer Messstrecke von 0,7 mm. Die Mittelwertbildung je Messposition erfolgt in der Auswertesoftware indem zunächst der Mittelwert aus den 100 Einzelmessungen gebildet wurde. Anschließend wurden 20 Ausreißer (Werte mit größter Abweichung vom Mittelwert) herausgerechnet und ein neuer Mittelwert (aus 80 Einzelmessungen) samt Standardabweichung gebildet. Für die Neben- und Hauptschneide wurde für das Gesamtergebnis eines Versuches (dreifache statistische Absicherung) der Mittelwert und die Standardabweichung aus den Messergebnissen von neun Messpositionen (für die Schneidenecke und die inhomogenen Präparationsverläufe ergeben sich drei Messpositionen) berechnet. Zur Fehlerabschätzung der Messvorgänge wurden drei unterschiedlich präparierte Schneiden ($K_S < 1$, $K_S \approx 1$ und $K_S > 1$) unter zehnmaliger Neupositionierung gemessen (Tabelle 4-6). Die Schneidengeometrien können demnach mit einer hinreichend guten Zuverlässigkeit bestimmt werden.

Tabelle 4-6: Variationskoeffizienten beim Messen der Schneidengeometrien

Kenngrößen	Variationskoeffizient in %					
	r_β	K_S	S_β	S_γ	S_α	R_s
$K_S < 1$	1,35	2,03	1,55	1,39	3,46	6,62
$K_S \approx 1$	0,75	0,57	0,75	0,43	0,26	5,18
$K_S > 1$	0,99	1,11	2,41	0,89	1,07	7,86

Zur **qualitativen Bewertung** der Schneiden wurden REM-Aufnahmen mit dem REM Quanta 600 der Fa. FEI angefertigt. Die Beschleunigungsspannung betrug 20 kV, der Arbeitsabstand von der Kathode zur Schneidkante 25 mm. Mit den Aufnahmen konnten zusätzliche Informationen zur Oberflächentopographie der Schneidkante (z. B. etwaige Ausbrüche, unpräparierte Bereiche oder Änderungen in der Schartigkeit) generiert werden. Hierdurch war eine ganzheitliche und zusammenhängende Bewertung der Qualität des Präparationsergebnisses möglich. Abbildung 4-13 dokumentiert die qualitative Bewertung der Präparation am Beispiel einer unpräparierten (Abbildung 4-13 a) und präparierten (Abbildung 4-13 b) Schneide. Bei der unpräparierten Schneide ist der unregelmäßige Verlauf und die hohe Schartigkeit der Schneidkante

infolge kleiner Mikrodefekte deutlich zu erkennen. Die präparierte Schneidkante weist hingegen einen gleichmäßigen Verlauf mit stark reduzierter Schartigkeit auf.

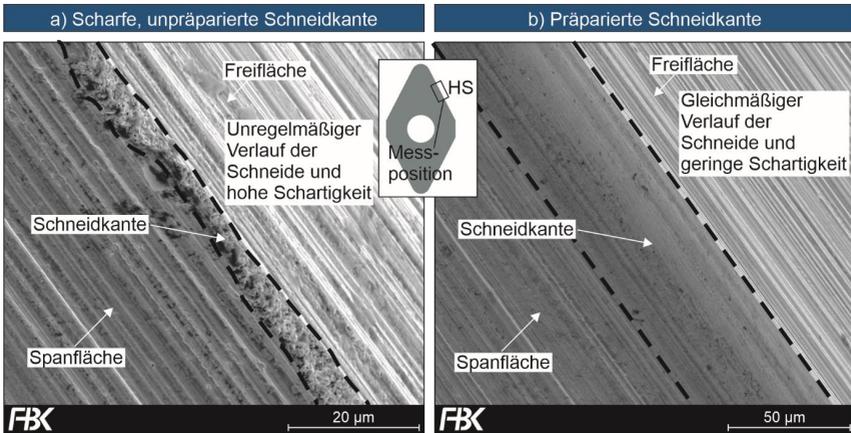


Abbildung 4-13: Rasterelektronenmikroskop-Aufnahme einer scharfen, unpräparierten (a) und einer präparierten (b) Schneidkante

4.7.2 Bestimmung des Schleifscheibenverschleißes²⁵

Der Schleifscheibenverschleiß wurde im Rahmen der Verschleißversuche mittels Konfokal-, Auflicht- und Rasterelektronenmikroskopie direkt am Schleifbelag erfasst und analysiert. Das Auflicht- (Olympus SZ61) und Rasterelektronenmikroskop (Quanta 600 der Fa. FEI) ermöglichten eine qualitative Untersuchung und Bewertung des Korn- und Bindungsverschleißes. Mittels Konfokalmikroskopie (Nanofocus µsurf) wurden die Verschleißmarken am Umfang des Schleifbelags dreidimensional erfasst und ergänzend anhand des Schleifscheibenradialverschleißes Δr_s und der Schleifscheibenverschleißbreite b_s charakterisiert. Das verwendete Objektiv verfügt über eine 20-fache Vergrößerung, eine Messfeldgröße von $800 \times 800 \mu\text{m}$ und eine numerische Apertur (NA) von 0,6. Die Auflösung beträgt $1,6 \mu\text{m}$ in x,y-Richtung und 4 nm in z-Richtung. Die Messungen erfolgten im Anschluss an die Verschleißversuche an jeweils fünf gleichmäßig über den Umfang der Schleifscheibe verteilten Positionen (Abbildung 4-14). Die Auswertung der Messdaten zur Bestimmung der Verschleißkenngrößen erfolgte in der Software MountainsMap® (Version: 7.4.8676).

Zur Ermittlung des Schleifscheibenradialverschleißes Δr_s wurde für jeden Versuch (bzw. jede Prozessparameterkombination) zunächst der Mittelwert aus den fünf Messpositionen berechnet. Unter Berücksichtigung einer dreifachen statistischen Absicherung berechnet sich das Gesamtergebnis somit aus dem Mittelwert und der dazugehörigen Standardabweichung von drei Versuchen mit insgesamt 15 Einzelmessungen. Der Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s ist die durchschnittliche Tiefe der Verschleißmarke auf der Schleifbelagoberfläche. Diese berechnet sich aus der Differenz zwischen der Ebene, die den Bereich der Schleifbelagoberfläche mit Verschleißmarke (Ebene 2) darstellt, und der Ebene, die den Bereich ohne Verschleißmarke (Ebene 1) darstellt. Beide Ebenen berechnen sich aus dem Mittelwert der jeweiligen Z-Werte

²⁵ Die Beschreibung der Vorgehensweise zur Bestimmung des Schleifscheibenverschleißes wurde vorab in [Hart22a] veröffentlicht.

des Höhenprofils. Zur Abschätzung des Messfehlers und Bedienerinflusses wurde an einem Messbereich der Schleifscheibenradialverschleiß von drei Bedienern zehnmal ermittelt. Dabei ergab sich im Mittel ein Variationskoeffizient von 0,4 %. Die Werte können demnach mit einer sehr hohen Zuverlässigkeit ermittelt werden.

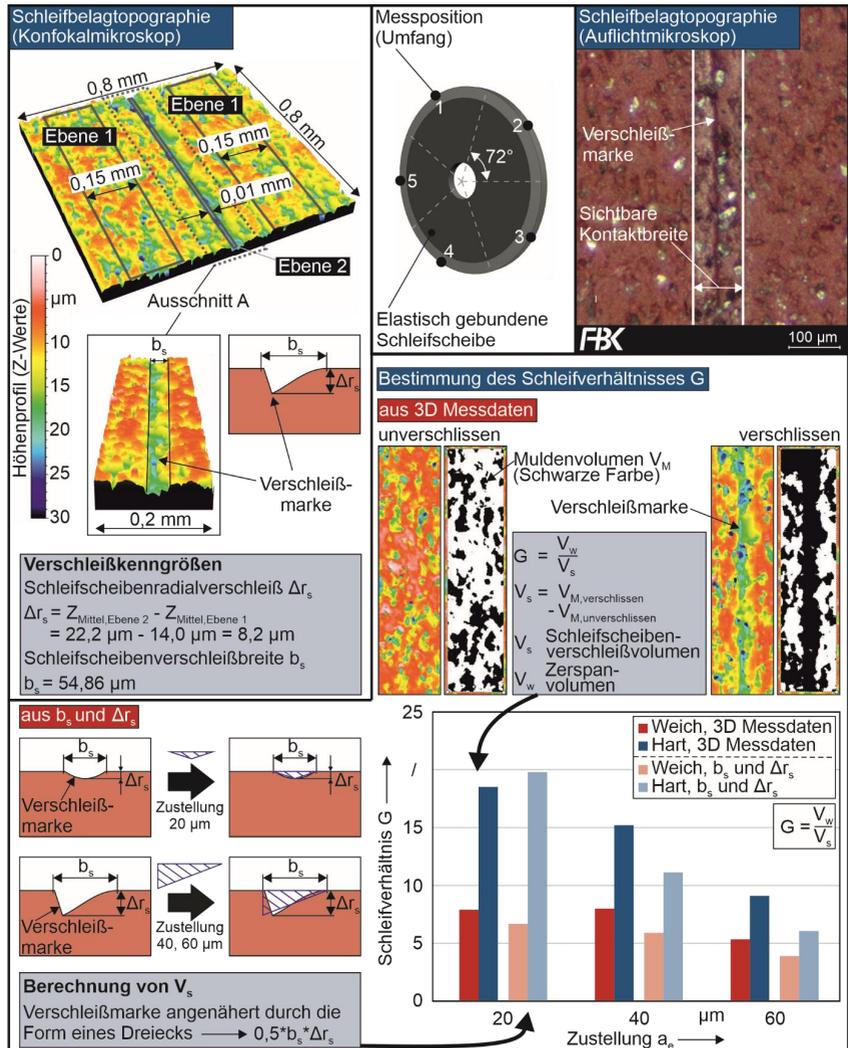


Abbildung 4-14: Charakterisierung des Schleifscheibenverschleißes, nach [Hart22a]

Weiterhin wurde das Schleifverhältnis G zur Bewertung des Schleifscheibenverschleißes herangezogen. Dieses errechnet sich aus dem Quotienten des Zerspanvolumens (V_w) und dem Schleifscheibenverschleißvolumen (V_s). Zur Berechnung des Zerspanvolumens an der

Schneidkante wurde die Schneidengeometrie durch einen idealen Radius angenähert. Als Schneidkantenradius wurde im Ausgangszustand (vor der Schneidkantenpräparation) in guter Näherung ein Wert von 5 µm angenommen (vgl. Kapitel 4.3). Das Zerspanvolumen wurde als Differenz zwischen dem Schneidkantenradius von 5 µm und dem idealen Schneidkantenradius nach der Schneidkantenpräparation berechnet (Abbildung 4-15). Dazu wurde für jede Prozessparameterkombination der Verschleißversuche ein durchschnittlicher Schneidkantenradius bestimmt.

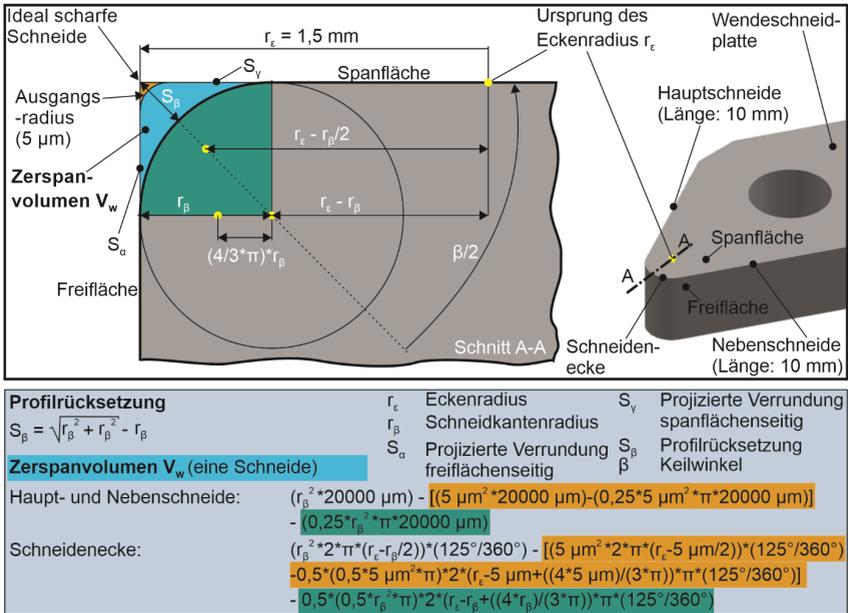


Abbildung 4-15: Berechnung des Zerspanvolumens an der Schneide, nach [Hart22a]

Anhand der dreidimensionalen Messdaten und der Software Mountainsmap® wurde das Schleifscheibenverschleißvolumen ermittelt. Die komplexen Formen der Verschleißmarken konnten dadurch bestmöglich angenähert werden. Eine Multiplikation des Schleifscheibenradialverschleißes Δr_s und der Schleifscheibenverschleißbreite b_s (Rechteckform) würde das tatsächliche Schleifscheibenverschleißvolumen überbewerten. Eine exaktere Annäherung an die Form der Verschleißmarken liefert die Dreiecksform, berechnet aus $0,5 * b_s * \Delta r_s$. Allerdings sind insbesondere bei größeren Zustellungen (40 und 60 µm) Abweichungen zwischen der Form der Verschleißmarke und der Dreiecksform zu erkennen (Abbildung 4-14), die ebenfalls zu einer Überbewertung des Schleifscheibenverschleißvolumens führen. Dadurch resultieren Schleifverhältnisse mit durchschnittlich etwa 23 % (weich) und 18 % (hart) kleineren Werten (Mittelwert über alle Zustellungen) als bei Verwendung der dreidimensionalen Messdaten. Aus diesem Grund wurde der Verschleiß anhand der Messdaten bestimmt, in dem das Muldenvolumen V_M am Schleifbelag vor (als unverschlissen bezeichnet) und nach (als verschlissen bezeichnet) den Verschleißversuchen in einem Messfeld von $780 \times 180 \mu\text{m}$ bestimmt wird (Abbildung 4-14,

schwarze Farbe). Für jede untersuchte Prozessparameterkombination wurde ein Durchschnittswert aus 15 Einzelmessungen analog zum Schleifscheibenradialverschleiß berechnet. Das Schleifscheibenverschleißvolumen ergibt sich aus der Differenz des Muldenvolumens im verschlissenen und unverschlissenen Bereich. Zur Berechnung des Muldenvolumens wird eine Referenzebene durch die Messpunkte außerhalb des eigentlichen Messfelds nach der Methode der kleinsten Quadrate berechnet. Der Abstand von dieser Ebene zum tiefsten Punkt der Mulde in einem einzelnen Messpunkt repräsentiert ein bestimmtes Spaltenvolumen. Das Muldenvolumen berechnet sich aus der Summe aller Spaltenvolumina im betrachteten Messfeld.

Die Schleifscheibenverschleißbreite b_s beschreibt die Breite der Verschleißmarke. An jeder Messposition wurde zunächst aus fünf Einzelmessungen ein Mittelwert gebildet. Anschließend wurde für jeden Verschleißversuch ein Mittelwert aus den fünf über den Umfang der Schleifscheibe verteilten Messpositionen ermittelt. Für jede Prozessparameterkombination wurde somit ein Mittelwert aus diesen drei Werten (dreifache statistische Absicherung) bzw. 75 Einzelwerten berechnet. Zur Abschätzung des Messfehlers und Bedienerinflusses wurden an einer Position von drei Bedienern zehnmal die Schleifscheibenverschleißbreite eingemessen. Im Mittel ergab sich so ein Variationskoeffizient von 2,3 %, so dass die Werte mit einer hohen Zuverlässigkeit ermittelt werden können.

Als letzte Kenngröße zur Beschreibung des Schleifscheibenverschleißes wurde die sichtbare Kontaktbreite an der Oberfläche des Schleifbelags mit einem Auflichtmikroskop ermittelt. Die sichtbare Kontaktbreite ist charakterisiert als eine sich hell abzeichnende Fläche am Schleifbelag, die zuvor im Kontakt mit dem Werkstück bzw. der Schneidkante war. Die sichtbare Kontaktbreite ist größer als die Schleifscheibenverschleißbreite. Somit umfasst die sichtbare Kontaktbreite auch Bereiche ohne messbaren Verschleiß. Der Messwert für die sichtbare Kontaktbreite wurde analog zur Vorgehensweise bei der Schleifscheibenverschleißbreite ermittelt. Allerdings wurden an jeder Messposition nur drei Einzelmesswerte bestimmt.

4.7.3 Charakterisierung des Schleifbelags²⁶

Der Durchmesser, die Breite und die Härte des Schleifbelags wurde im Rahmen der Alterungsversuche an fünf gleichmäßig über dem Umfang verteilten Messpositionen ermittelt (Abbildung 4-16). Für Versuch 1 (vgl. Kapitel 6.4.1) wurde angenommen, dass die hohe Temperatur des KSS zu einer stärkeren lokalen Variation der Eigenschaften aufgrund von Quellung führt. Daher wurden an zehn Messpositionen und insgesamt drei Schleifscheiben je Schleifscheibenspezifikation (weich und hart) Messungen durchgeführt.

Vor jeder Härtemessung wurden die Schleifscheiben für mindestens eine Stunde [DIN21] im Messlabor gelagert. An jeder Messposition wurde eine einzelne Härtemessung am Umfang der Schleifscheibe durchgeführt (bei Versuch 1 wurde zusätzlich auch an beiden Seiten des Schleifbelags gemessen). Die Härte wurde mit einem kalibrierten Micro Shore D (MSh_D)-Durometer vom Typ digi test II gemessen. Die MSh_D-Messeinrichtung ist eine Eigenentwicklung des Herstellers Bareiss Prüfgeräte GmbH und eignet sich insbesondere für Bauteile mit geringeren Dicken (mind. 1 mm) und Abmessungen. Das Messsystem digi test II ermöglicht einen flexiblen Austausch der Messeinrichtung (z. B. Sh_A oder Sh_D). Der Eindringkörper beim Micro Shore D-Verfahren ist identisch mit dem des Sh_D-Durometers. Ein höherer MSh_D-Wert weist auf eine

²⁶ Die Beschreibung der Vorgehensweise zur Charakterisierung des Schleifbelags wurde vorab in [Hart22b] veröffentlicht.

höhere Härte hin. Das Messergebnis wurde nach einer Verweilzeit von 3 s abgelesen. Der maximale Wertebereich reicht von 0 bis 100 MSh_D, empfohlen wird ein Bereich von 20 bis 90 MSh_D. Zur Fehlerabschätzung wurden an einer Messposition am Umfang der Schleifscheibe unter zehnmaliger Neupositionierung Härtewerte ermittelt. Dabei ergab sich ein Variationskoeffizient von 1,3 %.

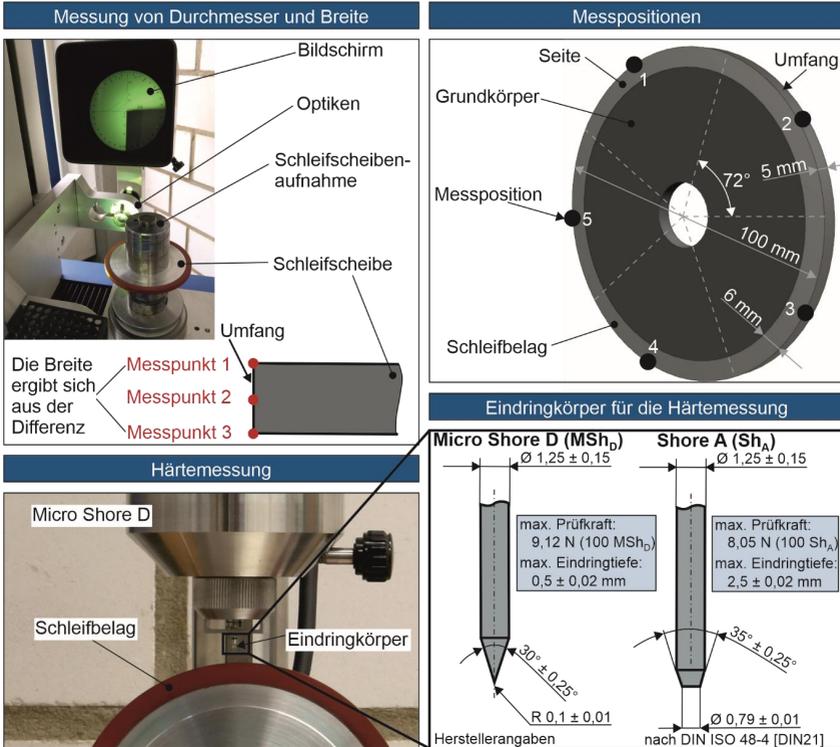


Abbildung 4-16: Messung von Durchmesser, Breite und Härte des Schleifbelags, modifiziert nach [Hart22b]

Ein MSh_D-Durometer wurde aus zwei Gründen verwendet. Zum einen wurden für die untersuchten Schleifscheiben bereits mit einem Sh_A-Durometer Härtewerte im Bereich von 80 bis 90 erreicht. Dieser Messbereich ist nach DIN EN ISO 868 [DIN03f] und DIN ISO 48-4 [DIN21] noch gültig. Die Richtlinie VDI/VDE 2616-2 [VDI14] empfiehlt allerdings nur die Verwendung eines Sh_A-Durometers im Bereich von 20 bis 80 Sh_A. Zum anderen konnte ein standardmäßiges Sh_D-Durometer nicht für die Härtemessungen des Schleifbelags verwendet werden, da die höhere Prüflast und Eindringtiefe dieses Messverfahrens bei den Messungen Schäden am Schleifbelag verursachten.

Sh_A-Härtemessungen wurden nur im Rahmen der Ermittlung des E-Moduls durchgeführt (vgl. Kapitel 5). Dabei wurde ebenfalls eine Verweilzeit von 3 s gewählt. Der maximale Messbereich erstreckt sich ebenfalls von 0 bis 100. Die Abschätzung des Messfehlers erfolgte äquivalent zur

MSh_D-Härtemessung. Dabei wurde ein Variationskoeffizient von 0,2 % ermittelt. An jeder Schleifscheibe wurde an den drei charakteristischen Bereichen (Umfang und zwei Seiten) jeweils fünf Messungen durchgeführt. Aus den fünf Messungen im jeweiligen Bereich wurde anschließend der Mittelwert gebildet. Für die Messungen wurden insgesamt vier harte und drei weiche Schleifscheiben herangezogen. Über alle Bereiche der Schleifscheiben wurde anschließend ein Mittelwert gebildet. Für die Härtemessung am Umfang der Schleifscheibe wurde diese auf eine Halterung gespannt und so positioniert, dass sich der Eindringkörper mittig über der Schleifscheibe befand. Zusätzlich wurde darauf geachtet, dass der Eindringkörper mittig über der Breite der Schleifscheibe positioniert wurde. Um die Härte an den Seiten der Schleifscheibe zu ermitteln, wurden diese plan auf den Tisch gelegt und der Eindringkörper mittig über der Höhe des Schleifbelags positioniert.

Die Schleifscheibenabmessungen wurden mit einem gängigen Messgerät (Tool Master 250 der Fa. PWB Swiss) zum Einmessen von Schleifscheiben ermittelt. Die Auflösung dieses Gerätes beträgt 0,001 mm. An jeder der fünf Messpositionen (bzw. zehn Positionen für Versuch 1) wurden drei Messungen durchgeführt: in der Mitte sowie am linken und rechten Rand des Umfangs der Schleifscheibe. Zunächst wurde für jede Messposition ein Mittelwert aus den Messpunkten 1-3 ermittelt. Anschließend wurde der Mittelwert samt Standardabweichung aus den fünf Messpositionen berechnet, um den Durchmesser bzw. die Durchmesseränderung der Schleifscheibe zu einem bestimmten Messzeitpunkt zu bewerten. Die Breite der Schleifscheibe an jeder Messposition wurde aus der Differenz der Messpunkte 1 und 3 bestimmt. Das Gesamtergebnis der Schleifscheibenbreite bzw. der Änderung der Schleifscheibenbreite für jede Schleifscheibe bildet sich daher aus dem Mittelwert samt Standardabweichung von fünf Werten (bzw. zehn je Schleifscheibe für Versuch 1). Zur Abschätzung des Messfehlers und Bedieneinflusses wurde der Durchmesser einer Schleifscheibe von drei Bedienern unter zehnmaliger Neupositionierung gemessen. Im Mittel ergab sich eine Standardabweichung von 0,004 µm und ein Variationskoeffizient von 0,004 %.

Das Gewicht der Schleifscheiben ohne Schleifscheibenaufnahme wurde mit einer Laborwaage Kern EMB 200-3²⁷ mit einem Wägebereich von 0,001 bis 200 g und einer Auflösung von 0,001 g bestimmt. Das Gewicht der auf der Schleifscheibenaufnahme montierten Schleifscheiben wurde mit einer Laborwaage Kern PFB 3000-2²⁸ mit einem Wägebereich von 0,01 bis 3000 g und einer Auflösung von 0,01 g gemessen. Zur Fehlerabschätzung wurde mit jeder Waage eine Schleifscheibe bzw. eine Schleifscheibe inkl. Schleifscheibenaufnahme zehnmal hintereinander auf der Waage neupositioniert und gemessen. Dabei wurden Variationskoeffizienten von 0,0018 % (EMB 200-3) und 0,0008 % (PFB 3000-2) ermittelt. Die Schleifscheiben wurden vor jedem Versuchsstart für 10 min in KSS getaucht und anschließend gereinigt und gewogen. So sollte sichergestellt werden, dass während der Versuchsreihe nur die Gewichtsveränderungen infolge einer Quellung des Schleifbelags dokumentiert werden und nicht minimal verbleibende KSS-Anhaftungen an der Schleifscheibe, die durch die Reinigungsprozedur nicht entfernt werden konnten. Jede Schleifscheibe wurde pro Messzeitpunkt fünf Mal gewogen, um etwaige Messungenauigkeiten auszumitteln. Die Oberfläche der Schleifscheibe wurde mit einem Auflichtmikroskop (Olympus SZ61) qualitativ auf Veränderungen der Oberflächenstruktur (z. B. Risse) untersucht.

²⁷ Laut Hersteller beträgt die Linearität $\pm 0,005$ g und die Reproduzierbarkeit 0,001 g.

²⁸ Laut Hersteller beträgt die Linearität $\pm 0,05$ g und die Reproduzierbarkeit 0,02 g.

5 Analyse der geometrischen Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation

Der Materialabtrag bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben wird neben den Prozessparametern auch von den Systemgrößen beeinflusst. Diesbezüglich wirken sich insbesondere die Schleifscheibenspezifikation (z. B. Härte der Bindung, Kornkonzentration und geometrische Abmaße) und Werkstückgeometrie (z. B. Schneidenverlaufsform) auf die auftretenden Kontaktbedingungen zwischen Schleifbelag und der zu präparierenden Schneidkante aus. Kontaktspezifische Besonderheiten im Vergleich zu herkömmlichen starr gebundenen Schleifwerkzeugen ergeben sich aufgrund des weich-elastischen Verformungsvermögens und der mechanischen Vorspannung des Schleifbelags während der Zerspanung. Eine Charakterisierung der geometrischen Kontaktbedingungen unter Berücksichtigung der Verformung des Schleifbelags kann über die Bestimmung der Kontaktfläche A_K bzw. Kontaktlänge L_K erfolgen. Die Kontaktfläche wird als wesentliche Einflussgröße zur Generierung des Materialabtrags gesehen, da eine größere Kontaktfläche die aktive Kornanzahl zwischen Schleifbelag und Schneidkante erhöht, wodurch der Materialabtrag gesteigert wird [Effg18]. Eine Veränderung der Kontaktfläche bewirkt zudem eine veränderte Kontaktdruckverteilung. In bisherigen wissenschaftlichen Untersuchungen wurde die Kontaktfläche in der Zerspanzone bei unveränderlicher Schneidenverlaufsform in Abhängigkeit von der eingesetzten Prozessführung (Seite oder Umfang der Schleifscheibe) bei der Schneidkantenpräparation nur in grober Näherung (als linien- oder punktförmig [Effg13a]) beschrieben [Effg18].

Zur Verbesserung des Prozessverständnisses werden nachfolgend die geometrischen Kontaktbedingungen unter Berücksichtigung der Verformung des Schleifbelags mithilfe der FEM analysiert. Dazu werden in Kapitel 5.1 die bei der Schneidkantenpräparation auftretenden Kontaktkonstellationen identifiziert. In Kapitel 5.2 werden das verwendete CAD-Modell und die Randbedingungen bei der FEM-Simulation beschrieben. Die Ergebnisdiskussion und Validierung erfolgen in Kapitel 5.3 und 5.4. Ein abschließendes Fazit wird in Kapitel 5.5 gezogen.

5.1 Kontaktkonstellationen und Modellbildung

Je nach zu präparierendem Werkzeug können lineare, konkave oder konvexe Schneidenverlaufsformen (vgl. Kapitel 2.1.3) unterschieden werden. Die Kontur der Schleifscheibe wird durch den Durchmesser, die Form und die Prozessführung, also dem eingesetzten Bereich an der Schleifscheibe (nachfolgend mit dem Umfang der Schleifscheibe), festgelegt.

Das zu präparierende Werkzeug im Rahmen dieser Arbeit ist eine Wendeschneidplatte der Form DNMA 150416, die zuvor auf einen Eckenradius von 1,5 mm geschliffen wird. Aus Gründen der Symmetrie kann die gesamte Schneide (Nebenschneide, Schneidenecke und Hauptschneide) für die nachfolgenden Untersuchungen auf einen repräsentativen Bereich reduziert werden (Abbildung 5-1), da die Kontaktbedingungen an der Haupt- und Nebenschneide identisch sind. Insgesamt können somit drei Bereiche (Hauptschneide, Übergang von Hauptschneide zur Schneidenecke und Schneidenecke) unterschieden werden. Der Kontakt zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante an der Schneidenecke und Hauptschneide kann als zeitlich und örtlich unveränderlich (stationärer Kontaktbereich) angesehen werden. Im Bereich des Übergangs zwischen der Schneidenecke und der Hauptschneide tritt hingegen eine zeitliche und örtliche Veränderung (instationärer Kontaktbereich) der Kontaktbedingung auf, bis sich

der Schleifbelag vollständig an der Scheidenecke bzw. Hauptschneide befindet. Von besonderer Bedeutung ist der Unterschied zwischen den Kontaktbedingungen in den stationären Bereichen der Hauptschneide und Schneidenecke, da vermutet wird, dass die Kontaktunterschiede zu einem örtlich abweichenden Materialabtrag führen.

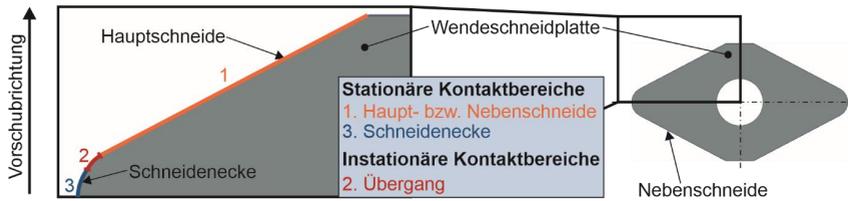


Abbildung 5-1: Stationäre und instationäre Kontaktbereiche an der Wendeschneidplatte

Neben der eingesetzten Prozessführung und dem zu präparierenden Schneidenbereich ist die Kontaktfläche insbesondere von den Prozessparametern Zustellung a_e und Präparationswinkel γ_b abhängig. Die grundlegenden Kontaktkonstellationen ergeben sich somit aus dem Präparationswinkel (25°, 45° und 65°) und dem jeweiligen Kontaktbereich (Hauptschneide und Schneidenecke) an der Schneide (Abbildung 5-2).

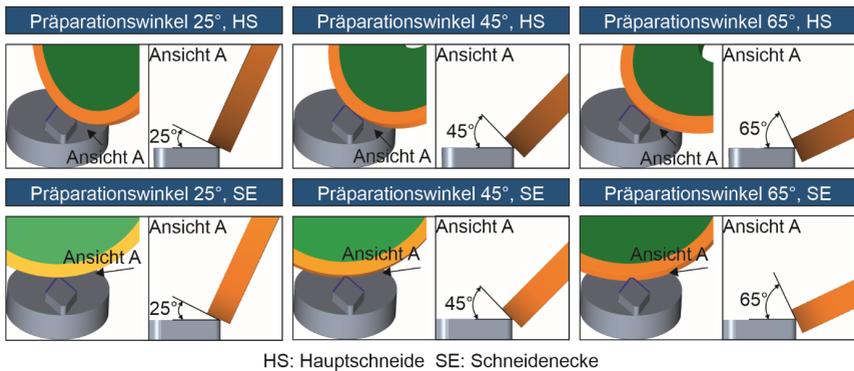


Abbildung 5-2: Kontaktkonstellationen bei der Schneidkantenpräparation in Abhängigkeit vom Präparationswinkel und von den Schneidenbereichen

Die Modellierung und Berechnung der Kontaktbedingungen erfolgte als statisch-mechanische Analyse in der FEM-Software ANSYS® Workbench 2019 R3, d.h. die geometrischen Kontaktflächen und -längen werden im statischen Zustand (Momentaufnahmen) unter Berücksichtigung der Verformung des Schleifbelags – infolge des Eintritts der Schneidkante in den Schleifbelag – untersucht. Dynamische Verformungseffekte am Schleifbelag infolge der Dreh- und Vorschubbewegung können auftreten und den lokalen Materialabtrag an der Schneide beeinflussen [Effg18, Auri15]. Es ist davon auszugehen, dass die Gesamtkontaktlänge dadurch nicht wesentlich verändert wird. Aus Gründen der Modellvereinfachung wurden diese Effekte für die geometrischen Kontaktanalysen vernachlässigt. Da jedoch der lokale Materialabtrag infolge dieser Effekte beeinflusst wird, erfolgen hierzu in Kapitel 6 weiterführende Diskussionen anhand der experimentellen Präparationsergebnisse.

5.2 CAD-Modell, Diskretisierung und Randbedingungen

Für die FEM-Simulationen wurden jeweils ein repräsentatives Volumenelement aus den Kontaktpartnern – elastischer Schleifbelag und Wendschneidplatte – extrahiert (Abbildung 5-3). Der Schneidkeil wurde entsprechend den realen Bedingungen mit unterschiedlichen Schneidkantenradien versehen, um verschiedene Momentaufnahmen während des Präparationsprozesses abbilden zu können. Im schleifscharfen Ausgangszustand entspricht dieser in guter Näherung einem Schneidkantenradius von $5\ \mu\text{m}$.

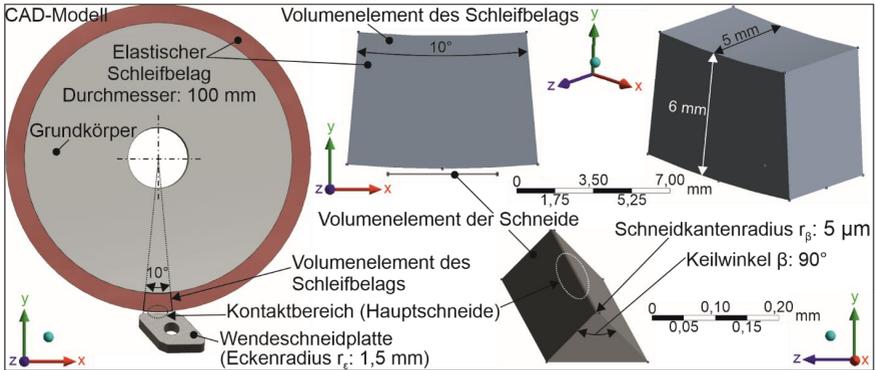


Abbildung 5-3: Vorbereitung der CAD-Modelle

Für das Volumenelement des Schleifbelags wurde als Randbedingung eine Einspannung gewählt. Um die Zustellung abbilden zu können, wurde der Schneidkeil in y-Richtung in den Schleifbelag verschoben. Die Diskretisierung der Volumenelemente erfolgte mit einem Tetraeder-Netz. Im Bereich der Kontaktfläche wurde das Netz verfeinert. Im Rahmen einer Konvergenzanalyse wurde das Netz am Kontaktkörper so lange verfeinert, bis die Änderungen an der Kontaktfläche $< 5\%$ waren, und ein adäquates Verhältnis zwischen Rechenzeit und Genauigkeit bestand. Die Kontaktfläche wurde im Simulationsprogramm durch Summation der im Kontakt liegenden Tetraeder-Elemente näherungsweise bestimmt. Detaillierte Angaben zu den Kontakt-, Analyse- und Netzeinstellungen können Abbildung 5-4 entnommen werden.

Für beide Kontaktpartner wurden linear-elastische, isotrope und homogene Werkstoffeigenschaften angenommen. Die Werkstoffeigenschaften sind in Tabelle 5-1 dargestellt und wurden auf Basis von Hersteller- und Literaturangaben, sowie von Messungen und Berechnungen erstellt. Der heterogene Schleifbelag, bestehend aus der elastischen Bindung und den Schleifkörnern, wurde als ein homogenes, isotropes Material modelliert, da die makromechanischen Verformungseigenschaften des Schleifbelags im Wesentlichen durch die elastische Bindung bestimmt werden [Kret19]. Das Spannungs-/Dehnungsverhalten von Elastomeren kann generell als nichtlinear beschrieben werden. Für quasistatische, kurzzeitige Belastungsvorgänge werden häufig hyperelastische Materialmodelle mit inkompressiblem Werkstoffverhalten, für dynamische Langzeitbelastungen viskoelastische Beschreibungsformen herangezogen [Stom11].

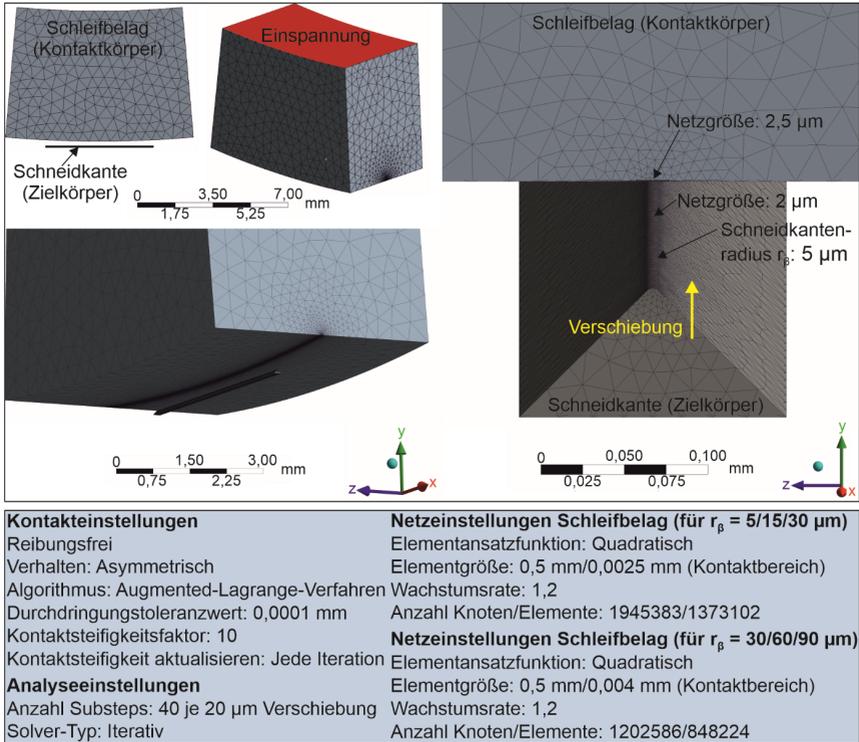


Abbildung 5-4: Diskretisierung und Randbedingungen des FE-Modells

Tabelle 5-1: Werkstoffeigenschaften der Kontaktpartner

Werkstoffkennwert	Elastischer Schleifbelag		Hartmetall- Wendeschneidplatte
	Weich	Hart	
Dichte	1,6 g/cm ³ (Messung)	1,6 g/cm ³ (Messung)	14,48 g/cm ³ (Herstellerangabe)
Shore A-Härte	83,46 Sh _A (Messung)	87,58 Sh _A (Messung)	-
Elastizitätsmodul E	14,77 MPa (berechnet nach [Kunz06])	18,75 MPa (berechnet nach [Kunz06])	590 000 MPa (Herstellerangabe)
Querkontraktionszahl ν	0,49 [Kunz11, Kunz06, Kaca83]		0,22 [Kola92b]
Kompressionsmodul K (berechnet)	246,17 MPa	312,50 MPa	351 190 MPa
Schubmodul G (berechnet)	4,96 MPa	6,29 MPa	241 800 MPa

Aufgrund kleiner Werkstoffdehnungen, wie im hier dargestellten Anwendungsfall ($< 0,8\%$), wurde näherungsweise ein linear-elastisches Werkstoffverhalten unter Anwendung des Hookeschen Gesetzes angenommen [Kret19, Müll14, Stom11, Kunz06, Zhan02]. Aus den Angaben zum E-Modul und der Querkontraktionszahl ν können daraus die Werte für den Kompressionsmodul K und den Schubmodul G wie folgt berechnet werden [Stom11]:

$$K = \frac{E}{3-6\nu} \quad G = \frac{E}{2+2\nu} \quad (\text{Gl. 5-1 und 5-2})$$

Die Härte von Elastomeren kann durch die Angabe der sogenannten Sh_A -Härte charakterisiert werden [DIN21, DIN03f]. *Kunz und Studer* [Kunz06] haben einen rechnerischen Zusammenhang entwickelt, um den Druck-E-Modul aus den Sh_A -Härtemessungen zu bestimmen. Aus den gemessenen Sh_A -Härtewerten (Tabelle 5-1) berechnet sich der Druck-E-Modul demnach wie folgt [Kunz06]:

$$E = \frac{1-\nu^2}{2 \cdot R \cdot C_3} * \frac{C_1 + C_2 * Sh_A}{100 - Sh_A} * (2,6 - 0,02 * Sh_A) \quad (\text{Gl. 5-3})$$

Dieser Zusammenhang gilt für Elastomere mit Härten von 30 bis 95 Sh_A und einer Probendicke von 6 mm. C_1, C_2, C_3 stellen systembedingte, empirische Konstanten dar und haben folgende Werte: $C_1 = 0,549 \text{ N}, C_2 = 0,07516 \text{ N}, C_3 = 0,025 \text{ mm}$. $R = 0,395 \text{ mm}$ entspricht dem Wert des Radius des Sh_A -Eindringkörpers. [Kunz06]

5.3 Ergebnisse der geometrischen Kontaktflächen und -längen

Die Kontaktflächen und -längen an der Hauptschneide und Schneidenecke in Abhängigkeit von der ineffektiven Zustellung $a_{e,in}$ und vom Präparationswinkel γ_b sind in Abbildung 5-5 für einen konstanten Schneidkantenradius von $5 \mu\text{m}$ (entspricht in etwa der Ausgangsschneidengeometrie bei den experimentellen Versuchen) dargestellt.

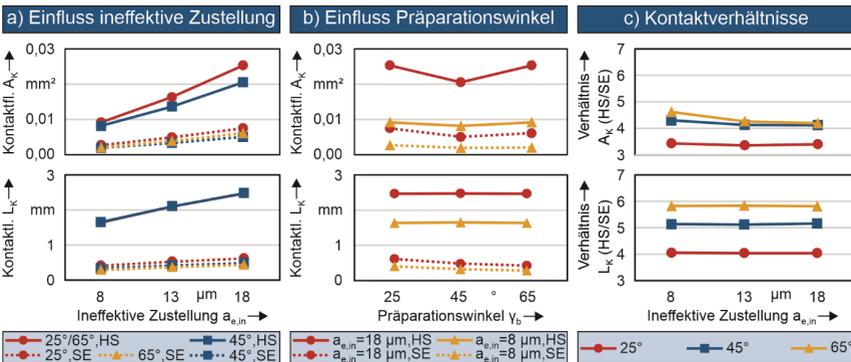


Abbildung 5-5: Kontaktflächen und -längen in Abhängigkeit von der Zustellung (a) und vom Präparationswinkel (b) sowie die resultierenden Kontaktverhältnisse (c) bei einem konstantem Schneidkantenradius von $5 \mu\text{m}$

Unter der ineffektiven Zustellung $a_{e,in}$ wird der Teil der Zustellung a_e verstanden, der zu keinem Materialabtrag geführt hat. Sie bewirkt die Verformung des Schleifbelags und ermöglicht einen besseren Vergleich der Ergebnisse, da durch sie die Verformung des Schleifbelags infolge der

Zustellbewegung unabhängig von der Verrundungsgröße ausgedrückt werden kann. Die Zustellung a_e ist stets ausgehend vom ideal scharfen Zustand der Schneide²⁹ definiert. Die Differenz aus der Zustellung und der ineffektiven Zustellung wird als Profilrücksetzung S_β (Kenngröße aus der Formfaktor-Methode, vgl. Kapitel 4.7.1) bezeichnet.

Die Kontaktflächen und -längen steigen erwartungsgemäß mit zunehmender ineffektiver Zustellung an, da hierdurch die Schneidkante mit steigender Intensität in den Schleifbelag gedrückt wird (Abbildung 5-5, a). Die Kontaktfläche an der **Hauptschneide** ist unabhängig von der ineffektiven Zustellung für einen Präparationswinkel von 25°/65° größer als für 45° (Abbildung 5-5, b). Mit steigender ineffektiver Zustellung werden die Differenzen größer, da sich der Schleifbelag bei 25° und 65° zunehmend stärker an den geraden Flanken der Span- bzw. Freifläche anschmiegen kann. Im Mittel über alle ineffektiven Zustellungen beträgt der Unterschied 19 %. In Abbildung 5-6 sind die Kontaktflächen und -längen an der Hauptschneide in Abhängigkeit vom Präparationswinkel bei einer ineffektiven Zustellung von 18 μm dargestellt. Demnach entsteht bei einem Präparationswinkel von 25° bzw. 65° ($A_K = 0,02530 \text{ mm}^2$) eine etwa 23 % größere Kontaktfläche im Vergleich zu einem Präparationswinkel von 45° ($A_K = 0,02050 \text{ mm}^2$). Die Kontaktlängen zwischen 25°/65° und 45° weisen unabhängig von der ineffektiven Zustellung keine nennenswerten Unterschiede auf.

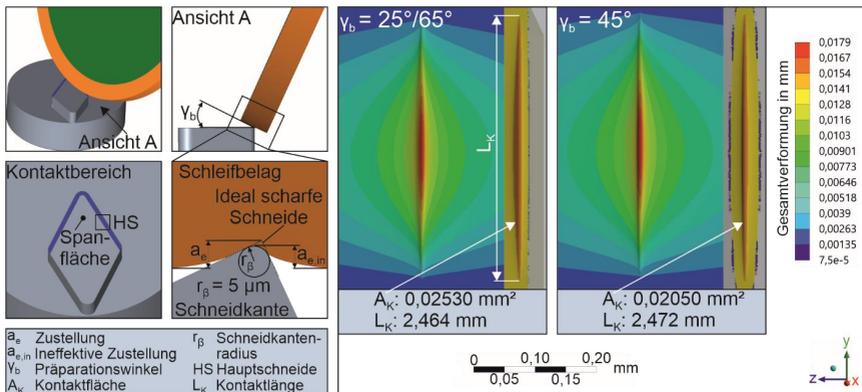


Abbildung 5-6: Kontaktflächen und -längen an der Hauptschneide in Abhängigkeit vom Präparationswinkel bei einer ineffektiven Zustellung von 18 μm

Die Kontaktflächen an der **Schneidenecke** sind für alle betrachteten ineffektiven Zustellungen sowohl für einen Präparationswinkel von 25° als auch 65° größer als bei 45° (Abbildung 5-5, b). Im Mittel über alle ineffektiven Zustellungen betragen diese Unterschiede 46 % (25°) und 14 % (65°). Bei einem Vergleich der Präparationswinkel 25° und 65° kann im Mittel über alle ineffektiven Zustellungen ein 28 % höherer Wert für einen Präparationswinkel von 25° beobachtet werden. In Abbildung 5-7 sind die Kontaktflächen und -längen an der Schneidenecke in Abhängigkeit vom Präparationswinkel bei einer ineffektiven Zustellung von 18 μm dargestellt. Die größte Kontaktfläche resultiert für einen Präparationswinkel von 25° ($A_K = 0,00747 \text{ mm}^2$). Diese ist etwa 50 % größer als bei einem Präparationswinkel von 45° ($A_K =$

²⁹ Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ist die Zustellung a_e stets ausgehend vom schleifscharfen Zustand der Schneide definiert. In der idealisierten Modellvorstellung wird dieser mit dem ideal scharfen Zustand gleichgesetzt.

0,00499 mm²) und etwa 23 % größer als bei einem Präparationswinkel von 65° ($A_K = 0,00605$ mm²). Der Grund für die höhere Kontaktfläche bei einem Präparationswinkel von 25° und 65° ist die vergleichsweise flache Anstellung des Schleifbelags an der Span- bzw. Freifläche, wodurch sich die Kontaktfläche an diesen Bereichen stärker ausprägt. Dieser Effekt entsteht ebenfalls im Bereich der Hauptschneide. Im Bereich der Schneidenecke wird dieser Effekt von einem weiteren Phänomen überlagert. Ursache hierfür ist die nichtlineare Schneidenverlaufsform. Die gekrümmte konvexe Kontur bewirkt im dreidimensionalen Raum in Abhängigkeit vom Präparationswinkel eine Richtungsänderung des Schneidenverlaufs (vgl. Kapitel 6.1.1), wodurch die Kontaktlänge signifikant beeinflusst wird. Unabhängig von der ineffektiven Zustellung kann für die Kontaktlänge ausgehend von einem Präparationswinkel von 25° bis zu einem Präparationswinkel von 65° ein abfallender Trend beobachtet werden. Im Mittel über alle ineffektiven Zustellungen ist die Kontaktlänge bei einem Präparationswinkel von 25° um 44 % größer als bei 65°. Die prozentualen Unterschiede sind für alle ineffektiven Zustellungen nahezu identisch.

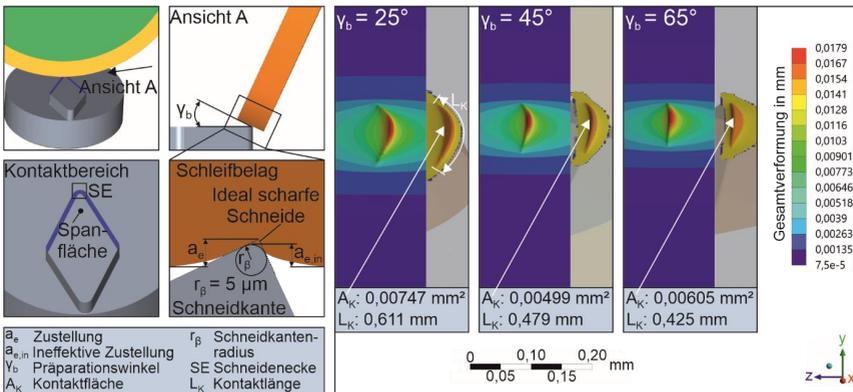


Abbildung 5-7: Kontaktflächen und -längen an der Schneidenecke in Abhängigkeit vom Präparationswinkel bei einer ineffektiven Zustellung von 18 µm

Es kann festgehalten werden, dass die Kontaktlänge bei variierenden Präparationswinkeln und konstanter ineffektiver Zustellung maßgeblich durch die Schneidenverlaufsform beeinflusst wird. Ist diese linear, wie im Bereich der Hauptschneide, sind die Unterschiede vernachlässigbar. Ein Anstieg der Kontaktfläche konnte insbesondere für Präparationswinkel $\neq 45^\circ$ beobachtet werden, da sich der Schleifbelag zunehmend an die Span- bzw. Freifläche anschmiegt. An der Schneidenecke wird dieser Effekt durch die nichtlineare Schneidenverlaufsform überlagert, weshalb für Präparationswinkel von 25° die Kontaktfläche stärker ansteigt als für 65°.

Bei einem Vergleich der zwei Kontaktbereiche wird deutlich, dass aufgrund der unterschiedlichen Konturen an der Hauptschneide und der Schneidenecke unabhängig von der Höhe der ineffektiven Zustellung große Unterschiede bzgl. der Kontaktflächen und -längen auftreten (Abbildung 5-5, c). Die größten **Kontaktverhältnisse** (Quotient der Kontaktfläche/-länge von Hauptschneide und Schneidenecke) treten bei einem Präparationswinkel von 65° auf, gefolgt

von 45° und 25°. Im Mittel über alle ineffektiven Zustellungen ergeben sich für die Kontaktflächen Verhältnisse von 3,4 (25°), 4,2 (45°) und 4,4 (65°). Für die Kontaktlängen beträgt das Verhältnis jeweils 4,0 (25°), 5,1 (45°) und 5,8 (65°).

Ausgehend vom schleifscharfen Zustand der Schneidkante (Schneidkantenradius von 5 µm) unterliegt die Werkzeugschneide während der Schneidkantenpräparation einer kontinuierlichen Veränderung, bis die angestrebten Zielgeometrie erreicht wird. Diese Veränderung wurde im Modell mit einer Vergrößerung des Schneidkantenradius berücksichtigt. Die resultierenden Kontaktflächen und -längen sind in Abbildung 5-8 dargestellt. Dabei wurden zwei Fallbeispiele unterschieden. **Im ersten Fallbeispiel** wurde für jeden Schneidkantenradius eine identische ineffektive Zustellung von 8 µm zwischen Schleifbelag und Schneidkante herangezogen (Abbildung 5-8, a und b).

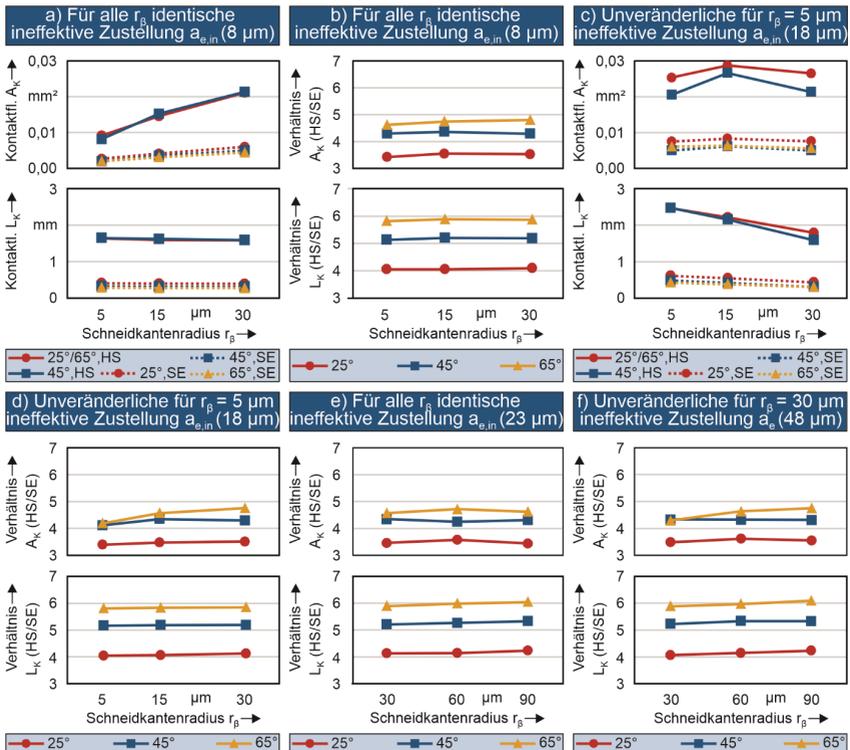


Abbildung 5-8: Einfluss des Schneidkantenradius auf die Kontaktfläche- und -länge sowie das Größenverhältnis zwischen Hauptschneide und Schneidenecke

Erwartungsgemäß ergibt sich unabhängig vom Schneidkantenradius eine nahezu konstante Kontaktlänge. Dies kann dadurch begründet werden, dass die Schneidenverlaufsform mit zunehmenden Schneidkantenradius nicht verändert wird. Hingegen wird die Kontur quer zum Schneidenverlauf, aufgrund des steigenden Radius, verändert. Der größere Radius bewirkt lokal betrachtet einen flacheren Auslauf, wodurch sich zunehmend ein Plateau ausbilden kann. Dadurch ist es möglich, dass sich bei gleicher Zustellung eine größere Kontaktfläche ausbildet.

Das Verhältnis zwischen den Kontaktflächen bzw. -längen an der Hauptschneide und der Schneidenecke kann unabhängig vom Schneidkantenradius für alle untersuchten Präparationswinkel als nahezu konstant und vergleichbar mit den Ergebnissen aus Abbildung 5-5, c beschrieben werden (Abbildung 5-8, b). Im Mittel über alle Schneidkantenradien beträgt das Verhältnis der Kontaktfläche 3,5 (25°), 4,3 (45°) und 4,7 (65°). Für die Kontaktlängen ergeben sich Verhältnisse von 4,1 (25°), 5,2 (45°) und 5,9 (65°).

Im zweiten Fallbeispiel wird berücksichtigt, dass bei der Schneidkantenpräparation in der Praxis mit einer zuvor fest eingestellten Zustellung gearbeitet wird. Dabei unterliegt der Schneidkantenradius einer kontinuierlichen Veränderung. Die für einen Schneidkantenradius von 5 µm anfänglich eingestellte ineffektive Zustellung von 18 µm nimmt beispielsweise während der Schneidkantenpräparation aufgrund des steigenden Schneidkantenradius ab. Die dabei resultierenden Kontaktflächen und -längen sind in Abbildung 5-8, c und d sowie in Abbildung 5-9 dargestellt.

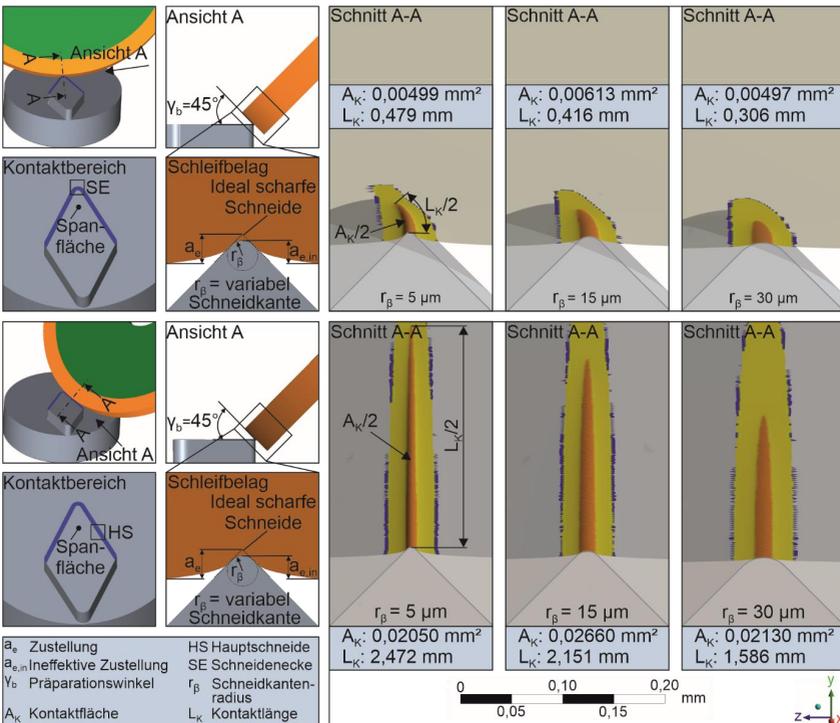


Abbildung 5-9: Kontaktfläche und -länge an der Hauptschneide und Schneidenecke bei unterschiedlichen Schneidkantenradien und unveränderlicher ineffektiven Zustellung für einen Schneidkantenradius von 5 µm

Der steigende Schneidkantenradius bewirkt eine Vergrößerung des Abstands zwischen Schneidkante und Schleifbelag. Dies bewirkt eine zunehmend kleinere Kontaktlänge. Allerdings wird durch den steigenden Radius die Erhöhung der Kontaktfläche quer zum Schneidenverlauf begünstigt. Dies manifestiert sich zunächst in einem Anstieg der Kontaktfläche, wenn

der Schneidkantenradius von 5 μm auf 15 μm erhöht wird. Bei einem Schneidkantenradius von 30 μm werden Kontaktflächen erreicht, die in etwa mit der Ausgangssituation vergleichbar sind. Das Verhältnis zwischen der Kontaktfläche an der Hauptschneide und der Schneidenecke kann mit steigenden Schneidkantenradius als leicht ansteigend beschrieben werden. Im Mittel über alle Schneidkantenradien betragen die Verhältnisse 3,5 (25°), 4,2 (45°) und 4,5 (65°). Die Kontaktlängenverhältnisse sind hingegen nahezu konstant. Im Mittel über alle Schneidkantenradien betragen die Verhältnisse 4,1 (25°), 5,2 (45°) und 5,8 (65°).

Ähnlich zu den zuvor beschriebenen Fallbeispielen wurden weitere Kombinationen aus Schneidkantenradien (30, 60 und 90 μm) und Zustellungen untersucht (Abbildung 5-8, e und f). Deutlich zu erkennen ist, dass die Verhältnisse nahezu konstant bleiben und mit den Ergebnissen zuvor vergleichbar sind. Im Ergebnis konnten bei den Kontaktverhältnissen nur geringe Unterschiede in Abhängigkeit vom Schneidkantenradius und von der ineffektiven Zustellung festgestellt werden, wohingegen der Präparationswinkel als Haupteinflussgröße identifiziert wurde.

5.4 Validierung der Ergebnisse

Zur Validierung der Ergebnisse wurden Präparationsversuche durchgeführt (Abbildung 5-10). Die Versuche erfolgten mit einem Präparationswinkel von 25°, 45° und 65° bei (ineffektiven) Zustellungen von 8 und 18 μm . Um die Randbedingungen des Simulationsmodells nachzubilden, erfolgte während der Versuche keine Vorschubbewegung entlang des Schneidenverlaufs. Die zu präparierenden Bereiche an der Hauptschneide (bzw. Nebenschneide) und Schneidenecke wurden somit direkt mit den zu untersuchenden Zustellungen angefahren, gefolgt von einer Haltezeit. Die Zustellbewegung erfolgte mit einer vergleichsweise hohen Vorschubgeschwindigkeit von 5000 mm/min. Dadurch konnte sichergestellt werden, dass nach vollständig erfolgter Zustellbewegung noch kein signifikanter Materialabtrag stattgefunden hat, da das Schleifkorn ab einer kritischen mechanischen Beanspruchung vorwiegend elastisch in den Schleifbelag zurückgedrängt wird, anstatt einen höheren Materialabtrag zu bewirken [Efff18]. Der Verformung des Schleifbelags an einer schleifscharfen (noch weitgehend unbearbeiteten) Schneidkante (Schneidkantenradius $r_{\beta} = 7,3 \pm 1,5 \mu\text{m}$) konnte somit in guter Näherung den idealen Bedingungen der Simulation entsprochen werden. Die durch den Schleifbelag bearbeiteten Bereiche wurden gemessen. Zur genauen Identifizierung der bearbeiteten Bereiche wurden Licht- und Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen von jeder präparierten Schneide angefertigt. Als Messgröße diente die Kontaktlänge, die nach dem Anfahren der Schneide zunächst maximal (Schneide weitgehend unbearbeitet) ausgeprägt ist. Mit zunehmender Bearbeitungszeit entsteht eine größere Verrundung an der Schneide, wodurch die Gesamtverformung des Schleifbelags verringert und somit die Kontaktlänge (in der Ebene gemessen) tendenziell wieder sinkt. Der sichtbare Materialabtrag am Werkstück (insbesondere an den Randbereichen des Kontakts) bildet sich mit steigender Haltezeit (zunehmenden Materialabtrag) immer deutlicher aus. Dies konnte auch *Kreitschmer* [Kret19] in seinen Untersuchungen beobachten.

Die Versuche wurden 3-fach statistisch abgesichert. Die aus dem Experiment bestimmten Kontaktlängen weisen bei allen durchgeführten Versuchen einen höheren Wert auf als in den Simulationen. Die Abweichung beträgt im Mittel über alle Versuche etwa 12 %. Die Abweichungen sind auf die in der Praxis limitierten Genauigkeiten beim Ankratzen der Schneiden zurückzuführen. Im Rahmen der Validierung wurden die Schneiden mit einer Genauigkeit von 2 μm

angekratzt. Die reale Zustellung im Experiment ist somit versuchsbedingt stets höher als in den Simulationen. Weiterhin können aufgrund der rotierenden Schleifscheibe dynamische Effekte auftreten, die sich auf die Verformung des Schleifbelags auswirken können. Die Abweichungen in den Ergebnissen können auch durch den Initialverschleiß an der Schleifscheibenoberfläche, der zu Formveränderungen des Schleifbelags führen kann, hervorgerufen werden. Insgesamt konnten die Ergebnisse aus der Simulation in guter Näherung mithilfe der experimentellen Ergebnisse bestätigt werden.

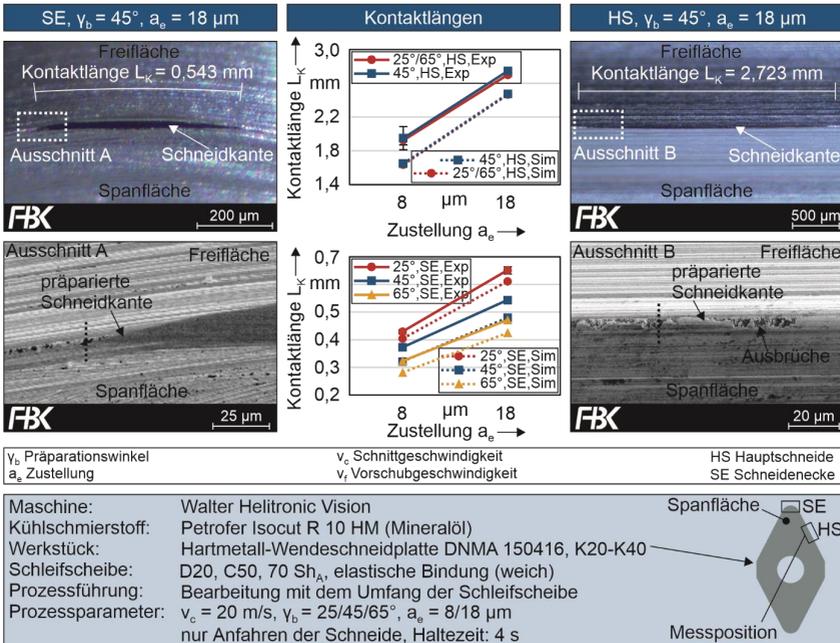


Abbildung 5-10: Validierung der Kontaktlänge bei der Schneidkantenpräparation

5.5 Fazit zu den Kontaktbedingungen

Im Rahmen der Untersuchungen konnte verdeutlicht werden, dass die geometrischen Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben sowohl von der Werkzeugmakrogeometrie (Schneidenverlaufsform) als auch von den Prozessparametern maßgeblich beeinflusst werden. Dies hat unmittelbar Auswirkungen auf die Kontaktfläche/-länge, sowie auf die resultierende Druckverteilung in der Kontaktzone. An der Hauptschneide ist die Kontaktfläche/-länge stets größer als an der Schneidenecke. Dies ist auf die unterschiedlichen Schneidenverlaufsformen an der Hauptschneide und Schneidenecke zurückzuführen. Die größten Unterschiede treten bei einem Präparationswinkel von 65° auf, gefolgt von 45° und 25°. Eine größere Kontaktfläche/-länge hat zur Folge, dass eine größere Anzahl von Schleifkörnern am Zerspanprozess beteiligt sind. Es ist somit davon auszugehen, dass signifikante Unterschiede in der Höhe des Materialabtrags bei sonst gleichen Prozessparametern auftreten.

6 Experimentelle Untersuchungen und Diskussion

Die Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben bietet hohes Potenzial für eine flexible und kostengünstige Präparation der Schneidkante. Für eine prozesssichere Anwendung des Verfahrens ist es erforderlich, die Einsatzmöglichkeiten werkzeugspezifisch zu untersuchen. Daher werden in Kapitel 6.1 zunächst die wichtigsten Einflussgrößen untersucht und Handlungsempfehlungen für eine individuelle Gestaltung der Schneidkante im Sinne einer homogenen oder inhomogenen Präparationsverlaufsform abgeleitet (Kapitel 6.2). Zur Untersuchung des Einsatzverhaltens der elastisch gebundenen Schleifscheiben, welches die Prozessstabilität des Präparationsverfahrens signifikant beeinflussen kann, werden in Kapitel 6.3 detaillierte Untersuchungen zum Schleifscheibenverschleiß und in Kapitel 6.4 zur Schleifscheiben-KSS Interaktion (Alterung) durchgeführt.

6.1 Einflussgrößen auf die Schneidengeometrie

Neben der eingesetzten Prozessführung wirken sich die Prozessparameter (Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit und Präparationswinkel), die Schleifstrategie, die Kontaktbedingungen sowie die Schleifscheibenspezifikationen maßgeblich auf das Präparationsergebnis bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben aus. Aufgrund der komplexen Wechselwirkungen und Wirkmechanismen beim Materialabtrag ergibt sich die Notwendigkeit zur Untersuchung dieser Einflussgrößen und deren Zusammenhänge untereinander. Die Untersuchungen in Kapitel 6.1.1 erfolgen zunächst getrennt nach dem jeweiligen Bereich an der Schneidkante (Hauptschneide und Schneidenecke), um bereichsspezifische Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern zu erforschen. Aufgrund äquivalenter Eingriffsbedingungen an der Haupt- und Nebenschneide werden die Untersuchungsergebnisse vorwiegend für den Bereich der Hauptschneide diskutiert. In Kapitel 6.1.2 erfolgt anschließend die ganzheitliche Betrachtung der Präparationsergebnisse an der Schneidenecke und Hauptschneide der Wendeschneidplatte. Die wichtigsten Erkenntnisse werden abschließend in Kapitel 6.1.3 zusammengefasst.

6.1.1 Einfluss von Zustellung, Präparationswinkel und Vorschubgeschwindigkeit³⁰

Die Zustellung a_e und der Präparationswinkel γ_b können als die primären Prozessparameter bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben aufgefasst werden. Der Vorschubgeschwindigkeit v_f kann als Prozessparameter nur eine untergeordnete Bedeutung beigemessen werden. Da diese jedoch in der Lage ist, die Verrundungsgröße und -form in gewissen Grenzen zu steuern, ergeben sich Möglichkeiten für eine systematische und zielgerichtete Nutzung dieser Stellgröße, z. B. im Rahmen einer Angleichungsstrategie der Verrundungsgröße (vgl. Kapitel 6.2.1). Durch die Zustellung a_e wird die Höhe des Materialabtrags an der Schneidkante bzw. die Größe der Verrundung gesteuert. Ein höherer Materialabtrag aufgrund einer höheren Zustellung kann auf zwei grundlegende Mechanismen zurückgeführt werden. Einerseits bewirkt eine steigende Zustellung einen größeren Anpressdruck des elastischen Schleifbelags an der Schneidkante. Andererseits erhöht sich die Kontaktfläche zwischen Schleifbelag und Schneidkante, wodurch mehr Schleifkörner je Zeiteinheit zur Generierung des Materialabtrags beitragen können. Der Präparationswinkel γ_b bewirkt eine Verkippung der Schleifscheibe zur Span- ($\gamma_b < 45^\circ$) oder Freifläche ($\gamma_b > 45^\circ$), wodurch der Schwerpunkt des

³⁰ Die zu den jeweiligen Prozessparameterkombinationen korrespondierenden Schneidenprofile können den Abbildungen 10-2 – 10-13 im Anhang dieser Arbeit entnommen werden.

Materialabtrags in die Richtung dieser Flächen verschoben wird. Als Folge entstehen asymmetrische Schneidengeometrien ($K_S \neq 1$). In Abbildung 6-1 sind die Einflüsse der Zustellung a_e und des Präparationswinkels γ_b auf die resultierenden Schneidengeometrien an der Hauptschneide für die weiche und harte Schleifscheibe dargestellt.

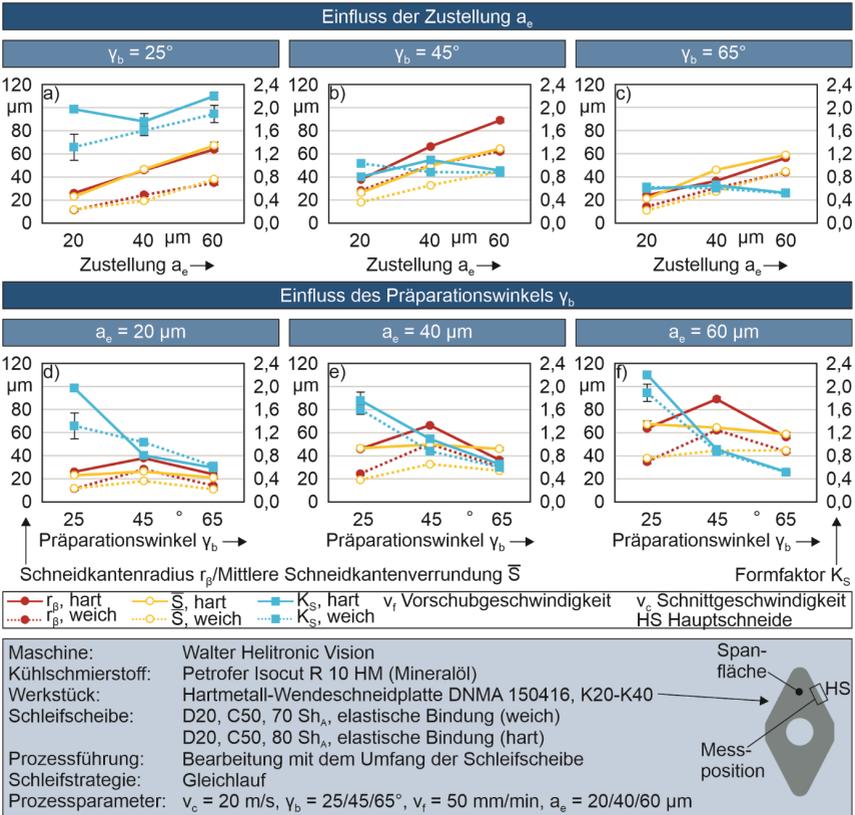


Abbildung 6-1: Einfluss der Zustellung und des Präparationswinkels auf die Schneidengeometrie an der Hauptschneide

Für die weiche und harte Schleifscheibe werden bei einem Präparationswinkel von 45° bei allen untersuchten **Zustellungen** (20, 40 und $60 \mu\text{m}$) annähernd symmetrische Schneidengeometrien (Formfaktor $K_S \approx 1$) erreicht (Abbildung 6-1, b). Im Mittel über alle Zustellungen beträgt der Formfaktor K_S für die weiche Schleifscheibe $0,93 \pm 0,09$ und $0,94 \pm 0,15$ für die harte Schleifscheibe. Wird der Präparationswinkel auf 25° verringert, werden für den Formfaktor K_S im Mittel $1,60 \pm 0,29$ (weich) und $1,98 \pm 0,22$ (hart) erzielt. Eine Vergrößerung des Präparationswinkels auf 65° bewirkt eine entsprechende Verkleinerung des Formfaktors. Die Werte für den Formfaktor betragen im Mittel $0,58 \pm 0,06$ (weich) und $0,59 \pm 0,07$ (hart). Bei Präparationswinkeln von 25° und 65° wurden mit zunehmender Zustellung tendenziell leicht steigende bzw. fallende Formfaktoren beobachtet. Unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation wurden

die kleinsten und größten Formfaktoren bei der jeweils höchsten Zustellung gemessen. Die Unterschiede waren bei den Schneiden am deutlichsten ausgeprägt, die mit der weichen Schleifscheibe bei einem Präparationswinkel von 25° bearbeitet wurden (Abbildung 6-1, a). Die projizierten Verrundungen an der Span- und Freifläche können mit dem Präparationsverfahren nicht unabhängig voneinander eingestellt werden. Zudem wird bei einer Verkippung der Schleifscheibe zur Span- oder Freifläche der Schwerpunkt des Materialabtrags hierhin verlagert. Mit zunehmender Zustellung wird kein exakt gleichmäßiges Ansteigen der projizierten Verrundungen an der Span- und Freifläche erreicht. Je nach Verkippung steigt der Materialabtrag an der Span- oder Freifläche geringfügig stärker an, weshalb leicht steigende bzw. fallende Formfaktoren resultieren.

Ein Anstieg der Zustellung bewirkt unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation und dem Präparationswinkel einen größeren Schneidkantenradius bzw. eine größere mittlere Schneidkantenverrundung (Abbildung 6-1, a-c). Für einen Präparationswinkel von 45° und einer Zustellung von 60 µm wurden für den Schneidkantenradius Werte von maximal 62,2 ± 1,6 µm (weich) und 89,0 ± 2,0 µm (hart) erzielt (Abbildung 6-2). Eine Erhöhung der Zustellung von 20 auf 40 µm führt beim Einsatz der harten Schleifscheibe zu einer geringfügig kleineren prozentualen Änderung des Schneidkantenradius bzw. des Materialabtrags³¹. Dabei wird durch den Einsatz beider Schleifscheibenspezifikationen der Materialabtrag, ausgedrückt durch das Zerspanvolumen V_w an der Schneide, in etwa verdreifacht.

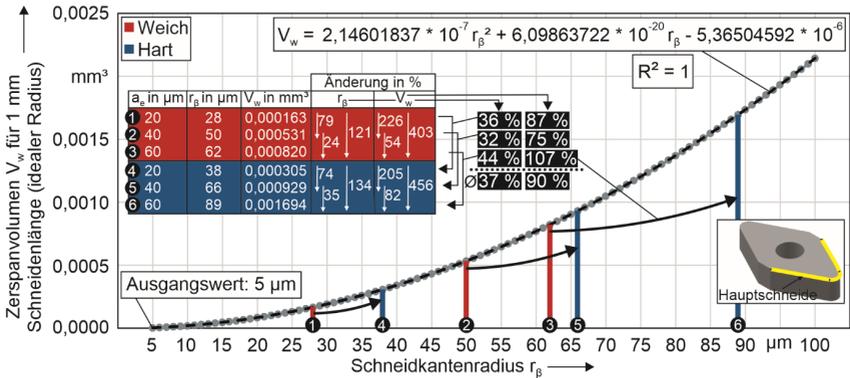


Abbildung 6-2: Zerspanvolumen V_w an der Hauptschneide für einen idealen Radius und symmetrischer Schneidengeometrie

Die prozentuale Änderung des Schneidkantenradius und des Materialabtrags von einer Zustellung von 40 auf 60 µm fällt für beide Schleifscheiben deutlich geringer aus. Der Anstieg weist hierbei höhere Werte für die harte Schleifscheibe auf, sodass für diese auch insgesamt (bei Anstieg der Zustellung von 20 auf 60 µm) ein höherer Anstieg für beide Werte erzielt wurde. Die harte Schleifscheibe bewirkt unter den genannten Prozessbedingungen somit einen höheren und effizienteren Materialabtrag als die Weichere. Im Durchschnitt wurden mit der harten Schleifscheibe etwa doppelt (Anstieg um 90 %) so hohe Werte erzielt.

³¹ Zur Berechnung des Materialabtrags wurden im Rahmen dieser Arbeit stets ganzzahlig gerundete Schneidkantenradien herangezogen.

Bei einer asymmetrischen Schneidengeometrie weist der Schneidkantenradius aufgrund der unterschiedlichen Verrundungsform (Abflachung auf der Seite der Span- oder Freifläche und vergleichsweise spitzer Zulauf der Verrundung) generell einen kleineren Wert auf als bei einem symmetrischen Formfaktor. Als Vergleichsgröße zwischen symmetrischer und asymmetrischer Schneidengeometrie sollte daher auch die mittlere Schneidkantenverrundung herangezogen werden. Der Schneidkantenradius und die mittlere Schneidkantenverrundung weisen bei einem **Präparationswinkel** von 25° und 65° in etwa gleich hohe Werte auf. Bezüglich der mittleren Schneidkantenverrundung werden bei diesen Präparationswinkeln z.T. geringfügig kleinere Werte beobachtet als bei einem Präparationswinkel von 45°. Die prozentualen Unterschiede werden mit zunehmender Zustellung geringer (Abbildung 6-1, d-f). In Untersuchungen von *Biermann et. al.* [Bier13a] konnten ebenfalls kleinere Werte für die mittlere Schneidkantenverrundung festgestellt werden, wenn der Präparationswinkel kleiner als 45° (30°) gewählt wurde. Bei einem Präparationswinkel von 65° herrschen identische Eingriffsbedingungen vor wie bei 25°, so dass hierbei ähnlich Tendenzen beim Anstieg des Schneidkantenradius und der mittleren Schneidkantenverrundung beobachtet werden können.

Bei konstanter Zustellung lässt sich die maximal erzielbare Verrundungsgröße auch durch die **Vorschubgeschwindigkeit** beeinflussen. Eine geringere Vorschubgeschwindigkeit von 25 mm/min führt im Allgemeinen zu größeren Verrundungen, eine höhere Vorschubgeschwindigkeit von 75 mm/min entsprechend zu kleineren. Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie ist in Abbildung 6-3 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist unabhängig vom Präparationswinkel der überwiegend abnehmende Trend des Schneidkantenradius bzw. der mittleren Schneidkantenverrundung mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Bei der weichen Schleifscheibe ist der abnehmende Trend bei einer Zustellung von 20 µm zu erkennen, wohingegen die Werte beim Einsatz der harten Schleifscheibe noch annähernd konstant bleiben. Bei einer Zustellung von 40 µm und einer Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit von 25 auf 75 mm/min wurden für die harte Schleifscheibe bis zu 25 % geringere Schneidkantenradien (\bar{S} um bis zu 40 %) und bei einer Zustellung von 60 µm bis zu 30 % geringere Schneidkantenradien (\bar{S} um bis zu 15 %) festgestellt. Für die weiche Schleifscheibe wurde bei der kleinsten Zustellung von 20 µm ein Abfall des Schneidkantenradius von bis zu 48 % (\bar{S} um bis zu 68 %) beobachtet. Bei einer Zustellung von 40 µm wurde ein Abfall von bis zu 39 % (\bar{S} um bis zu 43 %) und bei einer Zustellung von 60 µm ein Abfall von bis zu 37 % (\bar{S} um bis zu 49 %) beobachtet.

Der geringere Materialabtrag mit steigender Vorschubgeschwindigkeit kann nach *Effgen* [Effg18] auf zwei Mechanismen zurückgeführt werden. Eine höhere Vorschubgeschwindigkeit bewirkt ein elastisches Zurückdrängen der Schleifkörner in die Bindung aufgrund der höheren benötigten Kraft bei der Spanbildung, sodass eine höhere Spannungsdicke nur bedingt realisiert werden kann. Weiterhin wird die Kontaktzeit zwischen Schleifbelag und Schneidkante reduziert, sodass insgesamt weniger Schleifkörner je Zeiteinheit zum Materialabtrag beitragen können. [Effg18]

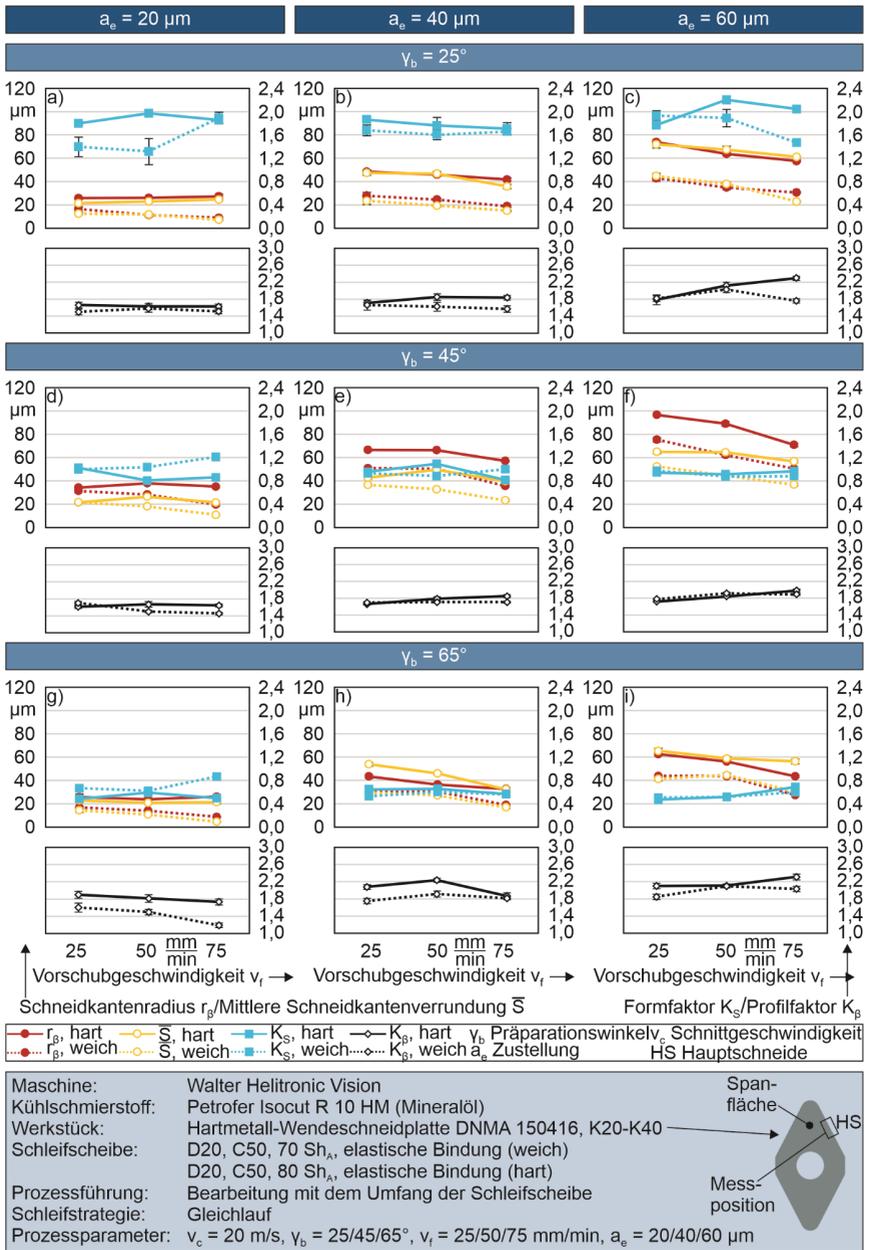


Abbildung 6-3: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Hauptschneide

Für die harte Schleifscheibe konnte bei der kleinsten Zustellung mit steigender Vorschubgeschwindigkeit nahezu kein rückläufiger Materialabtrag beobachtet werden. Dies wird darauf zurückgeführt, dass unter diesen Prozessbedingungen die kleineren Kontaktzeiten und somit ein potenziell geringerer Materialabtrag durch eine höhere realisierte Spannungsdicke ausgeglichen werden kann. Beim weicheren Bindungstyp dominiert im Vergleich dazu der Effekt des elastischen Zurückdrängens der Schleifkörner stärker, sodass die kleinere Kontaktzeit nicht durch eine höhere Spannungsdicke kompensiert werden kann.

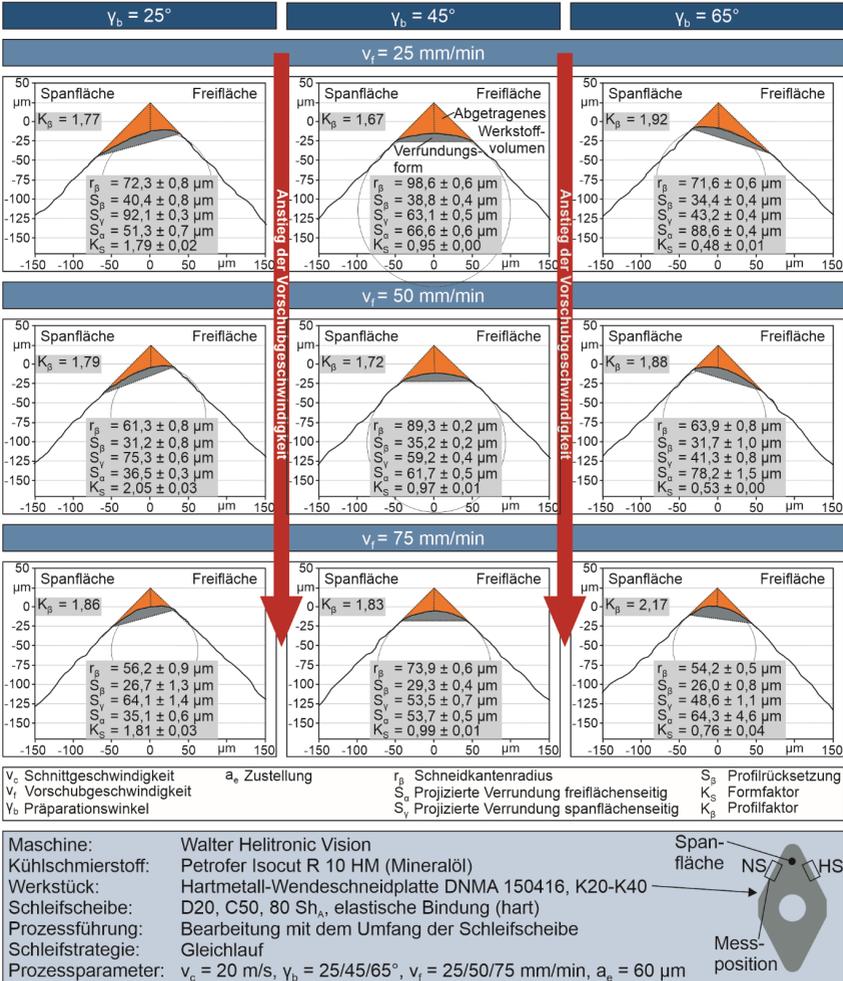


Abbildung 6-4: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide

Der mit steigender Vorschubgeschwindigkeit generell geringer ausfallende Materialabtrag führt unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation (weich oder hart) zu einer geringeren

Abflachung der Schneide. Die Schneide wird somit zunehmend runder, wodurch teilweise ein kleinerer (bei einem Präparationswinkel von 25°) bzw. größerer Formfaktor (bei einem Präparationswinkel von 65°) erkennbar wird (Abbildung 6-3 und 6-4). Ein eindeutiger Trend konnte nicht beobachtet werden, da für die projizierten Verformungen an der Span- und Freifläche häufig auch eine gleichmäßige Verkürzung mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit festgestellt werden konnte. Bei einem Präparationswinkel von 45° ist der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf den Formfaktor als gering zu bewerten. Daneben kann die Form der Verformung durch den Profilmfaktor K_{β} bewertet werden (Abbildung 6-3 und 6-4). Der Kennwert setzt die mittlere Schneidkantenverrundung ins Verhältnis zur Profiltrücksetzung. Zu erkennen ist ein tendenzieller Anstieg des Profilmfaktors mit steigender Vorschubgeschwindigkeit. Dies gilt insbesondere für Schneiden, die mit der harten Schleifscheibe und einer Zustellung von 40 und 60 μm bearbeitet wurden.

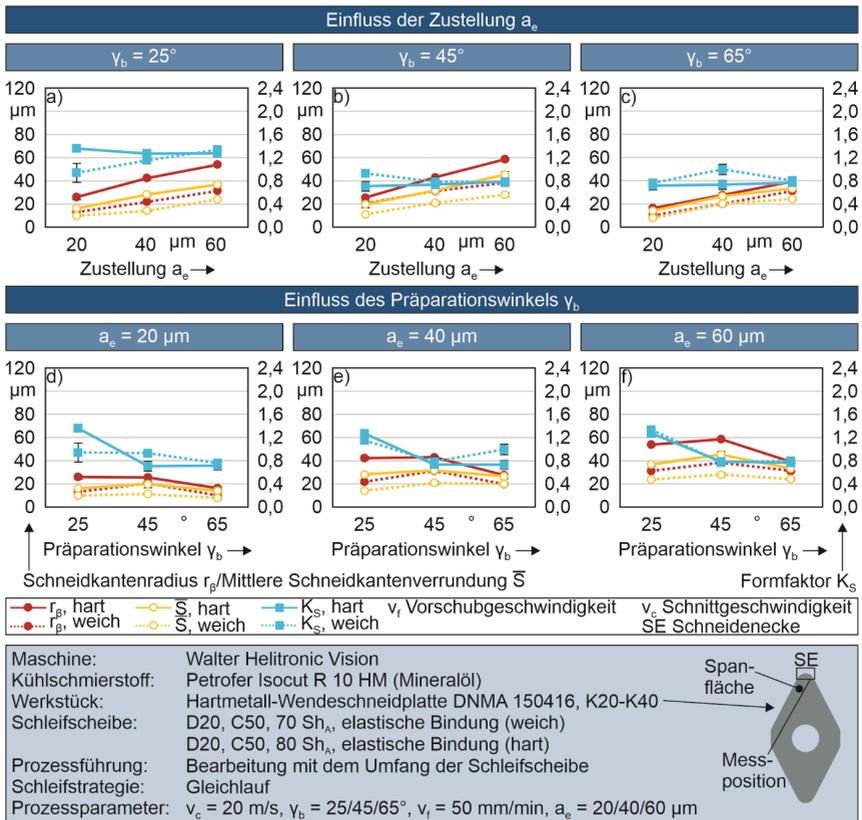


Abbildung 6-5: Einfluss der Zustellung auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke

Die Prozessparameter (Zustellung, Präparationswinkel und Vorschubgeschwindigkeit) wirken sich an der **Schneidenecke** tendenziell ähnlich auf die Schneidengeometrie aus wie an der

Hauptschneide. Aufgrund der unterschiedlichen Kontaktbedingungen (vgl. Kapitel 5) resultieren jedoch Unterschiede bei der Höhe des Materialabtrags und der Schneidenform. Die dadurch entstehenden Abweichungen zur Schneidengeometrie an der Hauptschneide (bzw. Nebenschneide) werden in Kapitel 6.1.2 detailliert beschrieben.

Bei einem Präparationswinkel von 45° entstehen geringfügig asymmetrische Schneidengeometrien (Abbildung 6-5). Dies ist darauf zurückzuführen, dass auf der Seite der Freifläche mehr Material abgetragen wird als auf der Seite der Spanfläche, wodurch ein Formfaktor $K_S < 1$ gemessen wird. Im Mittel über alle Zustellungen wird so für die weiche Schleifscheibe ein Formfaktor von $0,83 \pm 0,09$ erzielt. Ein Anstieg der Zustellung von 20 auf $60 \mu\text{m}$ führt zu einem um 17 % geringeren Formfaktor. Für identische Prozessparameter resultieren für die harte Schleifscheibe im Vergleich zur weichen Schleifscheibe insgesamt kleinere Formfaktoren. Der Materialabtrag an der Freifläche ist im Vergleich zur weichen Schleifscheibe größer. Im Mittel über alle Zustellungen wurde ein Formfaktor von $0,74 \pm 0,04$ gemessen. Ein leichter Anstieg des Formfaktors von 11 % wurde bei einer Erhöhung der Zustellung von 20 auf $60 \mu\text{m}$ festgestellt.

Der höhere Materialabtrag auf der Seite der Freifläche kann auf die Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation zurückgeführt werden. Im Bereich der Schneidenecke verläuft der Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c (anders als an der Neben- oder Hauptschneide) größtenteils nicht parallel zum Schneidenverlauf. Dies ist auf die gekrümmte Kontur zurückzuführen. Dadurch resultieren in Abhängigkeit von den Prozessparametern (Zustellung und Präparationswinkel) sowie vom betrachteten Kontaktpunkt im Kontaktbereich unterschiedliche Kontaktbedingungen. Diese Zusammenhänge sind in Abbildung 6-6 schematisch dargestellt.

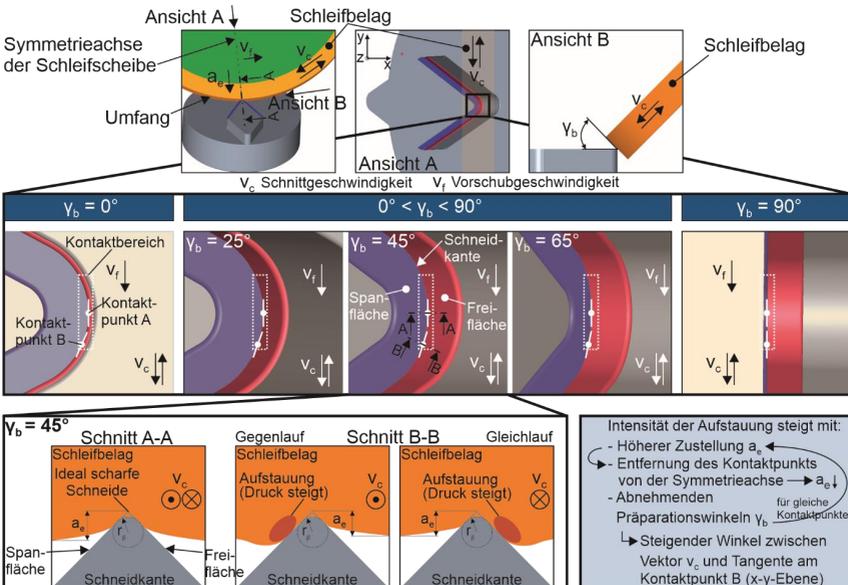


Abbildung 6-6: Mechanismen und Einflussgrößen für die Aufstauung des Schleifbelags an der Schneidenecke

Der Präparationswinkel γ_b wurde als Haupteinflussfaktor identifiziert. In Abbildung 6-6 wurden drei Fallbeispiele ($\gamma_b = 0^\circ$, $0^\circ < \gamma_b < 90^\circ$ und $\gamma_b = 90^\circ$) unterschieden. Der markierte Kontaktbereich deutet grob die Kontaktfläche zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante an. Im Kontaktbereich wurden entlang der Schneidkante die Tangenten in den Kontaktpunkten A und B für die Diskussion der Kontaktbedingungen herangezogen. Kontaktpunkt A befindet sich exakt auf der Symmetrieachse der Schleifscheibe, Kontaktpunkt B befindet sich nicht auf der Symmetrieachse der Schleifscheibe, aber ebenfalls auf der Schneidkante im Kontaktbereich. Im Kontaktpunkt A verläuft die Tangente für alle Präparationswinkel parallel zum Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c . Zudem ist der Betrag der Zustellung in diesem Punkt stets gleich, da der Punkt im dreidimensionalen Raum bei Veränderung des Präparationswinkels nicht verschoben wird. Dadurch dass der Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c in diesem Punkt entlang des Schneidenverlaufs gerichtet ist, wird der Schleifbelag nicht auf der Seite der Span- oder Freifläche aufgestaut. Der Materialabtrag an diesem Punkt wird somit nur durch den Präparationswinkel beeinflusst. In Abbildung 6-6 (Schnitt A-A) ist dies schematisch für einen Präparationswinkel von 45° dargestellt. Im Kontaktpunkt B ist die Zustellung an der Schneidkante aufgrund der kreisrunden Form der Schleifscheibe stets kleiner als der Zustellbetrag im Kontaktpunkt A. Zusätzlich führt ein zunehmender Präparationswinkel zu einer geringeren Zustellung im Kontaktpunkt B, da dieser im dreidimensionalen Raum gleichzeitig in x- und z-Richtung verschoben wird. Dadurch vergrößert sich in der y-z-Ebene der Winkel zwischen der Tangente im Kontaktpunkt B und dem Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c . Dies hat, wie in Kapitel 5 aufgezeigt, zusätzlich eine geringere Kontaktlänge an der Schneidkante zur Folge, da die Zustellungen an den Randbereichen des Kontakts zunehmend den Wert 0 annehmen. In der x-y-Ebene verringert sich hingegen mit ansteigendem Präparationswinkel der Winkel zwischen der Tangente im Kontaktpunkt B und dem Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c , bis diese bei einem Präparationswinkel von 90° parallel verlaufen. Verlaufen diese nicht parallel, kommt es je nach Drehrichtung der Schleifscheibe (Gleich- oder Gegenlauf) zu einem Aufstauen des Schleifbelags auf der Span- oder Freifläche – je nach dem auf welcher Seite der Schnittgeschwindigkeitsvektor auftritt. Dies ist in Abbildung 6-6 für einen Präparationswinkel von 45° im Schnitt B-B dargestellt. Im Falle der Bearbeitung im Gleichlauf ist dies die Seite der Freifläche. Das Aufstauen bewirkt einen höheren Anpressdruck und somit einen höheren Materialabtrag. Die Intensität dieses Effekts ist abhängig vom Winkel zwischen der Tangente und dem Schnittgeschwindigkeitsvektor v_c im Kontaktpunkt B in der x-y-Ebene sowie der Zustellung. Mit Entfernung des Kontaktpunktes von der Symmetrieachse der Schleifscheibe steigt zwar der Winkel in der x-y-Ebene, aber gleichzeitig sinkt auch die Zustellung. Ein kleinerer Präparationswinkel verstärkt wiederum diesen Effekt, wenn der Kontaktpunkt nicht verändert wird.

In Untersuchungen von *Effgen* [Effg18] konnte dieser Effekt an den Umfangsschneiden von Vollhartmetall-Fräswerkzeugen in ähnlicher Weise beobachtet werden. Allerdings konnte dieser Effekt aufgrund der verwendeten Eingriffskinematik gezielt über den sogenannten Einstechwinkel, der die Verdrehung der Schleifscheibe zur Schneidkante angibt, beeinflusst werden. [Effg18]

Generell kann dieser Effekt in gewissen Grenzen als Einstellgröße genutzt werden. Die Untersuchungen zum Einfluss der Schleifstrategie (Gleich- oder Gegenlauf) auf den Formfaktor sind in Abbildung 6-7 dargestellt. Unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation wurden im Ge-

genlauf größere Formfaktoren gemessen. Im Mittel über alle Zustellungen beträgt der Unterschied für die weiche Schleifscheibe 25 % und für die harte Schleifscheibe 35 %. Im Mittel über alle Zustellungen ergibt sich ein durchschnittlicher Formfaktor von $1,03 \pm 0,05$ (weiche Schleifscheibe) und $0,99 \pm 0,16$ (harte Schleifscheibe) für die Bearbeitung im Gegenlauf.

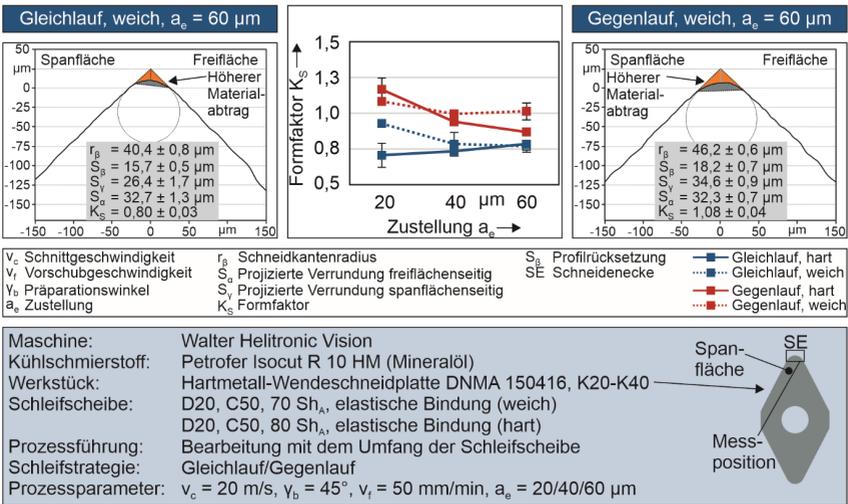


Abbildung 6-7: Einfluss der Schleifstrategie (Gleich- und Gegenlauf) auf die Schneidenform

Wird der Präparationswinkel auf 25° reduziert, verlagert sich der Schwerpunkt des Materialabtrags auf die Seite der Spanfläche, was sich in einen ansteigenden Formfaktor niederschlägt. Die experimentellen Untersuchungen ergaben für die weiche Schleifscheibe im Mittel über alle Zustellungen einen Formfaktor von $1,14 \pm 0,20$. Ein Anstieg der Zustellung von 20 auf $60 \mu\text{m}$ führt zu einem um 42 % größeren Formfaktor (Abbildung 6-5). Für die harte Schleifscheibe wurde im Mittel über alle Zustellungen ein Formfaktor von $1,30 \pm 0,05$ erzielt. Signifikante Unterschiede in Abhängigkeit von der Zustellung wurden nicht beobachtet. Insgesamt auffällig ist, dass der erzielbare Wertebereich deutlich kleiner ist als an der Haupt- bzw. Nebenschneide. Das wird darauf zurückgeführt, dass mit einem abnehmenden Präparationswinkel gleichzeitig der Aufstau-Effekt des Schleifbelags auf der Seite der Freifläche verstärkt wird, da die Kontaktfläche erhöht wird und der Winkel zwischen dem Schnittgeschwindigkeitsvektor und der Tangente an der Schneide steigt (vgl. Abbildung 6-6). Der Schwerpunkt des Materialabtrags wird somit nur teilweise auf die Seite der Spanfläche verlagert, da parallel eine Überlagerung mit dem Aufstau-Effekt stattfindet. Mit einer höheren Bindungshärte konnten größere Formfaktoren erzielt werden.

Eine Erhöhung des Präparationswinkels auf 65° sollte den Schwerpunkt des Materialabtrags demnach auf die Seite der Freifläche verschieben. In den experimentellen Untersuchungen wurden im Mittel über alle Zustellungen Formfaktoren von $0,85 \pm 0,13$ (weich) und $0,73 \pm 0,02$ (hart) gemessen. Signifikante Unterschiede mit steigender Zustellung wurden nicht beobachtet. Die härtere Bindung bewirkt jedoch insgesamt einen kleineren Formfaktor. Es wurden keine signifikanten Veränderungen im Vergleich zu einem Präparationswinkel von 45° festgestellt. Dies wird darauf zurückgeführt, dass mit steigendem Präparationswinkel die Kontaktfläche und

die Intensität des Aufstau-Effekts an der Freifläche abnehmen. Die gleichzeitig einhergehende Schwerpunktverlagerung des Materialabtrags kann diesen abschwächenden Effekt lediglich ausgleichen, sodass keine kleineren Formfaktoren entstehen.

Eine Erhöhung der Zustellung bewirkt auch an der Schneidenecke unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation und dem Präparationswinkel einen größeren Schneidkantenradius bzw. eine größere mittlere Schneidkantenverrundung (Abbildung 6-5, a-c). Bei einem Präparationswinkel von 45° und einer Zustellung von 60 µm wurden für den Schneidkantenradius maximal 38,3 ± 1,8 µm (weich) und 58,6 ± 0,9 µm (hart) erzielt. Wie aus Abbildung 6-8 hervorgeht, führt die harte Schleifscheibe für alle untersuchten Zustellungen zu einer größeren prozentualen Änderung des Schneidkantenradius bzw. des Materialabtrags (ausgedrückt durch das Zerspanvolumen V_w an der Schneide).

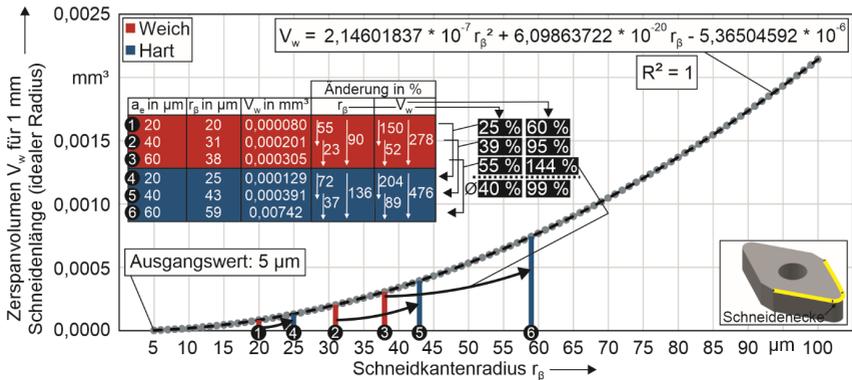


Abbildung 6-8: Zerspanvolumen V_w an der Schneidenecke für einen idealen Radius und symmetrischer Schneidengeometrie

Bei einer Erhöhung der Zustellung von 20 auf 40 µm vergrößert sich der Materialabtrag beim Einsatz der harten Schleifscheibe in etwa um das Dreifache, wohingegen bei der Weichen in etwa eine Steigerung um den Faktor 2,5 erreicht wird. Die prozentuale Änderung des Schneidkantenradius und des Materialabtrags von einer Zustellung von 40 auf 60 µm fällt für beide Schleifscheiben deutlich geringer aus. Die Steigerungen beim Materialabtrag betragen hier 52 % (weich) und 89 % (hart). Die prozentualen Unterschiede zwischen den Schleifscheibenspezifikationen beim Anstieg des Materialabtrags (von 20 auf 60 µm Zustellung) sind an der Schneidenecke deutlich stärker ausgeprägt als an der Hauptschneide. Der Materialabtrag beim Einsatz der weichen Schleifscheibe ist somit an der Schneidenecke unter den genannten Prozessbedingungen deutlich weniger effizient. Die härtere Schleifscheibe rief bei allen Zustellungen erwartungsgemäß einen höheren Materialabtrag hervor als die Weichere. Im Durchschnitt wurden etwa doppelt (Erhöhung um 99 %) so hohe Werte erzielt. Im Vergleich zum Materialabtrag an der Hauptschneide wurden an der Schneidenecke prozentual leicht höhere Werte erreicht, wenn die harte Schleifscheibe verwendet wurde.

Bei einem Präparationswinkel von 45° und 65° wurden für beide Schleifscheibenspezifikationen vergleichbare Formfaktoren erzielt, sodass diese Schneiden auch direkt mit dem Schneidkantenradius verglichen werden können. In Abbildung 6-5 (d-f) ist zu erkennen, dass der

Schneidkantenradius und die mittlere Schneidkantenverrundung unabhängig von der Zustellung mit steigendem Präparationswinkel tendenziell abnehmen. Der Schneidkantenradius und die mittlere Schneidkantenverrundung bei einem Präparationswinkel von 25° und 45° sind in etwa vergleichbar. Bei höheren Zustellungen wurden geringfügig kleinere Werte bei einem Präparationswinkel von 25° beobachtet. Die Ergebnisse können dadurch erklärt werden, dass die Kontaktbedingungen an der Schneidenecke signifikant vom Präparationswinkel beeinflusst werden (vgl. Kapitel 5). Unterschiede bestehen insbesondere bei der Kontaktfläche bzw. -länge und deren Verteilung im Bereich der Schneidkante, aber auch bei der Intensität des Aufstau-Effekts des Schleifbelags an der Freifläche. Bei einem Präparationswinkel von 25° wurde die größte Kontaktfläche und -länge festgestellt. Bei einem Präparationswinkel von 65° wird die zweithöchste Kontaktfläche, aber die geringste Kontaktlänge erzielt. Der größte Teil der Kontaktfläche ist dabei im Bereich der Freifläche konzentriert. Dahingegen fällt die Verteilung der Kontaktfläche bei den Präparationswinkeln von 25° und 45° gleichmäßiger über der Kontaktlänge aus, wobei bei 25° eine etwas höhere Konzentration der Kontaktfläche im Bereich der Spanfläche (aber eine größere Kontaktlänge) vorherrscht als bei 45°. Dies bewirkt, dass an der Schneidkante ein größerer Materialabtrag hervorgerufen wird als bei einem Präparationswinkel von 65°, wo der Materialabtrag stärker im Bereich der Freifläche konzentriert ist.

Der Einfluss der **Vorschubgeschwindigkeit** auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke ist in Abbildung 6-9 dargestellt. Erwartungsgemäß können die Beobachtungen an der Hauptschneide in der Tendenz auch auf den Bereich der Schneidenecke übertragen werden. Demnach ist unabhängig vom Präparationswinkel ein abnehmender Trend des Schneidkantenradius bzw. der mittleren Schneidkantenverrundung mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit zu erkennen. Bei einer Zustellung von 20 µm und einer Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit von 25 auf 75 mm/min wurden für die weiche Schleifscheibe bis zu 45 % geringere Schneidkantenradien (\bar{S} um bis zu 57 %) festgestellt. Bei einer Zustellung von 40 µm wurden bis zu 46 % geringere Schneidkantenradien (\bar{S} um bis zu 59 %) festgestellt. Bei einer Zustellung von 60 µm wurde ein Abfall des Schneidkantenradius von bis zu 48 % (\bar{S} um bis zu 68 %) beobachtet. Für die harte Schleifscheibe wurde bei einer Zustellung von 20 µm ein Abfall von bis zu 18 % (\bar{S} um bis zu 40 %), bei einer Zustellung von 40 µm ein Abfall von bis zu 24 % (\bar{S} um bis zu 29 %) und bei einer Zustellung von 60 µm ein Abfall von bis zu 30 % (\bar{S} um bis zu 26 %) beobachtet.

Der mit steigender Vorschubgeschwindigkeit geringer ausfallende Materialabtrag führt unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation (weich oder hart) zu einer geringeren **Abflachung** der Schneide. Die Schneide wird somit zunehmend runder, wodurch teilweise ein kleinerer (bei einem Präparationswinkel von 25°) bzw. größerer Formfaktor (bei einem Präparationswinkel von 65°) mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit bewirkt wird (Abbildung 6-9 und 6-10). Bei 45° können für die weiche Schleifscheibe tendenziell ansteigende Formfaktoren mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit beobachtet werden, wohingegen der Trend bei der harten Schleifscheibe leicht rückläufig ist oder nahezu konstant ($a_c = 60 \mu\text{m}$) bleibt.

Für den Profilmfaktor K_β konnte nicht bei allen Prozessparameterkombinationen ein zunehmender Trend mit steigender Vorschubgeschwindigkeit beobachtet werden. Aus Abbildung 6-9 ist zu erkennen, dass ein Anstieg des Profilmfaktors tendenziell durch kleinere Präparationswinkel und größere Zustellungen begünstigt wird. Der Anstieg fällt für die harte Schleifscheibe höher aus.

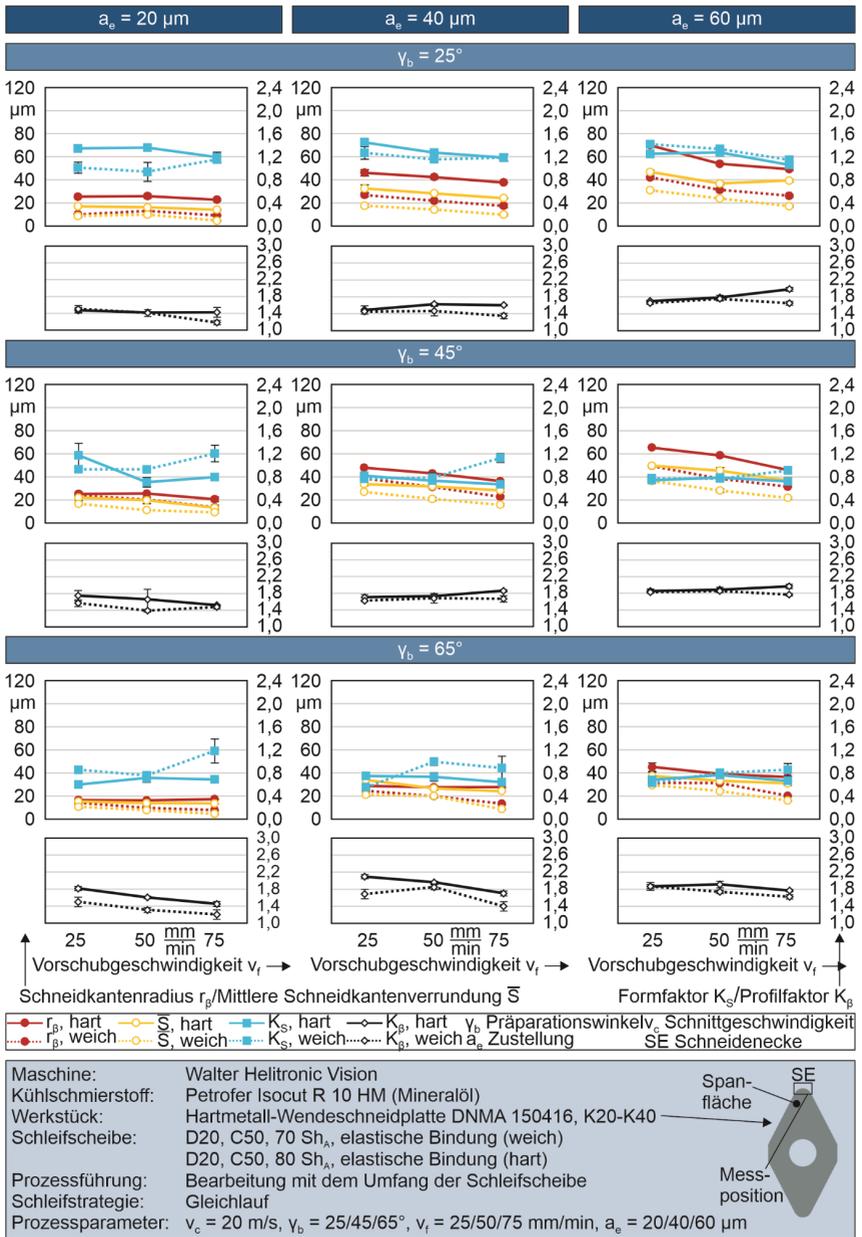


Abbildung 6-9: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke

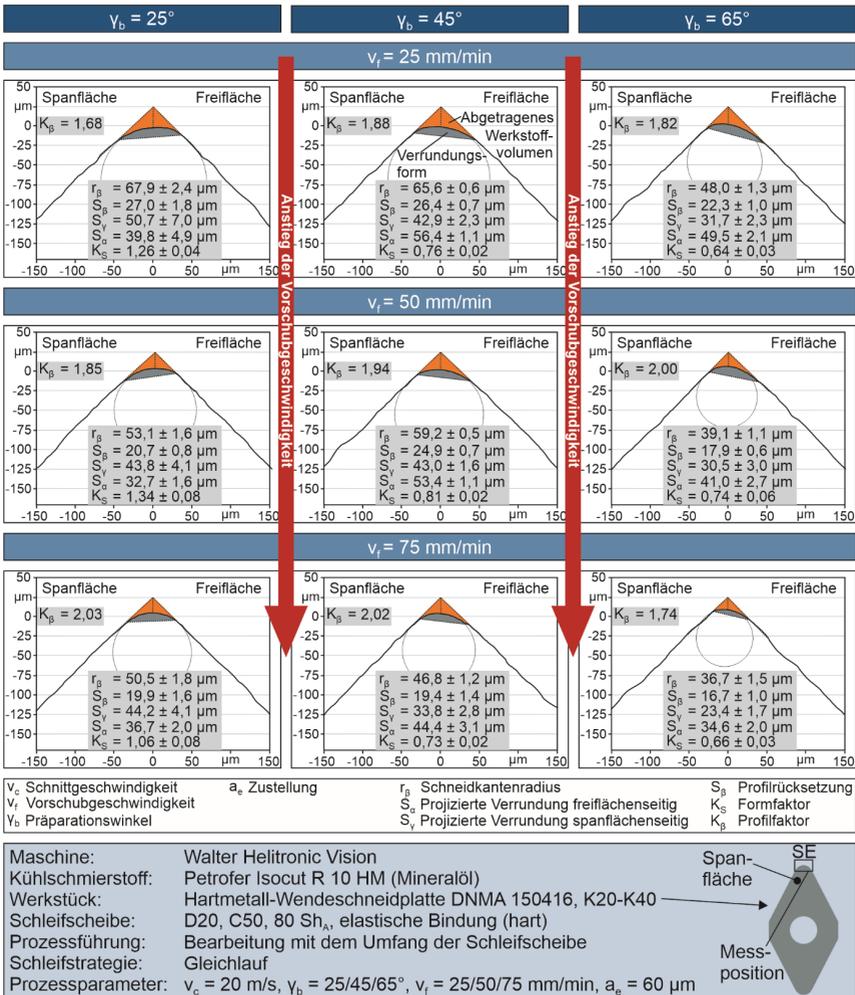


Abbildung 6-10: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke

6.1.2 Einfluss der Kontaktbedingungen an der Schneidkante³²

Die Untersuchungen aus Kapitel 6.1.1 verdeutlichen, dass für identisch über den gesamten Schneidenverlauf gewählte Prozessparameter Unterschiede bei der Schneidengeometrie zwischen der Hauptschneide (bzw. Nebenschneide) und der Schneidenecke auftreten (Abbildung 6-11). Wird zur Schneidkantenpräparation ein Präparationswinkel von 45° herangezogen, ergeben sich annähernd symmetrische Schneidengeometrien. Für die weiche Schleifscheibe re-

³² Die zu den jeweiligen Prozessparameterkombinationen korrespondierenden Schneidenprofile können den Abbildungen 10-14 – 10-19 im Anhang dieser Arbeit entnommen werden.

sultieren im Mittel über alle Zustellungen etwas größere prozentuale Unterschiede beim Materialabtrag (ausgedrückt durch das Zerspanvolumen V_w an der Schneide) zwischen der Schneidenecke und der Hauptschneide. Hingegen wurden für die harte Schleifscheibe größere prozentuale Unterschiede beim Formfaktor beobachtet (Abbildung 6-11, b).

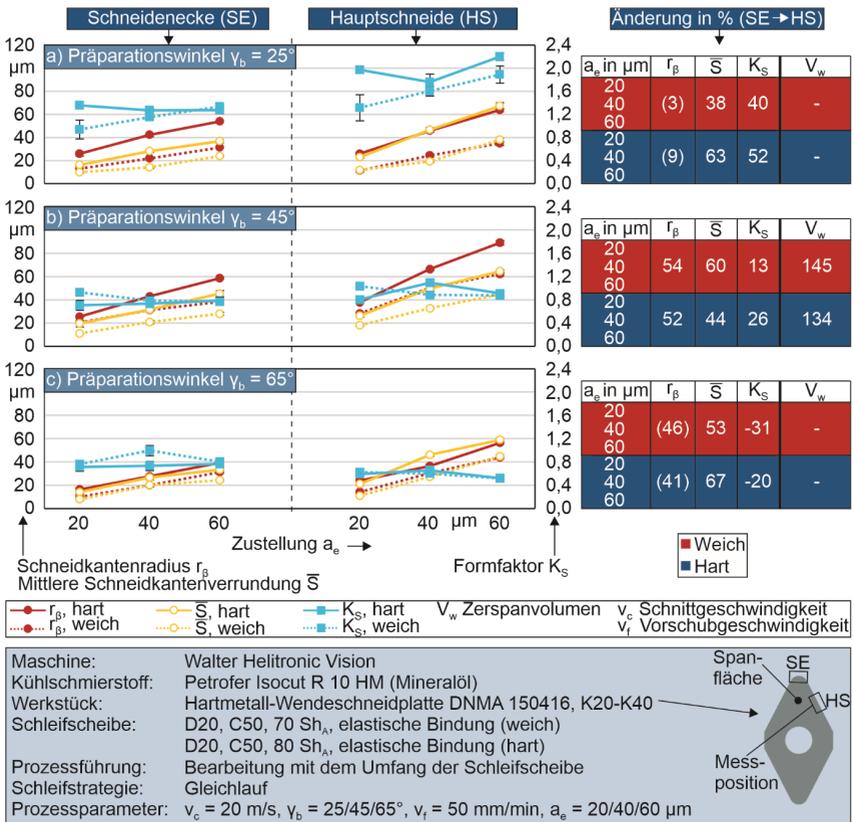


Abbildung 6-11: Unterschiede in der Schneidengeometrie im gesamten Präparationsbereich

Bei den asymmetrischen Schneidengeometrien (bei einem Präparationswinkel von 25° und 65°) eignet sich die mittlere Schneidkantenverrundung – aufgrund der größeren Unterschiede beim Formfaktor – besser als Vergleichswert für die Verrundungsgröße zwischen der Schneidenecke und der Hauptschneide. Für beide Präparationswinkel wurden größere Unterschiede bei der mittleren Schneidkantenverrundung festgestellt, wenn die harte Schleifscheibe herangezogen wurde. Unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation sind die Unterschiede größer bei einem Präparationswinkel von 65°, da der Materialabtrag an der Schneidenecke im Vergleich zu einem Präparationswinkel von 25° geringer ausfällt (vgl. Kapitel 6.1.1). Für einen Präparationswinkel von 25° wurden ebenfalls etwas größere Unterschiede beim Formfaktor für die harte Schleifscheibe festgestellt. Die weiche Schleifscheibe führte hingegen bei einem Präparationswinkel von 65° zu größeren Unterschieden beim Formfaktor.

6.1.3 Fazit zu den Einflussgrößen

Die Ergebnisse zeigen einerseits, dass die sehr überschaubare Anzahl an notwendigen Prozessparametern eine sehr einfache Steuerung des Präparationsverfahrens ermöglicht. Andererseits wurde auch deutlich, dass für eine erfolgreiche Prozessauslegung weitere Überlegungen und verfahrensspezifische Besonderheiten berücksichtigt werden müssen. Diesbezüglich konnte gezeigt werden, dass die spezifischen Kontaktbedingungen und Prozesskinematik bei der Schneidkantenpräparation einen signifikanten Einfluss auf das Prozessergebnis haben. Bei konstanter Prozessführung (z. B. Umfang der Schleifscheibe) werden die Kontaktbedingungen insbesondere durch die werkzeugspezifische Schneidenverlaufsform bestimmt. Je nach Schneidenbereich ist diese entweder geradlinig oder konvex bzw. konkav ausgeformt. Für einen linearen Verlauf an der Neben- und Hauptschneide konnte gezeigt werden, dass sich die Kontaktbedingungen symmetrisch mit dem Präparationswinkel verändern. Eine höhere Komplexität bei den Kontaktbedingungen in Abhängigkeit vom Präparationswinkel wurde allerdings für den konvexen, kreisbogenförmigen Schneidenverlauf an der Schneidenecke festgestellt. Dies führt zu veränderlichen Kontaktbedingungen in Abhängigkeit vom Präparationswinkel und folglich auch zu Unterschieden im Materialabtrag. Zusätzlich finden Überlagerungen mit Aufstau-Effekten des Schleifbelags statt, die sich je nach Drehrichtung der Schleifscheibe auf den Materialabtrag an der Frei- oder Spanfläche auswirken können. Die wesentlich kleineren Kontaktflächen und -längen zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante im Bereich der Schneidenecke führen insgesamt zu einem geringeren Materialabtrag in diesem Bereich. Für konstante Prozessparameter über dem gesamten Schneidenbereich werden dadurch inhomogene Präparationsverläufe erzeugt. Zur Erzeugung homogener Präparationsverläufe müssen daher mögliche Angleichungsstrategien untersucht werden.

6.2 Gezielte Herstellung von Schneidengeometrien

Unter einer gezielten Herstellung von Schneidengeometrien wird die Erzeugung von gezielt homogenen oder inhomogenen Präparationsverlaufsformen verstanden. Dabei soll zunächst eine Strategie zur Erzeugung homogener Präparationsverläufe ermittelt werden. Ausgehend davon soll durch eine gezielte Einstellung der Prozessparameter ein inhomogener Präparationsverlauf hergestellt werden. Bedingt durch die Unterschiede bei der Schneidenverlaufsform an der Haupt- bzw. Nebenschneide und der Schneidenecke entsteht an der Schneidenecke ein deutlich geringerer Materialabtrag. Zudem treten Unterschiede beim Formfaktor auf. Da ein möglichst breites Anwendungsfeld im Sinne der Verrundungsgröße für dieses Präparationsverfahren untersucht werden soll, wurde die kleinere Verrundung an der Schneidenecke an die größeren Verrundungen an der Haupt- bzw. Nebenschneiden angeglichen. Für eine Angleichung des Präparationsergebnisses der Schneidenecke an die Haupt- bzw. Nebenschneide kommen mehrere Möglichkeiten in Betracht. Eine Angleichung über die Zustellung wäre denkbar, wurde im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht verfolgt, da die Gefahr für eine kritische Überbeanspruchung des Schleifbelags, insbesondere bei Zustellungen von über 60 μm , als zu hoch eingeschätzt wurde. Die Untersuchungsergebnisse zum Schleifscheibenverschleiß (vgl. Kapitel 6.3) unterstützen diese Einschätzung. Daher wurde in Kapitel 6.2.1 der Materialabtrag an der Schneidenecke über eine geringere Vorschubgeschwindigkeit in diesem Bereich erhöht. Dadurch resultieren insgesamt etwas längere Prozesszeiten. Allerdings müsste bei einer mechanischen Überbelastung des Schleifbelags häufiger abgerichtet werden, so dass hierfür der Zeitbedarf stark ansteigen würde. Geringere Vorschubgeschwindigkeiten bewirken tendenziell

auch kleinere (für Präparationswinkel von 65°) bzw. größere (für Präparationswinkel von 25°) Formfaktoren (vgl. Abbildung 6-9), wodurch die Unterschiede zwischen den einzelnen Schneideneckenbereichen besser ausgeglichen werden können. In Kapitel 6.2.2 werden Möglichkeiten zur gezielten Veränderung des Materialabtrags über die Zustellung untersucht, sodass inhomogene Präparationsverläufe entstehen.

6.2.1 Homogene Präparationsverlaufsform³³

Die Unterschiede bei der Höhe des Materialabtrags zwischen der Hauptschneide und der Schneidenecke können auf die Kontaktbedingungen zurückgeführt werden. Aus den Simulationsergebnissen (vgl. Kapitel 5) geht hervor, dass die Kontaktfläche an der Hauptschneide durchschnittlich etwa viermal größer ist als an der Schneidenecke. Bezüglich der maximalen Kontaktlängen wurden Unterschiede um den Faktor fünf festgestellt. Dies führt dazu, dass an der Schneidenecke die Kontaktzeit zwischen Schleifbelag und Schneidkante bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit geringer ausfällt. Durch den aufgrund der geringeren Kontaktfläche steigenden maximalen Anpressdruck kann der Materialabtrag nicht vollständig ausgeglichen werden, sodass der Materialabtrag an der Schneidenecke bei gleichen Prozessparametern stets kleiner ausfällt.

Zur Angleichung der Schneidengeometrie bzw. des Materialabtrags (ausgedrückt durch das Zerspanvolumen V_w an der Schneide) an der Schneidenecke wurde demnach die Kontaktzeit an der Schneidenecke erhöht, indem die Vorschubgeschwindigkeit verringert wurde. Wie aus Kapitel 6.1.1 hervorgeht, konnte durch eine Halbierung der Vorschubgeschwindigkeit auf 25 mm/min die Verrundungsgröße noch nicht ausgeglichen werden, sodass die Vorschubgeschwindigkeit weiter auf 12,5 mm/min reduziert wurde. Die Vorschubgeschwindigkeit bzw. die Kontaktzeit an der Schneidenecke ist somit um den Faktor vier gestiegen. Die Präparationsergebnisse und die entsprechenden prozentualen Unterschiede bei der Schneidengeometrie zwischen der Hauptschneide und der Schneidenecke sind in Abbildung 6-12 dargestellt.

Im Mittel über alle Zustellungen konnte dadurch für beide Schleifscheibenspezifikationen eine sehr gute Angleichung des Materialabtrags erzielt werden. Die geringsten Unterschiede bei der mittleren Schneidkantenverrundung wurden bei einem Präparationswinkel von 45° beobachtet. Für die weichen Schleifscheiben wurden 2 % größere, für die harten 2 % kleinere Werte an der Hauptschneide erzielt. Die Schneidkantenradien an der Hauptschneide waren durchschnittlich um 7 % und 5 % geringer als an der Schneidenecke. Bemerkenswert ist, dass eine gute Angleichung der Formfaktoren infolge einer geringeren Vorschubgeschwindigkeit erreicht werden konnte. Am deutlichsten konnte das bei einem Präparationswinkel von 25° beobachtet werden.

Werden für einen Vergleich die Schneidkantenradien herangezogen, so kann festgehalten werden, dass unabhängig von der Schleifscheibenspezifikation die größten Unterschiede bei einem Präparationswinkel von 25° , gefolgt von 45° und 65° , aufgetreten sind. Dies deckt sich mit den simulativ gewonnenen Erkenntnissen aus Kapitel 5, wo bzgl. der Kontaktfläche- und länge ebenfalls die geringsten Unterschiede zwischen der Hauptschneide und der Schneidenecke bei einem Präparationswinkel von 25° , gefolgt von 45° und 65° , beobachtet wurden. Zudem wurde in Kapitel 6.1 bereits bei einem Präparationswinkel von 65° ein kleinerer Materialabtrag an der Schneidenecke festgestellt als bei einem Präparationswinkel von 25° .

³³ Die zu den jeweiligen Prozessparameterkombinationen korrespondierenden Schneidenprofile können den Abbildungen 10-20 – 10-25 im Anhang dieser Arbeit entnommen werden.

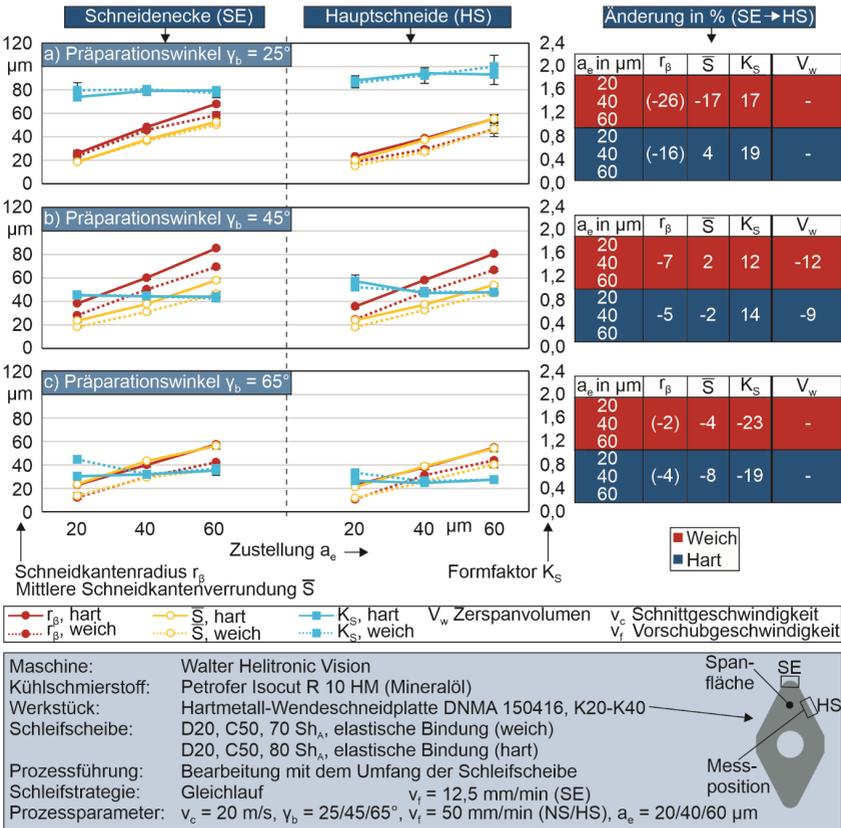


Abbildung 6-12: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke zur Erzeugung homogener Präparationsverläufe

6.2.2 Inhomogene Präparationsverlaufsform³⁴

Durch eine inhomogene Präparationsverlaufsform ist eine gezielte Anpassung der Schneidengeometrie an die jeweilige Zerspanaufgabe möglich. Dabei können beispielsweise höher beanspruchte Bereiche an der Schneide mittels größerer Verrundung eine höhere Stabilität verliehen werden. Geringer beanspruchte Bereiche bzw. Bereiche an denen geringere Spannungsdicken wirken, können mit einem kleineren Schneidkantenradius versehen werden. Im vorliegenden Fall wurde die Verrundungsgröße abnehmend zur Schneidenecke hin gestaltet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6-13 dargestellt.

Als Ausgangsbasis zur Gestaltung inhomogener Präparationsverläufe dienten die Einstellgrößen (reduzierte Vorschubgeschwindigkeit an der Schneidenecke) für eine homogene Präparationsverlaufsform (vgl. Kapitel 6.2.1). Die Verrundungsgröße wurde somit für eine inhomogene Präparationsverlaufsform gezielt über die Zustellung reguliert. Diese wurde während der

³⁴ Die zu den jeweiligen Prozessparameterkombinationen korrespondierenden Schneidenprofile können den Abbildungen 10-26 – 10-31 im Anhang dieser Arbeit entnommen werden.

Schneidkantenpräparation linear ansteigend von der Schneidenecke zur Hauptschneide (entsprechend linear abnehmend von der Nebenschneide zur Schneidenecke) programmiert. Im Symmetriepunkt an der Schneidenecke wurde die Zustellung zunächst über einen Drehwinkel von 17,5° konstant bei 20 µm gehalten. Anschließend wurde die Zustellung linear ansteigend über einen Drehwinkel von 45° auf 40 µm erhöht. Vom dortigen Beginn der Hauptschneide wurde die Zustellung bis zum Ende der Hauptschneide über einer Strecke von 10 mm auf 60 µm erhöht. Für beide Schleifscheibenspezifikationen konnten somit unabhängig vom Präparationswinkel gezielt inhomogene Präparationsverläufe reproduzierbar hergestellt werden.

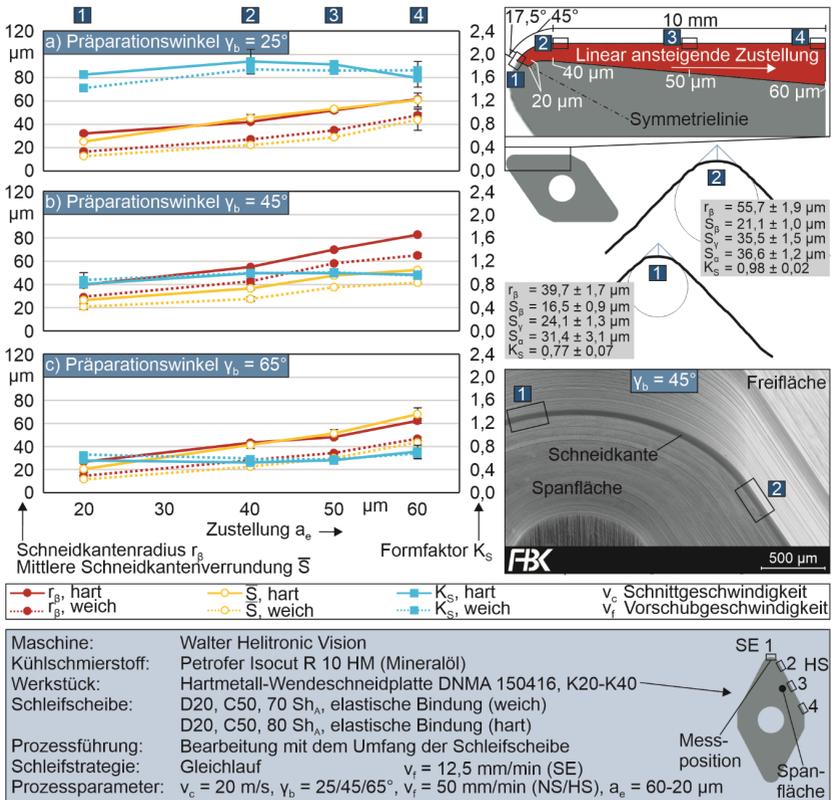


Abbildung 6-13: Gezielte Einstellung des Materialabtrags entlang der Schneide zur Erzeugung inhomogener Präparationsverlaufsformen

6.2.3 Fazit zur gezielten Herstellung von Schneidengeometrien

Die Untersuchungen zeigen, dass Schneidengeometrien über den gesamten Schneidenverlauf individuell angepasst werden können. Der bei gleichen Prozessparametern kleinere Materialabtrag an der Schneidenecke konnte durch eine reduzierte Vorschubgeschwindigkeit angepasst werden, so dass annähernd homogene Präparationsverläufe erzeugt werden konnten. Die Schneidkantenradien an der Schneidenecke waren geringfügig größer als an der Hauptschneide. Bei einem Präparationswinkel von 25° wurden die größten Unterschiede beobachtet, was darauf

zurückzuführen ist, dass die Unterschiede bei der Kontaktfläche bzw. -länge für diesen Präparationswinkel am geringsten waren. Es wird somit vermutet, dass durch eine weitere Feinjustierung der Vorschubgeschwindigkeit die Angleichung der Schneidengeometrien zwischen der Schneidenecke und der Hauptschneide noch weiter verbessert werden kann. Der Formfaktor an der Schneidenecke könnte zudem durch kleinere bzw. größere Präparationswinkel weiter angepasst werden. Allerdings ist dann auch zu untersuchen, inwieweit sich die Höhe des Materialabtrags verändert. Ausgehend von den Einstellgrößen des homogenen Präparationsverlaufs konnten über eine Variation der Zustellung gezielt inhomogene Präparationsverläufe hergestellt werden. Das Präparationsverfahren eignet sich somit auch für die Herstellung individueller, dem belastungskollektiv an der Schneidkante angepasster Schneidengeometrien³⁵.

6.3 Verschleiß der elastisch gebundenen Schleifscheiben³⁶

6.3.1 Schleifscheibenverschleiß

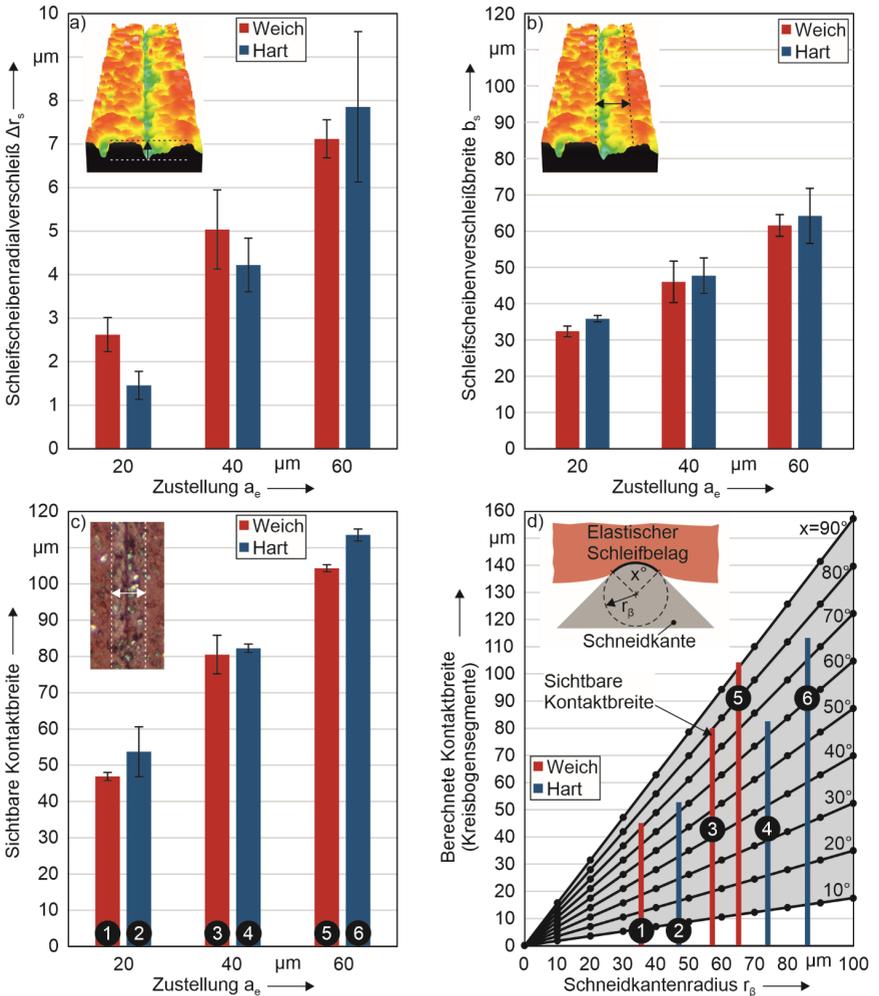
Der Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s , die (maximale) Schleifscheibenverschleißbreite b_s und die sichtbare Kontaktbreite am Schleifbelag³⁷ sind in Abbildung 6-14 dargestellt. Der Schleifscheibenradialverschleiß und die Schleifscheibenverschleißbreite (Abbildung 6-14 a, b) beschreiben die mittels Konfokalmikroskop ermittelte Verschleißmarke, während die sichtbare Kontaktbreite (Abbildung 6-14 c) eine sich hell abzeichnende Fläche am Schleifbelag im Kontaktbereich mit der Schneide charakterisiert. Es wurde kein messbarer Verschleiß in diesem Bereich beobachtet. Die sichtbare Kontaktbreite wurde durch die Berechnung eines Kreisbogensegments im Bereich von 10° bis 90° angenähert (Abbildung 6-14, d). Die gemessenen sichtbaren Kontaktbreiten (rote und blaue Linie in Abbildung 6-14, d) zeigen eine gute Übereinstimmung mit der berechneten Kontaktbreite im Bereich von 60° bis 90° . Es wird davon ausgegangen, dass die Werte für die sichtbare Kontaktbreite mit zunehmendem Schleifscheibenverschleiß ansteigen, da die Schneidkante aufgrund der Verschleißmarke tiefer im Schleifbelag liegt, wodurch umliegende Bereiche am Schleifbelag in Kontakt mit der Schneide kommen. Außerdem repräsentiert die sichtbare Kontaktbreite nicht die gesamte Kontaktbreite, da Bereiche mit sehr schwacher Kontaktintensität vermutlich keine sichtbare Markierung ausprägen. Generell sind die Werte für die harte Bindung höher, da mit dieser größere Schneidkantenradien erzielt werden. Ein signifikanter Unterschied ist bei einer Zustellung von $60 \mu\text{m}$ festzustellen.

Die Werte für die sichtbare Kontaktbreite sind höher als die tatsächliche Schleifscheibenverschleißbreite, was darauf hindeutet, dass der Schleifbelag an den Randbereichen der Kontaktzone nur einen geringen, nicht messtechnisch quantifizierbaren Verschleiß aufweist. Die Schleifscheibenverschleißbreite der harten Schleifscheibe ist etwas höher als die der Weichen. Die Unterschiede sind jedoch nur bei einer Zustellung von $20 \mu\text{m}$ signifikant. Die Schleifscheibenverschleißbreite steigt für eine Erhöhung der Zustellung von 20 auf $40 \mu\text{m}$ um ca. 42 % (weich) bzw. 33 % (hart) und für eine Erhöhung der Zustellung von 40 bis $60 \mu\text{m}$ um ca. 34 % (weich und hart) zu. Für eine Erhöhung der Zustellung von 20 bis $60 \mu\text{m}$ beträgt die Erhöhung der Schleifscheibenverschleißbreite 90 % für die weiche Bindung und 79 % für die harte Bindung.

³⁵ Für Zerspanuntersuchungen mit gezielt inhomogenen Präparationsverläufen siehe Kapitel 10.8 im Anhang.

³⁶ Die Ergebnisse zum Verschleiß der elastisch gebundenen Schleifscheiben wurden vorab in [Hart22a] veröffentlicht.

³⁷ Für die weiche Schleifscheibe wurde eine Härte von $31,5 \pm 0,4 \text{ MSh}_D$ ($84,0 \pm 0,6 \text{ Sh}_A$) und für die harte Schleifscheibe eine Härte von $36,1 \pm 1,0 \text{ MSh}_D$ ($87,6 \pm 0,6 \text{ Sh}_A$) gemessen.



Maschine:	Walter Helitronic Vision	Umfang
Kühlschmierstoff:	Petrofer Isocut R 10 HM (Mineralöl)	
Werkstück:	Hartmetall-Wendeschneidplatte DNMA 150416, K20-K40	Messposition
Schleifscheibe:	D20, C50, 70 Sh _A , elastische Bindung (weich) D20, C50, 80 Sh _A , elastische Bindung (hart)	
Prozessführung:	Bearbeitung mit dem Umfang der Schleifscheibe	
Schleifstrategie:	Gleichlauf	
Prozessparameter:	$v_c = 20 \text{ m/s}$, $\gamma_b = 45^\circ$, $v_f = 50 \text{ mm/min}$, $a_e = 20/40/60 \text{ }\mu\text{m}$	
Präparierte		
Schneidenlänge:	279,24 mm (12 Schneiden)	

Abbildung 6-14: Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s (a), Schleifscheibenverschleißbreite b_s (b), sichtbare Kontaktbreite (c) und berechnete Kontaktbreite (d) nach 12 präparierten Schneiden, nach [Hart22a]

Bei einer Zustellung von $20\ \mu\text{m}$ wurde für die harte Schleifscheibe ein ca. 80 % niedrigerer Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s gemessen als für die weiche Schleifscheibe. Geringere Werte konnten ebenfalls bei einer Zustellung von $40\ \mu\text{m}$ festgestellt werden, wobei der Unterschied nur noch 19 % beträgt. Bei einer Zustellung von $60\ \mu\text{m}$ übersteigt der gemessene Wert für die harte Schleifscheibe den Wert der niedrigeren Bindungshärte um 9 %. Die Unterschiede bei einer Zustellung von 40 und $60\ \mu\text{m}$ sind nicht signifikant. Der Anstieg des Schleifscheibenradialverschleißes bei einer Erhöhung der Zustellung von 20 auf $40\ \mu\text{m}$ ist bei der harten Bindung (190 %) etwa doppelt so hoch wie bei der weichen Bindung (92 %). Die stärkere Verschleißzunahme der harten Schleifscheibe konnte auch für die Erhöhung der Zustellung von 40 auf $60\ \mu\text{m}$ beobachtet werden. Hierbei wurde ein Anstieg des Schleifscheibenradialverschleißes von 41 % (weich) und 86 % (hart) ermittelt. Der niedrigere Schleifscheibenradialverschleiß bei der harten Bindung, insbesondere bei geringerer Zustellung, kann durch die höhere Stabilität der Bindung begründet werden. Diese führt zu einer höheren Kornhaltekraft und Widerstandsfähigkeit der Bindung gegen mechanische Beanspruchung, bspw. infolge auftreffender Späne.

Zur weiteren Verschleißanalyse wird nachfolgend die ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ näher betrachtet. Diese wird durch Subtraktion der Zustellung a_e vom Wert der Profiltrücksetzung S_β berechnet. Die Profiltrücksetzung und die ineffektive Zustellung sind in Abbildung 6-15 in Abhängigkeit von der Zustellung dargestellt.

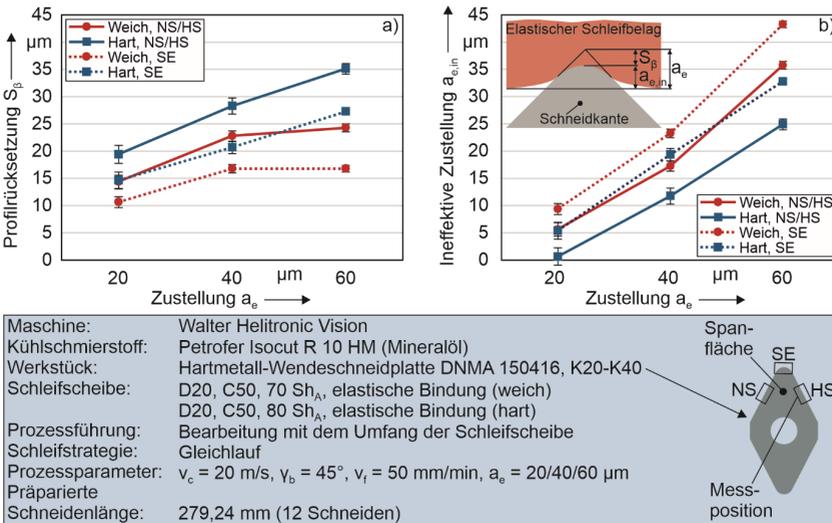


Abbildung 6-15: Einfluss der Zustellung a_e auf die Profiltrücksetzung S_β (a) und die ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ (b), nach [Hart22a]

Die Profiltrücksetzung korreliert mit dem abgetragenen Werkstoffvolumen an der Schneidkante. Steigt der Materialabtrag (infolge der Zustellung), so steigt auch die Profiltrücksetzung. Bei der harten Bindung ist unabhängig vom Schneidenbereich für die Profiltrücksetzung ein nahezu linearer Trend zu beobachten, während sich für die weiche Bindung bei höheren Zustellungen ein stagnierender Trend abzeichnet. Folglich werden die Unterschiede zwischen den ineffektiven

ven Zustellungen beider Bindungshärten mit höheren Zustellungen größer. Die ineffektive Zu- stellung wirkt sich auf die resultierende Kontaktfläche (vergrößert sich bei konstantem Schneid- kantenradius durch eine höhere ineffektive Zustellung), Verformung und folglich auf die me- chanische Beanspruchung im Schleifbelag aus. Ein Anstieg der ineffektiven Zustellung bewirkt im Allgemeinen eine höhere mechanische Beanspruchung im Schleifbelag. Für eine spezifische ineffektive Zustellung hängt diese von der Bindungshärte, dem E-Modul und dem vorherr- schenden Schneidkantenradius ab, da dieser die resultierende Profilrücksetzung und Kontakt- fläche bestimmt. Es kann festgehalten werden, dass bei der weichen Bindung der Materialab- trag mit steigender Zustellung weniger effizient wird. Dadurch erhöht sich der Anteil an der mechanischen Beanspruchung im Schleifbelag, der zu keinem Materialabtrag führt, stärker als bei der harten Schleifscheibe. Es wird vermutet, dass dadurch der Anteil der Reibungsarbeit steigt, da das Schleifkorn vermehrt in die Bindung zurückgedrängt wird, anstatt einen höheren Materialabtrag zu bewirken. Es wird davon ausgegangen, dass diese Effekte bei der Verschlei- ßentstehung am weichen Schleifbelag einen stärkeren Einfluss haben. Weiter wurde für jeden Schleifscheibentyp das Zerspanvolumen V_w an der Schneidkante berechnet. Dieses wurde je- weils für die Präparation von zwölf Schneiden bestimmt (Abbildung 6-16, a).

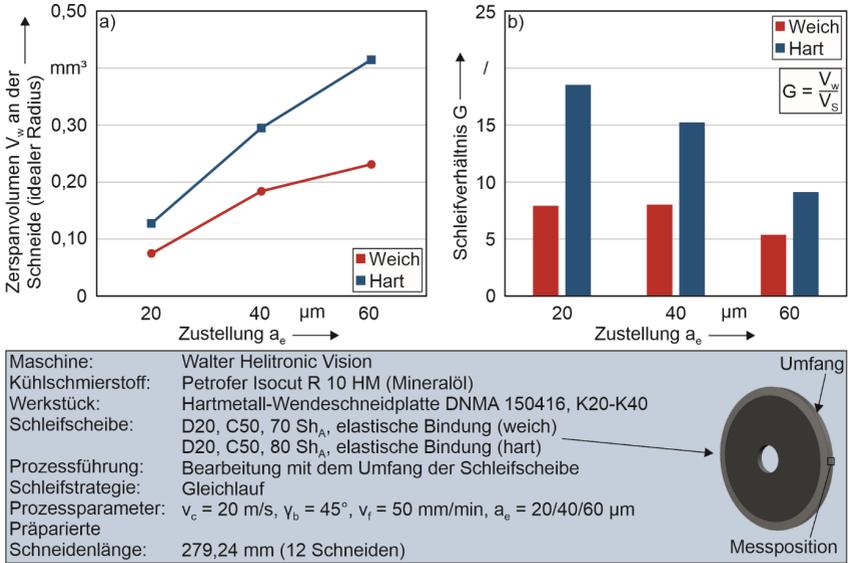


Abbildung 6-16: Zerspanvolumen V_w an der Schneide (a) und Schleifverhältnis G (b), nach [Hart22a]

Für die Berechnungen wurde ein idealer Schneidkantenradius angenommen. Für alle untersuchten Schneiden wurde für die mittlere absolute Abweichungen zwischen den gemessenen und für den mittels idealen Radius berechneten Profilrücksetzungen eine Abweichung von lediglich 5 % ermittelt. Eine Näherung mittels idealen Radius wurde somit als geeignet angesehen. Die härtere Schleifscheibe bewirkt bei gleicher Zustellung einen höheren Schneidkantenradius bzw. ein höheres Zerspanvolumen. Für steigende Zustellungen konnte für die harte Schleifscheibe ein nahezu linearer Anstieg und eine insgesamt größere Steigung beobachtet werden. Beim

Einsatz der weicheren Bindung stagniert der Anstieg beim Zerspanvolumen, insbesondere bei höheren Zustellungen. Der abnehmende Trend korreliert mit dem Wert für die Profilrücksetzung aus Abbildung 6-15, a. Für alle untersuchten Zustellungen resultierte für die Schleifscheibe mit der härteren Bindung ein höheres Schleifverhältnis G als für die weichere Spezifikation. Der größte Unterschied wurde bei einer Zustellung von $20\ \mu\text{m}$ festgestellt. Dies kann auf das bei der harten Schleifscheibe kleinere Volumen der Verschleißmarke zurückgeführt werden (vgl. hierzu auch Abbildung 6-14 a und b). Gleichzeitig erreicht die härtere Bindung ein höheres Zerspanvolumen. Bei einer Zustellung von $40\ \mu\text{m}$ sinkt das Schleifverhältnis G für die harte Bindung um 18 %, da der Schleifscheibenverschleiß deutlich stärker zunimmt als das Zerspanvolumen an der Schneidkante. Ein noch dominanterer Anstieg für den Schleifscheibenverschleiß konnte bei einer Zustellung von $60\ \mu\text{m}$ festgestellt werden. Das Schleifverhältnis G verringert sich hier um 40 % auf einen Wert von 9,11. Bei der weichen Bindung bleibt das Schleifverhältnis G bis zu einer Zustellung von $40\ \mu\text{m}$ nahezu konstant, da das Zerspanvolumen und der Schleifscheibenverschleiß gleichmäßiger ansteigen. Eine deutlichere Abnahme (33 %) auf einen Wert von 5,36 wurde jedoch bei einer Zustellung von $60\ \mu\text{m}$ festgestellt. Dies kann auf den hohen Schleifscheibenverschleiß und die stagnierende Höhe des Materialabtrags zurückgeführt werden.

Bei der Schneidkantenpräparation unterscheiden sich die Prozesskinematik und Kontaktbedingungen an der Schneidenecke von denen an der Neben- und Hauptschneide. Dieser Unterschied muss durch die Bewertung des Schleifscheibenverschleißes, genauer gesagt der Form der Verschleißmarke, präziser berücksichtigt werden. In Abbildung 6-17 sind exemplarisch für die harte Schleifscheibe³⁸ lichtmikroskopische Aufnahmen und dreidimensionale Messungen des Schleifscheibenverschleißes nach zwölf präparierten Schneiden für unterschiedliche Zustellungen dargestellt. Bei höheren Zustellungen werden die Verschleißmarken merklich asymmetrischer. Der Verschleiß ist auf jener Seite stärker ausgeprägt, an der der Schleifbelag der Freifläche der Wendeschneidplatte zugewandt ist. Generell können die Kontaktverhältnisse für die Neben- und Hauptschneide als symmetrisch beschrieben werden. Wird die Prozesskinematik an der Stelle betrachtet, an der der Schleifbelag in die Schneidenecke eintritt, dann verläuft der Schnittgeschwindigkeitsvektor der Schleifscheibe nicht mehr entlang der Schneide. Stattdessen trifft der Vektor bei der Bearbeitung im Gleichlauf auf die Werkzeugfreifläche. Dies führt zu einer lokalen Aufstauung des Schleifbelags, so dass die Beanspruchungen im Schleifbelag und somit der Materialabtrag auf dieser Seite (Formfaktor $K_S < 1$) zunehmen. Die höhere Beanspruchung in der Bindung führt zu einem höheren Verschleiß in diesem Bereich des Schleifbelags, so dass die Verschleißmarke eine asymmetrische Form annimmt. Der Verschleiß am Schleifbelag ist das Ergebnis von fortschreitendem Korn- und Bindungsverschleiß. Nach dem Abrichten erhält der Schleifbelag eine definierte makro- und mikrogeometrische Struktur. Diese Oberflächenstruktur ist gekennzeichnet durch Poren, vereinzelt Kornaussparungen, die wiederum Poren erzeugen und scharfe Schleifkörner mit unterschiedlichen Korneinbettungen und Kornhaltekräften (Abbildung 6-18, a). Beim ersten Kontakt der Schleifscheibe mit der Schneidkante bildet sich ein Initialverschleiß. In diesem Stadium des Verschleißfortschritts werden überschüssiges Bindungsmaterial abgetragen und Schleifkörner mit unzureichenden Kornhaltekräften aus der Bindung getrennt. Dies kann zu Veränderungen der Kontaktbedingungen und des Einsatzverhaltens (z. B. Anstieg des Materialabtrags) führen.

³⁸ Für die Ergebnisse an der weichen Schleifscheibe vgl. Anhang, Abbildung 10-32.

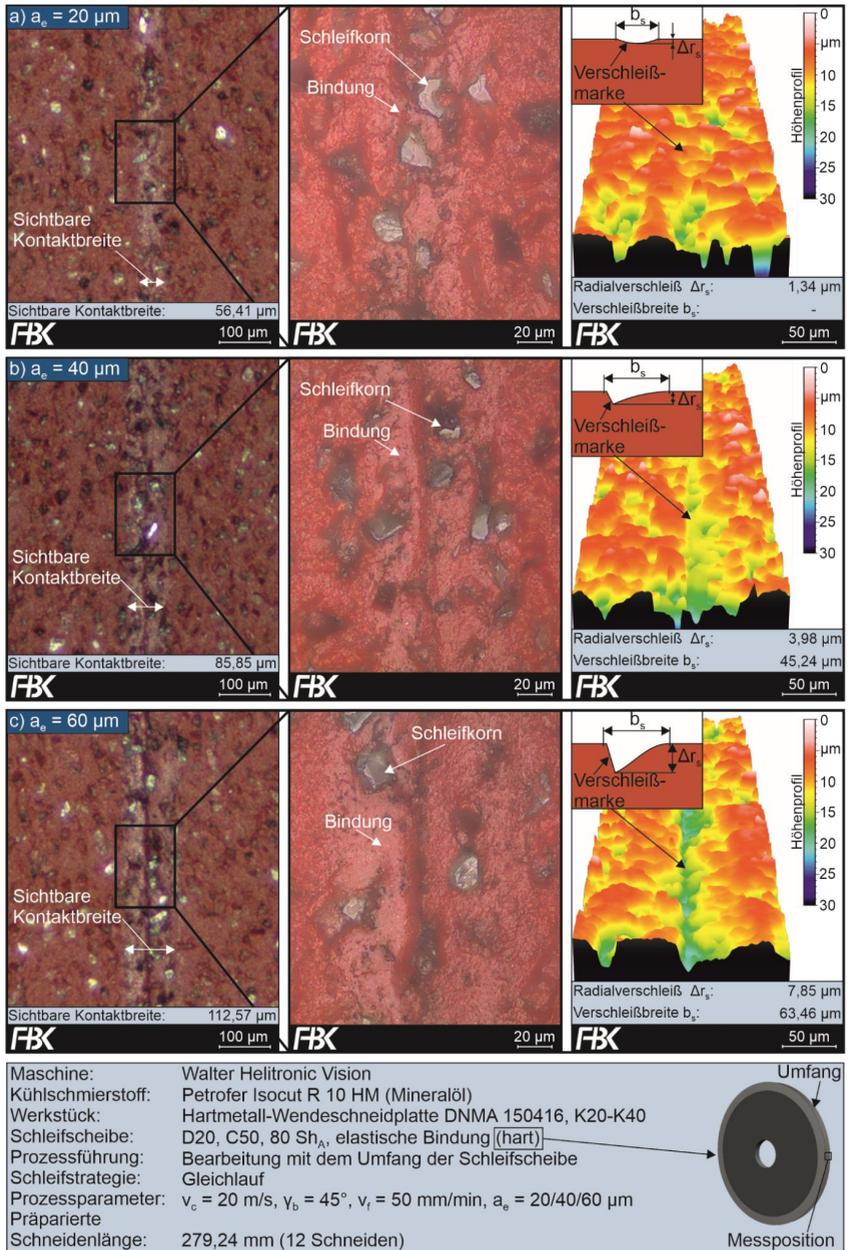


Abbildung 6-17: Schleifscheibenverschleiß an der harten Schleifscheibe nach 12 präparierten Schneiden, modifiziert nach [Hart22a]

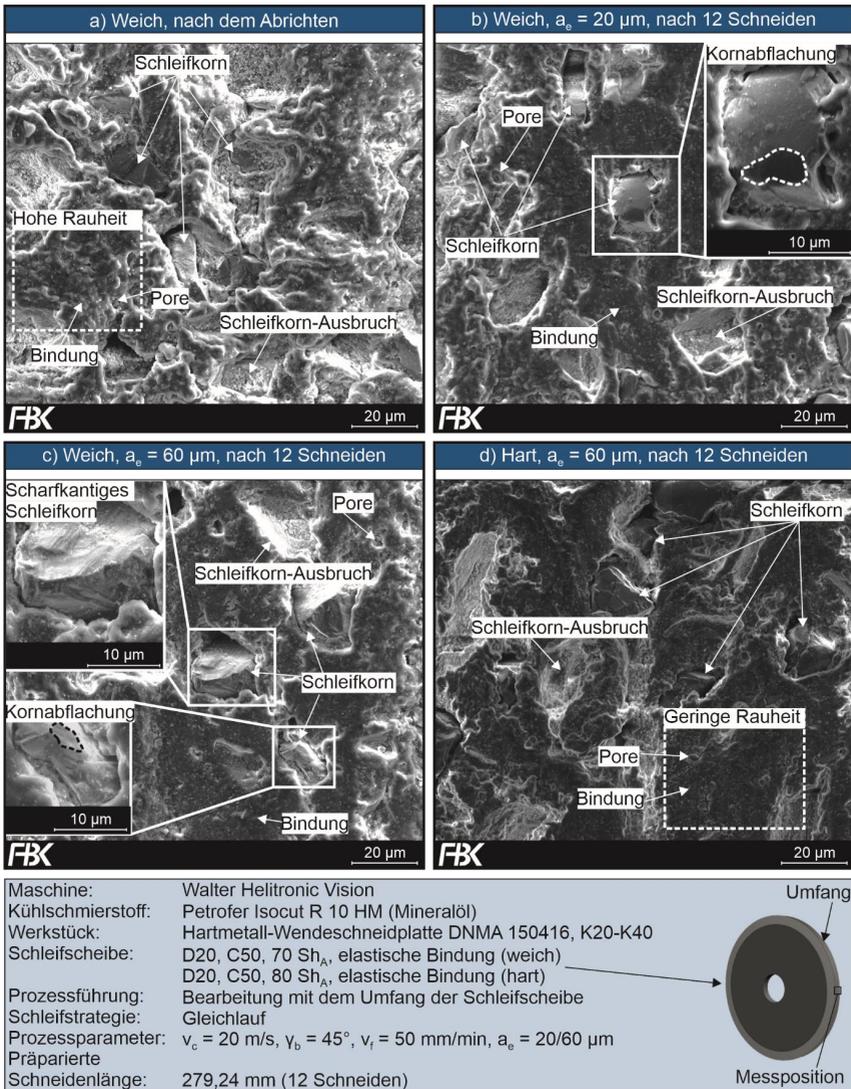


Abbildung 6-18: Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen des Schleifbelags, nach [Hart22a]

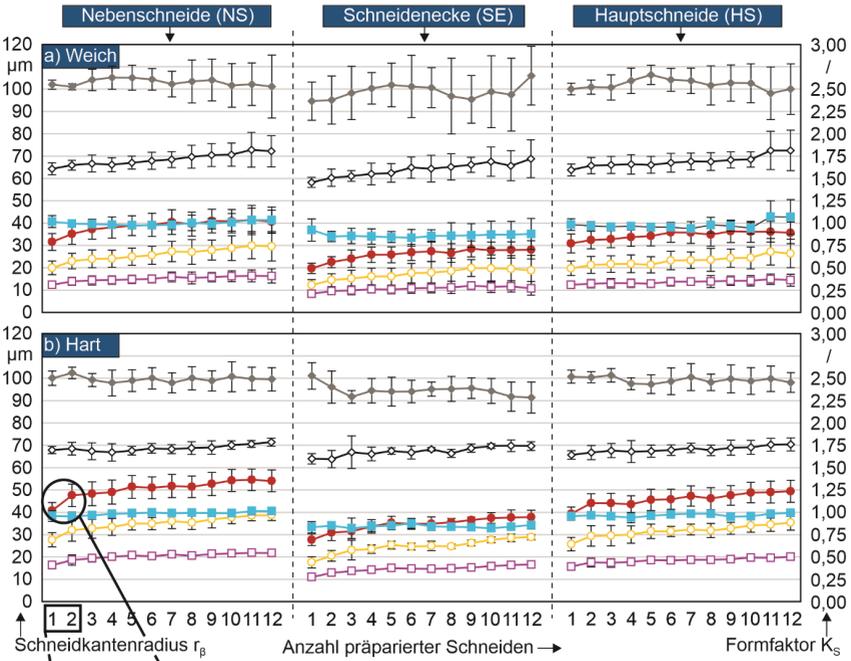
Während des Schleifvorgangs erfährt das Schleifkorn eine Abflachung (Abbildung 6-18 b und c), was i.d.R. zu einem Anstieg der Schleifkräfte (Normal- und Tangentialkraft) führt, bis die auf das einzelne Schleifkorn wirkende Kraft die Kornhaltekraft übersteigt. Die Kornhaltekraft wird durch die Eigenschaften der Bindung bestimmt, z. B. Härte und mechanische Eigenschaften. Der zur Verfügung stehende Spanraum an der Oberfläche des Schleifbelags ist für den Transport des KSS und der Hartmetallspäne aus der Zerspanszone verantwortlich. Dieses Gemisch aus KSS und Spänen in Verbindung mit einem hohen Druck in der Zerspanszone kann als

abrasives Medium wirken und so den Bindungsverschleiß hervorrufen und dadurch die Kornhaltekraft verringern. In Abbildung 6-18 d ist eine im Vergleich zu Abbildung 6-18 a deutlich geringere Oberflächenrauheit zu erkennen, was auf eine abrasive Wirkung des Mediums an der Oberfläche des Schleifbelags hindeutet.

6.3.2 Präparationsergebnis

Die Auswertung der Präparationsergebnisse erfolgte aus zwei Gründen getrennt nach den drei Bereichen an der Schneide (Nebenschneide (NS), Schneidenecke (SE) und Hauptschneide (HS)). Zum einen unterscheiden sich die Präparationsergebnisse (Größe und Form der Verrundung) zwischen der Schneidenecke und der Neben- bzw. Hauptschneide. Diese Unterschiede werden durch die unterschiedlichen Kontaktbedingungen hervorgerufen. Zum anderen ermöglichte eine separate Betrachtung der Ergebnisse an der Neben- und Hauptschneide eine detailliertere Beurteilung der Verschleißwirkung in unterschiedlichen Stadien des Schleifscheibenverschleißes.

In Abbildung 6-19 sind die Präparationsergebnisse für die weiche und harte Schleifscheibenspezifikation bei einer Zustellung von 20 μm dargestellt. Die entsprechenden prozentualen Kenngrößenänderungen von der ersten zur zweiten, von der dritten zur zwölften und von der ersten zur zwölften präparierten Schneide sind in der Tabelle zusammengefasst. Auffällig bei beiden Schleifscheibenspezifikationen ist die Zunahme der Verrundungsgröße direkt zu Beginn der Versuche, gefolgt von einem konstanteren Trend mit geringerem Anstieg. Dies wird durch ansteigende Werte des Schneidkantenradius r_{β} , der mittlere Schneidkantenverrundung \bar{S} und der Profilrücksetzung S_{β} angezeigt. Bei beiden Schleifscheibenspezifikationen ist die anfängliche Zunahme der Verrundungsgröße im Bereich der Nebenschneide stärker ausgeprägt. Für die weiche Schleifscheibe beträgt die Zunahme des Schneidkantenradius an der Nebenschneide 11 % von der ersten bis zur zweiten präparierten Schneide. Im Anschluss folgt ein leichter Anstieg von 9 % bis Versuchsende (nach zwölf Schneiden). Hingegen kann für die Hauptschneide ein etwa halb so großer, nicht signifikanter Anstieg (5 %) des Schneidkantenradius von der ersten bis zur zweiten präparierten Schneide beobachtet werden. Der weitere Anstieg bis Versuchsende ist vergleichbar mit der Nebenschneide. Insgesamt liegt ein konstanterer Verlauf an der Hauptschneide vor. Ein ähnlicher Trend ist für die mittlere Schneidkantenverrundung und die Profilrücksetzung zu beobachten. Für die harte Schleifscheibe sind die prozentualen Unterschiede in der Verrundungsgröße zwischen der Neben- und der Hauptschneide von der ersten bis zur zweiten Schneide geringer ausgeprägt. Dies deutet auf geringere Unterschiede beim Verschleißzustand der Schleifscheibe zu den betrachteten Zeitpunkten an den jeweiligen Schneidenbereichen hin. Hierbei wird vermutet, dass die Schleifscheibe nach kurzer Zeit einen gewissen Initialverschleiß aufweist, der anschließend nur langsam fortschreitet. Der Schneidkantenradius an der Schneidenecke weist für beide Schleifscheibentypen einen ähnlich ansteigenden Trend auf, während die mittlere Schneidkantenverrundung und die Profilrücksetzung für die harte Bindung einen insgesamt höheren Anstieg erfahren. Im Vergleich zur harten Schleifscheibe kann für die weiche Schleifscheibe eine eher langsame und gleichmäßige Zunahme des Schneidkantenradius beobachtet werden – insbesondere an der Nebenschneide und Schneidenecke.



		Kenngrößen zur Charakterisierung der Schneidengeometrie (prozentuale Änderungen)											
		r_β		S		S_β		K_s		K_β			
Pos.	Anz.	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart
NS	1	11%	17%	15%	15%	12%	12%	-2%	-1%	3%	1%		
	2	29%	33%	48%	40%	32%	33%	5%	2%	5%	8%	6%	5%
	3	9%	12%	23%	18%	14%	12%	5%	5%	8%	12%	6%	5%
SE	1	14%	12%	18%	17%	14%	17%	-8%	2%	4%	0%		
	2	42%	37%	54%	64%	29%	51%	-5%	3%	13%	18%	4%	9%
	3	16%	20%	24%	25%	9%	21%	2%	5%	3%	13%	4%	9%
HS	1	5%	12%	8%	14%	4%	12%	-1%	1%	3%	2%		
	2	15%	25%	34%	38%	17%	28%	11%	9%	4%	4%	2%	7%
	3	9%	12%	22%	20%	10%	15%	4%	4%	10%	14%	4%	7%

● Schneidkantenradius r_β ■ Formfaktor K_s ● Gleichmäßigkeitsfaktor C
○ Mittlere Schneidkantenverrundung \bar{S} □ Profilrücksetzung S_β ○ Profillfaktor K_β

Maschine: Walter Helitronic Vision
 Kühlschmierstoff: Petrofer Isocut R 10 HM (Mineralöl)
 Werkstück: Hartmetall-Wendeschneidplatte DNMA 150416, K20-K40
 Schleifscheibe: D20, C50, 70 Sh_{A1}, elastische Bindung (weich)
 D20, C50, 80 Sh_{A1}, elastische Bindung (hart)
 Prozessführung: Bearbeitung mit dem Umfang der Schleifscheibe
 Schleifstrategie: Gleichlauf
 Prozessparameter: $v_c = 20$ m/s, $v_b = 45^\circ$, $v_f = 50$ mm/min, $a_e = 20$ µm
 Präparierte Schneidenlänge: 279,24 mm (12 Schneiden)

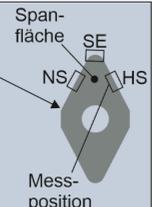
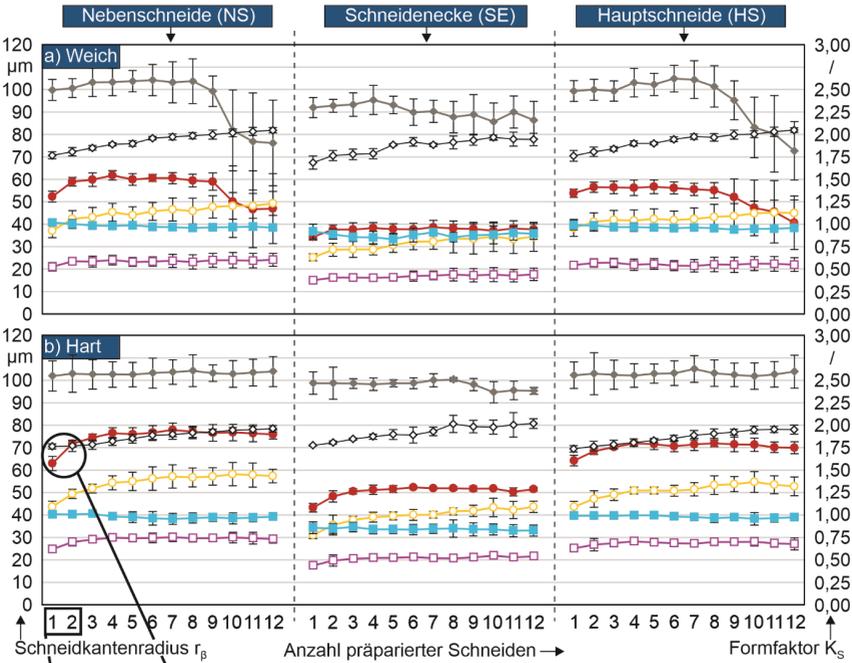


Abbildung 6-19: Präparationsergebnis bei einer Zustellung von 20 µm, modifiziert nach [Hart22a]

Die Schneidkantenpräparationen wurden mit einem Präparationswinkel von 45° durchgeführt, was zu nahezu symmetrischen Schneidengeometrien (Formfaktor $K_s \approx 1$) führt. Für beide Schleifscheibenspezifikationen bleibt der Formfaktor bis Versuchsende nahezu konstant. An der Schneidenecke liegt der Formfaktor aufgrund der sich ändernden Kontaktbedingungen (vgl. Kapitel 6.1) geringfügig unter 1 (etwa 0,9). Der Gleichmäßigkeitsfaktor C bildet sich aus dem Quotienten von Schneidkantenradius und der Profiltrücksetzung und kann als Indikator zur Beurteilung der Konstanz der Schneidenform angesehen werden. Für beide Schleifscheibenspezifikationen sind keine signifikanten Änderungen zu beobachten, da beide Parameter (Schneidkantenradius und Profiltrücksetzung) über die Anzahl der präparierten Schneiden gleichmäßig ansteigen. Geringfügige Unterschiede beim Gleichmäßigkeitsfaktor C konnten nur zwischen der Schneidenecke und der Neben- bzw. Hauptschneide beobachtet werden.

Als ein weiterer Indikator zur Beurteilung der Schneidenform kann der Profilmfaktor K_β , der das Verhältnis aus mittlerer Schneidkantenverrundung und Profiltrücksetzung angibt, herangezogen werden. Für die harte Schleifscheibe nimmt der Verlauf des Profilmfaktors einen konstanteren Verlauf (geringerer Anstieg) an. Dies wird auf den insgesamt geringeren Verschleiß der harten Schleifscheibe zurückgeführt, wodurch die projizierten Verrundungen an der Frei- und Spanfläche nur moderat ansteigen. Bei der weichen Schleifscheibe ist die Schneidkante, bedingt durch den höheren Verschleiß der Schleifscheibe, zunehmend tiefer im Schleifbelag positioniert, wodurch der Schleifbelag weiter entfernt liegende Bereiche an der Frei- und Spanfläche bearbeiten kann. Die projizierten Verrundungen an der Frei- und Spanfläche steigen über der Anzahl der präparierten Schneiden folglich stärker an als die Profiltrücksetzung. Die Schneidenprofile an der Hauptschneide und Schneidenecke nach der ersten, sechsten und letzten präparierten Schneide (vgl. Anhang, Abbildung 10-33) bestätigen die leichte Zunahme der Verrundungsgröße. Die Schneidenform bleibt für beide Schleifscheibenspezifikationen gleich. Die durch den Profilmfaktor angezeigten geringfügigen Veränderungen können visuell nicht beobachtet werden. Generell konnte mit einer Zustellung von $20\ \mu\text{m}$ für beide Schleifscheibenspezifikationen ein hohes Maß an Prozessstabilität bei der Schneidkantenpräparation nachgewiesen werden.

Bei einer Zustellung von $40\ \mu\text{m}$ (Abbildung 6-20) ergeben sich grundsätzlich ähnliche Beobachtungen und Schlussfolgerungen für die Zunahme des Schneidkantenradius von der ersten bis zur zweiten präparierten Schneide. An der Schneidenecke (9 %) und der Hauptschneide (5 %) ist die prozentuale Zunahme geringer als an der Nebenschneide (13 %). Im weiteren Verlauf ist ein sehr konstanter Trend des Schneidkantenradius und der Profiltrücksetzung zu erkennen. Bei den letzten vier präparierten Schneiden konnte ein abnehmender Schneidkantenradius für die weiche Schleifscheibe beobachtet werden. Für die mittlere Schneidkantenverrundung wurde ein leicht steigender Trend beobachtet. Dies kann auf den zunehmenden Verschleiß am Schleifbelag zurückgeführt werden. Dieser führt dazu, dass die Schneide bei der Bearbeitung tiefer vom Schleifbelag umschlossen wird, wodurch der Materialabtrag an den Bereichen der Span- und Freifläche steigt. Gleichzeitig verringert sich der Materialabtrag am höchsten Punkt der Schneide, wodurch auch die Form der Schneide verändert wird. Dies wird durch die leicht sinkenden Werte für die Profiltrücksetzung (insbesondere an der Hauptschneide) deutlich.



		Kenngrößen zur Charakterisierung der Schneidengeometrie (prozentuale Änderungen)									
		r_b		S		S_B		K_S		K_B	
Pos.	Anz.	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart
NS	1	13%	14%	14%	13%	12%	13%	-2%	0%	2%	0%
	2	-22%	2%	14%	33%	3%	1%	-2%	-3%	11%	10%
	12	10%	20%	14%	11%	31%	18%	-5%	-3%	16%	11%
SE	1	9%	12%	14%	14%	8%	12%	-3%	-1%	5%	2%
	2	10%	19%	14%	36%	9%	18%	-3%	-5%	9%	15%
	12	0%	2%	19%	16%	6%	23%	5%	-4%	9%	9%
HS	1	5%	6%	7%	8%	4%	6%	0%	0%	2%	2%
	2	-24%	0%	7%	17%	-4%	1%	-1%	-3%	11%	16%
	12	-28%	9%	7%	8%	8%	-1%	-2%	-2%	9%	12%

—●— Schneidkantenradius r_b —■— Formfaktor K_S —◇— Gleichmäßigkeitsfaktor C
—◇— Mittlere Schneidkantenverrundung S —■— Profilrücksetzung S_B —◇— Profillfaktor K_B

Maschine:	Walter Helitronic Vision
Kühlschmierstoff:	Petrofer Isocut R 10 HM (Mineralöl)
Werkstück:	Hartmetall-Wendeschneidplatte DNMA 150416, K20-K40
Schleifscheibe:	D20, C50, 70 Sh_A , elastische Bindung (weich) D20, C50, 80 Sh_A , elastische Bindung (hart)
Prozessführung:	Bearbeitung mit dem Umfang der Schleifscheibe
Schleifstrategie:	Gleichlauf
Prozessparameter:	$v_c = 20 \text{ m/s}$, $\gamma_0 = 45^\circ$, $v_l = 50 \text{ mm/min}$, $a_o = 40 \mu\text{m}$
Präparierte	
Schneidenlänge:	279,24 mm (12 Schneiden)

Spanfläche
SE
NS
HS
Messposition

Abbildung 6-20: Präparationsergebnis bei einer Zustellung von 40 μm , modifiziert nach [Hart22a]

Der Grund für den abnehmenden Schneidkantenradius ist die sich ändernde Form der Schneide, so dass die Einpassung des Radius vom Messsystem verzerrt wird (Abbildung 6-21). Der Gleichmäßigkeitsfaktor korreliert mit diesem abnehmenden Trend. Der abnehmende Schneidkantenradius fungiert somit als kritischer Indikator für die Beurteilung der Schneidenqualität im Sinne der Schneidenform. Dies führt dazu, dass in dieser Arbeit Präparationsergebnisse mit einem signifikanten Abfall des Schneidkantenradius als unzulässig klassifiziert (vgl. hierzu auch Kapitel 6.3.3) werden, da die Schneidenform ab einem kritischen Schleifscheibenverschleiß signifikant vom idealen Radius abweicht.

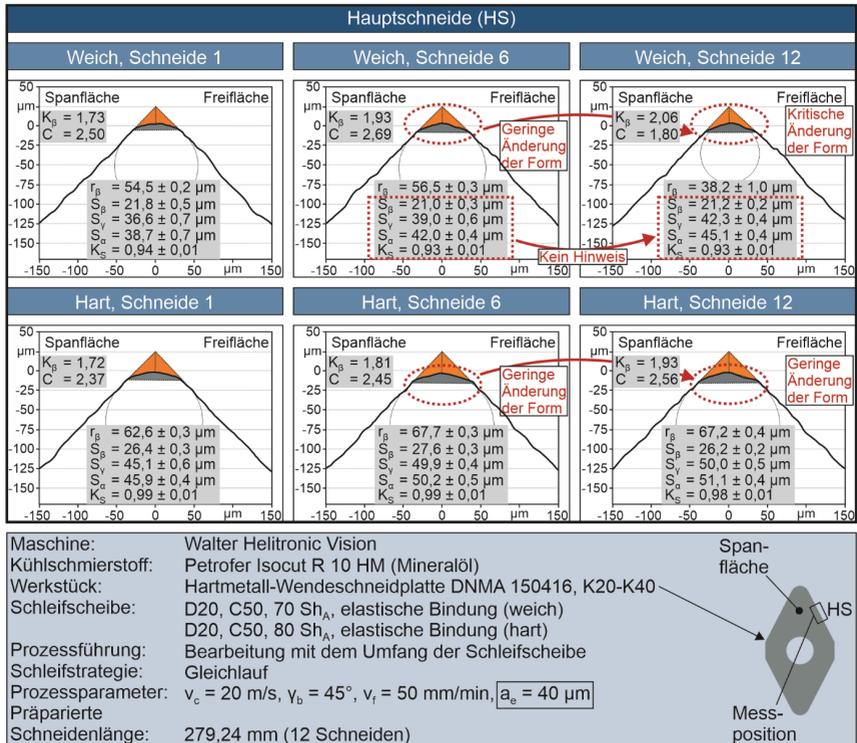
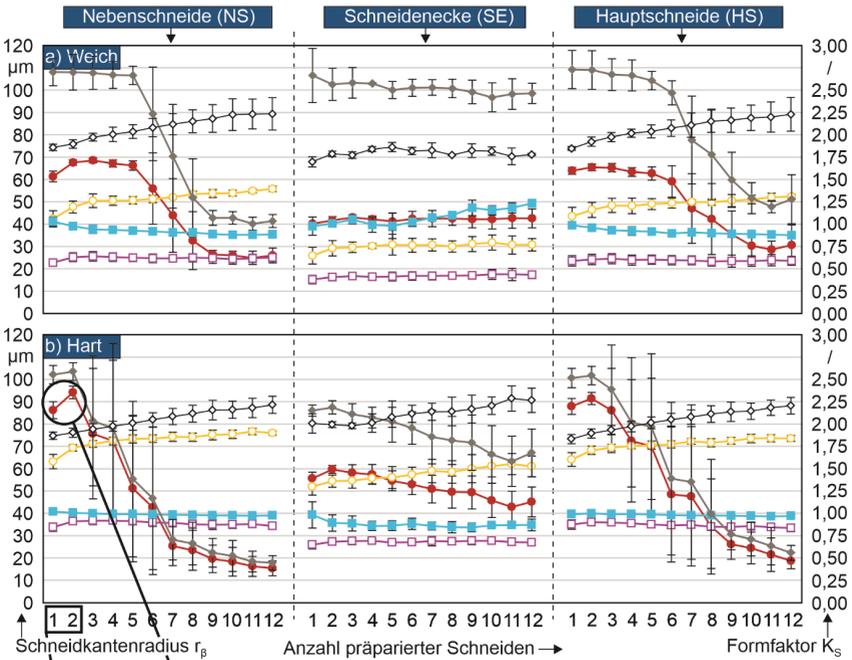


Abbildung 6-21: Änderung der Schneidenform infolge des Schleifscheibenverschleiß, modifiziert nach [Hart22a]

Da die Parameter der Formfaktor-Methode solche Abweichungen nicht ausreichend erfassen können (konstanter Trend des Formfaktors), ist es ergänzend erforderlich, die Schneidenprofile qualitativ zu bewerten. Ergänzend kann der Profilmfaktor als Indikator für die einsetzende Formänderung herangezogen werden. Eine signifikante Änderung der Schneidenform an der Schneidenecke konnte nicht beobachtet werden (vgl. Anhang, Abbildung 10-34). Es wird davon ausgegangen, dass sich der Schleifscheibenverschleiß aufgrund der unterschiedlichen Prozesskinematik und Kontaktbedingungen an der Schneidenecke (dadurch weniger formfolgend) geringer auf die dort resultierende Schneidenform auswirkt.



		Kenngrößen zur Charakterisierung der Schneidengeometrie (prozentuale Änderungen)											
		r _β		S		S _β		K _s		K _β			
Pos.	Anz.	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart
NS	1	10%	9%	12%	10%	11%	8%	-5%	-1%	2%	2%	20%	2%
	2	-62%	-80%	31%	7%	-2%	-6%	-6%	-2%	-4%	13%	14%	18%
	3	4%	7%	13%	5%	7%	5%	3%	-9%	5%	-1%		
SE	1	-1%	-22%	19%	12%	4%	-2%	17%	-2%	0%	5%	14%	13%
	2	6%	-19%	4%	19%	14%	4%	26%	-11%				
	3	-1%	-22%	19%	12%	4%	-2%	17%	-2%	0%	5%	14%	13%
HS	1	2%	4%	7%	6%	3%	3%	-3%	1%	4%	3%	21%	3%
	2	-53%	-78%	20%	6%	-4%	-7%	-6%	-11%	13%	14%	20%	20%
	3	-53%	-78%	20%	6%	-4%	-7%	-6%	-11%	13%	14%	20%	20%

● Schneidkantenradius r_β ■ Formfaktor K_s ◆ Gleichmäßigkeitsfaktor C
■ Mittlere Schneidkantenverrundung S ■ Profilrücksetzung S_β ◆ Profillfaktor K_β

Maschine: Walter Helitronic Vision
 Kühlschmierstoff: Petrofer Isocut R 10 HM (Mineralöl)
 Werkstück: Hartmetall-Wendeschneidplatte DNMA 150416, K20-K40
 Schleifscheibe: D20, C50, 70 Sh_{A1}, elastische Bindung (weich)
 D20, C50, 80 Sh_{A1}, elastische Bindung (hart)
 Prozessführung: Bearbeitung mit dem Umfang der Schleifscheibe
 Schleifstrategie: Gleichlauf
 Prozessparameter: v_c = 20 m/s, v_b = 45°, v_f = 50 mm/min, a_e = 60 µm
 Präparierte Schneidenlänge: 279,24 mm (12 Schneiden)

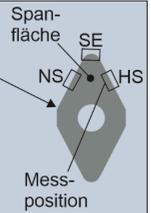


Abbildung 6-22: Präparationsergebnis bei einer Zustellung von 60 µm, modifiziert nach [Hart22a]

Eine weitere Erhöhung der Zustellung (60 μm) führt zu einer höheren ineffektiven Zustellung, Kontaktfläche und Verformung des Schleifbelags. Dadurch steigt die thermo-mechanische Beanspruchung im Schleifbelag, aber auch der Materialabtrag. Zu Beginn der Versuche ist eine Zunahme der Verrundungsgröße, signalisiert durch einen ansteigenden Schneidkantenradius, mittlere Schneidkantenverrundung und Profilirücksetzung, für beide Schleifscheibenspezifikationen erkennbar (Abbildung 6-22).

Die Ergebnisse deuten auf einen schnellen Initialverschleiß der Schleifscheiben hin und sind vergleichbar mit den Beobachtungen bei einer Zustellung von 20 und 40 μm . Die Änderung des Schneidkantenradius von der ersten bis zur zweiten präparierten Schneide ist an der Nebenschneide stärker ausgeprägt, während an der Hauptschneide keine signifikante Zunahme zu beobachten ist. Für die weiche Schleifscheibe weisen die Schneidkantenradien an der Neben- und Hauptschneide einen nahezu konstanten Verlauf bis zur fünften präparierten Schneide auf, gefolgt von einer deutlichen Abnahme aufgrund der kritischen Änderung der Schneidenform infolge von Schleifscheibenverschleiß (vgl. Anhang, Abbildung 10-35). An der Schneidenecke trat hingegen keine signifikante Änderung des Schneidkantenradius und der mittleren Schneidkantenverrundung auf.

Die harte Schleifscheibe erweist sich bei einer Zustellung von 60 μm als weniger verschleißresistent (vgl. Kapitel 6.3.1), so dass der Schneidkantenradius an der Neben- bzw. Hauptschneide bereits ab der dritten präparierten Schneide aufgrund von kritischen Formänderungen verzerrt eingemessen wird. Zudem ist die Beeinflussung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke höher als bei der weichen Schleifscheibe, da sich nach der vierten präparierten Schneide ein kontinuierlich abnehmender Verlauf des Schneidkantenradius einstellt. Der zunehmend dominierende Einfluss des Schleifscheibenverschleißes bei der harten Schleifscheibe wird zusätzlich durch leicht sinkende Werte für die Profilirücksetzung (auch an der Neben- und Hauptschneide der mit der weichen Schleifscheibe bearbeiteten Schneiden) bestätigt, was nach einen anfänglich steigenden nun auf einen zunehmend geringeren Materialabtrag im Bereich des höchsten Punktes der Schneide hindeutet. Dies führt bei gleichzeitig steigenden Werten für die mittlere Schneidkantenverrundung zu einem kontinuierlichen Anstieg des Profilfaktors. Diese Erkenntnisse decken sich mit dem bei einer Zustellung von 60 μm festgestellten Schleifscheibenverschleiß der harten Schleifscheibe. Im Vergleich zur weichen Schleifscheibe ergab sich ein etwas höherer Schleifscheibenradialverschleiß (vgl. Abbildung 6-14). Allerdings resultieren aufgrund des höheren Materialabtrags für die harte Schleifscheibe insgesamt höhere Schleifverhältnisse G . Die Werte für den Formfaktor weisen auf eine etwas höhere Prozessstabilität beim Einsatz der harten Schleifscheibe hin.

Mit dem Präparationsverfahren lassen sich grundsätzlich sehr hohe Oberflächenqualitäten erzielen, so dass die Schartigkeit an der Schneide sehr gering ausfällt. In Abbildung 6-23 sind für die weiche und harte Schleifscheibe die Schartigkeiten an der Hauptschneide³⁹ bei unterschiedlichen Zustellungen dargestellt. Mittels rasterelektronenmikroskopischer Aufnahmen wurde für die harte Schleifscheibe bei einer Zustellung von 60 μm die Schneidentopographie ergänzend nach der ersten, sechsten und letzten präparierten (zwölften) Schneidkante qualitativ dokumen-

³⁹ Die Schartigkeiten an der Schneidenecke sind in Abbildung 10-36 im Anhang dargestellt.

tiert. Die Ergebnisse zeigen keine signifikanten Veränderungen. Infolge von Schleifscheibenverschleiß (z. B. Kornabflachung) kommt es zwar zu einer kontinuierlichen Änderung der Kontaktbedingungen, woraus allerdings nur geringfügige Werteänderungen resultieren.

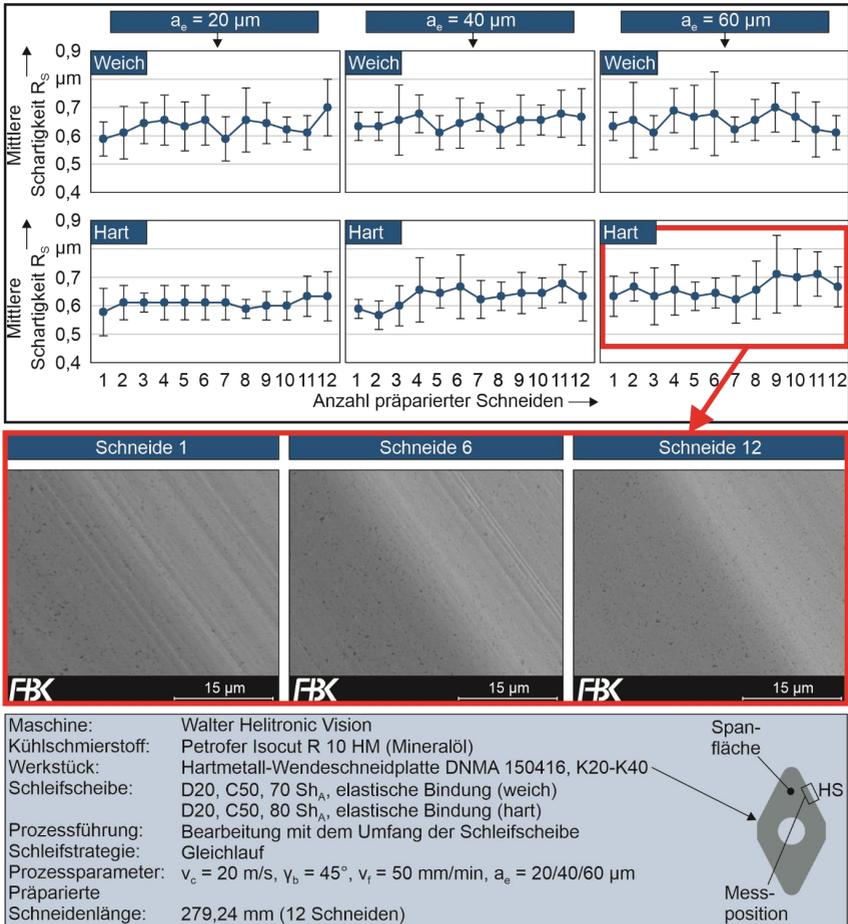


Abbildung 6-23: Schneidentopographie an der Hauptschneide (Schartigkeit), nach [Hart22a]

6.3.3 Zusammenfassung, Diskussion und Fazit

Die Erkenntnisse aus den Untersuchungen zum Schleifscheibenverschleiß sind in Abbildung 6-24 zusammengefasst. Mit steigender Zustellung konnte für beide untersuchten Schleifscheibenspezifikationen ein zunehmender Schleifscheibenverschleiß beobachtet werden. Der Anstieg des Schleifscheibenradialverschleißes Δr_s bei Erhöhung der Zustellung ist bei der harten Schleifscheibe stärker ausgeprägt. Allerdings ist der Schleifscheibenradialverschleiß der harten Schleifscheibe bei geringeren Zustellungen (20 und 40 μm) kleiner als bei der weichen Schleifscheibe. Bei einer Zustellung von 60 μm werden hingegen die Werte des Schleifscheibenradialverschleißes der weichen Schleifscheibe von der harten Schleifscheibe übertroffen. Dies kann

auf das bessere weich-elastische Verformungsvermögen der weicheren Bindung zurückgeführt werden, wodurch eine geringere Neigung zur mechanischen Überbeanspruchung besteht. Zu diesem Schluss kommt auch *Effgen* [Effg18] in seinen Untersuchungen. Unter Berücksichtigung des Zerspanvolumens V_w an der Werkzeugschneide, konnte eine ganzheitliche Bewertung des Werkzeugverschleißes mit Hilfe des Schleifverhältnisses G durchgeführt werden. Dabei wurden mit der harten Schleifscheibe bei allen Prozessparameterkombinationen höhere Zerspanvolumina und damit auch höhere Schleifverhältnisse erzielt als mit der weichen Schleifscheibe (vgl. Abbildung 6-16). Beim Verschleiß konnte für die weiche Schleifscheibe bei einer Zustellung von $20\ \mu\text{m}$ ein etwas langsamerer Anstieg beobachtet werden. Dies wurde durch eine langsame und gleichmäßige Zunahme des Schneidkantenradius an der Nebenschneide und Schneidenecke angezeigt.

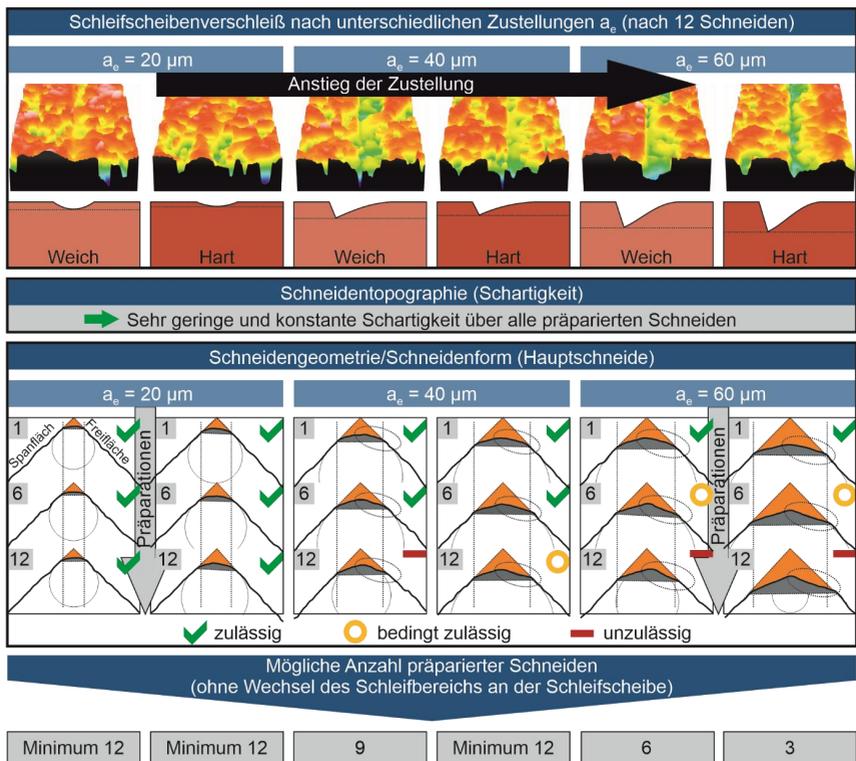


Abbildung 6-24: Zusammenfassung und abschließende Bewertung der Versuchsergebnisse, modifiziert nach [Hart22a]

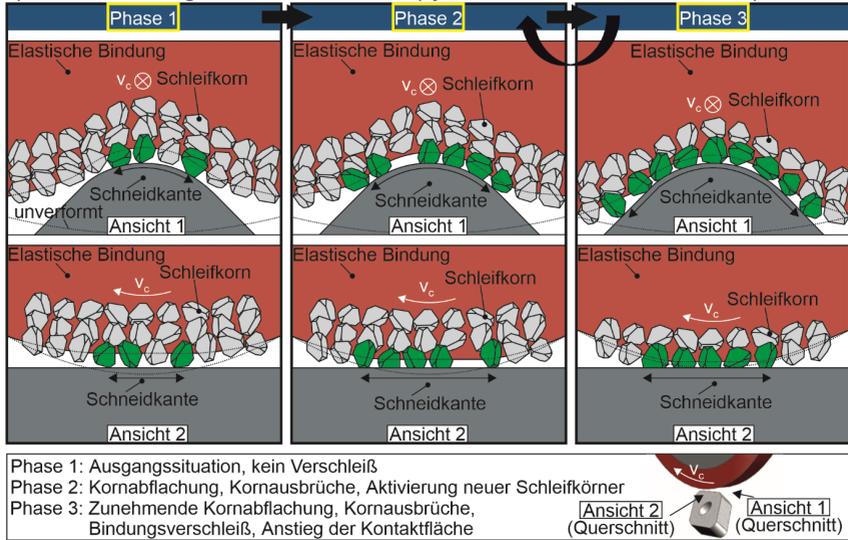
Die Schneidentopographie (Schartigkeit) wurde durch den Verschleiß der Schleifscheibe nur unwesentlich beeinflusst, so dass bei allen Prozessparameterkombinationen und über der Anzahl der präparierten Schneiden stets sehr geringe Schartigkeiten erzielt wurden (vgl. Abbildung 6-23). Dies kann auf den selbstschrärfenden Effekt des Schleifbelags zurückgeführt werden. Die Verrundungsgröße und Form der Schneide wurden hingegen durch den Verschleiß der Schleifscheibe beeinflusst. Im Allgemeinen wurde insbesondere zu Beginn der Versuche (von

der ersten zur zweiten Schneide) eine Zunahme der Verrundungsgröße (insbesondere an der Nebenschneide) festgestellt, gefolgt von einem konstanteren Trend. Bei höheren Zustellungen führte der Schleifscheibenverschleiß, aufgrund der zunehmenden makrogeometrischen Formfehler am Schleifbelag, zusätzlich zu Schneidverrundungen mit deutlich abweichenden Formen vom ursprünglichen Bearbeitungsergebnis. Die Form der Schneide ändert sich von einem nahezu idealen Radius zu einer unregelmäßigen, spitz zulaufenden asymmetrischen Form (Abbildung 6-24). Charakteristisch hierbei sind die größeren Steigungen und Längen der projizierten Verrundungen an der Frei- und Spanfläche, da die Schneide aufgrund des Verschleißes tiefer in den Schleifbelag gedrückt wird, wodurch weiter entfernte Bereiche im Übergangsbereich zur Span- und Freifläche bearbeitet werden. Gleichzeitig wird verschleißbedingt der Materialabtrag im oberen Bereich der Schneide reduziert. Der reduzierte Materialabtrag konnte durch eine abnehmende Profiltrücksetzung, nachdem zuvor ein Maximum erreicht wurde, nachgewiesen werden.

Die Verschleißmarke am Schleifbelag entsteht durch mikro- und makrogeometrischen Verschleiß (Korn- und Bindungsverschleiß). Eine schematische Darstellung verschiedener Verschleißzustände bei der Schneidkantenpräparation ist in Abbildung 6-25 dargestellt. Für die Betrachtungen wird eine konstante Zustellung angenommen. Im Ausgangszustand (Phase 1) erfolgt die Kontaktfindung zwischen der elastisch gebundenen Schleifscheibe und Schneidkante, so dass eine bestimmte Anzahl an Schleifkörnern aktiv (kinematische Schleifkörner, grüne Farbe) am Zerspanprozess beteiligt ist. In der nächsten Phase (Phase 2) werden zu gering eingebettete oder zu hoch beanspruchte Schleifkörner aus der Bindung getrennt. Weiterhin führt eine zunehmende Kornabflachung zu einer Aktivierung zusätzlicher Körner. In diesem Stadium wird die aktive Kontaktfläche vergrößert. Außerdem nimmt die Kontaktlänge von der Freifläche zur Spanfläche zu, was in diesen Bereichen zu einem erhöhten Materialabtrag führt. Dies konnte durch Erhöhung der Kennwerte für die projizierten Verrundungen an der Frei- und Spanfläche bestätigt werden (vgl. Kapitel 6.3.2). Bei weiterer Zunahme der Kornabflachung können die Einzelkornbeanspruchungen einen kritischen Wert erreichen, was Kornausbrüche und darauffolgenden Bindungsverschleiß zur Folge haben kann (Phase 3). In dieser Phase entsteht ein bleibender makrogeometrischer Formfehler am Schleifbelag (Verschleißmarke), wodurch die Kontaktlänge bzw. Kontaktfläche (vgl. Querschnitt, Ansicht 1) an der Schneide erhöht wird. Gleichzeitig wird die Verformung des Schleifbelags geringfügig reduziert, was eine Verringerung der Kontaktlänge entlang des Schneidenverlaufs (vgl. Querschnitt, Ansicht 2) zur Folge hat. Damit einhergehend sinkt je nach Intensität der Verschleißmarke auch der lokale Anpressdruck des Schleifbelags im oberen Bereich der Schneide, weiter unten liegende Bereiche treten hingegen zunehmend in Kontakt mit dem Schleifbelag (Abbildung 6-25 b). Es konnte gezeigt werden, dass in frühen Stadien des Verschleißfortschritts die steigende Kontaktfläche aufgrund der steigenden Anzahl am Zerspanprozess beteiligter Schleifkörner einen dominierenden Effekt auf die Höhe des Materialabtrags ausübt. Als Folge nahm die Verrundungsgröße und die Profiltrücksetzung leicht zu; die Form der Schneide blieb weitgehend unverändert. Beim Erreichen eines kritischen Verschleißzustands sinkt im höchsten Bereich der Schneide der Anpressdruck in dem Maße (Bereich des höchsten Verschleißes), dass der lokale Materialabtrag verringert wird. Dies konnte aufgrund sinkender Werte für die Profiltrücksetzung (bei Zustellungen von 40 und 60 μm), nachdem zuvor ein Maximum erreicht wurde, bestätigt werden. Als Folge entstand eine veränderte spitz zulaufende asymmetrische Schneidenform. Die

Asymmetrie entstand aufgrund der asymmetrischen Verschleißmarke, welche durch die Prozesskinematik an der Schneidenecke begünstigt wurde. Die Verschleißmarkenform zeichnet sich aufgrund der Prozesskinematik insbesondere formfolgend an der Neben- und Hauptschneide ab.

a) Mikro- und makrogeometrischer Verschleiß (symmetrische Verschleißmarkenform)



b) Einfluss der Verschleißmarkenform auf die Schneidengeometrie

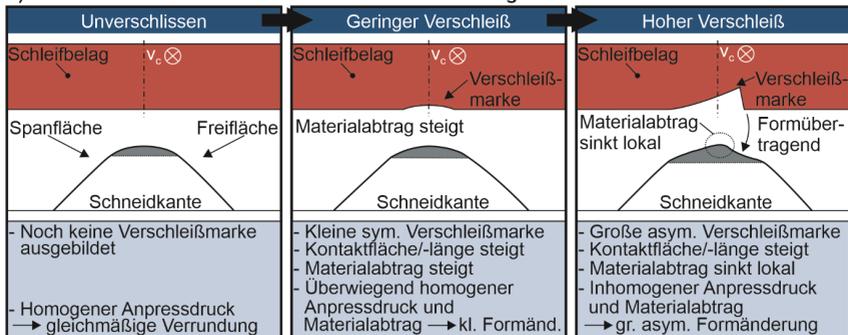


Abbildung 6-25: Schematische Darstellung der mikro- und makrogeometrischen Verschleißzustände (a) (nach [Hart22a]) und Einfluss der Verschleißmarkenform auf die Schneidengeometrie (b)

Die quantitativen Messwerte und die qualitative Beurteilung der jeweils erzielten Schneidengeometrie diente als Indikator zur Bestimmung der maximal möglichen Anzahl an präparierten Schneiden ohne Änderung des Schleifbereichs oder Abrichten (vgl. Abbildung 6-24). Der Schneidkantenradius erwies sich diesbezüglich als zuverlässiger Indikator zur Beurteilung einer noch zulässigen Schneidenform. Wenn die Schneidenform zu stark vom (idealen) Radius

abgewichen ist, konnte der Schneidkantenradius vom Messsystem nicht mehr adäquat eingemessen werden, was deutlich kleinere Schneidkantenradien zur Folge hatte. Als Konsequenz wurde die Schneidengeometrie als unzulässig bewertet. Dabei wurden generell drei Stufen zur Schneidenbewertung herangezogen: zulässig (keine signifikante Formänderung und adäquate Messung des Schneidkantenradius), bedingt zulässig (leichte Formänderung und adäquate Messung des Schneidkantenradius) und unzulässig (erhebliche Formänderung und inadäquate Messung des Schneidkantenradius). Die höchste Prozessstabilität und damit die größte Anzahl möglicher Schneidkantenpräparationen werden demnach bei einer Zustellung von 20 μm erreicht. Für beide Schleifscheibenspezifikationen können mindestens zwölf Schneiden mit hoher Qualität bearbeitet werden, ohne abrichten zu müssen. Bei einer Zustellung von 40 μm ist die Anzahl möglicher Schneidkantenpräparationen für die weiche Schleifscheibe geringer. Für die harte Schleifscheibe können auch hier mindestens zwölf Schneidkantenpräparationen durchgeführt werden. Allerdings werden mit zunehmenden Präparationen leichte Veränderungen bei der Schneidenform erkennbar, die allerdings noch als bedingt zulässig eingestuft werden können. Die Analyse der Schneidenform bei einer Zustellung von 60 μm ergab, dass mit der weichen Schleifscheibe sechs und mit der harten maximal drei Schneiden präpariert werden können.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Zustellung die Verrundungsgröße und damit den maximal möglichen Anwendungsbereich des Präparationsverfahrens bestimmt. Die Bindungshärte der Schleifscheibe beeinflusst den Materialabtrag, die Schneidenform sowie den Schleifscheibenverschleiß und das mögliche Schleifverhältnis G der Schleifscheibe. Die harte Schleifscheibe zeigte eine insgesamt bessere Performance bei kleinen und mittleren Zustellungen, da diese hier einen geringeren Schleifscheibenradialverschleiß aufwies als die weiche. Gleichzeitig führte die harte Bindung im Allgemeinen zu höheren Zeitspanvolumina. Damit ist der Anwendungsbereich im Sinne der möglichen Verrundungsgröße beim Einsatz der harten Schleifscheibe weiter gefasst und das Schleifverhältnis G bei allen untersuchten Prozessparametern deutlich größer als bei der weichen Schleifscheibe. Bei einer Zustellung von 60 μm zeigte die weiche Schleifscheibe jedoch eine bessere Leistung in Bezug auf den Schleifscheibenradialverschleiß und das Präparationsergebnis.

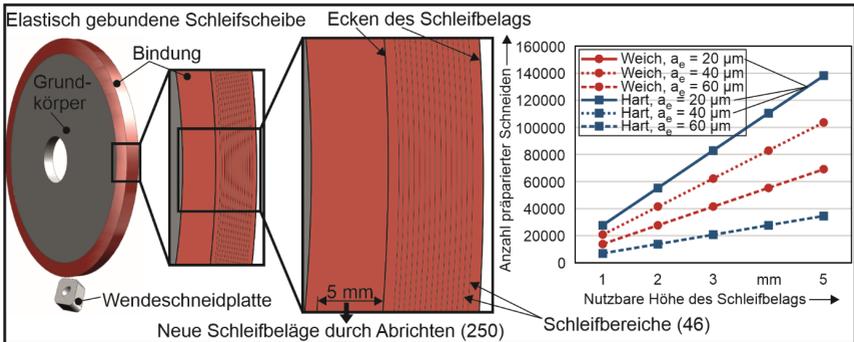
6.3.4 Anwendungsszenario für die Schneidkantenpräparation

Aus den Versuchsergebnissen ergab sich eine unterschiedliche maximal mögliche Anzahl von Schneidkantenpräparationen (ohne Änderung des Schleifbereichs und Abrichten) für die jeweilige Schleifscheibenspezifikation und Zustellung (Abbildung 6-26). Durch die effektive Ausnutzung der gesamten Schleifscheibenbreite und die zusätzliche Implementierung von Abrichtzyklen kann eine sehr hohe Anzahl an Schneidkantenpräparationen ohne Schleifscheibenwechsel durchgeführt werden. In Abbildung 6-26 ist hierzu ein Anwendungsszenario dargestellt. Die Anzahl der präparierten Schneiden wurden in Abhängigkeit von der nutzbaren Höhe des Schleifbelags berechnet. Die Annahmen für die Berechnungen sind in Abbildung 6-26 zusammengefasst. Die zur Schneidkantenpräparation eingesetzten Schleifscheiben besitzen eine Schleifbelaghöhe von 6 mm, wovon 5 mm als nutzbare Höhe angenommen wurde. Zu den Ecken des Schleifbelags wurde für den jeweils ersten Schleifbereich ein Sicherheitsabstand von 0,2 mm festgelegt. Die Abstände zwischen den Schleifbereichen betragen 0,1 mm. An einer einzigen Schleifbelagoberfläche können insgesamt 46 Schleifbereiche zur Schneidkantenpräparation genutzt werden. Für die Wiederaufbereitung des Schleifbelags durch Abrichten wurde

eine Reduzierung der Schleifbelaghöhe um 0,02 mm festgelegt. Unter dieser Annahme können durch Abrichten insgesamt 250 neuwertige Schleifbelagoberflächen aufbereitet werden, was eine Gesamtzahl von 11.500 nutzbaren Schleifbereichen ergibt. Bei einer Zustellung von 20 µm (weich und hart) bzw. 40 µm (hart) könnten somit insgesamt 138.000 Schneiden (entspricht 34.500 Wendeschneidplatten mit je vier Schneiden) bearbeitet werden. Leicht reduzierte Zahlen ergeben sich für die weiche Schleifscheibe bei einer Zustellung von 40 µm (103.500 Schneiden). Bei einer Zustellung von 60 µm zeigte die weiche Schleifscheibe etwas bessere Ergebnisse hinsichtlich der Schneidenqualität, so dass hierfür insgesamt 69.000 Schneiden hergestellt werden könnten. Im Unterschied dazu könnten beim Einsatz der harten Schleifscheibe bei gleicher Zustellung 34.500 Schneiden bearbeitet werden.

Mögliche Anzahl präparierter Schneiden (ohne Wechsel des Schleifbereichs an der Schleifscheibe)					
Zustellung $a_e = 20 \mu\text{m}$		Zustellung $a_e = 40 \mu\text{m}$		Zustellung $a_e = 60 \mu\text{m}$	
Weich	Hart	Weich	Hart	Weich	Hart
Minimum 12	Minimum 12	9	Minimum 12	6	3

Mögliche Anzahl präparierter Schneiden
(mit Wechsel des Schleifbereichs an der Schleifscheibe und Abrichten)



Annahmen

Schleifscheibe		Schneidkantenpräparation	
Durchmesser:	100 mm	Reduzierung der Belaghöhe durch Abrichten:	0,02 mm
Breite:	5 mm	Abstand der Ecken des Schleifbelags:	0,2 mm
Höhe des Belags:	6 mm	Nutzbare Breite des Schleifbelags:	4,6 mm
Nutzbare Höhe des Belags:	5 mm	Abstand zwischen den Schleifbereichen:	0,1 mm

Abbildung 6-26: Anwendungsszenario für die Schneidkantenpräparation, nach [Hart22a]

6.4 Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (Alterung)⁴⁰

6.4.1 Versuchsbedingungen und Vorgehensweise

Die Alterungsversuche wurden in einer Alterungskammer und auf einer 5-Achs-Werkzeugschleifmaschine (vgl. Kapitel 4.1.1 und 4.1.2) durchgeführt. Mit der Werkzeugschleifmaschine konnten die Versuche unter identischen Bedingungen wie bei den Schneidkantenpräparationen

⁴⁰ Die Ergebnisse der Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion wurden vorab in [Hart22b] veröffentlicht.

durchgeführt werden. Die Alterungskammer ermöglichte realitätsnahe Experimente, jedoch mit höheren KSS-Temperaturen, wodurch auftretende Alterungseffekte beschleunigt werden konnten. Dies ermöglichte umfassendere Aussagen zu den Interaktionsmechanismen, möglichen Limitationen bei der KSS-Aufnahme und zu den Auswirkungen der Alterung auf das Präparationsergebnis. Die Experimente wurden mit sechs unterschiedlichen Versuchsbedingungen durchgeführt (Abbildung 6-27).

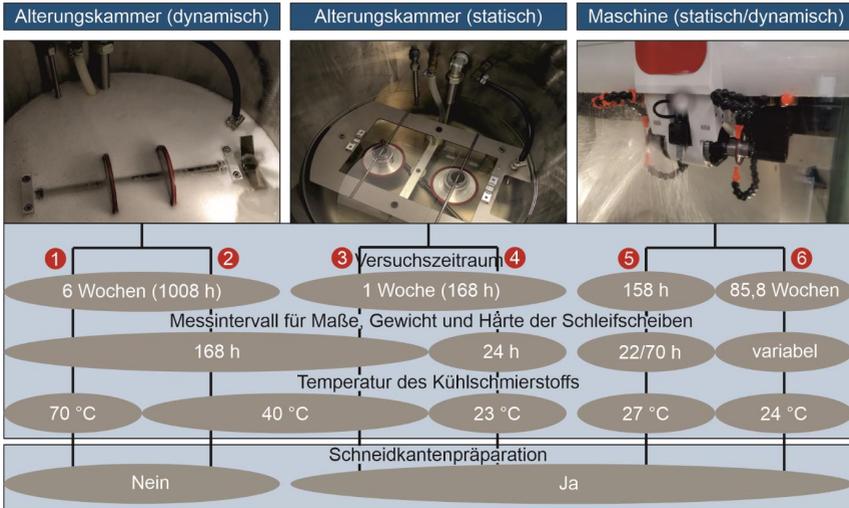


Abbildung 6-27: Versuchsbedingungen bei der Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion, nach [Hart22b]

Die Alterungskammer wurde in der statischen und dynamischen Betriebsart eingesetzt. In der dynamischen Betriebsart (Versuch 1 und 2) waren die Schleifscheiben auf einer Welle montiert, die von einem Schaufelrad angetrieben wurde. Die Kammer wurde mit KSS gefüllt, bis die Schleifscheiben zur Hälfte bedeckt waren. Die Welle rotierte mit etwa 60 U/min. Zusätzlich wurde der Kammer permanent Luft zugeführt und der KSS wurde kontinuierlich durch einen Rührstab umgewälzt. Die Versuche wurden bei KSS-Temperaturen von $70,2 \pm 0,9$ °C (Versuch 1) und $40,3 \pm 0,9$ °C (Versuch 2) durchgeführt. Die Schleifscheiben wurden über einen Versuchszeitraum⁴¹ von insgesamt 1008 h in der Alterungskammer untersucht. Nach jeweils 168 h wurden die Eigenschaften des Schleifbelags analysiert. Nach der Zeit in der Alterungskammer wurden die Schleifscheiben für ca. 4 Wochen (Versuch 1: 3,7 Wochen; Versuch 2: 4 Wochen) gelagert. Dann wurden die Eigenschaften des Schleifbelags erneut gemessen. Die Verwendung der dynamischen Betriebsart ermöglichte aufgrund der höheren KSS-Temperaturen eine realitätsnahe, intensivierte Simulation der realen Bedingungen bei der Schneidkantenpräparation. Durch die Rotationsbewegung konnte eine unterbrochene Interaktion mit dem KSS nachgestellt werden. Zudem konnte die Wechselwirkung mit der Umgebungsluft durch die kontinuierliche Lufteströmung sichergestellt werden.

⁴¹ Unter dem Versuchszeitraum werden bei den Versuchen 1-5 die aktiven Interaktionszeiten der Schleifscheiben mit dem KSS verstanden, ohne Zeiten für Lagerung, Messung, Abrichten oder zur Schneidkantenpräparation. Der Versuchszeitraum von Versuch 6 umfasst sowohl die Interaktionszeit mit dem KSS, als auch Zeiten für die Lagerung, die Messung, das Abrichten und die Schneidkantenpräparation.

In der statischen Betriebsart wurde die identische Menge an KSS in die Alterungskammer eingefüllt. Die Schleifscheiben wurden jedoch vollständig mit KSS bedeckt und hängend gelagert (vgl. Kapitel 4.1.2). Diese Betriebsart wurde aus drei Gründen gewählt. Erstens können technisch bedingt nur bei dieser Betriebsart KSS-Temperaturen erreicht werden, die nahe dem tatsächlichen Anwendungsfall liegen. Die KSS-Temperaturen betragen hierbei $40,3 \pm 0,9$ °C (Versuch 3) und $23,3 \pm 0,2$ °C (Versuch 4). Zweitens ist in der statischen Betriebsart eine identische Montage der Schleifscheiben wie in der Werkzeugschleifmaschine (montiert auf der Schleifscheiben-Aufnahme) möglich. Dadurch konnte sichergestellt werden, dass die in der Alterungskammer gealterten Schleifscheiben direkt für die Schneidkantenpräparationen herangezogen werden konnten. Drittens war es möglich, die Ergebnisse von Versuch 3 aufgrund des gleichen Messintervalls mit den Ergebnissen von Versuch 2 zu vergleichen. So konnte der Einfluss der Luftzufuhr auf die Eigenschaften des Schleifbelags untersucht werden. In Versuch 4 wurden die Eigenschaften des Schleifbelags in einem kürzeren Messintervall von 24 h erfasst, um Einflüsse kürzerer Einsatzzeiträume zu untersuchen.

Die letzten beiden Versuche (5 und 6) wurden direkt auf der Werkzeugschleifmaschine nach den in Kapitel 4.1.1 beschriebenen Versuchsaufbau und in Anlehnung an die zur Schneidkantenpräparation genutzten Prozessparameter bei einer Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit von 20 m/s durchgeführt. Während Versuch 5 wurde die Werkzeugschleifmaschine in der Warmlaufphase betrieben. Diese folgt einem einheitlichen und sich wiederholenden Zyklus für die Achsbewegungen und die KSS-Zufuhr an beiden Schleifspindeln, so dass die Versuche zeitgleich mit zwei Schleifscheibenaufnahmen durchgeführt werden konnten. An jede Schleifscheibenaufnahme wurde eine Schleifscheibe montiert. Der Zyklus beginnt mit der Spindelrotation (beide Spindeln drehen) und der KSS-Zufuhr an Spindel 1 für 95 Sekunden. Anschließend wird der KSS nur an Spindel 2 für 95 Sekunden zugeführt. Während des Versuchs betrug die mittlere Lufttemperatur im Arbeitsraum der Maschine $27,4 \pm 1,0$ °C und der KSS hatte eine Temperatur von $26,9 \pm 0,9$ °C. Die Temperaturen wurden mit Thermoelementen des Typs K (Genauigkeit: $\pm 1,5$ °C im Bereich von -40 bis 375 °C) bestimmt. Zudem wurde die Temperatur und die relative Luftfeuchtigkeit im Versuchsfeld mit einem mobilen Sensor Easylog EL-USB-2-LCD mit einem Messintervall von 2 min gemessen. Die Temperatur betrug $24,8 \pm 1,2$ °C (Genauigkeit Messgerät: $\pm 0,5$ °C im Bereich von -25 bis 80 °C) und die relative Luftfeuchtigkeit $46,6 \pm 3,1$ %rF (Genauigkeit Messgerät: $\pm 3,5$ % rF im Bereich von 20 bis 80 % rF). Der Versuch wurde über einen Zeitraum von sieben Tagen durchgeführt (Start am Montag). Der effektive Versuchszeitraum ohne Berücksichtigung der Messzeiten betrug 158 h. Tagsüber (08:00 bis 16:30 Uhr) wurden drei Warmlaufphasen (von 10:00-11:30 Uhr, von 12:30-14:00 Uhr und von 15:00-16:30 Uhr) und zwei Ruhephasen (jeweils eine Stunde zwischen den Warmlaufphasen) ohne KSS-Zufuhr bzw. Achs- und Spindelbewegung durchgeführt. Danach verblieben die Schleifscheiben bis zum nächsten Morgen (22 h, ohne Messzeit) in der Maschine. Am Morgen wurden die Eigenschaften der Schleifbeläge im Zeitraum von 08:00-10:00 Uhr gemessen. Über das Wochenende (70 h, ohne Messzeit) verblieben die mit KSS benetzten Schleifscheiben in der Ruhephase im Arbeitsraum der Maschine.

Bei Versuch 6 wurde nur die Härte des Schleifbelags über einen Zeitraum von 85,8 Wochen gemessen. Ausgehend vom Herstellungsdatum der Schleifscheiben wurden nach einem Zeitraum von 3,6 Wochen erstmalig die Härtewerte am Schleifbelag erfasst. Der Zeitraum nach den

ersten Messungen lässt sich in vier Abschnitte unterteilen: Lagerphase 1, Aktivphase 1, Lagerphase 2 und Aktivphase 2. Nach einer längeren initialen Lagerung (Lagerphase 1; 50,1 Wochen) wurden die Schleifscheiben während der Aktivphase 1 (5,4 Wochen) erstmalig zur Schneidkantenpräparation eingesetzt. Diese Phase umfasst mehrere kürzere Lagerzeiten mit dazwischenliegenden Schneidkantenpräparationen und Abrichtvorgänge vor jeder Schneidkantenpräparation. Die Interaktionszeit mit dem KSS betrug während dieser Zeit etwa 23,5 h, inklusive sechs Abrichtzyklen. Im Anschluss folgte die Lagerphase 2 mit einem Zeitraum von 24 Wochen. In der Aktivphase 2 (2,7 Wochen) wurden die Schleifscheiben erneut zur Schneidkantenpräparation eingesetzt. Die Interaktionszeit der Schleifscheiben mit dem KSS betrug etwa 7 h, inklusive zweier Abrichtzyklen. Von Beginn der Aktivphase 1 bis zum Ende von Versuch 6 wurden die Umgebungstemperaturen und die relative Luftfeuchtigkeit im Versuchsfeld gemessen. Die mittlere Temperatur betrug $21,1 \pm 1,3$ °C, die relative Luftfeuchtigkeit $42,0 \pm 5,9$ %rF. Die mittlere Temperatur des KSS während des Versuchs betrug $24,0 \pm 1,4$ °C und die Temperatur der Luft im Arbeitsraum der Maschine $24,8 \pm 0,8$ °C. Die untersuchten Schleifscheiben wurden in einer lichtundurchlässigen Box gelagert. Vor der Lagerung wurde die Schleifscheibenoberfläche mit einem weichen Tuch von KSS-Rückständen gesäubert. Die Härtemessungen am Schleifbelag wurden stets nach dem Abrichten durchgeführt.

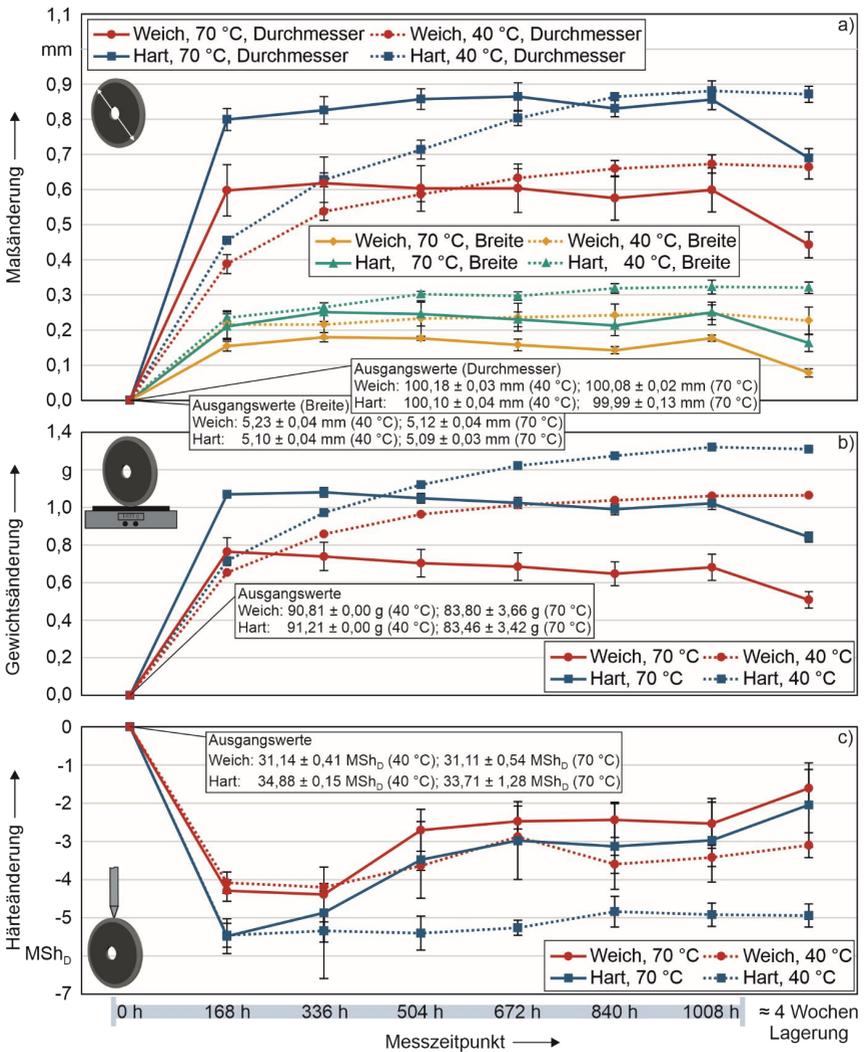
Zu Beginn der Versuche 3 bis 5 wurden die Schleifscheiben abgerichtet (während Versuch 6 erfolgte das Abrichten erstmalig in der Aktivphase 1). Am Ende der Versuche wurden Schneidkantenpräparationen ohne einen weiteren Abrichtvorgang durchgeführt (Ausnahme Versuch 6). Bei Versuch 4 wurden am Ende zweimal Schneidkantenpräparationen durchgeführt – ohne und mit einem weiteren Abrichtvorgang. Während der Versuche 3, 4, 5 und 6 wurden Schneidkantenpräparationen durchgeführt, um den Einfluss der Schleifscheibeneigenschaften auf die Präparationsergebnisse zu untersuchen. Nach jedem Versuch in der Alterungskammer und auf der Werkzeugschleifmaschine wurde neuer KSS verwendet.

6.4.2 Eigenschaften der Schleifscheiben

Versuche in der Alterungskammer (dynamische Betriebsart)

Die in der dynamischen Betriebsart durchgeführten Alterungsversuche bei 70 und 40 °C (Versuch 1 und 2) führten bei beiden untersuchten Schleifscheibenspezifikationen bereits nach einer Versuchszeit von 168 h zu einer signifikanten Änderung der Maße, des Gewichts und der Härte (Abbildung 6-28). Die Eigenschaftsänderungen können auf die Quellung der elastischen Bindung zurückgeführt werden.

Bei **Versuch 1**, mit einer KSS-Temperatur von 70 °C, nahm der Schleifscheibendurchmesser der harten Schleifscheibe um 0,8 mm zu. Bezogen auf eine durchschnittliche Höhe des Schleifbelags von 6 mm entspricht dies einer Veränderung von 6,7 %. Für die weiche Schleifscheibe wurde eine geringere Zunahme von 0,6 mm (etwa 5 %) nachgewiesen. Im weiteren Verlauf des Versuchs wurden keine signifikanten Änderungen (im Mittel ein leicht steigender Trend bei der harten Schleifscheibe) beim Schleifscheibendurchmesser beobachtet. Dieser blieb bei beiden Schleifscheiben bis zur deren Entnahme aus der Alterungskammer nach einer Versuchszeit von 1008 h annähernd konstant. Demnach erfolgte die KSS-Aufnahme durch den Schleifbelag bereits größtenteils vor einer Versuchszeit von 168 h.



Prüfapparat: Alterungskammer
 Prüfmedium: Petrofer Isocut R 10 HM (Kühlschmierstoff, Mineralöl)
 Probekörper: Schleifscheibe (weich), D20, C50, 70 Sh_A
 Schleifscheibe (hart), D20, C50, 80 Sh_A
 Prüfbedingungen: Dynamische Betriebsart, rotierend gelagert bei 60 U/min, Kühlschmierstoff auf 40 bzw. 70 °C temperiert, Versuchszeitraum 1008 h, Messintervall 168 h



Abbildung 6-28: Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Maße (a), das Gewicht (b) und die Härte (c) der Schleifscheiben während der Alterungsversuche in der dynamischen Betriebsart der Alterungskammer (Versuch 1 und 2), nach [Hart22b]

Bei einer KSS-Temperatur von 40 °C (**Versuch 2**) war die anfängliche Durchmesserzunahme etwa halb so groß wie bei Versuch 1. Für die harte Schleifscheibe wurde eine Zunahme von 0,46 mm (ca. 3,8 %) und für die Weiche von 0,39 mm (ca. 3,3 %) beobachtet. Abweichend zu Versuch 1 steigt der Durchmesser für Versuchszeiten > 168 h weiter an, bis ab einer Versuchszeit von 504 h (weich) und 672 h (hart) etwa vergleichbare Werte wie bei Versuch 1 erreicht werden. Im Anschluss an die Versuchszeit wurden die Schleifscheiben bei beiden Versuchen für etwa 4 Wochen unter trockenen Bedingungen (keine Einwirkung von KSS) in einem lichtundurchlässigen Behältnis gelagert und anschließend letztmalig vermessen. Bei Versuch 1 wurde ein deutlicher, bei Versuch 2 im Mittel ein leichter, aber nicht signifikanter Rückgang der Quellung und folglich ein geringerer Durchmesser festgestellt.

Der Anstieg der Schleifbelagbreite mit zunehmender Versuchszeit verläuft ähnlich wie die Änderung des Schleifscheibendurchmessers. Allerdings sind die Unterschiede zwischen Versuch 1 und 2 nach 168 h geringer und die niedrigere KSS-Temperatur führt zu einem etwas größeren Anstieg der Schleifscheibenbreite als die höhere Temperatur. Für Versuch 1 ist darüber hinaus nach einer Versuchszeit von 336 h ein leicht abnehmender Trend erkennbar.

Durch das Aufquellen der Bindung erhöht sich das Gewicht der Schleifscheiben (Abbildung 6-28 b). Bei einer KSS-Temperatur von 40 °C wurden für beide Schleifscheibenspezifikationen die höchsten Gewichtsänderungen bei 1008 h beobachtet. Bei einer KSS-Temperatur von 70 °C sind die Gewichtsänderungen bei Versuchszeiten von 168 h (weich) und 336 h (hart) maximal, gefolgt von einer leichten Abnahme. Es ist anzunehmen, dass der Mechanismus der Quellung insbesondere bei höheren Temperaturen und längeren Versuchszeiten zunehmend durch die Ausschwemmung von Additiven (z. B. Füllstoffen) und durch die chemische Alterung der Bindung überlagert wird. Die Extraktion löslicher Bestandteile in der Bindung kann somit mit fortschreitender Versuchszeit zu einer Reduzierung der Maße und des Gewichts führen (vgl. hierzu z. B. [Brow02]). Der signifikante Rückgang des Schleifscheibendurchmessers und Gewichts bei Versuch 1 nach der Lagerung im Anschluss an die Versuchszeit wird folglich auf die vermehrte Extraktion gelöster Bestandteile aus der Bindung (zusammen mit dem ausschwemmenden KSS) zurückgeführt. Die mit zunehmender Versuchszeit ansteigende Härte des Schleifbelags (Abbildung 6-28 c) deutet auf eine zunehmende chemische Alterung (z. B. Oxidation) der Bindung hin (vgl. hierzu z. B. [Brow02]). Die Extraktion löslicher Bestandteile kann ebenfalls eine Härteänderung bewirken. Dabei wird zum Messzeitpunkt 168 h die Härte der Schleifscheiben gegenüber dem Ausgangswert nach deren Herstellung (0 h) zunächst deutlich reduziert. Anschließend steigt die Härte mit zunehmender Versuchszeit an. Dieser Anstieg ist bei Versuch 1 aufgrund der zuvor beschriebenen und im Vergleich zu Versuch 2 mit höherer Intensität ablaufenden physikalischen und chemischen Alterungseffekte stärker ausgeprägt.

Die Absorption von KSS aufgrund von Diffusion führt zu einer Quellung des Schleifbelags. Dies kann als instationärer Vorgang ausgehend von der Oberfläche bis zum Werkstoffinneren des Schleifbelags verstanden werden (vgl. hierzu z. B. [Berl00]). Dadurch entsteht ein Härtegradient im Schleifbelag. In Abbildung 6-29 sind für Versuch 1 die im Querschnitt des Schleifbelags gemessenen Härtegradienten dargestellt. Die Messung erfolgte im Anschluss an den Versuchszeitraum und nach einer zusätzlichen Lagerungszeit von 5,7 Wochen. An den Positionen 6 wurden die Messungen jeweils am Umfang und an den Seiten der Schleifscheiben durchgeführt. Die Messpositionen 1 bis 5 befinden sich im Querschnitt des Schleifbelags. Für beide

Schleifscheibenspezifikationen konnte im Querschnitt des Schleifbelags eine von der Mitte (Messposition 2) zu den äußeren Rändern abnehmende Härte nachgewiesen werden.

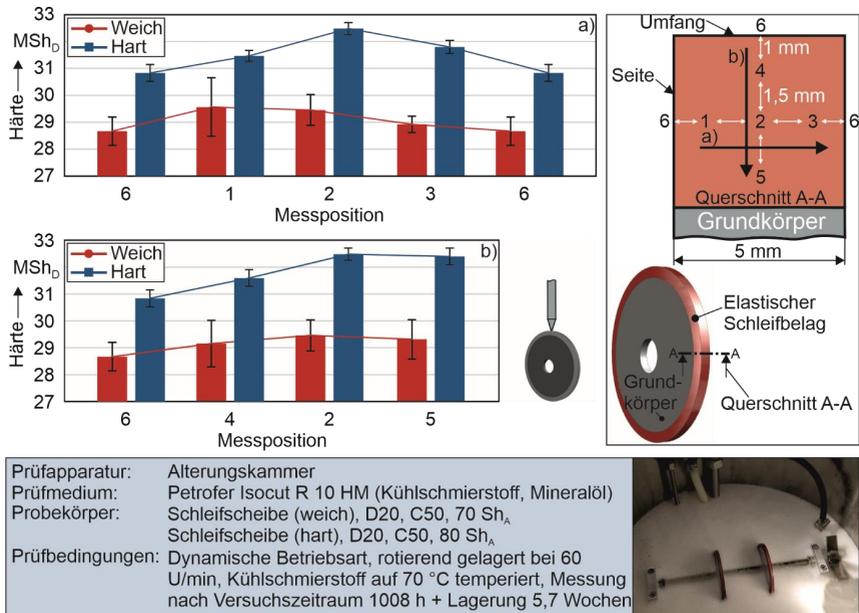


Abbildung 6-29: Härtegradient im Querschnitt des Schleifbelags, nach [Hart22b]

An den Oberflächen der Schleifbeläge konnten bei den Versuchen 1 und 2 im Allgemeinen keine auffälligen hohen Änderungen in der Farbgebung festgestellt werden. Bei Versuch 1 wurden nach einer Versuchszeit von 1008 h allerdings lokal begrenzte Farbaufhellungen am Schleifbelag beobachtet (Abbildung 6-30). Diese Bereiche mit auffällig heller Farbgebung wurden bereits vor dem Versuch identifiziert. Es ist anzunehmen, dass es sich bei diesen Bereichen um Fehlstellen im Elastomer handelt, die durch kleine Verunreinigungen oder lokale Inhomogenitäten/Fehler im Material verursacht werden können (vgl. hierzu z. B. [Marc07]). Härtemessungen in diesen Bereichen unterstützen diese Annahme, da hier eine deutlich geringere Härte ($20,6 \pm 0,9$ MSH_D) als an den umliegenden Bereichen ($28,6 \pm 0,5$ MSH_D) gemessen wurde. Zudem führte die Messung zu einem bleibenden Prüfeindruck und einer Werkstoffschädigung in diesem Bereich, da der Werkstoff nicht über ein ausreichendes Rückstellvermögen (geringe Elastizität) verfügte. Werkstoffstrukturveränderungen und Rissentstehung am Schleifbelag (Abbildung 6-31) konnten ausschließlich in diesen Bereichen festgestellt werden. Während des Versuchs konnte ein kontinuierliches Risswachstum beobachtet werden.

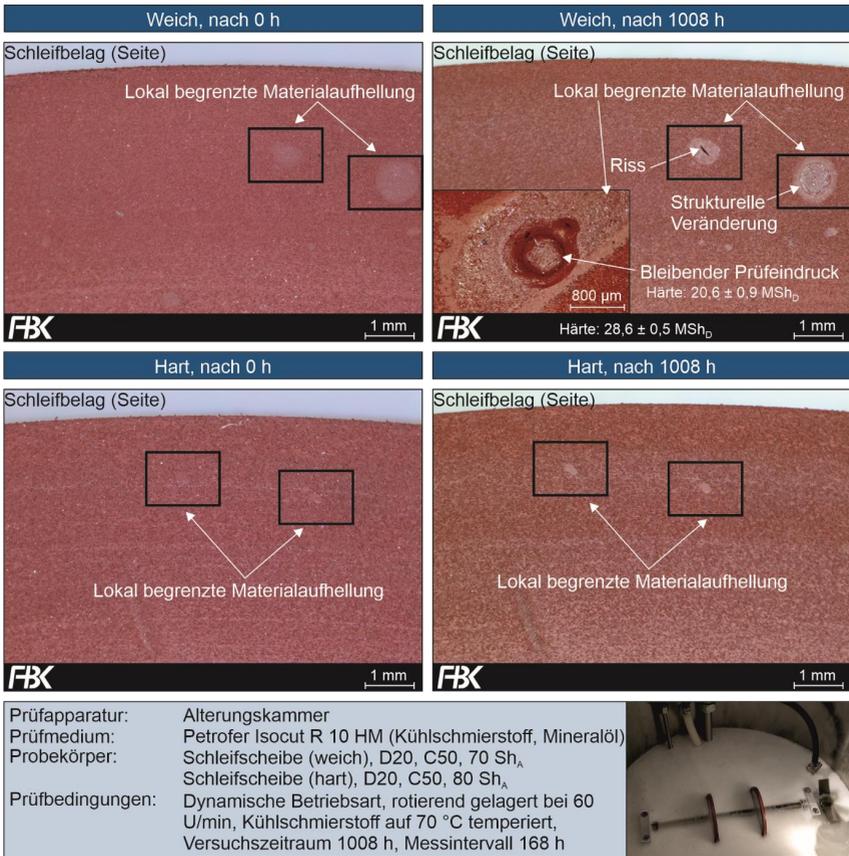


Abbildung 6-30: Oberfläche des Schleifbelags vor und nach der Interaktion mit Kühlschmierstoff (Versuch 1), nach [Hart22b]

Berlich und Schmachtenberg [Berl00] konstatieren, dass durch den instationären Prozess der Quellung Eigenspannungen im Werkstoff induziert werden, die ab einer kritischen Spannung zur Rissinitiation führen können. Daneben wird die Rissbildung durch zwei weitere Effekte begünstigt. Zum einen umschließt das eindiffundierende Medium die Moleküle des Polymer und die entstehende Quellung (und ggf. eine zusätzliche externe Kraft) können die Molekülabstände vergrößern, wodurch die zwischenmolekularen Anziehungskräfte (Kohäsion) verringert werden. Zum anderen führen irreversible chemische Alterungseffekte zunehmend zu einer Versprödung bzw. zum chemischen Abbau des Polymerwerkstoffs. [Eyer12, Ehre07, Berl00] Es wird vermutet, dass eine Kombination der genannten Effekte zur Rissbildung führt.

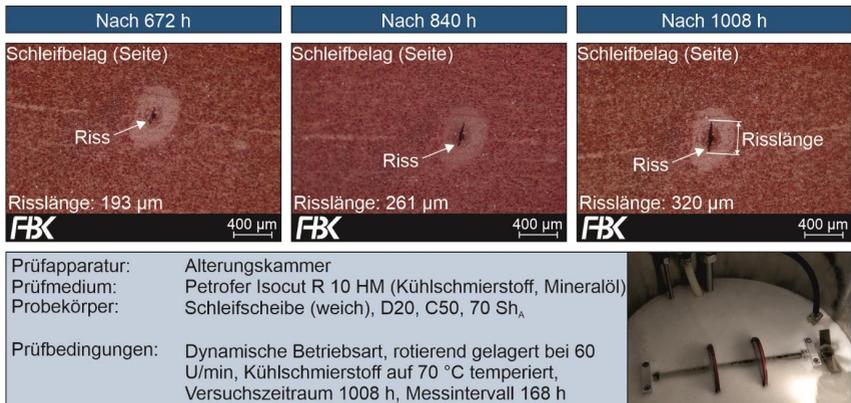


Abbildung 6-31: Risswachstum am Schleifbelag, nach [Hart22b]

Versuche in der Alterungskammer (statische Betriebsart)

Während der Versuche in der statischen Betriebsart der Alterungskammer (**Versuch 3**) wurden ebenfalls Eigenschaftsänderungen am Schleifbelag festgestellt. Die Ausgangswerte der Eigenschaften wurden nach dem Abrichten (ABR_{vor}) ermittelt (Abbildung 6-32). Daran anschließend wurden Schneidkantenpräparationen durchgeführt, woraufhin die Eigenschaften des Schleifbelags erneut gemessen wurden (SKP_{vor}). Dabei konnte ein leichter Anstieg der Maße am Schleifbelag festgestellt werden. Der Schleifscheibendurchmesser der harten Schleifscheibe erhöhte sich um 0,17 %, der der Weichen um 0,25 %. Zudem wurde eine geringfügige Gewichtszunahme bei beiden Schleifscheiben beobachtet. Ein Anstieg der Schleifbelagsbreite konnte nur für die weiche Schleifscheibe festgestellt werden. Signifikante Änderungen bei der Härte traten zu diesem Zeitpunkt noch nicht auf. Die Quellung kann folglich als äußerst gering bezeichnet werden. Nach einer Versuchszeit von 168 h wurden bei den Schleifscheiben signifikante Änderungen bei allen untersuchten Eigenschaften beobachtet (Abbildung 6-32). Diese Änderungen sind insgesamt etwas geringer als bei den Versuchen in der dynamischen Betriebsart (Versuch 2). Es ist anzunehmen, dass die Strömungswirkung des KSS in der dynamischen Betriebsart zu einer intensiveren Wechselwirkung mit dem Schleifbelag geführt hat, so dass im gleichen Versuchszeitraum eine größere Menge KSS aufgenommen wurde. Unabhängig von der Betriebsart wurde für die harte Schleifscheibe bei allen untersuchten Eigenschaften eine stärkere Änderung als bei der Weichen beobachtet. Nach der Entnahme der Schleifscheiben aus der Alterungskammer wurden erneut Schneidkantenpräparationen durchgeführt, gefolgt von Messungen der Schleifbelageigenschaften (SKP_{nach}). Abgesehen von einer geringfügigen Abnahme der Schleifscheibendurchmesser (signifikante Abnahme nur bei der harten Schleifscheibe), wurden keine signifikanten Änderungen beobachtet. Im Anschluss daran rotierten die Schleifscheiben für zehn Minuten ohne KSS-Zufuhr in der Werkzeugschleifmaschine, um eine mögliche Ausstoßwirkung des KSS zu untersuchen. Durch die Messergebnisse konnte kein reversibler Effekt bei der Quellung nachgewiesen werden. Dies trifft ebenfalls auf die im Anschluss an den Versuchszeitraum durchgeführte trockene Lagerung der Schleifscheiben für eine weitere Woche in einem lichtundurchlässigen Behältnis zu.

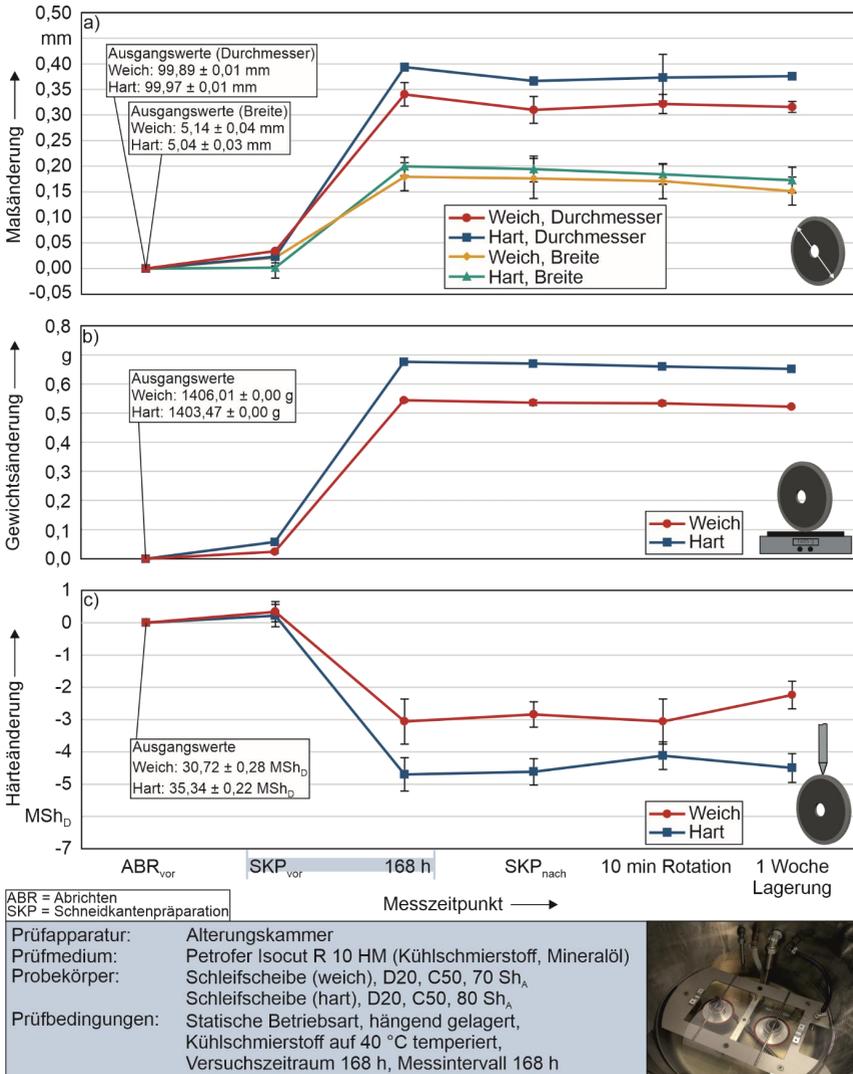


Abbildung 6-32: Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Maße (a), das Gewicht (b) und die Härte (c) der Schleifscheiben während der Alterungsversuche in der statischen Betriebsart der Alterungskammer (Versuch 3), nach [Hart22b]

Auch **Versuch 4** erfolgte in der statischen Betriebsart. Im Vergleich zu Versuch 3 wurden die Messintervalle (24 h) und die Temperatur des KSS (23 °C) reduziert. Nach dem Abrichten wurden Schneidkantenpräparationen durchgeführt. Anschließend wurden die Schleifscheiben vermessen (SKP_{vor}, Abbildung 6-33). Diese Änderungen sind mit denen in Versuch 3 vergleichbar, da die Schneidkantenpräparationen unter den gleichen Bedingungen durchgeführt wurden. Zu diesem Zeitpunkt tritt bei der weichen Schleifscheibe eine größere Quellung auf. Bezogen

auf den gesamten Versuchszeitraum erfährt die harte Schleifscheibe jedoch eine stärkere Änderung des Schleifscheibendurchmessers und der Härte.

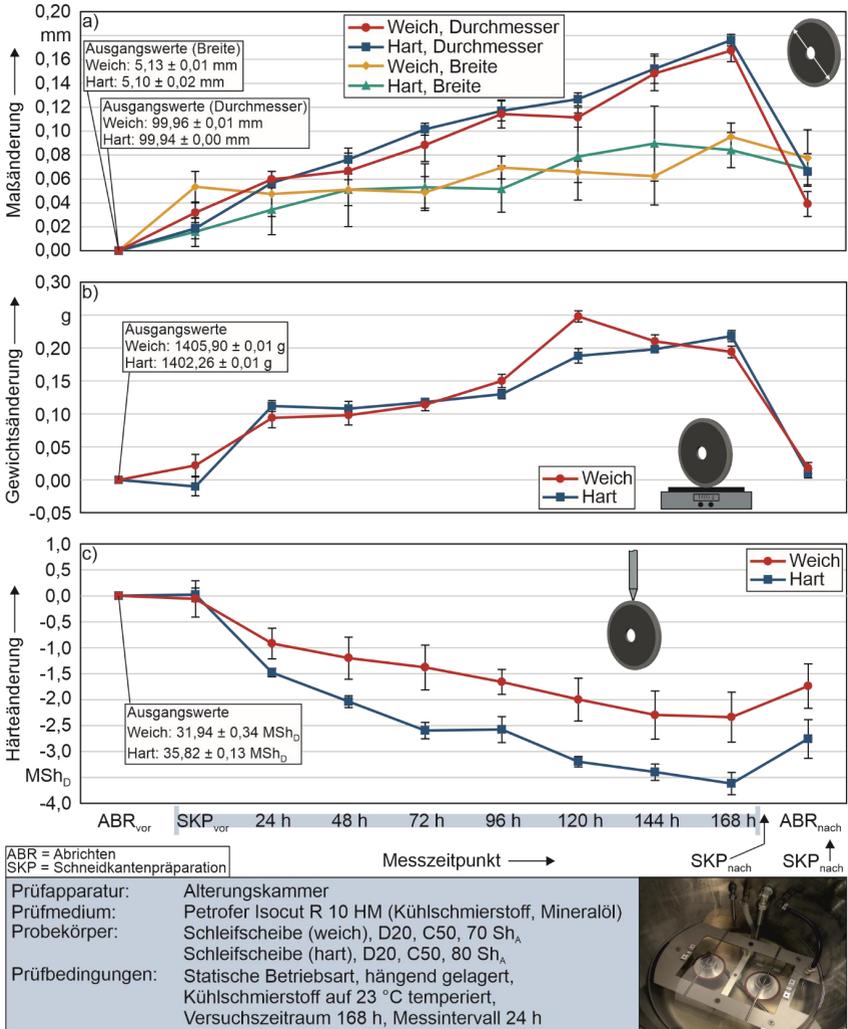


Abbildung 6-33: Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Maße (a), das Gewicht (b) und die Härte (c) der Schleifscheiben während der Alterungsversuche in der statischen Betriebsart der Alterungskammer (Versuch 4), nach [Hart22b]

Im Allgemeinen verlaufen die Eigenschaftsänderungen in Abhängigkeit von der Versuchszeit nahezu linear. Für den Schleifscheibendurchmesser konnte ausgehend von SKP_{vor} bis 168 h eine durchschnittliche Änderung von 0,02 mm/24 h beobachtet werden. Diese zunehmende Quellung verursachte eine stetige Abnahme der Härte des Schleifbelags. Die Härteänderungen

bei der harten Schleifscheibe (ca. 10 % nach 168 h) sind höher als bei der Weichen (ca. 7 % nach 168 h). Nach der Schneidkantenpräparation im Anschluss an den Versuchszeitraum wurden die Schleifscheiben erneut abgerichtet. Dies führte zu einem Anstieg der Härte, da der äußere Teil des Schleifbelags, der bereits eine erhebliche Menge an KSS aufgenommen hatte, abgetragen wurde.

Versuche in der Werkzeugschleifmaschine

Versuch 5 wurde direkt in der Werkzeugschleifmaschine durchgeführt. Die gemessenen Eigenschaftsänderungen sind in Abbildung 6-34 dargestellt. Ähnlich zu Versuch 4 wurden nahezu lineare Trends bei den Eigenschaftsänderungen beobachtet. Für den Schleifscheibendurchmesser wurde für beide Schleifscheibenspezifikationen von SKP_{vor} bis 88 h eine durchschnittliche Änderung von 0,02 mm/22 h gemessen. Bei 88 h erreichte die Durchmesseränderung ihr Maximum von 0,11 mm bei der harten und 0,10 mm bei der weichen Schleifscheibe.

Das beim Aufquellen der Bindung eingelagerte KSS vergrößerte die Schleifscheibenabmessungen und erhöhte das Gewicht. Die Härte wurde reduziert. Der durchschnittliche Härteabfall ist bei der härteren Schleifscheibe stärker ausgeprägt. Im Versuchszeitraum nach der Schneidkantenpräparation (SKP_{vor}) bis zum Messzeitpunkt von 88 h verringerte sich der Härtewert bei der harten Schleifscheibe um 0,56 $MSH_D/22$ h, im Vergleich zu 0,49 $MSH_D/22$ h bei der Weichen. Auffällig ist, dass bei der weichen Schleifscheibe die Gewichtsänderung insgesamt höher ausfällt, obwohl die angezeigten Eigenschaftsänderungen der harten Schleifscheiben eine stärkere Quellung attestieren. Der Verlauf ist hingegen für beide Schleifscheibenspezifikationen ähnlich. Zudem ist bei 158 h eine höhere Gewichtszunahme trotz tendenziell rückläufiger Quellung (leicht abnehmender Durchmesser und steigende Härte) erkennbar. Dies kann durch vereinzelt festgestellte lokale Fehlstellen in der Verbindung zwischen dem Grundkörper und dem Schleifbelag erklärt werden. Diese wirken wie Vorratstaschen, in denen es direkt zu Beginn des Versuchszeitraums zu einer Ablagerung von KSS kommen kann. Die hohen Drehzahlen während des Versuchs bewirken zudem ein leichtes Abheben des Schleifbelags an diesen Fehlstellen, wodurch eine KSS-Einlagerung begünstigt werden kann. Je nach Volumen der Vorratstaschen wirkt sich die Einlagerung unterschiedlich auf das Gewicht aus. Es wird vermutet, dass die Vorratstaschen der weichen Schleifscheiben ein höheres Volumen aufweisen, wodurch eine stärkere Gewichtszunahme direkt zu Beginn des Versuchszeitraums bewirkt wurde. Insgesamt erreicht die Gewichtsänderung ihr Maximum bei 158 h. Es wird davon ausgegangen, dass der KSS im Zeitraum von 88 h bis 158 h (Lagerung der Schleifscheiben in der Werkzeugschleifmaschine) ausreichend Zeit hatte, sich in diesen Vorratstaschen anzusammeln. Ein vollständiges Entfernen des KSS mittels Reinigung war daher nicht möglich. Nach dem Abrichtzyklus (ABR_{nach}) und einer weiteren Lagerung von 4 Wochen unter trockenen Bedingungen in einem lichtundurchlässigen Behälter stieg die Härte der Schleifscheiben leicht an.

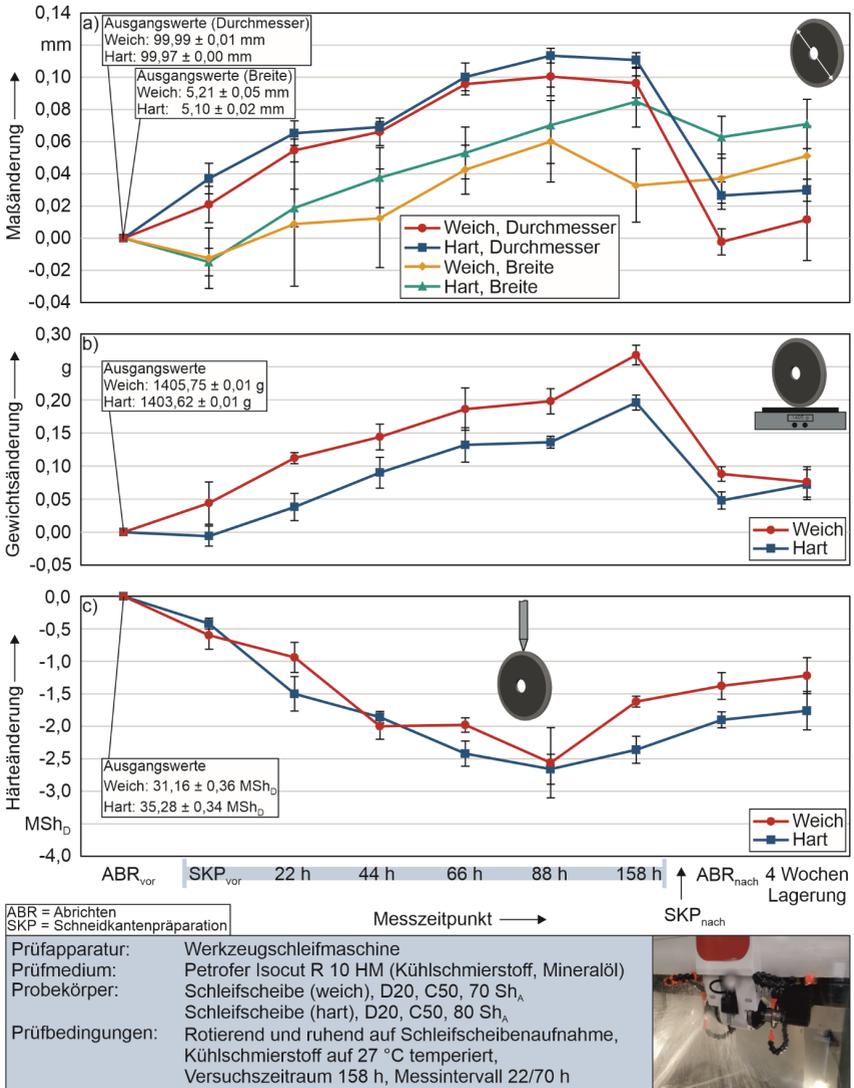


Abbildung 6-34: Einfluss des Kühlschmierstoffs auf die Maße (a), das Gewicht (b) und die Härte (c) der Schleifscheiben beim Versuch in der Werkzeugschleifmaschine (Versuch 5), nach [Hart22b]

Bei **Versuch 6** wurde alleinig die Härte des Schleifbelags über einen Zeitraum von insgesamt 85,8 Wochen untersucht (Abbildung 6-35).

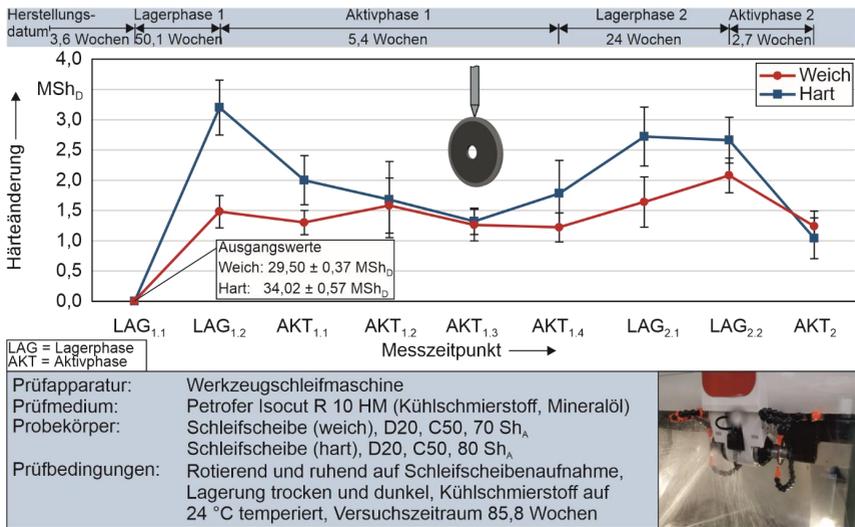


Abbildung 6-35: Härte der Schleifscheiben in verschiedenen Phasen des Einsatzzeitraums (Versuch 6), nach [Hart22b]

Die Härte wurde erstmalig 3,6 Wochen nach dem Herstellungsdatum der Schleifscheiben gemessen. Diese Werte fungierten als Ausgangswerte (LAG_{1,1}). Nach der Lagerphase 1 von 50,1 Wochen wurde die Härte erneut erfasst (LAG_{1,2}). Die Härte stieg um 9 % bei der harten und um 5 % bei der weichen Schleifscheibe. Folglich wurden die Eigenschaften des Schleifbelags in diesem Zeitraum bereits durch chemische und/oder physikalische Alterungsvorgänge (ohne KSS-Interaktion) verändert. Anschließend wurden die Schleifscheiben abgerichtet und für die Aktivphase 1 (5,4 Wochen) eingesetzt. Nach dem Abrichten (AKT_{1,1}) nahm die Härte (insbesondere bei der harten Schleifscheibe) aufgrund des Abtrags der äußeren Bereiche des Schleifbelags und einsetzender Quellung ab. In der Aktivphase 1 wurden mehrere Schneidkantenpräparationen und sechs Abrichtvorgänge durchgeführt. Beide Schleifscheibenspezifikationen erreichten dabei in der Werkzeugschleifmaschine eine Einsatzzeit von etwa 23,5 h. Wird eine durchschnittliche Bearbeitungszeit für eine Schneide (inklusive Werkzeugvermessung und Vorschleifen der Frei- und Spanfläche) von ca. 4 min angenommen, könnten so während der Aktivphase 1 352 Schneiden (88 Wendeschneidplatten; vier Schneiden pro Wendeschneidplatte) präpariert werden. Nach dem Abrichten und den Schneidkantenpräparationen wurden die Schleifscheiben stets trocken in einem lichtundurchlässigen Behältnis gelagert. Bei beiden untersuchten Schleifscheibenspezifikationen war die Härte des Schleifbelags zu Beginn und am Ende der Aktivphase 1 in etwa gleich groß. Dazwischen wurden leichte Schwankungen festgestellt. Nach der Aktivphase 1 folgte die Lagerphase 2 für 24 Wochen. Die ersten Messungen innerhalb dieser Phase wurden nach 14 Wochen durchgeführt (LAG_{2,1}). Die Härte des Schleifbelags nahm in dieser Phase bei beiden Schleifscheibentypen zu. Die harte Schleifscheibe erreichte im Mittel beinahe den Wert aus der ersten Lagerphase (LAG_{1,2}), die weiche Schleifscheibe übertrifft diesen Wert geringfügig. Neben weiteren Alterungseffekten ist dies ein Hinweis darauf, dass während dieser Lagerphase ein Teil des absorbierten KSS wieder aus dem Schleifbelag entweichen konnte. Während der Aktivphase 2 (AKT₂, 2,7 Wochen) wurden beide

Schleifscheiben für etwa 7 h in der Werkzeugschleifmaschine eingesetzt. Die Schleifscheiben wurden in dieser Zeit zweimal abgerichtet. Die Lagerung erfolgte äquivalent zur Lagerung in Aktivphase 1. Die Härtewerte waren mit denen aus der Aktivphase 1 vergleichbar.

6.4.3 Präparationsergebnis

Die Präparationsergebnisse vor und nach den Alterungsversuchen sind in Abbildung 6-36 (weiche Schleifscheibe) und 6-37 (harte Schleifscheibe) dargestellt.

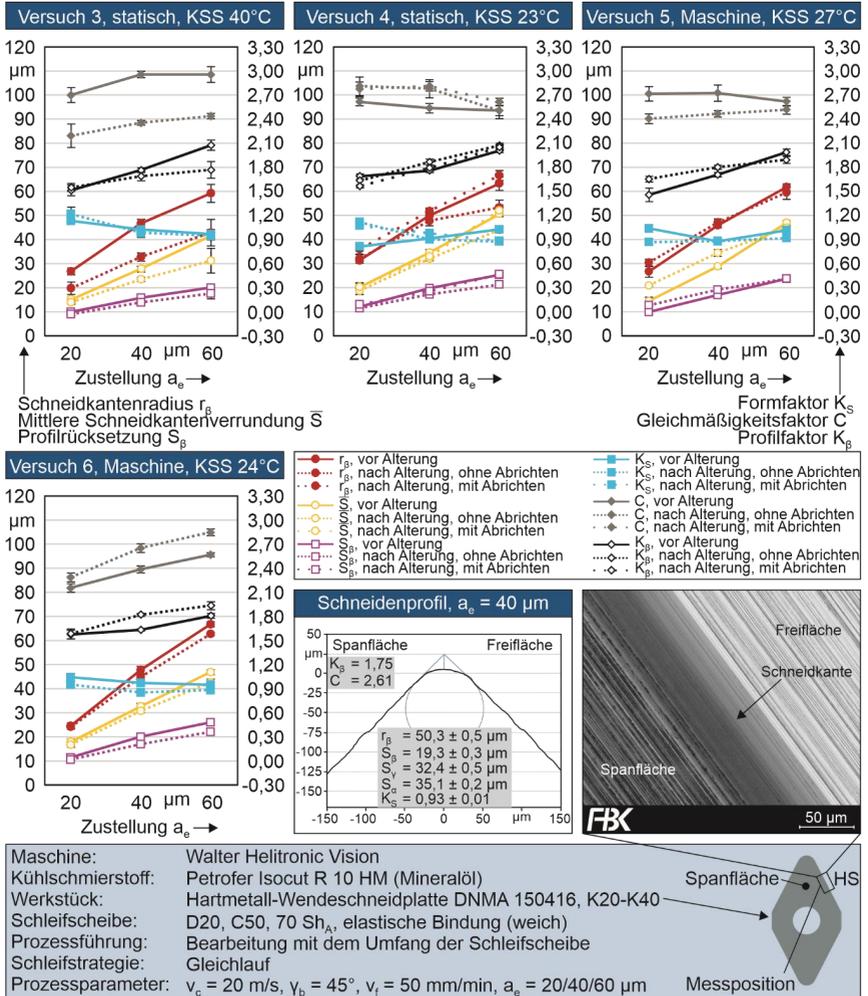


Abbildung 6-36: Präparationsergebnisse vor und nach den Alterungsversuchen (weiche Schleifscheibe), modifiziert nach [Hart22b]

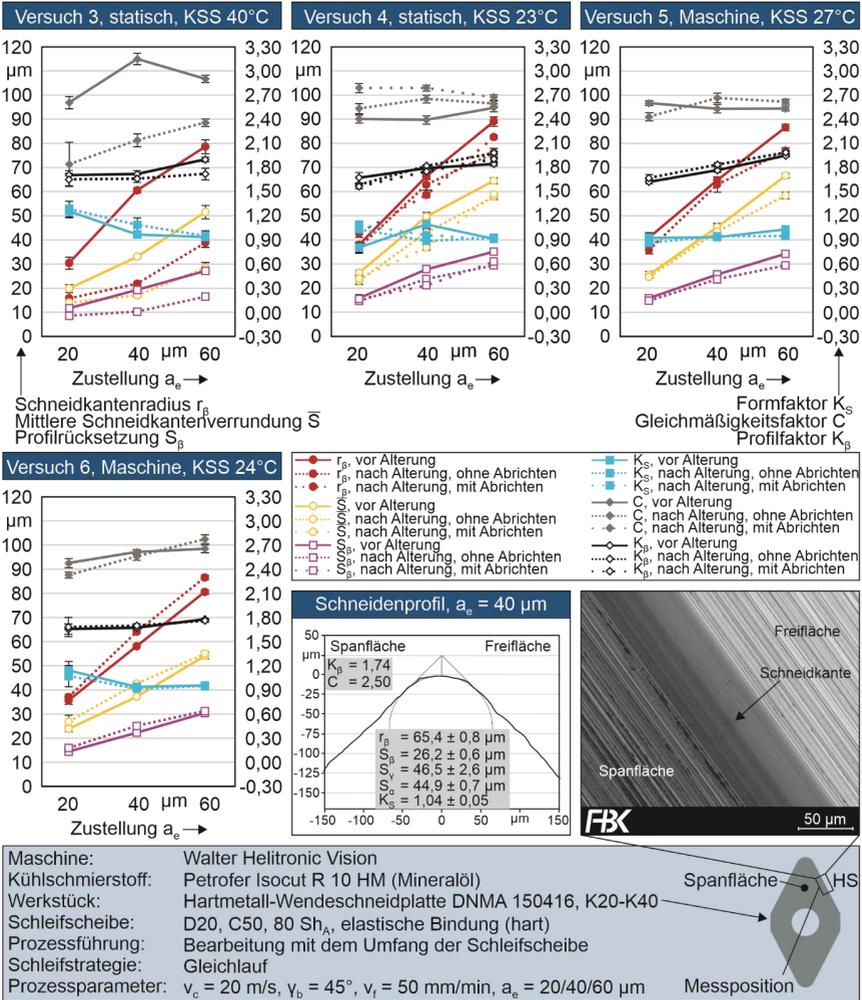


Abbildung 6-37: Präparationsergebnisse vor und nach den Alterungsversuchen (harte Schleifscheibe), modifiziert nach [Hart22b]

Am Ende von **Versuch 3** wurden für beide Schleifscheibenspezifikationen aufgrund von Quellung des Schleifbelags signifikant kleinere Werte für den Schneidkantenradius r_b , die mittlere Schneidkantenverrundung \bar{S} und die Profiltrücksetzung S_B erzielt. Die Veränderungen der Präparationsergebnisse sind bei der härteren Schleifscheibe stärker ausgeprägt als bei der weicheren. Dies war zu erwarten, da auch die Änderungen der Schleifscheibeneigenschaften bei dieser Schleifscheibe höher waren (vgl. Kapitel 6.4.2). Die im Anschluss des Alterungsversuchs mit der harten Schleifscheibe präparierten Wendeschneidplatten verfügten über etwa 54 % kleinere Schneidkantenradien (Mittelwert über die drei untersuchten Zustellungen) im Vergleich zu den

Ausgangswerten. Die mittlere Schneidkantenverrundung nahm um 41 % und die Profiltrücksetzung um 38 % ab. Die Schneidkantenpräparationen mit der weichen Schleifscheibe führten zu Schneidkantenradien, die 28 % kleiner waren als die Ausgangswerte. Die mittlere Schneidkantenverrundung wurde um 16 % und die Profiltrücksetzung um 11 % reduziert. Der Formfaktor K_S blieb annähernd konstant. Für den Gleichmäßigkeitsfaktor C und den Profilmfaktor K_β wurden für beide Schleifscheibenspezifikationen nach der Alterung kleinere Werte beobachtet. Dies deutet auf eine Veränderung der Proportionen an der Schneide hin.

Wie bereits in der Literatur [Efftg18, Auri16a] beschrieben, deutet ein Anstieg des Gleichmäßigkeitsfaktors infolge einer höheren Zustellung/Verrundungsgröße auf eine zunehmende Abflachung der Schneidengeometrie hin. Dies bedeutet, dass die Werte für den Schneidkantenradius schneller ansteigen (bei einer flacheren Schneidenform werden tendenziell größere Radien eingemessen) als die Profiltrücksetzungen. Demnach wirkt sich die Schneidenform zwischen den Ablösepunkten der projizierten Verrundungen an der Span- und Freifläche auf die Einmessung des Schneidkantenradius aus (vgl. auch Kapitel 6.3.2). Die mittlere Schneidkantenverrundung wird hierdurch hingegen nicht beeinflusst. Allerdings kann über den Profilmfaktor ebenfalls eine Aussage zur Proportion der Schneide getroffen werden.

Mit zunehmender Zustellung ist generell ein Anstieg des Profilmfaktors erkennbar. Dies wird auf den Initialverschleiß der Schleifscheibe zurückgeführt, der bei höherer Zustellung stärker ausfällt. Dadurch wird die Schneidenform tendenziell spitzer. Dies ist aus den resultierenden Schneidenprofilen (auch bereits zwischen Haupt- und Nebenschneide) erkennbar. Der Anstieg des Profilmfaktors ist bei allen Versuchen erkennbar. Die Profilmfaktoren nach der Alterung erreichen bei Versuch 3 für beide Schleifscheibenspezifikationen bei Zustellungen von 20 und 40 μm ein ähnliches Niveau. Erst bei 60 μm steigt der Profilmfaktor deutlich weniger stark an als vor dem Alterungsversuch. Dies wird auf die künstliche Erweichung des Schleifbelags durch Absorption von KSS (Quellung) zurückgeführt, wodurch dieser bei höheren Zustellungen weniger Verschleißanfällig ist. Eine tendenziell geringere Verschleißanfälligkeit eines weicheren Schleifbelags bei Zustellungen von 60 μm konnte bei den Verschleißuntersuchungen in Kapitel 6.3.1 nachgewiesen werden.

Der geringere Materialabtrag nach der Alterung kann einerseits auf die abgenommene Härte der Schleifbeläge zurückgeführt werden. Andererseits wurden infolge der Quellung auch die Maße der Schleifscheiben (Durchmesser und Breite) vergrößert. Eine solche Maßänderung erfolgt nicht vollständig gleichmäßig. Anfängliche Rundheitsabweichungen können zudem verstärkt werden. Dies verschlechtert die Rundheit der Schleifscheibe, wodurch die Kontaktzeit zwischen dem Schleifbelag und der Schneide verringert wird. Dies führte zu einem geringeren Zeitspanvolumen. In Abbildung 6-38 sind lichtmikroskopische Aufnahmen der Schleifbelagoberfläche beider Schleifscheibenspezifikationen abgebildet. Die Aufnahmen wurden an drei unterschiedlichen Positionen am Umfang der Schleifscheiben aufgenommen und dokumentieren zwei Bereiche am Schleifbelag, die während Versuch 3 zu unterschiedlichen Zeitpunkten (vor (SKP_{vor}) und nach (SKP_{nach}) der Alterung) zur Schneidkantenpräparation herangezogen wurden. Nach SKP_{vor} sind auffällig dunkelfarbigen Markierungen am Schleifbelag sichtbar. Diese gehen aus kleinsten Hartmetall-Spänen hervor, welche sich während der Schneidkantenpräparation am Schleifbelag ablagern. Dies konnte mit EDX-Analysen bestätigt werden. Die Messung erfolgte in den Bereichen „vor Alterung“, wo das Element Wolfram (W) nachgewiesen werden konnte und in Bereichen die nicht zur Schneidkantenpräparation herangezogen

(rechts vom Bereich „nach Alterung“) wurden. Hier konnte erwartungsgemäß das Element Wolfram nicht nachgewiesen werden. SKP_{nach} verursachte aufgrund der schlechteren Rundheit der Schleifscheibe leichte bis gar keine sichtbaren Markierungen am Schleifbelag. Infolge der schlechteren Rundheit tritt ein reduzierter Bereich der Umfangsfläche der Schleifscheibe mit der Werkzeugschneide in Kontakt. In den Bereichen, die nicht mit der Wendeschneidplatte in Berührung kommen, lagern sich daher keine Späne ab. Bei der härteren Schleifscheibe ist eine größere Rundheitsabweichung zu erkennen, da die Markierungen am Schleifbelag im Vergleich zur weichen Schleifscheibe schwächer sind. Diese Beobachtungen decken sich mit den in Kapitel 6.4.2 beschriebenen Untersuchungsergebnissen. Dort wurden bei der härteren Schleifscheibe die größten Maßänderungen (Durchmesser und Breite) festgestellt.

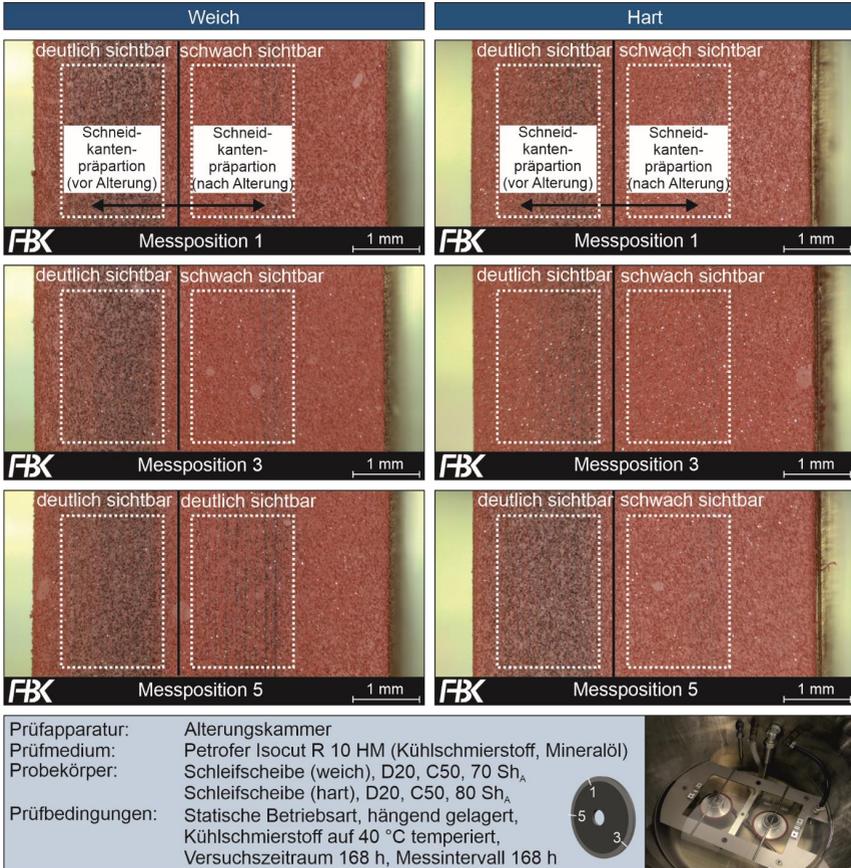


Abbildung 6-38: Verfärbungen und Markierungen auf dem Schleifbelag infolge der Schneidkantenpräparation vor und nach der Alterung, nach [Hart22b]

Bei **Versuch 4** wurden zusätzlich nach einem zweiten Abrichtvorgang am Ende des Alterungsversuchs Schneidkantenpräparationen (bezeichnet als „nach Alterung, mit Abrichten“) durch-

geführt. Beim Vergleich der präparierten Schneidengeometrien vor und nach dem Alterungsversuch wurde eine gegenüber den Ausgangswerten geringfügig kleinere Verrundung gemessen. Der durchschnittliche Schneidkantenradius über alle Zustellungen nach dem Versuch ist beim Einsatz der weichen Schleifscheibe um 6 % kleiner, beim Einsatz der harten um 8 % kleiner. Die mittlere Schneidkantenverrundung reduziert sich um 9 % (weich) bzw. 12 % (hart). Die durchschnittliche Profilrücksetzung fiel bei der harten Schleifscheibe um 13 % und bei der weichen um 11 % geringer aus. Die Veränderungen sind bei höheren Zustellungen signifikanter. Bei einer Zustellung von 60 µm betrug die Reduzierung des Schneidkantenradius bei der weichen Schleifscheibe 16 % und bei der harten 15 %. Der zweite Abrichtvorgang führte zu einer Erhöhung des Materialabtrags (primär beim Einsatz der weichen Schleifscheibe), so dass bzgl. der Schneidengeometrien Werte nahe den Ausgangswerten erreicht wurden.

Bei **Versuch 5** führte die Interaktion der weichen Schleifscheibe mit dem KSS insgesamt zu einer vernachlässigbaren Veränderung der Präparationsergebnisse. Der Schneidkantenradius hat sich im Mittel über alle Zustellungen um 4 % erhöht. Dieser Unterschied liegt im Bereich der üblichen Präparationsergebnisschwankungen des Präparationsverfahrens. Die Ergebnisse beim Einsatz der weichen Schleifscheibe zeigen insgesamt einen vernachlässigbar geringen Einfluss der Zustellung auf die alterungsbedingten Änderungen beim Schneidkantenradius. Für die mittlere Schneidkantenverrundung und die Profilrücksetzung wurde hingegen im Mittel über alle Zustellungen ein Anstieg von 20 % und 14 % festgestellt. Die größten prozentualen Unterschiede wurden hier bei Zustellungen von 20 µm und 40 µm beobachtet. Bei einer Zustellung von 60 µm waren die Unterschiede hingegen vernachlässigbar gering. Bei Verwendung der harten Schleifscheibe verringerte sich der Schneidkantenradius. Die größten Veränderungen wurden bei einer Zustellung von 20 µm und 60 µm beobachtet. Im Mittel über alle Zustellungen wurden für den Schneidkantenradius und die Profilrücksetzung 9 % (für die mittlere Schneidkantenverrundung 7 %) kleinere Werte als vor den Alterungsversuchen erreicht. Beim Formfaktor wurden für beide Schleifscheibenspezifikationen keine signifikanten Unterschiede festgestellt.

Im Anschluss an **Versuch 6** werden beim Einsatz der weichen Schleifscheibe kleinere Werte für den Schneidkantenradius, die mittlere Schneidkantenverrundung und die Profilrücksetzung als vor der Alterung erreicht. Im Mittel über alle Zustellungen ist der Schneidkantenradius um 5 %, die mittlere Schneidkantenverrundung um 7 % kleiner. Die Unterschiede werden zwar bei höheren Zustellungen größer, sind allerdings nicht auffällig hoch, sodass der Einfluss der Alterung auf das Präparationsergebnis insgesamt gering ist. Dies lässt sich auch beim Einsatz der harten Schleifscheibe schlussfolgern. Im Mittel über alle Zustellungen wurden hier für den Schneidkantenradius (7 %), die mittlere Schneidkantenverrundung (10 %) und die Profilrücksetzung (9 %) nach der Alterung etwas höhere Werte beobachtet. Die Werte für den Formfaktor fallen nach der Alterung bei der weichen (9 %) und harten (3 %) Schleifscheibe im Mittel über alle Zustellungen kleiner aus.

6.4.4 Zusammenfassung, Diskussion und Fazit

Im Allgemeinen können aus Polyurethan bestehende Bindungen eine gute Mineralölbeständigkeit attestiert werden. Dies kann auf die polaren chemischen Eigenschaften von Polyurethan zurückgeführt werden. [Rinn12] Eine potenziell gute Kompatibilität zwischen Mineralölen (un-

polar) und Polyurethan konnte auch durch die Gegenüberstellung der Hansen-Löslichkeitsparameter aufgezeigt werden (vgl. Kapitel 10.1, Anhang). Alterungseffekte, wie die Quellung, können die Eigenschaften der Schleifscheiben verändern und somit die Reproduzierbarkeit bei der Schneidkantenpräparation negativ beeinflussen. Die Härte, sowie die Form- und Maßhaltigkeit des Schleifbelags sind wichtige prozessbestimmende Faktoren und müssen daher in Alterungsversuchen hinsichtlich einer möglichen Veränderung untersucht werden.

Bei allen Versuchsbedingungen wurden veränderte Schleifscheibeneigenschaften infolge einer Quellung des Schleifbelags beobachtet. Die experimentellen Erkenntnisse und die daraus ableitbaren allgemeinen Schlussfolgerungen sind in Abbildung 6-39 zusammengefasst.

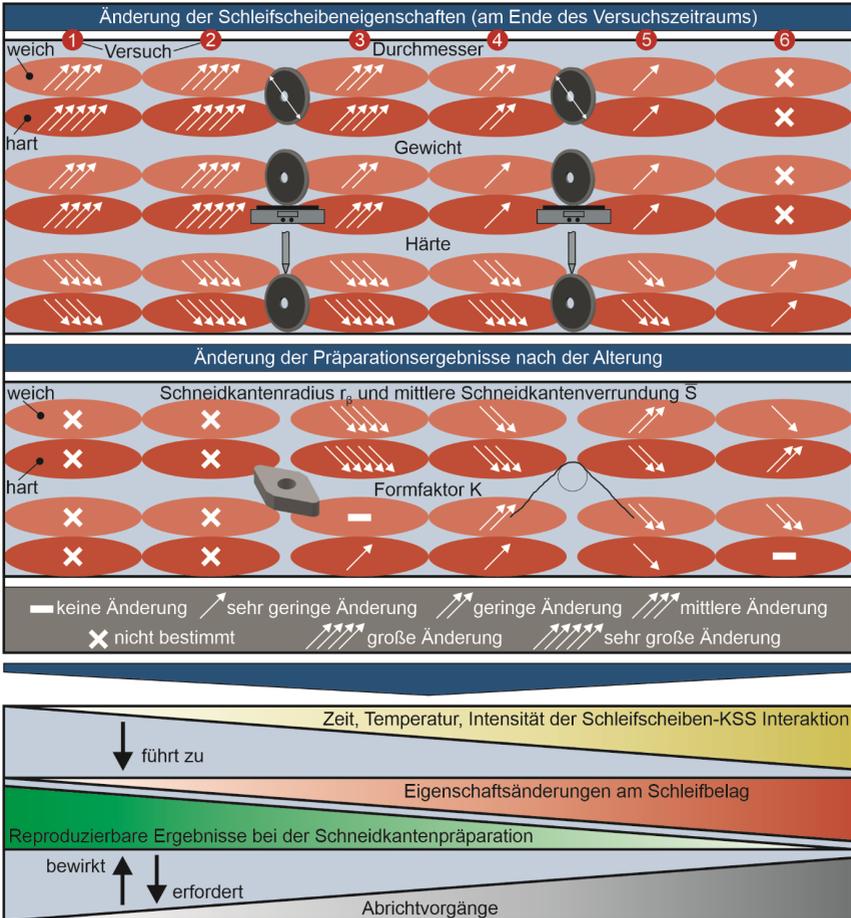


Abbildung 6-39: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse, modifiziert nach [Hart22b]

Die größten Veränderungen der Schleifbelagseigenschaften wurden erwartungsgemäß bei den höchsten KSS-Temperaturen (40 °C und 70 °C) und bei längeren Versuchszeiten (6 Wochen) beobachtet. In der Literatur wird als geringe Quellung häufig eine Volumenänderung von bis

zu 10 % angesehen [Ehre07, Fran00]. Die am Ende des Versuchszeitraums am höchsten gemessenen Volumenänderungen lagen im Bereich von 9-14 % (Versuche 1 und 2). Unter moderateren Prüfbedingungen sowie der realen Einsatzumgebung in der Werkzeugschleifmaschine (Versuche 3-5) wurden Volumenänderungen im Bereich von 1-5 % festgestellt. Zur Beurteilung der Auswirkungen einer Quellung auf die Schneidkantenpräparation sollte der spezifische Anwendungsfall miteinbezogen werden. Da bei der Schneidkantenpräparation die Zustellung (im Bereich von wenigen Mikrometern) und Härte der Schleifscheibe einen wesentlichen Einfluss auf das Präparationsergebnis haben, können hier bereits kleine Veränderungen zu Prozessabweichungen führen. Es konnte gezeigt werden, dass sich eine größere Veränderung der Schleifscheibeneigenschaften in einer stärkeren Beeinflussung des Präparationsergebnisses in Form eines geringeren Materialabtrags manifestiert. In diesem Fall waren die Versuchsergebnisse nicht reproduzierbar, so dass der Schneidkantenradius, die mittlere Schneidkantenverrundung und die Profiltrücksetzung signifikant geringer ausfielen. Der Formfaktor K der Schneidkanten blieb annähernd konstant. Dies war zu erwarten, da sich die Eigenschaften des Schleifbelags in der Regel über die gesamte Oberfläche nahezu gleichmäßig ändern. Insgesamt entstehen durch die Quellung allerdings zunehmende Ungleichmäßigkeiten bei der Form des Schleifbelags. Diese führen zu einer schlechteren Rundheit der Schleifscheibe und damit während der Schneidkantenpräparation zu einer reduzierten Kontaktzeit zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante. Dies konnte, neben einer geringeren Härte, als Grund für den geringeren Materialabtrag identifiziert werden. Durch Abrichten konnten die negativen Eigenschaftsänderungen wirksam abgeschwächt werden.

In Abbildung 6-40 ist der Mechanismus der Quellung am Schleifbelag schematisch erläutert. In Phase 1 hat die Schleifscheibe noch nicht mit dem KSS interagiert. Die Härte im Querschnitt des Schleifbelags und die Rundheit der Schleifscheibe nach dem Abrichten sind gleichmäßig. In Phase 2 und 3 tritt die Schleifscheibe in Kontakt mit dem KSS. Die Intensität der Quellung hängt von den spezifischen Umgebungsbedingungen während der Interaktion ab. Die primären Einflussfaktoren sind die Interaktionszeit der Schleifscheibe mit dem KSS, die Temperatur des KSS und die Lagerungsbedingungen (z. B. Lagerung der Schleifscheiben außerhalb der Schleifmaschine im trockenen Zustand). Es wird davon ausgegangen, dass weitere Parameter, wie die Lufttemperatur und die relative Luftfeuchtigkeit, eine untergeordnete Rolle bei der Quellung spielen. Eine längere Interaktionszeit und/oder eine höhere Temperatur des KSS beschleunigen den Quellvorgang. Dies führt zu einem höheren Härtegradienten im Querschnitt des Schleifbelags und zu einer größeren Unrundheit der Schleifscheibe (Phase 3). Solch stark veränderte Eigenschaften des Schleifbelags können zu einer Verringerung des Materialabtrags bei der Schneidkantenpräparation führen. Dies konnte nur, während der künstlich erhöhten Interaktionsbedingungen (KSS bei 40 °C für 1 Woche) beobachtet werden, nicht jedoch während des regulären Betriebs in der Werkzeugschleifmaschine. Eine Implementierung regelmäßiger Abrichtvorgänge erfolgt beim Schleifen i.d.R. standardmäßig und sollte aufgrund von Verschleiß am Schleifbelag auch bei der Schneidkantenpräparation durchgeführt werden. Dies hat zusätzlich den Effekt, dass die äußeren mit KSS gesättigten Bereiche des Schleifbelags in regelmäßigen Abständen entfernt werden. Die Rundheit und Härte am Schleifbelag können dadurch weitgehend konstant gehalten werden, sodass reproduzierbare Ergebnisse bei der Schneidkantenpräparation erzielt werden können. Die experimentellen Ergebnisse zeigten zudem, dass die Höhe der Quellung auch von der Schleifscheibenspezifikation abhängt. Dies kann

beispielsweise auf die chemische Zusammensetzung des Elastomers und die enthaltenden Additive, sowie auf die Vernetzungsintensität oder das verwendete Vernetzungsmittel zurückgeführt werden. Dies demonstriert die hohe Komplexität der Zusammensetzungsmöglichkeiten elastisch gebundener Schleifscheiben. Dadurch ergibt sich für den Hersteller allerdings auch ein großes Potenzial zur kontinuierlichen Verbesserung der Schleifscheiben, um deren Anwendungseigenschaften weiter zu optimieren.

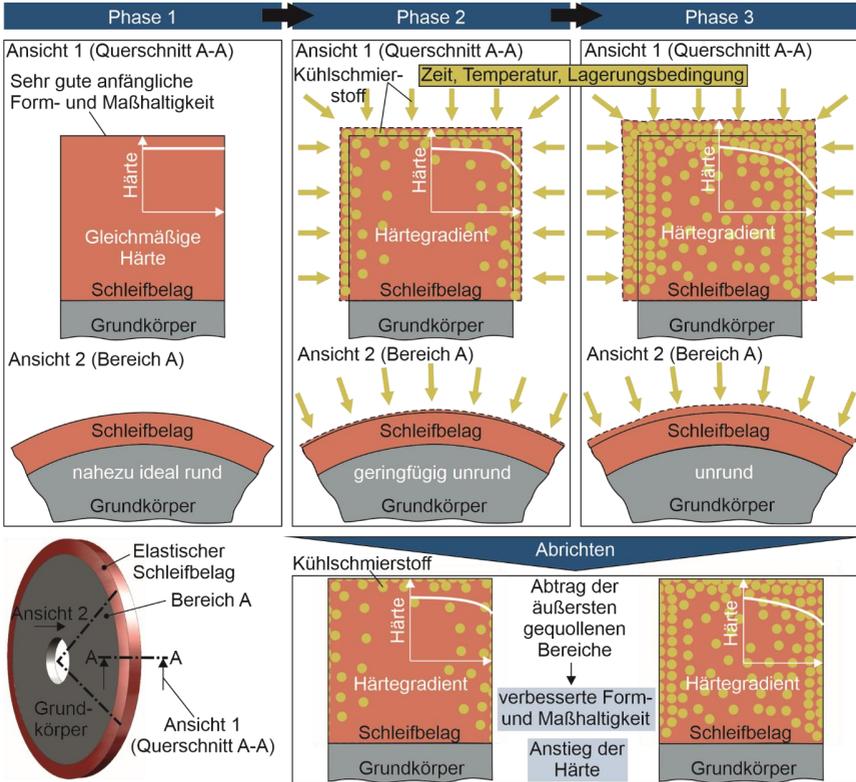


Abbildung 6-40: Schematische Darstellung der Wirkmechanismen bei der Alterung und die Wirkung von Abrichtzyklen, nach [Hart22b]

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das Wissen über die spezifischen Interaktionsmechanismen und geeignete Strategien (Implementierung geeigneter Abrichtzyklen) zur Kompensation dieser Effekte eine reproduzierbare und prozesssichere Anwendung des Präparationsverfahrens ermöglichen. Nach längerer Lagerung, insbesondere in der Werkzeugschleifmaschine unter Einsatz von KSS, sollten die Schleifscheiben vor dem erneuten Einsatz abgerichtet werden, um entsprechenden Änderungen bei den Schleifscheibeneigenschaften entgegenzuwirken. Darüber hinaus wird empfohlen, die Schleifscheiben trocken und außerhalb der Maschine in einem geschlossenen lichtundurchlässigen Behältnis (bei moderaten Temperaturen) zu lagern, um unerwünschte Einflüsse durch chemische Alterung aufgrund von Sonnen- oder Kunstlicht (vgl. hierzu z. B. [Effg18]) zu reduzieren.

7 Anwendungsrichtlinien und Bewertung des Präparationsverfahrens

Zur Implementierung des Präparationsverfahrens innerhalb einer fertigungstechnischen Prozesskette sollten die prozessspezifischen Besonderheiten mit den Zielkriterien abgestimmt werden. Zur Sicherstellung einer hohen Prozessstabilität sollten zudem etwaige Störgrößen im Prozess rechtzeitig erkannt und mit geeigneten Mitteln abgestellt werden. Zunächst sollten einige Vorüberlegungen zur potenziellen Präparationsstrategie getroffen werden, indem unterschiedliche Einflussfaktoren und eigene Zielkriterien Berücksichtigung finden (Abbildung 7-1). Dazu wurde die gängige Schleifscheibenform 1A1 herangezogen. Die anzuwendende **Präparationsstrategie** ist von besonderer Wichtigkeit für die Einsatzmöglichkeiten bei der Schneidkantenpräparation. Sie sollte im Allgemeinen anwendungsfallspezifisch und multikriteriell bewertet und festgelegt werden. Die Präparationsstrategie wird durch den verwendeten Bereich an der Schleifscheibe (**Prozessführung mit der Seite oder dem Umfang** der Schleifscheibe) und der angewendeten **Schleifstrategie** (Gleichlauf oder Gegenlauf) festgelegt.

Die Ausgangsbasis bei den Vorüberlegungen bildet die Abstimmung der **Schneidenverlaufsform** des Zerspanwerkzeugs auf die Form der Schleifscheibe (geometrische Randbedingungen). Die Schneidenverlaufsform in Verbindung mit der Form der Schleifscheibe bestimmt die Art und Größe des Kontakts zwischen den Kontaktpartnern. Dieser kann in einer ersten Näherung als eher punkt- oder linienförmig beschrieben werden. Werkzeugschneiden verfügen je nach Zerspanwerkzeug (z. B. Wendeschneidplatte, Fräs- oder Bohrwerkzeug) und Anwendung über unterschiedlich komplexe Schneidenverlaufsformen. Grundsätzlich lassen sich lineare oder nichtlineare (gekrümmt bzw. konkav oder konvex) Schneidenverlaufsformen unterscheiden. Konkave oder konvexe Konturen können beispielsweise als kreis-, ellipsen- oder helixförmig näher beschrieben werden. Es können auch komplexere Kombinationen linearer und/oder nichtlinearer Formen existieren (vgl. Kapitel 2.1.3). Wendeschneidplatten verfügen häufig über eine Kombination aus linearem (häufig Haupt- und Nebenschneide) und konvexem, kreisförmigem (häufig Schneidenecke) Schneidenverlauf. Fräswerkzeuge können beispielsweise über eine konvexe, helixförmige Kontur an der Umfangschneide, die sich meist linear und/oder konkav im Bereich der Stirnschneide fortsetzt, verfügen. In ähnlicher Weise können auch die Schneidenverlaufsformen bei Bohrwerkzeugen auftreten. Aus den drei Grundformen (linear, konvex und konkav) können in Verbindung mit der jeweils verwendeten Prozessführung sechs Kontaktkonstellationen zwischen der Werkzeugschneide und der Schleifscheibe unterschieden werden. Wird die **Seite der Schleifscheibe** zur Schneidkantenpräparation herangezogen, bilden sich bei linearen Schneidenverläufen linienförmige Kontakte aus. Die Länge des linienförmigen Kontakts ist abhängig von der Länge der Schneide, vom Durchmesser der Schleifscheibe sowie von der Position am Schleifbelag, welche i.d.R. frei über die Höhe des Schleifbelags gewählt werden kann (Abbildung 7-2). Wird eine konvexe Kontur der Schneide unterstellt, bildet sich ein deutlich kleinerer Kontakt zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante aus als bei linearen oder konkaven Schneidenverlaufsformen. Eine konkave Schneidenkontur in Verbindung mit der Seite des Schleifbelags führt geometrisch bedingt zu unregelmäßigen Eingriffsbedingungen, wodurch eine vollständige Präparation der Schneidkanten nicht gewährleistet werden kann. Aus diesem Grund sollte eine solche Kontaktkonstellation vermieden werden.

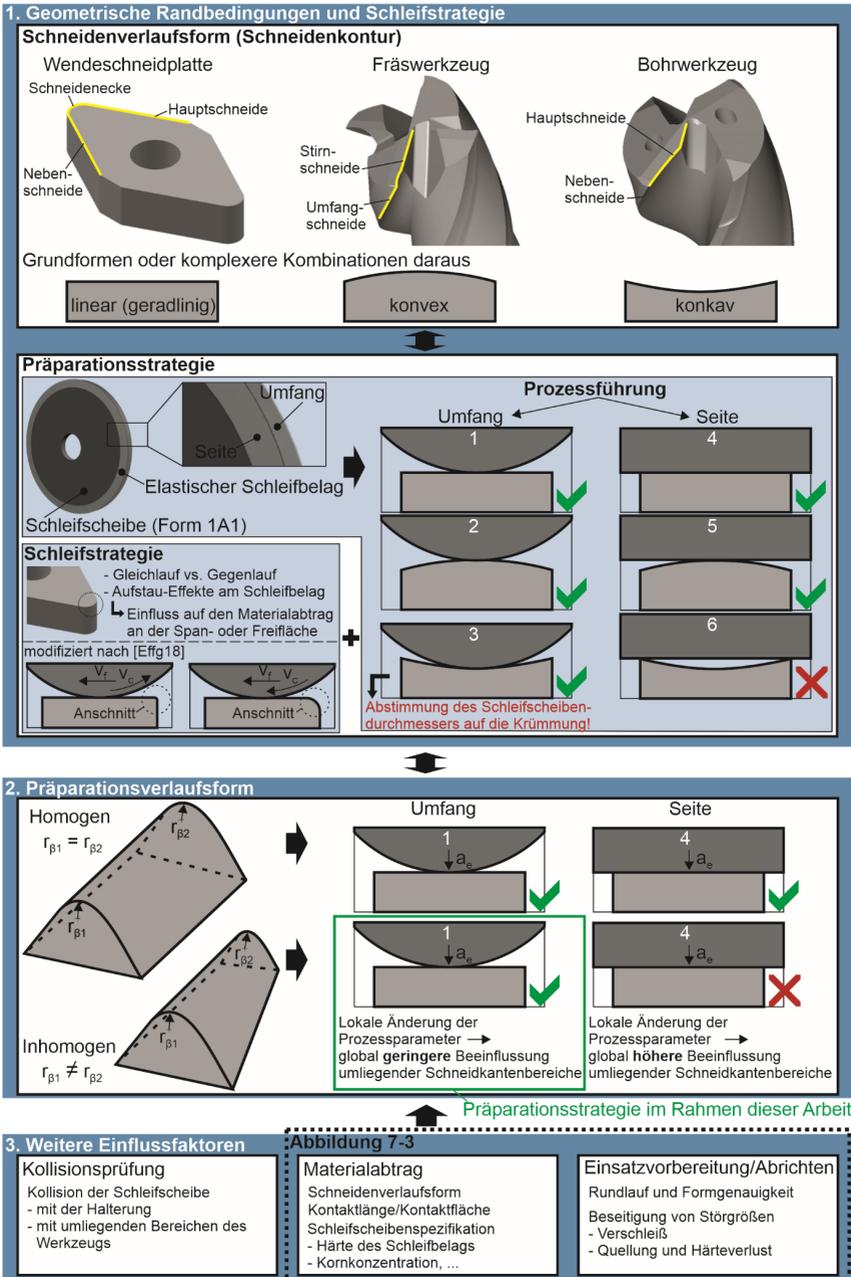


Abbildung 7-1: Vorüberlegungen zur Präparationsstrategie

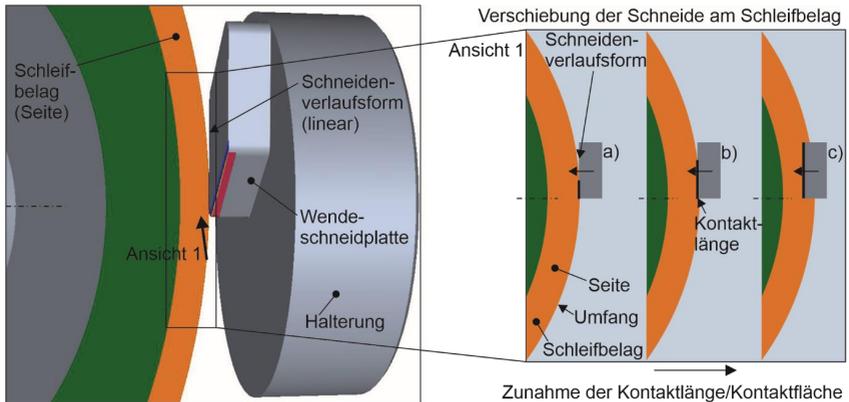


Abbildung 7-2: Kontaktbedingungen infolge der Schneidenpositionierung (a-c) am Schleifbelag bei der Prozessführung mit der Seite der Schleifscheibe

Im direkten Vergleich zur Seite der Schleifscheibe bildet sich bei der Verwendung des **Umfangs** generell ein kleinerer Kontakt zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante aus. Dies ist insbesondere bei linearen Schneidenverlaufsformen der Fall. Bei einem konstanten Schleifscheibendurchmesser bleibt die Kontaktlänge/-fläche unabhängig von der verwendeten Position am Umfang des Schleifbelags konstant. Eine Verringerung des Durchmessers infolge von Abrichtvorgängen wirkt sich nur geringfügig auf die Kontaktlänge/-fläche aus. Die Möglichkeiten konkave Verläufe mit dem Umfang der Schleifscheibe zu präparieren ist gegeben, erfordert jedoch eine spezielle Abstimmung des Schleifscheibendurchmessers auf die Krümmung. Die rein geometrischen Überlegungen zeigen, dass mit dem Umfang der Schleifscheibe eine größere Einsatzflexibilität erreicht werden kann.

Im nächsten Schritt sollten die Einsatzmöglichkeiten weiter hinsichtlich der Zielsetzungen beim Prozessergebnis beurteilt werden. Je nach Zerspanwerkzeug und Anwendungsgebiet können Werkzeugschneiden mit einer **homogenen oder inhomogenen Präparationsverlaufsform** versehen werden. Inhomogene Präparationsverläufe werden durch Variation der Prozessparameter über den Präparationsbereich erzeugt, weshalb eine größtmögliche lokale Einstellbarkeit der Prozessparameter (insbesondere Zustellung und Präparationswinkel) sichergestellt werden muss, ohne umliegende Bereiche zu beeinflussen. Zur Erfüllung dieser Anforderungen erweist sich die Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe als geeigneter. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn eine lineare Schneidenverlaufsform vorliegt. Durch den Einsatz der Seite des Schleifbelags würden aufgrund des großen Kontakts zwischen der Schneidkante und dem Schleifbelag auch umliegende Bereiche durch eine lokale Änderung der Prozessparameter beeinflusst werden. Eine zielgerichtete Gestaltung des inhomogenen Präparationsverlaufs würde dadurch erschwert werden.

Die **Schleifstrategie** wird durch die Richtung des Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeitsvektors festgelegt und kann je nach Prozesskinematik Auswirkungen auf das Präparationsergebnis haben. *Effgen* [Effg18] konnte in seinen Untersuchungen zeigen, dass der Substratwerkstoff bevorzugt auf jener Seite (z. B. Frei- oder Spanfläche, Schneidenecke beim Fräser oder Bohrer) abgetragen wird, auf der der Schnittgeschwindigkeitsvektor auf die Schneide trifft, wodurch

die Größe und Form der Schneide beeinflusst wird. Der Grund hierfür sind Aufstau-Effekte am Schleifbelag. Diese Effekte sollten insbesondere beim Anschnitt der Schneide (z. B. Schneidenecke beim Fräs- oder Bohrwerkzeug) und bei Verdrehung der Schleifscheibe (Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe) berücksichtigt werden. [Effg18] In Kapitel 6.1.1 wurde zudem demonstriert, dass der Aufstau-Effekt ebenfalls bei nichtlinearen Schneidenverlaufsformen (z. B. Schneidenecke an der Wendeschneidplatte) Auswirkungen auf die Schneidengeometrie bzw. auf den Materialabtrag an der Frei- oder Spanfläche hat.

Unter **kollisionsbedingten Restriktionen** wird eine Kollision der Schleifscheibe mit umliegenden Bereichen an der Schneide, der Halterung oder Maschinenteilen verstanden. Diese kann je nach Größe und Form der Schleifscheibe oder des Werkstücks auftreten und muss stets anwendungsspezifisch untersucht werden. *Effgen* [Effg18] berichtet hierzu bei der Prozessführung mit dem Umfang der Schleifscheibe über Einflüsse an umliegenden Schneidenbereichen von Fräswerkzeugen, wenn ein Präparationswinkel größer 65° und kleiner 45° verwendet wird. Unter Anwendung der Prozessführung mit der Seite konnte hier folglich eine höhere Einsatzflexibilität erreicht werden. [Effg18] Der **Materialabtrag** an der Schneidkante wird neben der Art der Prozessführung auch maßgeblich durch die Schleifscheibenspezifikation (insbesondere durch die Härte des Schleifbelags und die Kornkonzentration) beeinflusst. Bei gleicher Schleifscheibenspezifikation führt die Prozessführung mit der Seite der Schleifscheibe aufgrund der größeren Kontaktfläche zwischen der Schneide und dem Schleifbelag zu flacheren Schneiden bzw. zu einem höheren Materialabtrag [Effg18]. Der Materialabtrag kann auch durch eine Erhöhung der Bindungshärte und/oder der Kornkonzentration [Effg18] der Schleifscheibe gesteigert werden. Je nach Schleifscheibenform sollten schließlich auch Möglichkeiten zur Implementierung von **Abrichtwerkzeugen** zur Einsatzvorbereitung und Sicherstellung eines kontinuierlich gleichbleibenden Prozessergebnisses berücksichtigt werden. Die hier betrachtete Schleifscheibenform 1A1 ist geeigneter zum Abrichten der Umfangseite, wodurch der Schleifbelag sehr effizient und wirtschaftlich ausgenutzt werden kann.

In Anschluss an die Vorüberlegungen kann die Werkzeugschleifmaschine eingerichtet und die elastische Schleifscheibe eingesetzt und abgerichtet werden. Der eigentliche Vorgang der Schneidkantenpräparation kann als fortlaufender Prozess (Abbildung 7-3) aufgefasst werden, bis die Schleifscheibe nach mehrmaliger Aufbereitung ausgewechselt werden muss. Während der Einsatzzeit wird der Prozess durch unterschiedliche **Störgrößen** (z. B. Verschleiß und Quellung) beeinflusst, die rechtzeitig erkannt und beseitigt werden müssen. Beim erstmaligen Präparationsvorgang sollte das Präparationsergebnis untersucht und bewertet werden. Dabei sollte zunächst beurteilt werden, ob die geforderten Schneidengeometrien hinsichtlich Form und Größe erreicht wurden. Unterschiedliche Kontaktbedingungen an der Schneide können beispielsweise zu einem unterschiedlich hohen Materialabtrag an der Schneide führen, wodurch ggf. eine Anpassung der **Prozessparameter** erforderlich werden kann (vgl. Kapitel 6.1). Ist der Materialabtrag generell zu gering, sollte die Schleifscheibenspezifikation geändert werden. Mit zunehmender Präparationsdauer bildet sich in Abhängigkeit von den Prozessbedingungen eine Verschleißmarke an der Schleifscheibe, die zu veränderten Prozessergebnissen führen kann (vgl. Kapitel 6.3). Daher sollte in regelmäßigen Abständen prozessintermittierend abgerichtet werden. Je höher der Materialabtrag (hohe Zustellungen im Bereich von $40\text{-}60\ \mu\text{m}$) an der Schneide ist, desto häufiger sind Abrichtvorgänge erforderlich.

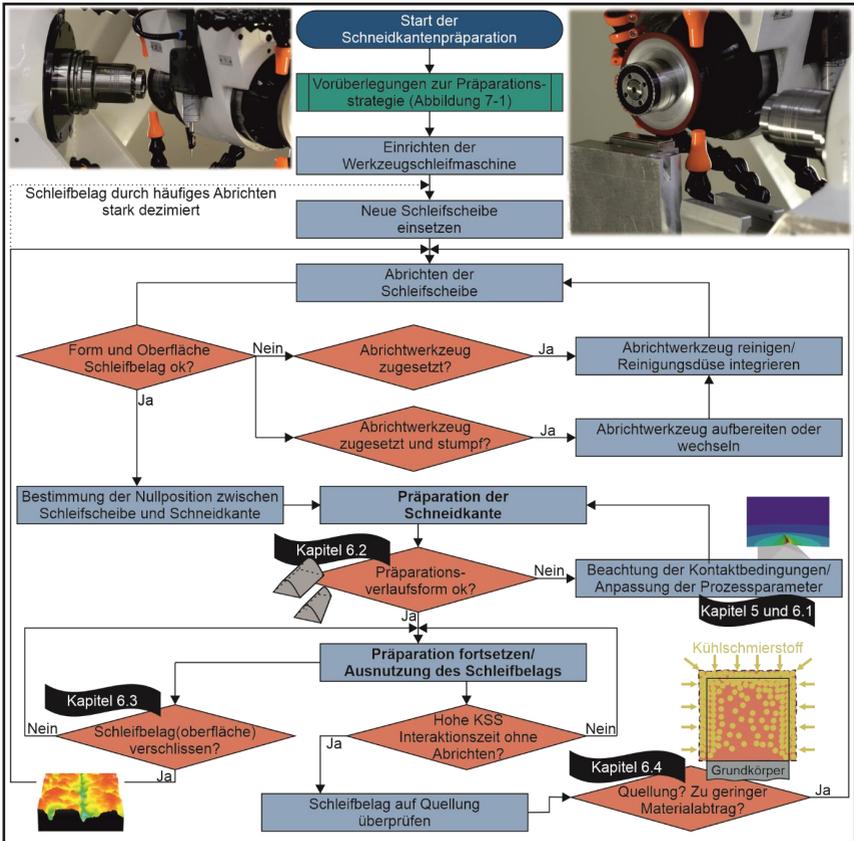


Abbildung 7-3: Prozessflussdiagramm zur Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben

Die Eigenschaften von Kunststoffen können sich aufgrund von Alterungsvorgängen verändern. Beim Einsatz einer Schleifscheibe mit Kunststoffbindung bzw. elastischer Bindung müssen solche Effekte daher als Störgrößen berücksichtigt werden. Die beim Werkzeugschleifen häufig eingesetzten nicht wassermischbaren KSS (auf Basis von Mineralöl) können einen Einfluss auf die Härte und Maßhaltigkeit des Schleifbelags ausüben. Dies ist auf eine kontinuierliche Aufnahme des KSS zurückzuführen, wodurch eine Quellung des Schleifbelags auftritt. Die Intensität der Quellung ist abhängig von den Umgebungsbedingungen. Haupteinflussfaktoren sind die Zeit, Temperatur sowie die Interaktionsintensität des KSS mit der Schleifscheibe (vgl. Kapitel 6.4). Durch regelmäßige Abrichtvorgänge können die Eigenschaftsveränderungen unterdrückt werden, da gequollene Bereiche am Schleifbelag abgetragen werden. Beim kontinuierlichen Einsatz mit regelmäßigen Abrichtvorgängen ist dieser Effekt daher gering ausgeprägt.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Schneidkantenpräparation geometrisch bestimmter Zerspanwerkzeuge wurden in den letzten Jahren unterschiedliche, z. T. aus der Entgratungstechnik stammende, Verfahren wissenschaftlich untersucht und bewertet. Einige davon sind bereits industriell etabliert. Ein noch junges Verfahren stellt die Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben dar. Die grundlegenden Wirkzusammenhänge für eine zielgerichtete Anwendbarkeit des Verfahrens wurden in den letzten Jahren an den Umfangschneiden von Vollhartmetall-Fräswerkzeugen erarbeitet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Übertragbarkeit des Verfahrens auf den Anwendungsfall von Hartmetall-Wendeschnaidplatten untersucht. Dabei wurden die Einsatzmöglichkeiten und das Einsatzverhalten des Präparationsverfahrens tiefergehend erforscht.

In Kapitel 5 wurden grundlegende Zusammenhänge zu den Kontaktbedingungen zwischen dem Schleifbelag und der Schneidkante ermittelt, da diese einen wesentlichen Einfluss auf die Höhe des erzielbaren Materialabtrags an der Schneide haben. Mit Hilfe der Finiten Elemente Methode wurden hierzu die Kontaktflächen und -längen in Abhängigkeit von den Prozessparametern (Zustellung und Präparationswinkel), den Schneidenbereichen (Neben- bzw. Hauptschneide oder Schneidenecke) und dem Schneidkantenradius ermittelt und verglichen. Unabhängig von den Prozessparametern und dem Schneidkantenradius resultieren an der Neben- bzw. Hauptschneide stets um etwa den Faktor 4 größere Kontaktflächen. Die Kontaktlängen unterscheiden sich etwa um den Faktor 5. Eine steigende (ineffektive) Zustellung bewirkt eine zunehmende Verformung des Schleifbelags und dadurch eine Vergrößerung der Kontaktfläche bzw. -länge. Durch den Präparationswinkel wird die Kontaktlänge im Bereich der Neben- bzw. Hauptschneide (lineare Schneidenverlaufsform) nur geringfügig verändert. Für Präparationswinkel kleiner oder größer 45° konnte jedoch gezeigt werden, dass die Kontaktflächen im Bereich des Übergangs der Schneidkante zur Span- bzw. Freifläche deutlich ansteigen, wodurch die Kontaktfläche insgesamt größer wird. Im Falle der nichtlinearen Schneidenverlaufsform an der Schneidenecke wurde mit zunehmendem Präparationswinkel eine abnehmende Kontaktlänge beobachtet, was auf die kreisförmige Kontur zurückgeführt werden kann. Ähnliche Tendenzen wie an der Neben- bzw. Hauptschneide konnten auch für die Kontaktflächen an der Schneidenecke festgestellt werden. Aufgrund des gekrümmten Schneidenverlaufs steigt die Kontaktfläche hier allerdings für Präparationswinkel kleiner 45° stärker an.

Im nächsten Schritt (vgl. Kapitel 6) wurden systematisch Schneidkantenpräparationen durchgeführt, untersucht und in Zusammenhang mit den spezifischen Kontaktbedingungen zwischen Schleifbelag und Schneidkante aus Kapitel 5 gebracht. Dabei wurden die Einflüsse des Präparationswinkels (25° , 45° und 65°), der Vorschubgeschwindigkeit (12,5, 25, 50 und 75 mm/min) und der Zustellung (20, 40 und 60 μm) zunächst separat auf die Präparationsergebnisse an der Hauptschneide und Schneidenecke untersucht. Dabei wurden zwei unterschiedliche Schleifscheibenspezifikationen (weich und hart) herangezogen. Die Ergebnisse zeigen, dass das Präparationsverfahren in der Lage ist, Schneidengeometrien in einem großen Einstellbereich zu erzeugen. Es konnten Schneidkantenradien im Bereich von etwa 10 bis 100 μm , sowie Formfaktoren von etwa 0,5 bis 2 erzeugt werden. Die Verrundungsgröße sollte primär über die Zustellung eingestellt werden. Durch den Einsatz der harten Schleifscheibe konnte bei einem Präparationswinkel von 45° das Zerspanvolumen an der Schneide beinahe verdoppelt werden – bei ansonsten gleichen Prozessparametern. Eine Verkippung der Verrundung in Richtung der Span-

oder Freifläche wird durch den Präparationswinkel bewirkt. Durch die Vorschubgeschwindigkeit kann die Höhe des Materialabtrags und die Verrundungsform in gewissen Grenzen eingestellt werden. Eine geringere Vorschubgeschwindigkeit bewirkt einen höheren Materialabtrag und tendenziell flachere Verrundungsformen. Infolge der Schleifstrategie (Gleich- oder Gegenlauf) treten insbesondere an gekrümmten Konturen (z. B. Schneidenecke) Aufstau-Effekte am Schleifbelag auf, die den Formfaktor beeinflussen können. Die deutlich kleinere Kontaktfläche zwischen dem Schleifbelag und der Schneidenecke führt zu einem signifikant geringeren Materialabtrag in diesem Bereich der Wendeschneidplatte. Dadurch entstehen bei konstanten Prozessparametern inhomogene Präparationsverlaufsformen. Der Materialabtrag konnte durch eine gezielte Reduzierung der Vorschubgeschwindigkeit (auf 12,5 mm/min) an der Schneidenecke um ca. 75 % an die Verrundungsgrößen der Neben- bzw. Hauptschneide angeglichen werden. Ausgehend davon wurde die Zustellung gezielt entlang des Schneidenverlaufs variiert, um einen inhomogenen Präparationsverlauf zu erzeugen.

Störgrößen beeinträchtigen im Allgemeinen die Prozessstabilität. Bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben wurden als Störgrößen der Schleifscheibenverschleiß (vgl. Kapitel 6.3) und die Quellung des Schleifbelags infolge der Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (vgl. Kapitel 6.4) identifiziert. In Kapitel 6.3 wurde der Einfluss der Prozesskinematik und der Prozessparameter auf den Schleifscheibenverschleiß und das Präparationsergebnis untersucht und diskutiert. Dazu wurde die Zustellung auf drei Stufen (20, 40 und 60 μm) untersucht, da diese als wesentliche Einstellgröße für die Höhe des Materialabtrags fungiert. Darüber hinaus beeinflusst sie die Kontaktbedingungen und die thermo-mechanischen Beanspruchungen im Schleifbelag während der Schneidkantenpräparation. Die experimentellen Ergebnisse belegen, dass mit dieser Präparationsmethode eine hohe Prozessstabilität und Reproduzierbarkeit bei kleinen und mittleren Zustellungen (20 und 40 μm) erreicht wird. Im betrachteten Anwendungsfall konnten dadurch Schneidkantenradien bis etwa 75 μm gefertigt werden. Bei höheren Zustellungen (ab 60 μm) kam es bereits nach einer geringen Anzahl an präparierten Schneiden (nach etwa 2-5 Schneiden) zu erhöhten Abweichungen bei der Schneidengeometrie im Vergleich zum Ausgangszustand. Dabei wurde für die weiche Schleifscheibe eine höhere Prozessstabilität im Hinblick auf reproduzierbare Bearbeitungsergebnisse festgestellt. Die Tendenzen bei den Bearbeitungsergebnissen lassen sich in guter Übereinstimmung auf den ermittelten Schleifscheibenradialverschleiß Δr_s übertragen. Dieser ist bei einer Zustellung von 20 und 40 μm bei der harten Schleifscheibe geringer als bei der Weichen. Bei einer Zustellung von 60 μm übersteigt der Schleifscheibenradialverschleiß der harten Schleifscheibe den Wert der weichen um 10 %. Allerdings waren die Schleifverhältnisse (G) für die harte Schleifscheibe bei allen untersuchten Zustellungen höher. Der größte Unterschied wurde bei einer Zustellung von 20 μm beobachtet. Hier betrug das Schleifverhältnis für die weiche Schleifscheibe 7,92 und für die harte 18,53. Weiterhin wurde ein Anwendungsszenario mit geeigneten Abrichtzyklen vorgestellt, woraus hervorgeht, dass durch den Einsatz dieser Präparationsmethode bei der industriellen Werkzeugherstellung bis zu 138.000 Schneiden (entspricht 34.500 Wendeschneidplatten) mit einer Schleifscheibe bearbeitet werden können.

Der Vorgang der Schneidkantenpräparation stellt hohe Anforderungen an die Genauigkeit der Prozessführung. Dies umfasst sowohl die Maschinengenauigkeit als auch die verwendeten Werkzeugeigenschaften. Letzteres bezieht sich insbesondere auf eine möglichst hohe Form-

und Maßbeständigkeit sowie Härte des Schleifbelags während des Einsatzes. Die erhöhte Relevanz ergibt sich daraus, dass Polymerwerkstoffe im Allgemeinen physikalischen und chemischen Alterungseffekten während ihrer Lebensdauer unterliegen, die zu einer Veränderung der Werkstoffeigenschaften führen können. Daher wurden systematische Untersuchungen zur Schleifscheiben-Kühlschmierstoff Interaktion (vgl. Kapitel 6.4) durchgeführt. Für die Untersuchungen wurden zwei unterschiedliche Versuchsaufbauten herangezogen. Eine Anordnung, bei der die Schleifscheiben in einer Alterungskammer mit dem Kühlschmierstoff in Wechselwirkung traten, um den Alterungsprozess zu beschleunigen, und eine Anordnung direkt in einer Werkzeugschleifmaschine, bei der die Schleifscheiben auch zur Schneidkantenpräparation in verschiedenen Alterungsstadien eingesetzt wurden. In der Alterungskammer fanden die Versuche bei erhöhten Kühlschmierstofftemperaturen (40 und 70 °C) statt, um mögliche Wechselwirkungen zu beschleunigen. Die Ergebnisse zeigten eine Zunahme von Durchmesser, Breite und Gewicht der Schleifscheiben sowie eine Verringerung der Härte. Diese Veränderungen waren bei den erhöhten Temperaturen in der Alterungskammer stärker ausgeprägt. Dies führte zu einer deutlichen Reduzierung des Materialabtrags, was kleinere Schneidkantenradien zur Folge hatte. Derartig hohe Veränderungen wurden bei moderateren Temperaturen (23 °C) und während des Versuchs in der Werkzeugschleifmaschine nicht beobachtet. Generell sollten kontinuierliche Abrichtzyklen durchgeführt werden, um die Eigenschaften der Schleifscheiben annähernd konstant zu halten. Außerdem sollten die Schleifscheiben bei Nichtgebrauch trocken gelagert werden. Auf diese Weise können Veränderungen bei den Eigenschaften des Schleifbelags reduziert und negative Einflüsse auf das Präparationsergebnis minimiert werden.

In zukünftigen Forschungsarbeiten sollten weitere Hartmetallsorten und keramische Schneidstoffe bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben untersucht werden. Ebenfalls sollte der Einfluss des Keilwinkels auf das Ergebnis der Schneidengeometrie näher betrachtet werden, um geeignete Anpassungsstrategien für die Prozessparameter ableiten zu können. Im Hinblick auf komplexere Schneidenverlaufsformen (z. B. an Bohrwerkzeugen) sollten Untersuchungen mit konkaven Schneidenformen durchgeführt werden. Diesbezüglich könnten kleinere Werkzeugdurchmesser relevant werden, um eine durchgängige Bearbeitung sicherstellen zu können. Weiterhin sollte untersucht werden, wie sich die Schleifscheibenspezifikation und die Prozessparameter auf die Eigenspannungsverläufe in der Randzone der Schneide auswirken. Diese könnten sich auf die Standzeit der präparierten Werkzeuge auswirken. Die exakten Vorgänge in der Zerspanzone beim Einsatz elastisch gebundener Schleifscheiben sind komplex. Mit Hilfe simulativer Methoden sollten Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und dem resultierenden Materialabtrag näher untersucht werden, um ein vollständiges Bild von den Wirkzusammenhängen zu erhalten.

9 Literaturverzeichnis

- [AiF11] AiF-Abschlussbericht (AiF-Forschungsvorhaben 15308 N): Werkstoff- und Werkzeugseitige Untersuchungen der Zerspanbarkeit von austenitisch-ferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI), Technische Informationsbibliothek und Universitätsbibliothek, Werkzeugmaschinenlabor WZL, RWTH Aachen, (2011).
- [Albr60] P. Albrecht: New Developments in the theory of the metal-cutting process – Part I. The Ploughing-Process in metal cutting. Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry 82/4 (1960): S. 348-357.
- [Albr61] P. Albrecht: New Development in the theory of metal-cutting process – Part II. The Theory of chip formation. Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry 83/4 (1961): S. 557-568.
- [Alfr66] T. Alfrey Jr., E.F. Gurnee, W.G. Lloyd: Diffusion in glassy polymers. Journal of Polymer Science: Part C, Polymer Symposia 12/1 (1966): S. 249-261. <https://doi.org/10.1002/polc.5070120119>.
- [Ants14] G. Antsupov, C. Heinzel, J. Koch, A. Wagner: Spiegelnde Oberflächenqualität – Finishbearbeitung mit elastisch gebundenen Schleifscheiben. wt Werkstatttechnik online 104/6 (2014): S. 341-345.
- [Arco98] C. Arcona, Th.A. Dow: An empirical tool force model for precision machining. Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering 120/4 (1998): S. 700-707.
- [Arft13] M. Arft: Werkzeug- und Prozessauslegung zur Drehbearbeitung von austenitisch-ferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI), Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2013).
- [Asai90] S. Asai, Y. Taguchi, K. Horio, T. Kasai, A. Kobayashi: Measuring the Very Small Cutting-Edge Radius for a Diamond Tool Using a New Kind of SEM Having Two Detectors. CIRP Annals 39/1 (1990): S. 85-88. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61008-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61008-7).
- [Aßmu19] R. Aßmuth: Schneidkantenpräparation durch Druckluft-Nassstrahlspanen mit Industrierobotern. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2019).
- [Auri10] J.C. Aurich, M. Zimmermann, L. Leitz: Schneidkantenpräparation an Wendeschneidplatten – Beschriftungslaser als Alternative zu konventionellen Verfahren. VDI-Z Integrierte Produktion - Special I Werkzeuge 152 (2010): S. 15-17.
- [Auri11] J.C. Aurich, M. Zimmermann, L. Leitz: The preparation of cutting edges using a marking laser. Production Engineering – Research and Development 5 (2011): S. 17-24. <https://doi.org/10.1007/s11740-010-0275-9>.
- [Auri15] J.C. Aurich, C. Effgen: Influence of the machining conditions when preparing cutting edges with elastic bonded grinding wheels. Production Engineering – Research and Development 9 (2015): S. 329-336. <https://doi.org/10.1007/s11740-015-0622-y>.
- [Auri16a] J.C. Aurich, C. Effgen, B. Kirsch: Cutting edge preparation with elastic bonded superabrasive grinding wheels. CIRP Annals - Manufacturing Technology 65/1 (2016): S. 329-332. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.093>.
- [Auri16b] J.C. Aurich, J. Hartig, B. Kirsch, P. Mayer, M. Zimmermann: Schneidkantenpräparation an Wendeschneidplatten mit elastisch gebundenen Schleifscheiben – Neue Potenziale für die Schneidkantenverrundung. ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 111/9 (2016): S. 492-495. <https://doi.org/10.3139/104.111579>.
- [Baeh19] H.D. Baehr, K. Stephan: Wärme- und Stoffübertragung. 10. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2019). <https://doi.org/10.1007/978-3-662-58441-5>.

- [Bart91] A.F.M. Barton: CRC handbook of solubility parameters and other cohesion parameters. 2. Auflage, CRC Press, Boca Raton, (1991). <https://doi.org/10.1201/9781315140575>.
- [Bart94] W.J. Bartz: Einführung in die Problematik. In: W.J. Bartz (Hrsg.): Additive für Schmierstoffe, Band 433 Kontakt & Studium Tribologie, expert-verlag, Renningen-Malmsheim, (1994): S. 1-14.
- [Bass12] E. Bassett, J. Köhler, B. Denkena: 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 5/2 (2012): S. 108-126. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2012.03.004>.
- [Bass14] E. Bassett: Belastungsspezifische Auslegung und Herstellung von Schneidkanten für Drehwerkzeuge. Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2014).
- [Bath20a] T. Bathe: Untersuchungen zur Topographie- und Umfangsgestaltoptimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2020).
- [Bath20b] T. Bathe, A. Ott, D. Biermann: Integrierte Schneidkantenpräparation auf Werkzeugschleifmaschinen durch [Tool]Prep. Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik, Messesonderausgabe GrindTec 33 (2020): S. 123-129.
- [Beb119] S. Beblein, B. Denkena, A. Krödel: Schartigkeit von Fräsern – Rauheit und Defekte im Bereich der Schneidkante gezielt beeinflussen. VDI-Z Integrierte Produktion 161/9 (2019): S. 71-74. <doi.org/10.37544/0042-1766-2019-09>.
- [Beer16] N. Beer: Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2016).
- [Behr16] L. Behrens: Schleifen von PCBN. Dissertation. Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2016).
- [Berg17] B. Bergmann: Grundlagen zur Auslegung von Schneidkantenverrundungen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2017).
- [Berg18] B. Bergmann, T. Grove: Basic principles for the design of cutting edge roundings. CIRP Annals – Manufacturing Technology 67/1 (2018): S. 73-78. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.04.019>.
- [Berg19] B. Bergmann, B. Denkena, T. Grove, T. Picker: Chip formation of rounded cutting edges. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing 20 (2019): S. 37-44. <https://doi.org/10.1007/s12541-019-00020-4>.
- [Berg21] B. Bergmann, B. Denkena, S. Beblein, T. Picker: FE-Simulation based design of wear-optimized cutting edge roundings. Journal of Manufacturing Materials Processing 5/4 (2021): S. 1-18. <https://doi.org/10.3390/jmmp5040126>.
- [Ber100] R. Berlich, E. Schmachtenberg: Alterung von Polycarbonat unter Medieneinfluss. In: G.W. Ehrenstein, S. Pongratz (Hrsg.): Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen in Verarbeitung und Anwendung. Ingenieur Werkstoffe, Sonderpublikation, Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, (2000): S. 139-150.
- [Bier08] D. Biermann, I. Terwey: Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 1/2 (2008): S. 76-80. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2008.09.002>.
- [Bier11] D. Biermann, I. Terwey, M. Wolf: Einfluss der Mikrogestalt auf die mechanische Belastung. WB Werkstatt und Betrieb 10 (2011): S. 57-59.
- [Bier13a] D. Biermann, R. Aßmuth, M. Wolf, M. Kipp: Der letzte Schliff formt die Mikrogestalt – Neue Potenziale in der Schneidkantenpräparation mittels elastisch gebundener Diamantschleifscheiben. Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik 26/2 (2013): S. 76-83.

- [Bier13b] D. Biermann, M. Wolf, T. Heymann: Magnetfinishes zur Präparation von VHM-Werkzeugen – Teil 1 Verfahrenstechnische Grundlagen. *Dihw Diamant Hochleistungswerkzeuge 5/2* (2013): S. 24-29.
- [Bier13c] D. Biermann, M. Wolf, T. Heymann: Magnetfinishes zur Präparation von VHM-Werkzeugen – Teil 2 Untersuchungen zur Oberflächenbearbeitung von Spannuten. *Dihw Diamant Hochleistungswerkzeuge 5/3* (2013): S. 32-37.
- [Bier14] D. Biermann, R. Aßmuth, T. Heymann, M. Tiffe: Durch Schneidkantenpräparation zu optimierten Zerspanprozessen. *wt Werkstattstechnik online 104/11-12* (2014): S. 728-734.
- [Bier15] D. Biermann, M. Wolf, F. Barthelmä, P. Reiß: Vor- und Nachbehandlung beschichteter Einlippenbohrer. *WB Werkstatt und Betrieb 148/1-2* (2015): S. 16-19.
- [BMBF05] BMBF-Ergebnisbericht: B. Denkena (Hrsg.), P. Baumann, J. Brodehl, M. Groppe, T. Krieg, L. de León Garcia, H. Münkler, F. Siegle: Lasertechnologie für die Generierung und Messung der Mikrogeometrie an Zerspanwerkzeugen. Ergebnisbericht des BMBF Verbundprojektes GEOSPAN. PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH, Garbsen, (2005).
- [BMWI08] BMWI-Abschlussbericht: A. Mattes, T. Eschenberg: LaserWerk – Innovative Lasernachbearbeitung von Werkzeugen aus hochharten Schneidstoffen (IN 5564), Abschlussbericht im Rahmen des BMWi-Förderkonzeptes „Förderung von innovativen Netzwerken (InnoNet)“, Fraunhofer Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik (IPK), Berlin, Laser Zentrum Hannover e.V., (2008).
- [BMWI10] BMWI-Abschlussbericht: M. Gröger, J. König, S. Richarz: Entwicklung innovativer Werkzeuge zur Zerspannung harter Komponenten (HartSpan), Förderkennzeichen 16IN0591, Abschlussbericht im Rahmen des BMWi-Förderkonzeptes „Förderung von innovativen Netzwerken (InnoNet)“, Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF), Technische Universität Berlin, (2010).
- [Bobz17] K. Bobzin: High-performance coatings for cutting tools. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 18* (2017): S. 1-9. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2016.11.004>.
- [Bont20] C. Bonten: Kunststofftechnik – Einführung und Grundlagen. 3. Auflage, Carl Hanser-Verlag, München, (2020).
- [Borc16] F. Borchers, A. Wagner, C. Heinzl, D. Meyer: Schleifen mit elastischen Werkzeugen – Prozessauslegung und Oberflächenbeeinflussung beim Außenrundsleifen. *wt Werkstattstechnik online 106/6* (2016): S. 380-386.
- [Bouz02] K.-D. Bouzakis, N. Michailidis, G. Skordaris, S. Kombogiannis, S. Hadjiyiannis, K. Efstathiou, G. Erkens, S. Rambadt, I. Wirth: Effect of the Cutting Edge Radius and its Manufacturing Procedure, on the Milling Performance of PVD Coated Cemented Carbide Inserts. *CIRP Annals – Manufacturing Technology 51/1* (2002): S. 61-64. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61466-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61466-8).
- [Bouz03] K.-D. Bouzakis, N. Michailidis, G. Skordaris, S. Kombogiannis, S. Hadjiyiannis, K. Efstathiou, E. Pavlidou, G. Erkens, S. Rambadt, I. Wirth: Optimisation of the cutting edge roundness and its manufacturing procedures of cemented carbide inserts, to improve their milling performance after a PVD coating deposition. *Surface and Coating Technology 163-164* (2003): S. 625-630. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(02\)00687-4](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(02)00687-4).
- [Bouz05] K.-D. Bouzakis, G. Skordaris, N. Michailidis, A. Asimakopoulos, G. Erkens: Effect on PVD coated cemented carbide inserts cutting performance of micro-blasting and lapping of their substrates. *Surface and Coating Technology 200/1-4* (2005): S. 128-132. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2005.02.119>.
- [Bouz08] E. Bouzakis: Steigerung der Leistungsfähigkeit PVD-beschichteter Hartmetallwerkzeuge durch Strahlbehandlung. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2008).

- [Bouz17] K.-D. Bouzakis, P. Charalampous, T. Kotsanis, G. Skordaris, E. Bouzakis, B. Denkena, B. Breidenstein, J.C. Aurich, M. Zimmermann, T. Herrmann, R. M'Saoubi: Effect of HM substrates' cutting edge roundness manufactured by laser machining and micro-blasting on the coated tools' cutting performance. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 18 (2017): S. 188-197. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2017.02.003>.
- [Bove10] W. Boveleth, T. Rabente: Sonderausgabe – Kühlschmierstoffe. 1. Auflage, InfoMediaVerlag, Bochum, (2010).
- [Bram61] P.H. Brammert: Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen. *Industrieanzeiger* 83/2 (1961), S. 25-32.
- [Brei13a] B. Breidenstein, C. Gey, B. Denkena: Surface integrity of laser machined carbide cutting tools within the PVD-coating process chain. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 44/8 (2013): S. 704-709. <https://doi.org/10.1002/mawe.201300179>.
- [Brei13b] B. Breidenstein, C. Gey, B. Denkena: Residual stress development in laser machined PVD-coated carbide cutting tools. *Materials Science Forum* 768-769 (2013): S. 391-397. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.768-769.391>.
- [Brin09] E. Brinksmeier, C. Heinzl, N. Bleil: Superfinishing and grind-strengthening with elastic bonding system. *Journal of Material Processing Technology* 209/20 (2009): S. 6117-6123. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.08.027>.
- [Brin10] E. Brinksmeier, Y. Mutlugünes, F. Klocke, J.C. Aurich, P. Shore, H. Ohmori: Ultra-precision grinding. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59/2 (2010): S. 652-671. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.05.001>.
- [Brin15] E. Brinksmeier, D. Meyer, A.G. Huesmann-Cordes, C. Herrmann: Metalworking fluids – Mechanisms and performance. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 64/2 (2015): S. 605-628. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.05.003>.
- [Brod14] J. Brodbeck, S. Rothenaicher, D. Biermann, T. Heymann, M. Wolf: Drillpolishen als neuartiges Kantenpräparationsverfahren – Mit elastisch gebundenen Scheiben die Kanten verrunden. *WB Werkstatt und Betrieb* 147/1-2 (2014): S. 84-87.
- [Brow02] R.P. Brown, J.H. Greenwood: *Practical Guide to the Assessment of the Useful Life of Plastics*. Rapra Technology Limited, Shawbury, Shrewsbury, Shropshire, (2002).
- [Byel08] O. Byelyayev: Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2008).
- [Chen07] M. Chen, J. Yuan, Y. Yang, D. Yu: The characteristic of organic bond grinding wheel. *Key Engineering Materials* 359-360 (2007): S. 63-67. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.359-360.63>.
- [Cheu08] F.Y. Cheung, Z.F. Zhou, A. Geddam, K.Y. Li: Cutting edge preparation using magnetic polishing and its influence on the performance of high-speed steel drills. *Journal of Materials Processing Technology* 208/1-3 (2008): S. 196-204. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.12.108>.
- [Chie53] K.L. Chien: The Influence of tool sharpness on the mechanics of metal cutting, Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, (1953).
- [Chil10] T.H.C. Childs: Surface energy, cutting edge radius and material flow stress size effects in continuous chip formation of metals. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 3/1 (2010): S. 27-39. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2010.07.008>.
- [Coh91] D.S. Cohen, A.B. White Jr.: Sharp fronts due to diffusion and viscoelastic relaxation in polymers. *SIAM Journal on Applied Mathematics* 51/2 (1991): S. 472–483.
- [Colw71] L.V. Colwell: Methods for sensing the rate of tool wear. *Annals of the CIRP* 19/4 (1971): S. 647-651.

- [Conn68] R. Connolly, C. Rubenstein: The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting. International Journal of Machine Tool Design Research 8/3 (1968): S. 159-187. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(68\)90003-6](https://doi.org/10.1016/0020-7357(68)90003-6).
- [Corn64] H. Cornely, J. Kerbusch, K. Schekulin: Untersuchung von Einflussgrößen auf die Schneide beim Anschleifen von Drehwerkzeugen. WB Werkstatt und Betrieb 97/11 (1964): S. 799-804.
- [Cort09a] C.J. Cortés Rodriguez: Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing. Dissertation, Universität Kassel, (2009). <https://www.uni-kassel.de/upress/online/frei/978-3-89958-712-8.volltext.frei.pdf>.
- [Cort09b] C.J. Cortés Rodriguez, F. Tikal: Einleitung und Zielsetzung. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 1-2. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Cort09c] C.J. Cortés Rodriguez, F. Tikal: Schneidkantenpräparation – Ziele. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 3-11. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Csel09a] T. Cselle: Präparationsverfahren – Schneidkantenpräparation für zu beschichtende Zerspanwerkzeuge. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 130-145. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Csel09b] T. Cselle: Schneidkantenpräparation von Zerspanwerkzeugen. SMM Schweizer Maschinenmarkt 110/8 (2009): S. 58-61.
- [DE11] DE102011054276B4: S. Rotheneicher, 87746 Erkheim, DE: Verfahren zur Schneidkantenpräparation von Schneidwerkzeugen und Schleifscheibe hierfür. Deutsches Patent- und Markenamt, München, (2011), Anmeldedatum: 07.10.2011, Veröffentlichungsdatum: 03.12.2015. <https://register.dpma.de/DPMAREgister/pat/PatSchrifteneinsicht?docId=DE102011054276B4&page=1&dpi=300&lang=de>.
- [Denk02] B. Denkena, T. Friemuth, S. Fedorenko, M. Groppe: An der Schneide wird das Geld verdient - Neue Parameter zur Charakterisierung der Schneidengeometrie an Zerspanwerkzeugen. Werkzeuge - Sonderausgabe der Zeitschrift Fertigung 30/12-2 (2002): S. 24-26.
- [Denk03] B. Denkena, T. Friemuth, C. Spengler, K. Weinert, M. Schulte, D. Kötter: Kantenpräparation an Hartmetall-Werkzeugen. wt Werkstattstechnik online 93/3 (2003): S. 202-207.
- [Denk07] B. Denkena, N. Kramer, F. Siegel, J. Kästner: Methoden zur Präparation von Zerspanwerkzeugen – Leistungsoptimierung an der Schneidkante. VDI-Z Integrierte Produktion Special Werkzeuge 149/8 (2007): S. 24-26.
- [Denk08] B. Denkena, L. León-García, E. Bassett: Preparation of designed cutting edge microgeometries by simultaneous 5-axes brushing. Proceedings of the 3rd International Conference on Manufacturing Engineering (2008): S. 117-123.
- [Denk09a] B. Denkena, L. de León, M. Rehe: Bürstkinematik und Borstenverschleiß bei der Schneidkantenpräparation – Prozesssicher verrunden. WB Werkstatt und Betrieb 10 (2009): S. 36-39.
- [Denk09b] B. Denkena, L. de León, E. Bassett: Fünf-Achs-Bürsten zur Schneidkantenpräparation. ATZproduktion 2/1 (2009): S. 32-35. <https://doi.org/10.1007/BF03224095>.
- [Denk09c] B. Denkena, L. de Leon, J. Köhler: Cutting Edge Preparation for Cemented Carbide Milling Tools. Advanced Materials Research 76-78 (2009): S. 597-602. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.76-78.597>.
- [Denk09d] B. Denkena, M. van der Meer: Diamond tools for the grinding of complex ceramic implant surfaces. Advanced Materials Research 76-78 (2009): S. 33-37. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.76-78.33>.

- [Denk10a] B. Denkena, L. de León, E. Bassett: Anwendungsabhängige Schneidkantenpräparation – Zur Steigerung der Leistungsfähigkeit von Drehwerkzeugen für die Bearbeitung von C45E. ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 105/1-2 (2010): S. 96-100. <https://doi.org/10.3139/104.110247>.
- [Denk10b] B. Denkena, L. de Leon, E. Bassett, M. Rehe: Cutting Edge Preparation by Means of Abrasive Brushing. 8th International Conference "THE Coatings" in Manufacturing Engineering, Key Engineering Materials 438 (2010): S. 1-7. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.438.1>.
- [Denk11a] B. Denkena, H.K. Tönshoff: Spanen – Grundlagen. 3. Auflage. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, (2011). <https://doi.org/10.1007/978-3-642-19772-7>.
- [Denk11b] B. Denkena, A. Lucas, E. Bassett: Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermomechanical load. CIRP Annals – Manufacturing Technology 60/1 (2011): S. 73-76. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.03.098>.
- [Denk11c] B. Denkena, J. Köhler, L. Behrens, A. Turger, D. Hahmann, M. van der Meer: Schleifen Keramischer Verschleißschutzsysteme. dihw Diamant Hochleistungswerkzeuge 3/3 (2011): S. 34-43.
- [Denk12a] B. Denkena, J. Koehler, M. Rehe: Influence of the Honed Cutting Edge on Tool Wear and Surface Integrity in Slot Milling of 42CrMo4 Steel. 5th CIRP Conference on High Performance Cutting 1 (2012): S. 190-195. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.033>.
- [Denk12b] B. Denkena, J. Köhler, M.S. Mengesha: Influence of the cutting edge rounding on the chip formation process – Part 1. Investigation of material flow, process forces, and cutting temperature. Production Engineering – Research and Development 6 (2012): S. 329-338. <https://doi.org/10.1007/s11740-012-0366-x>.
- [Denk12c] B. Denkena, J. Köhler, C.E.H. Ventura: Optimierte Herstellung von Schneidkanten-Mikrogeometrien. VDI-Z Integrierte Produktion - Special Werkzeuge Mai (2012): S. 34-37.
- [Denk13a] B. Denkena, J. Köhler, C.E.H. Ventura: Customized cutting edge preparation by means of grinding. Precision Engineering 37/3 (2013): S. 590-598. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.01.004>.
- [Denk13b] B. Denkena, J. Köhler, C.E.H. Ventura: Cutting edge preparation of PCBN inserts. Advanced Materials Research 797 (2013): S. 183-188. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.797.183>.
- [Denk13c] B. Denkena, B. Breidenstein, L. Wagner, M. Wollmann, M. Mhaede: Influence of shot peening and laser ablation on residual stress state and phase composition of cemented carbide cutting inserts. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials 36 (2013): S. 85-89. <https://doi.org/10.1016/j.jjrmhm.2012.07.005>.
- [Denk14a] B. Denkena, D. Biermann: Cutting edge geometries. CIRP Annals – Manufacturing Technology 63/2 (2014): S. 631-653. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.05.009>.
- [Denk14b] B. Denkena, J. Köhler, B. Breidenstein, A.M. Abrão, C.E.H. Ventura: Influence of the cutting edge preparation method on characteristics and performance of PVD coated carbide inserts in hard turning. Surface and Coatings Technology 254 (2014): S. 447-454. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2014.07.003>.
- [Denk16a] B. Denkena, T. Grove, B. Bergmann: Eine Frage des Radius. WB Werkstatt und Betrieb 7-8 (2016): S. 58-63.
- [Denk16b] B. Denkena, T. Grove, L. Behrens: Produktives Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten. Diamond Business 57/2 (2016): S. 54-62.

- [Denk19a] B. Denkena, A. Krödel, M. Hein: Innovative method for cutting edge preparation with flexible diamond tools. 7th CIRP Global Web Conference, Towards shifted production value stream patterns inference of data, models and technology – Procedia CIRP 86 (2019): S. 121-125. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2020.01.010>.
- [Denk19b] B. Denkena, A. Krödel, M. Hein: Innovative Methode zur Schneidkantenpräparation mit nachgiebigen Diamantwerkzeugen. Diamond Business 69/2 (2019): S. 12-18.
- [Denk21a] B. Denkena, A. Krödel-Worbes, S. Beblein, M. Hein: Influence of end mill manufacturing on cutting edge quality and wear behavior. Journal of Manufacturing and Materials Processing 77/5 (2021): S. 1-16. <https://doi.org/10.3390/jmmp5030077>.
- [Denk21b] B. Denkena, A. Krödel, A. Heckemeyer: Leistungssteigerung von pCBN-Drehwerkzeugen durch angepasste Schneidkantenmikrogeometrie. Diamond Business 77/2 (2021): S. 16-21.
- [Derk08] J.M. Derck: High precision form crush profiling of diamond grinding wheels. Dissertation, Technische Universität Delft, (2008).
- [DIN82] DIN 8200: Strahlverfahrenstechnik – Begriffe, Einordnung der Strahlverfahren. Beuth-Verlag, Berlin, (1982). – ersatzlos zurückgezogen
- [DIN85] DIN 6581: Begriffe der Zerspantechnik – Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges. Beuth-Verlag, Berlin, (1985). <https://dx.doi.org/10.31030/1121142>.
- [DIN88] DIN 6582: Begriffe der Zerspantechnik – Ergänzende Begriffe am Werkzeug, am Schneidkeil und an der Schneide. Beuth-Verlag, Berlin, (1988). <https://dx.doi.org/10.31030/2201498>.
- [DIN90] DIN 4768: Ermittlung der Rauheitskenngößen R_a , R_z , R_{max} mit elektrischen Tastschnittgeräten – Begriffe, Meßbedingungen. Beuth-Verlag, Berlin, (1990). – zurückgezogen
- [DIN00a] DIN ISO 603-1: Schleifkörper aus gebundenem Schleifmittel – Maße – Teil 1: Schleifscheiben für Außenrundscheifen zwischen Spitzen (ISO 603-1: 1999). Beuth-Verlag, Berlin, (2000). <https://dx.doi.org/10.31030/8907168>.
- [DIN00b] DIN 53508: Prüfung von Kautschuk und Elastomeren – Künstliche Alterung. Beuth-Verlag, Berlin, (2000). <https://dx.doi.org/10.31030/8544858>.
- [DIN03a] DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 0: Allgemeines – Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500664>.
- [DIN03b] DIN 8589-8: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 8: Bürstspanen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500672>.
- [DIN03c] DIN 8589-17: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 17: Gleitspanen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500679>.
- [DIN03d] DIN 8589-13: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 13: Hubschleifen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500676>.
- [DIN03e] DIN 8590: Fertigungsverfahren Abtragen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500680>.
- [DIN03f] DIN EN ISO 868: Kunststoffe und Hartgummi – Bestimmung der Eindruckhärte mit einem Durometer (Shore-Härte) (ISO 868:2003). Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9413329>.
- [DIN03g] DIN 8589-11: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2003). <https://dx.doi.org/10.31030/9500674>.

- [DIN05] DIN ISO 6104: Schleifwerkzeuge mit Diamant oder Bornitrid – Rotierende Schleifwerkzeuge mit Diamant oder kubischem Bornitrid – Allgemeine Übersicht, Bezeichnung und Benennung in mehreren Sprachen (ISO 6104:2005). Beuth-Verlag, Berlin, (2005). <https://dx.doi.org/10.31030/9639444>.
- [DIN08] DIN EN ISO 291: Kunststoffe – Normalklimate für Konditionierung und Prüfung (ISO 291:2008) – Deutsche Fassung EN ISO 291:2008. Beuth-Verlag, Berlin, (2008). <https://dx.doi.org/10.31030/1441132>.
- [DIN11] DIN EN ISO 175: Kunststoffe – Prüfverfahren zur Bestimmung des Verhaltens gegen flüssige Chemikalien (ISO 175:2010) – Deutsche Fassung EN ISO 175:2010. Beuth-Verlag, Berlin, (2011). <https://dx.doi.org/10.31030/1734064>.
- [DIN12a] DIN 50035: Begriffe auf dem Gebiet der Alterung von Materialien – Polymere Werkstoffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2012). <https://dx.doi.org/10.31030/1863275>.
- [DIN12b] DIN EN 1564: Gießereiwesen – Ausferritisches Gusseisen mit Kugelgraphit; Deutsche Fassung EN 1564:2011. Beuth-Verlag, Berlin, (2012). <https://dx.doi.org/10.31030/1799654>.
- [DIN13] DIN 51385: Schmierstoffe – Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen – Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, (2013). <https://dx.doi.org/10.31030/2067579>.
- [DIN14] DIN ISO 513: Klassifizierung und Anwendung von harten Schneidstoffen für die Metallzerspanung mit geometrisch bestimmten Schneiden - Bezeichnung der Hauptgruppen und Anwendungsgruppen. Beuth-Verlag, Berlin, (2014). <https://dx.doi.org/10.31030/2099559>.
- [DIN15a] DIN ISO 1629: Kautschuk und Latices – Nomenklatur (ISO 1629:2013). Beuth-Verlag, Berlin, (2015). <https://dx.doi.org/10.31030/2293657>.
- [DIN15b] DIN ISO 13226: Elastomere – Standard-Referenz-Elastomere (SREs) zur Charakterisierung des Verhaltens von Flüssigkeiten auf Elastomere (ISO 13226:2011). Beuth-Verlag, Berlin, (2015). <https://dx.doi.org/10.31030/2359790>.
- [DIN16a] DIN EN ISO 25178-606: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 606: Merkmale von berührungslos messenden Geräten (Fokusvariation) (ISO 25178-606:2015). Beuth-Verlag, Berlin, (2016). <https://dx.doi.org/10.31030/2250977>.
- [DIN16b] DIN ISO 1817: Elastomere oder thermoplastische Elastomere – Bestimmung des Verhaltens gegenüber Flüssigkeiten (ISO 1817:2015). Beuth-Verlag, Berlin, (2016). <https://dx.doi.org/10.31030/2561578>.
- [DIN17] DIN ISO 1832: Wendeschneidplatten für Zerspanwerkzeuge – Bezeichnung (ISO 1832:2017). Beuth-Verlag, Berlin, (2017). <https://dx.doi.org/10.31030/2649146>.
- [DIN20] DIN ISO 23529: Elastomere – Allgemeine Bedingungen für die Vorbereitung und Konditionierung von Prüfkörpern für physikalische Prüfverfahren (ISO 23529:2016). Beuth-Verlag, Berlin, (2020). <https://dx.doi.org/10.31030/3157447>.
- [DIN21] DIN ISO 48-4: Elastomere oder thermoplastische Elastomere – Bestimmung der Härte – Teil 4: Eindringhärte durch Durometer-Verfahren (Shore-Härte) (ISO 48-4:2018). Beuth-Verlag, Berlin, (2021). <https://dx.doi.org/10.31030/3215048>.
- [DIN22a] DIN ISO 525: Schleifwerkzeug aus gebundenem Schleifmittel – Formen, Bezeichnung und Kennzeichnung (ISO 525:2020). Beuth-Verlag, Berlin, (2022). <https://dx.doi.org/10.31030/3300778>.
- [DIN22b] DIN EN ISO 21920-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Profile – Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit (ISO 21920-2:2021, korrigierte Fassung 2022-06); Deutsche Fassung EN ISO 21920-2:2022. Beuth-Verlag, Berlin, (2022). <https://dx.doi.org/10.31030/3294017>.

- [DIN22c] DIN EN ISO 21920-3: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Profile – Teil 3: Spezifikationsoperatoren (ISO 21920-3:2021); Deutsche Fassung EN ISO 21920-3:2022. Beuth-Verlag, Berlin, (2022). <https://dx.doi.org/10.31030/3294018>.
- [Dres93] J. Drescher: Scanning electron microscopic technique for imaging a diamond tool edge. Precision Engineering 15/2 (1993): S. 112-114. [https://doi.org/10.1016/0141-6359\(93\)90346-C](https://doi.org/10.1016/0141-6359(93)90346-C).
- [Dröd20] K. Dröder, B. Karpuschewski, E. Uhlmann, P.A. Arrabiyeh, D. Berger, S. Busemann, J. Hartig, N. Madanchi, G. Mahlfeld, C. Sommerfeld: A comparative analysis of ceramic and cemented carbide end mills. Production Engineering – Research and Development 14/3 (2020): S. 355-364. <https://doi.org/10.1007/s11740-020-00966-9>.
- [Durk14] J.B. Durkee: Cleaning with solvents – Science and Technology. Elsevier Inc., William Andrew, Oxford, (2014). <https://doi.org/10.1016/C2012-0-02161-8>.
- [Eber18] G. Eberle, S. Huber, C. Dold, B. Frei, C. Pluess: Ultrashort-pulsed laser processing of hard and ultrahard helical cutting tools. 10th CIRP Conference on Photonic Technologies (LANE 2018) (2018): S. 1-4.
- [Edwa95] D.A. Edwards, D.S. Cohen: A mathematical model for a dissolving polymer. AIChE Journal 41/11 (1995): S. 2345-2355. <https://doi.org/10.1002/aic.690411102>.
- [Effg13a] C. Effgen, B. Kirsch: A new method for the preparation of cutting edges via grinding. Proceedings of the WGP Congress 2013 – Progress in Production Engineering – Research and Development, Advanced Material Research 769 (2013): S. 85-92. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.769.85>.
- [Effg13b] C. Effgen, B. Kirsch, J.C. Aurich: Neues Verfahren zur Schneidkantenpräparation direkt in der Werkzeugmaschine – Schneidkantenpräparation mit Hilfe elastisch gebundener Schleifscheiben. VDI-Z Integrierte Produktion - Special II Werkzeuge 155 (2013): S. 22-24.
- [Effg13c] C. Effgen: Ein neues Verfahren zur Schneidkantenpräparation mittels Schleifen. 4th European Conference on Grinding (2013): S. 16-4-1 - 16-4-9.
- [Effg18] C. Effgen: Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifwerkzeugen – Konzeptionierung, Entwicklung und Bewertung am Beispiel von Vollhartmetallfräswerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, (2018).
- [Ehre07] G.W. Ehrenstein, S. Pongratz: Beständigkeit von Kunststoffen – Band 1. Carl Hanser-Verlag, München, (2007).
- [Erns41] H.J. Ernst, M.E. Merchant: Chip formation, friction and high quality machined surfaces. In: American Society for Metals (Hrsg.): Surface Treatment of Metals, American Society for Metals, Cleveland, Ohio, Edwards Brothers Inc., Ann Arbor. Michigan, (1941): S. 299-337.
- [Eyer12] P. Eyerer: Einführung in Polymer Engineering. In: H. Domininghaus, P. Elsner, P. Eyerer, T. Hirth (Hrsg.): Kunststoffe – Eigenschaften und Anwendungen, 8. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, (2012): S. 1-105. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-16173-5>.
- [Eyer20a] P. Eyerer, M. v. Friedrich Leibbrandt: Elastomere – Eigenschaften, Anwendungen. In: P. Eyerer, H. Schüle (Hrsg.): Polymer Engineering 1 – Einführung, Synthese, Eigenschaften, 2. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2020): S. 387-434. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-59837-5>.
- [Eyer20b] P. Eyerer: Chemische Eigenschaften. In: P. Eyerer, H. Schüle (Hrsg.): Polymer Engineering 1 – Einführung, Synthese, Eigenschaften, 2. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2020): S. 203-222. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-59837-5>.
- [Fan16] C. Fan, J. Zhao, L. Zhang, W. Zhou, L. Sun: Local material removal model considering the tool posture in deterministic polishing. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science 230/15 (2016): S. 2660-2675. <https://doi.org/10.1177/0954406215598800>.

- [Fang05a] N. Fang: Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. *Wear* 258/5-6 (2005): S. 890-897. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.09.047>.
- [Fang05b] N. Fang, Q. Wu: The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 45/10 (2005): S. 1178-1187. <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2004.12.003>.
- [Fick55] A. Fick: Über Diffusion. *Annalen der Physik* 170/1 (1855): S. 59-86. <https://doi.org/10.1002/andp.18551700105>.
- [Flor87] G. Flores: Mechanisches Entgraten – Verfahren, Werkzeuge, Maschinen, Anwendungen. *Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung und Automatisierung Zwf* 82/12 (1987): S. 680-685.
- [Fran00] A. Franck: Kunststoff-Kompodium – Herstellung, Aufbau, Verarbeitung, Anwendung, Umweltverhalten und Eigenschaften der Thermoplaste, Polymerlegierungen, Elastomere und Duroplaste. 5. Auflage, Vogel Buchverlag, Würzburg, (2000).
- [Fran10] V. Franke: Einfluss der Werkzeugschneidkante auf die Bohrungsqualität bei der spanenden Bearbeitung langfaserverstärkter Kunststoffe. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, (2010).
- [Frie99] T. Friemuth: Schleifen hartstoffverstärkter keramischer Werkzeuge. Dissertation, Universität Hannover, (1999).
- [Frie02] T. Friemuth: Herstellung spanender Werkzeuge. Habilitation, Universität Hannover, (2002).
- [Frit97] A. Fritsch: Schleifen von Cermets. Dissertation, Universität Hannover, (1997).
- [Gall20] R. Gallu, F. Méchin, F. Dalmas, J.-F. Gérard, R. Perrin, F. Loup: On the use of solubility parameters to investigate phase separation-morphology-mechanical behavior relationships of TPU. *Polymer* 207 (2020): S. 122882. <https://doi.org/10.1016/j.polymer.2020.122882>.
- [Gao06] W. Gao, T. Motoki, S. Kiyono: Nanometer edge profile measurement of diamond cutting tools by atomic force microscope with optical alignment sensor. *Precision Engineering* 30/4 (2006): S. 396-405. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2005.11.008>.
- [Gard76] J.L. Gardon, J.P. Teas: Solubility parameters. In: R.M. Myers, J.S. Long (Hrsg.): *Treatise on coatings – Volume 2 – Characterization of coatings: Physical techniques – Part II*, Marcel Dekker, New York, (1976): S. 413-471.
- [Gege09] H. Gegenheimer: Präparationsverfahren – Gleitschleppschleifen. In: F. Tikal (Hrsg.): *Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden*, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 98-118. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Gegn94] E. Gegner: Oxidations- und Korrosionsinhibitoren. In: W.J. Bartz (Hrsg.): *Additive für Schmierstoffe*, Band 433 Kontakt & Studium Tribologie, expert-verlag, Renningen-Malmsheim, (1994): S. 26-52.
- [Geor05] L.B. Georgoulis, M.S. Morgan, N. Andrianopoulos, J.C. Seferis: Swelling of polymeric glove materials during permeation by solvent mixtures. *Journal of Applied Polymer Science* 97/3 (2005): S. 775-783. <https://doi.org/10.1002/app.21515>.
- [Gerb09] S. Gerber, J. Wagner: Präparationsverfahren – Bürsten. In: F. Tikal (Hrsg.): *Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden*, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 34-52. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [GFM15] GFMesstechnik GmbH: *Handbuch – Optisches 3D Meßsystem für Schneidwerkzeugmessung – MikroCAD. Spezielle Version zur automatischen Messung der Schneidkantenverrundung, Version 5.0*, GFMesstechnik, Teltow, Ausgabestand 15.01.2015, (2015).

- [Gute09] T. Guter: Kantenpräparation an Wendeschneidplatten – der Schlüssel zu leistungsstarker Zerspanung. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 71-86. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Gutw18] S. Gutwein, B. Kirsch, T. Herrmann, H. Derouach, J.C. Aurich: Kurzpuls laserbearbeitung verschiedener Hartmetallsorten – Identifikation geeigneter Parameter zur gezielten Präparation von Schneidkanten. ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 113/7-8 (2018): S. 453-457. <https://doi.org/10.3139/104.111939>.
- [Gutw19a] S. Gutwein, B. Kirsch, T. Herrmann, Y. Kang, J.C. Aurich: Effizienzanalyse bei der Kurzpuls laserbearbeitung – Konstante Fluenz bei unterschiedlicher Pulsfolgefrequenz mittels Anpassung der Laserleistung. wt Werkstattstechnik online 109/5 (2019): S. 394-398.
- [Gutw19b] S. Gutwein, B. Kirsch, T. Herrmann, Y. Kang, J.C. Aurich: Kurzpuls laserunterstützte Schneidkantenpräparation – Wirtschaftliche Verrundung der Werkzeugschneide mittels 2D-Laserbearbeitung. VDI-Z Integrierte Produktion 161/6 (2019): S. 38-41.
- [Hahm13] W.C. Hahmann: Innovative Ansätze zur Finishbearbeitung von Funktionsoberflächen. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, (2013).
- [Hain09] R. Hainich: Messtechnik – Optische Messung von Schneidkanten. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 146-162. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Hajr19] M. Hajri, P. Börner, J. Weixler, K. Wegener: Ultra-short pulsed laser machining of ultra-hard cutting tool materials. Lasers in Manufacturing Conference (2019): S. 1-11.
- [Hamm98] G. Hammann: Modellierung des Abtragsverhaltens elastischer, robotergeführter Schleifwerkzeuge. Dissertation, Universität Stuttgart, (1998).
- [Hans67] C.M. Hansen: The three dimensional solubility parameter and solvent diffusion coefficient – Their importance in surface coating formulation. Dissertation, Technical University of Denmark, Danish Technical Press, Copenhagen, (1967).
- [Hans80] C.M. Hansen: Diffusion in Polymers. Polymer Engineering and Science 20/4 (1980): S. 252-258. <https://doi.org/10.1002/pen.760200405>.
- [Hans07a] C.M. Hansen: Solubility Parameters – An Introduction. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 1-26. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.
- [Hans07b] C.M. Hansen: Applications – Chemical Resistance. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 231-242. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.
- [Hans07c] C.M. Hansen: Absorption and Diffusion in Polymers. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 293-310. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.
- [Hans07d] C.M. Hansen: Applications – Barrier Polymers. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 243-258. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.
- [Hans07e] C.M. Hansen: Methods of Characterization – Polymers. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 95-112. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.
- [Hans07f] C.M. Hansen: Appendix A. In: C.M. Hansen (Hrsg.): Hansen Solubility Parameters – A User's Handbook, 2. Auflage, Tylor & Francis Group, CRC Press, Boca Raton, (2007): S. 345-510. <https://doi.org/10.1201/9781420006834>.

- [Hart17] J. Hartig, B. Kirsch, M. Zimmermann, J.C. Aurich: Drehen von ausferritischem Gusseisen - Einfluss der Schneidengeometrie auf den Werkzeugverschleiß und das Prozessergebnis. wt Werkstattstechnik online 107/10 (2017): S. 754-760.
- [Hart18] J. Hartig, B. Kirsch, J.C. Aurich: Drehen von ausferritischem Gusseisen - Einfluss inhomogen präparierter Schneidkanten auf den Werkzeugverschleiß und das Prozessergebnis. wt Werkstattstechnik online 108/10 (2018): S. 736-742.
- [Hart19] J. Hartig, B. Kirsch, J.C. Aurich: Bohren von ausferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit – Einfluss der Schneidengeometrie auf den Werkzeugverschleiß und das Prozessergebnis. wt Werkstattstechnik online 109/6 (2019): S. 494-502.
- [Hart21] J. Hartig, B. Kirsch, J.C. Aurich: Machining austempered ductile iron – impact of the cutting edge geometry on tool wear and surface quality. International Journal of Machining and Machinability of Materials 23/3 (2021): S. 258-280. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2021.115309>.
- [Hart22a] J. Hartig, B. Kirsch, J.C. Aurich: Analysis of the grinding wheel wear and machining result during cutting edge preparation with elastic bonded grinding wheels. Journal of Manufacturing Processes 75 (2022): S. 181-202. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.12.049>.
- [Hart22b] J. Hartig, B. Kirsch, M. Zimmermann, J.C. Aurich: Cutting edge preparation with elastic bonded diamond grinding wheels: Influence of the interaction of metalworking fluid and grinding wheel on the grinding wheel properties and preparation result. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 38 (2022): S. 350-371. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2022.05.001>.
- [Heck10] L. Heckmann: Systematische Analyse der Schneidkantenarchitektur mithilfe der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Universität Kassel, (2010).
- [Hein13] C. Heinzel, A. Wagner: Fine finishing of gears with high shape accuracy. CIRP Annals – Manufacturing Technology 62/1 (2013): S. 359-362. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2013.03.070>.
- [Hein20] C. Heinzel, B. Kirsch, D. Meyer, J. Webster: Interactions of Grinding Tool and Supplied Fluid. CIRP Annals – Manufacturing Technology 69/2 (2020): S. 624-645. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2020.05.001>.
- [Heiß51] A. Heiß: Scharftigkeit von Werkzeugschneiden – Theorie und Messung derselben mittels Saphir-Meßschneide. Werkstattstechnik und Maschinenbau 41/6 (1951): S. 233-238.
- [Heym12] T. Heymann: Gezielte Nut- und Schneidkantenpräparation von Vollhartmetall-Zerspanwerkzeugen durch Polierschleifen. In: D. Biermann (Hrsg.): Spanende Fertigung – Prozesse, Innovationen, Werkstoffe. 6. Ausgabe, Vulkan-Verlag, Essen, (2012): S. 104-110.
- [Heym15] T. Heymann: Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2015).
- [Hinz88] H.E. Hinz: Gleitschliffttechnik – Grundlagen, Anlagen, Chips, Compounds, Verfahren, Abwasser, Kosten. Band 65 – Kontakt und Studium Fertigungstechnik, Expert-Verlag, Ehningen bei Böblingen, (1988).
- [Hoff11] H.-W. Hoffmeister, W.-C. Hahmann: Superfinishing of bearing rings using elastic bonded grinding wheels. Proceedings of the twenty-sixth Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering (ASPE) 52 (2011): S. 361-364.
- [Hoff12] H.-W. Hoffmeister, W.-C. Hahmann: Finishbearbeitung von Lagerringen mit elastisch gebundenen Schleifscheiben. 9. Seminar Moderne Schleiftechnologie und Feinstbearbeitung – Neue Entwicklungen und Trends aus Forschung und Praxis (2012): S. 5/1 - 5/14.
- [Hols09] S. Holsten: Grundlagen – Mikroprozesse an der Schneidkante. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 12-33. <https://d-nb.info/997070234/34>.

- [Hu07] J. Hu, Y.K. Chou, R.G. Thompson: On stress analysis of diamond coating cutting tools. Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of the SME 35 (2007): S. 177-184.
- [Hubm94] A. Hubmann: Grundöle – deren Abstimmung mit Additiven und Bedeutung für die Anwendungseigenschaften der Schmierstoffe. In: W.J. Bartz (Hrsg.): Additive für Schmierstoffe, Band 433 Kontakt & Studium Tribologie, expert-verlag, Renningen-Malmsheim, (1994): S. 341-391.
- [Hübe12] C. Hübner: Schleifen von Hartmetall- und Vollkeramik-Schafffräsern. Dissertation, Technische Universität Berlin, (2012).
- [Jacq74] C.H.M. Jacques, H.B. Hopfenberg, V. Stannett: Super Case II transport of organic vapors in glassy polymers. In: H.B. Hopfenberg (Hrsg.): Permeability of Plastic Films and Coatings – To gases, vapors, and liquids, Polymer Science and Technology Vol. 6, Plenum Press, New York, Springer, Boston, (1974): S. 73-86. https://doi.org/10.1007/978-1-4684-2877-3_6.
- [Jivi08] V. Jivishov: Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartspanen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2008).
- [Kaca83] W. Kacalak, Z. Pluta: Schleifen und Polieren mit elastisch gebundenen Schleifscheiben. Schleifen + Trennen 107 (1983): S. 7-11.
- [Kang20] Y. Kang, H. Derouach, N. Berger, T. Herrmann, J. L’huillier: Experimental research of picosecond laser based edge preparation of cutting tools. Journal of Laser Applications 32/2 (2020): S. 022043-1 - 022043-8. <https://doi.org/10.2351/7.0000066>.
- [Karp09] B. Karpuschewski, O. Byelyayev, V.S. Maiboroda: Magneto-abrasive machining for the mechanical preparation of high-speed steel twist drills. CIRP Annals – Manufacturing Technology 58/1 (2009): S. 295-298. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.046>.
- [Katu10] K. Katuku, A. Koursaris, I. Sigalas: Wear mechanisms of PcBN cutting tools when dry turning ASTM Grade 2 austempered ductile iron under finishing conditions. Wear 268/1-2 (2010): S. 294-301. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2009.08.027>.
- [Kefe18] C.P. Keferstein, M. Marxer, C. Bach: Fertigungsmesstechnik – Alles zu Messunsicherheit, konventioneller Messtechnik und Multisensorik. 9. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Wiesbaden, (2018). <https://doi.org/10.1007/978-3-658-17756-0>.
- [Kier21] S. Kieren-Ehse, T. Mayer, B. Kirsch, J.C. Aurich: Atomic force microscope for in situ micro end mill characterization - Part I: Integration into a desktop sized machine tool. Proceedings of the 21th euspen International Conference (2021): S. 463-466.
- [Kim02] C.-J. Kim, M. Bono, J. Ni: Experimental analysis of chip formation in micro-milling. Society of Manufacturing Engineers (2002): S. 1-8.
- [Kipp18] M. Kipp, D. Biermann: Polierschleifen – Herausforderungen beim Abrichten elastisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge für die Feinbearbeitung von Hartmetall. Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik, Messesonderausgabe GrindTec 31 (2018): S. 136-140.
- [Kloc99] F. Klocke, T. Krieg: Coated tools for metal cutting – features and applications. CIRP Annals – Manufacturing Technology 48/2 (1999): S. 515-525. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63231-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63231-4).
- [Kloc07a] F. Klocke, K. Gerschweiler, M. Abouridouane: Size effects of the tool edge radius on specific cutting energy and chip formation in drilling. Proceedings of the 2nd International Conference on new Forming Technology (2007): S. 499-509.
- [Kloc07b] F. Klocke, W. König: Fertigungsverfahren 3 – Abtragen, Generieren, Lasermaterialbearbeitung. 4. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, (2007).
- [Kloc18a] F. Klocke: Fertigungsverfahren 1 – Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. 9. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2018). <https://doi.org/10.1007/978-3-662-54207-1>.

- [Kloc18b] F. Klocke: Fertigungsverfahren 2 – Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide. 6. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2018). <https://doi.org/10.1007/978-3-662-58092-9>.
- [Klop07] C.F. Klöpffer: Untersuchungen zur Zerspanbarkeit von austenitisch-ferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI), Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2007).
- [Klym14] O. Klymov: Magnetabrasive Bearbeitung von Werkzeugen aus WC-Hartmetall. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2014).
- [Koch96] K.F. Koch: Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (1996).
- [Koch08a] J. Koch, E. Brinksmeier, N. Bleil: Glänzende Aussichten. WB Werkstatt und Betrieb 12 (2008): S. 68-70.
- [Koch08b] J. Koch, E. Brinksmeier, N. Bleil: Feinschleifen von Maschinenwellen mit elastischen Schleifwerkzeugen. Werkstoffe in der Fertigung – die Fertigungswelt von morgen 5 (2008): S. 37-38.
- [Koch09] J. Koch, E. Brinksmeier, N. Bleil: Feinstschleifen von Maschinenwellen. SMM Schweizer Maschinenmarkt 110/6: S. 32-35.
- [Koch11] J. Koch: Elastisch gebundene Schleif- und Polierwerkzeuge – Eine Übersicht. In H.W. Hoffmeister, B. Denkena (Hrsg.): Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren – Verfahren und Maschinen, 65. Ausgabe, Vulkan-Verlag, Essen, (2011): S. 76-86.
- [Koeh04] W. Koehler: Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2004).
- [Kola92a] H. Kolaska: The dawn of the hardmetal age. Powder metallurgy international 24/5 (1992): S. 311-314.
- [Kola92b] H. Kolaska: Pulvermetallurgie der Hartmetalle. Fachverband Pulvermetallurgie, Hagen (Emst), (1992).
- [Korf94] J. Korff: Additive für Kühlschmierstoffe. In: W.J. Bartz (Hrsg.): Additive für Schmierstoffe, Band 433 Kontakt & Studium Tribologie, expert-verlag, Renningen-Malmsheim, (1994): S. 280-301.
- [Köni12] A. König: Polyurethane. In: H. Dominghaus, P. Elsner, P. Eyerer, T. Hirth (Hrsg.): Kunststoffe – Eigenschaften und Anwendungen, 8. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, (2012): S. 1170-1201. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-16173-5>.
- [Kött06] D. Kötter: Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2006).
- [Krei02] R. Kreiselmaier: Permeationsverhalten von Elastomerwerkstoffen. KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe 55/6 (2002): S. 316-320.
- [Kret19] A. Kretschmer: Modellierung des Schleifprozesses beim Einsatz von gummigebundenen Schleifscheiben. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2019).
- [Krev09] D.W. van Krevelen, K. te Nijenhuis: Properties of Polymers – Their correlation with chemical structure; their numerical estimation and prediction from additive group contributions. 4. Auflage, Elsevier B.V., Amsterdam, (2009).
- [Kröd19] A. Krödel-Worbes: Lasermikrobearbeitung von PcBN-Zerspanwerkzeugen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2019).
- [Kunz06] J. Kunz, M. Studer: Druck-Elastizitätsmodul über die Shore-A-Härte ermitteln. Kunststoffe 6 (2006): S. 92-94.

- [Kunz11] J. Kunz: Die Querkontraktionszahl in der Konstruktionspraxis. *KunststoffXtra* 6 (2011): S. 1-4.
- [Kurz20] P. Kurzweil: *Chemie – Grundlagen, technische Anwendungen, Rohstoffe, Analytik und Experimente*. 11. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Wiesbaden (2020). <https://doi.org/10.1007/978-3-658-27503-7>.
- [Kühn18] K.-D. Kühn, A.H. Fritz, R. Förster, H.-W. Hoffmeister: Trennen. In: A.H. Fritz (Hrsg.): *Fertigungstechnik*, 12. Auflage, Springer-Vieweg-Verlag, Berlin, (2018): S. 225-378. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-56535-3>.
- [Kühn20] F. Kühn: *Auslegung der Makro- und Mikrogeometrie von Wälzfräseschneiden*, Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2020).
- [Lame92] N. Lamers: *Verrunden – Baustein der automatisierten Wendeplattenherstellung*, VDI-Z 134/2 (1992): S. 59-62.
- [Lara17] J. Lara, F. Zimmermann, D. Drolet, C.M. Hansen, A. Chollet, N. Monta: The use of the Hansen solubility parameters in the selection of protective polymeric materials resistant to chemicals. *International Journal of Current Research* 9/3 (2017): S. 47860-47867. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01639526>
- [Lats13] H.P. Latscha, U. Kazmaier, H.A. Klein: *Organische Chemie – Chemie-Basiswissen II*. 6. Auflage, Springer-Spektrum-Verlag, Berlin, Heidelberg, (2013). <https://doi.org/10.1007/978-3-540-77107-4>. – *Softcover-Version von 2013*
- [Lee51] E.H. Lee, B.W. Shaffer: The theory of plasticity applied to a problem of machining. *Journal of Applied Mechanics* 18/4 (1951): S. 405-413. <https://doi.org/10.1115/1.4010357>.
- [Levi08] M. Levin, P. Redelius: Determination of three-dimensional solubility parameters and solubility spheres for naphthenic mineral oils. *Energy & Fuels* 22/5 (2008): S. 3395-3401. <https://doi.org/10.1021/ef800256u>.
- [Levi12] M. Levin, P. Redelius: Determining the Hansen Solubility Parameter of three corrosion inhibitors and the correlation with mineral oil. *Energy & Fuels* 26/12 (2012): S. 7243-7250. <https://doi.org/10.1021/ef301297f>.
- [Lin17] X. Lin, G. Jiang, Y. Wang: Hansen Solubility Parameters of coal tar-derived typical PAHs using turbidimetric titration and an extended Hansen approach. *Journal of Chemical & Engineering Data* 62/3 (2017): S. 954-960. <https://doi.org/10.1021/acs.jced.6b00740>.
- [Löwe14] A. Löwenstein: *Steigerung der Wirtschaftlichkeit beim Mikrofräsen durch Schneidkantenpräparation mittels Tauchgleitläppen*. Dissertation, Technische Universität Berlin, (2014).
- [Lütj11] P. Lütjens: *Mit kalter Ablation zur optimalen Schneidkante – Komplettbearbeitung superharter Werkstoffe*. *WB Werkstatt und Betrieb* 9 (2011): S. 132-134.
- [Lv22] D. Lv, Y. Wang, X. Yu, H. Chen, Y Gao: Analysis of abrasives on cutting edge preparation by drag finishing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 119 (2022): S. 3583-3594. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08623-w>.
- [Mald08] J. Maldaner: *Verbesserung des Zerspanverhaltens von Werkzeugen mit Hartmetall-Schneidelementen durch Variation der Schleifbearbeitung*. Dissertation, Universität Kassel, (2008).
- [Marc07] K. Marchetti, S. Pongratz: *Schadensanalyse an Elastomeren*. *Kunststoffe* 11 (2007), S. 44-49.
- [Masu53] M. Masuko: Fundamental researches on the metal cutting (1st report) – A new analysis of cutting force. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers* 19/78 (1953): S. 32-39.
- [Masu56] M. Masuko: Fundamental research on the metal cutting (2nd report) – The theoretical equation of the indentation-force action on a cutting edge and it's experimental discussion. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers* 22/118 (1956): S. 371-377.

- [Maye21] T. Mayer, S. Kieren-Ehse, B. Kirsch, J.C. Aurich: Atomic force microscope for in situ micro end mill characterization - Part II: Development of an algorithm to characterize the cutting edge radius of micro end mills. Proceedings of the 21th euspen International Conference (2021): S. 493-496.
- [Meer11] M. van der Meer: Bearbeitung keramischer Funktionsflächen für Knieimplantate. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2011).
- [Merc44] M.E. Merchant: Basic mechanics of the metal-cutting process. Journal of Applied Mechanics 11/3 (1944): S. A-168 - A-175. <https://doi.org/10.1115/1.4009380>.
- [Merc45a] M.E. Merchant: Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. Journal of Applied Physics 16 (1945): S. 267-275. <https://doi.org/10.1063/1.1707586>.
- [Merc45b] M.E. Merchant: Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. Journal of Applied Physics 16 (1945): S. 318-324. <https://doi.org/10.1063/1.1707596>.
- [Miec92] R. Mieczkowski: Solubility parameter components of some polyurethanes. European Polymer Journal 28/1 (1992): S. 53-55. [https://doi.org/10.1016/0014-3057\(92\)90237-V](https://doi.org/10.1016/0014-3057(92)90237-V).
- [Miho12] V. Mihotovic: Modellbasierte Prozessauslegung des Druckfließbläppens am Beispiel keramischer Werkstoffe. Dissertation, Technische Universität Berlin, (2012).
- [Müll14] A. Müller: Polieren keramischer Knieimplantate mit nachgiebigen Diamantwerkzeugen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2014).
- [Neff18] F.B. Neff: Ein Beitrag zur Modellierung des Quellverhaltens von Elastomeren in organischen Fluiden. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, (2018).
- [N.N.08] N.N.: Magnetfinishtechnologie für Schneidwerkzeuge. Schleifen + Polieren 4 (2008): S. 112-116.
- [Orti11] H. Ortiz-Vazquez, J. Shin, H. Soto-Valdez, R. Auras: Release of butylated hydroxytoluene (BHT) from Poly(lactic acid) films. Polymer Testing 30/5 (2011): S. 463-471. <https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2011.03.006>.
- [Oste04] A. Ostendorf, C. Kulik, F. Siegel: Cutting tools preparation using short pulse lasers. Proceedings of the LANE, Laser assisted net shape engineering 4/2 (2004): S. 681-690.
- [Oste09] J. Osterried, C. Kühlewein: Möglichkeiten der Schneidkantenpräparation bei Wälzschälrädern – Über die Erzeugung spezieller Mikrogeometrien an Werkzeugen des Wälzschälverfahrens zur Verbesserung der Standwege. VDM Verlag Dr. Müller, Saarbrücken, (2009). <https://d-nb.info/1002896649>.
- [OBwa17] K. Obwald, K. Reincke, S. Döhler, U. Heuert, B. Langer, W. Grellmann: Aspekte der Alterung elastomerer Werkstoffe. GAK Gummi Fasern Kunststoffe 70/8 (2017): S. 498-506.
- [Oxle89] P.L.B. Oxley: The mechanics of machining – An analytical approach to assessing machinability. 1st edition, Ellis Horwood Limited, Chichester, (1989).
- [Özel08] T. Özel, Y. Karpat, A. Srivastava: Hard turning with variable micro-geometry PcBN tools. CIRP Annals – Manufacturing Technology 57/1 (2008): S. 73-76. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.063>.
- [Özel09] T. Özel: Computational modelling of 3D turning: Influence of edge micro-geometry on forces, stresses, friction and tool wear in PcBN tooling. Journal of Materials Processing Technology 209/11 (2009): S. 5167-5177. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.03.002>.
- [Pauc08] E. Paucksch, S. Holsten, M. Linß, F. Tikal: Zerspantechnik – Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Auflage, Vieweg+Teubner-Verlag, Wiesbaden, (2008). <https://doi.org/10.1007/978-3-8348-9494-6>.

- [Perr02] G. Perron, J.E. Desnoyers, J. Lara: Permeation of mixtures of organic liquids through polymeric membranes: Role of liquid-liquid interactions. *Journal of Applied Polymer Science* 86/1 (2002): S. 195-215. <https://doi.org/10.1002/app.10928>.
- [Piis37] V. Piispanen: Lastunmuodostumisen Teoriaa. *Teknillinen Aikakauslehti* 27/9 (1937): S. 315-322. <https://digi.kansalliskirjasto.fi/aikakausi/binding/1122573?page=1>.
- [Piis48] V. Piispanen: Theory of formation of metal chips. *Journal of Applied Physics* 19 (1948): S. 876-881. <https://doi.org/10.1063/1.1697893>.
- [Pran09] M. Prantl, R. Danzl, F. Helmi: Optische 3D Messung der Schneidkantenverrundung. In: F. Tikal (Hrsg.): *Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden*, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 163-179. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Pria12] P.C. Priarone, S. Rizzuti, L. Settineri, G. Vergnano: Effects of cutting angle, edge preparation, and nano-structured coating on milling performance of a gamma titanium aluminide. *Journal of Materials Processing Technology* 212/12 (2012): S. 2619-2628. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.07.021>.
- [Qi16] J. Qi, D. Zhang, S. Li, B. Chen: A micro-model of the material removal depth for the polishing process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 86 (2016): S. 2759-2770. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8385-y>.
- [Raff58] G. Rafflenbeul: *Das Schleifen von Hartmetall mit Diamant-Schleifscheiben unter Berücksichtigung von Hartmetall-Abschliff, Schleifscheiben-Verschleiß, Flächenrauhtiefe und Schartentiefe der Schneidkanten*. Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, (1958).
- [Rech05] J. Rech, Y.-C. Yen, M.J. Schaff, H. Hamdi, T. Altan, K.D. Bouzakis: Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts. *Wear* 259/7-12 (2005): S. 1168-1176. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2005.02.072>.
- [Rech06] J. Rech: Influence of cutting edge preparation on the wear resistance in high speed dry gear hobbing. *Wear* 261/5-6 (2006): S. 505-512. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2005.12.007>.
- [Rehe15] M. Rehe: *Herleitung prozessbezogener Kenngrößen der Schneidkantenverrundung im Fräsprozess*. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2015).
- [Rinn12] M. Rinnbauer: *Elastomere Werkstoffe*. In: H. Domininghaus, P. Elsner, P. Eyerer, T. Hirth (Hrsg.): *Kunststoffe – Eigenschaften und Anwendungen*, 8. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, (2012): S. 1223-1268. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-16173-5>.
- [Riss06] K. Risse: *Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2006).
- [Rott55] A. Rottler: *Hartmetalle in der Werkstatt*. Heft 62 – *Werkstattbücher für Betriebsangestellte, Konstrukteure und Facharbeiter*, H. Haake (Hrsg.), 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, (1955).
- [Scha15] N. Schaal, F. Kuster, K. Wegener: Springback in metal cutting with high cutting speeds. 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations – *Procedia CIRP* 31 (2015): S. 24-28. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.065>.
- [Sche88] W. Schedler: *Hartmetall für den Praktiker – Aufbau, Herstellung, Eigenschaften und industrielle Anwendung einer modernen Werkstoffgruppe*. VDI-Verlag, Düsseldorf, Plansee Tizit (Hrsg.), (1988).
- [Schi02] R.J. Schimmel, W.J. Endres, R. Stevenson: Application of an internally consistent material model to determine the effect of tool edge geometry in orthogonal machining. *Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124/3 (2002): S. 536-543. <https://doi.org/10.1115/1.1448334>.
- [Schm99] J. Schmidt: *Mechanische und thermische Wirkung beim Drehen gehärteter Stähle*. Dissertation, Universität Hannover, (1999).

- [Schn19] F. Schneider, C. Effgen, B. Kirsch, J.C. Aurich: Manufacturing and preparation of micro cutting tools: influence on chip formation and surface topography when micro cutting titanium. *Production Engineering – Research and Development* 13 (2019): S. 731-741. <https://doi.org/10.1007/s11740-019-00927-x>.
- [Schr18] N. Schröder: Spannschleifen von Hartmetall-Schaftwerkzeugen mit gradierten Schleifscheiben. Dissertation, Technische Universität Berlin, (2018).
- [Schü03] T. Schüppstuhl: Beitrag zum Bandschleifen komplexer Freiformgeometrien mit dem Industrieroboter. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2003).
- [Schü06] A.H. Schütte: Schneidkanten-Feinstbearbeitung erhöht die Werkzeug-Standzeit. *mav – maschinen anlagen verfahren* 12 (2006): S. 26.
- [Skaa80] K. Skaarup, C.M. Hansen: Concentration dependence, boundary layer resistance, and the “time-lag” diffusion coefficient. *Polymer Engineering and Science* 20/4 (1980): S. 259-263. <https://doi.org/10.1002/pen.760200406>.
- [Skra55] W.A. Skragan: Kapitel III – Bearbeitungsgenauigkeit beim Feindreihen. In: A.P. Sokolowski (Redaktion): *Präzision in der Metallbearbeitung – Mittel und Wege zur Steigerung der Bearbeitungsgenauigkeit in der spanenden Formung*. VEB Verlag Technik, Berlin, (1955): S. 158-185.
- [Somm13] H. Sommer: Untersuchung von Schneidkantenarchitekturen im Bezug auf den Zerspanprozess, Dissertation, Universität Kassel, (2013).
- [Spon03] S. Sponagel, J. Unger, K.H. Spies: Härtebegriff im Zusammenhang mit Vernetzung, Bruchdehnung und Dauerfestigkeit eines Elastomers. *KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe* 56/11 (2003): S. 608-613.
- [Spr95] G.E. Spriggs: A History of Fine Grained Hardmetal. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 13/5 (1995): S. 241-255. [https://doi.org/10.1016/0263-4368\(95\)92671-6](https://doi.org/10.1016/0263-4368(95)92671-6).
- [Stan18] V. Stankevicius, A. Cermak, S. Mikaluskas, P. Kozmin, S. Indriunas, G. Raciukaitis: Processing of ultra-hard materials with picosecond pulses: From research work to industrial applications. *Journal of laser applications* 30/3 (2018): S. 032202-1 - 032202-7. <https://doi.org/10.2351/1.5040633>.
- [Ste12] G. Stein: Weichmacher. In: H. Dominghaus, P. Elsner, P. Eyerer, T. Hirth (Hrsg.): *Kunststoffe – Eigenschaften und Anwendungen*, 8. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, (2012): S. 1208-1210. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-16173-5>.
- [Stev98] R. Stevenson: The measurement of parasitic forces in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 38/1-2: S. 113-130. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(97\)00022-9](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(97)00022-9).
- [Stev99] R. Stevenson: A reassessment of the extrapolation technique for determining parasitic cutting loads under orthogonal cutting in strain-rate hardening materials. *Machining Science and Technology* 3/1 (1999): S. 1-8. <https://doi.org/10.1080/10940349908945679>.
- [Stom11] M. Stommel, M. Stojek, W. Korte: FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen. Carl Hanser-Verlag, München, (2011).
- [Stor12] B. Storch, A. Zawada-Tomkiewicz: Distribution of unit forces on the tool edge rounding in the case of finishing turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 60/5-8 (2012): S. 453-461. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3617-7>.
- [Szul07] H. Szulczynski: Verfahrensgrundlagen und Technologie des Hubschleifens mit viskosen Schleifmedien. Dissertation, Technische Universität Berlin, (2007).
- [Tang90] W. Tang: Optische Messung der Kantenschärfe von Schneidwerkzeugen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, (1990).

- [Terw11] I. Terwey: Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2011).
- [Theu20] M. Theuer: Kontinuierliches Wälzschleifen von Zerspanwerkzeugen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2020).
- [Thie09] W. Thiel: Präparationsverfahren – Magnetfinishing. In: F. Tikal (Hrsg.): Schneidkantenpräparation – Ziele, Verfahren und Messmethoden, Kassel university press, Kassel, (2009): S. 53-70. <https://d-nb.info/997070234/34>.
- [Tiff19] M. Tiffe, R. Aßmuth, J. Saelzer, D. Biermann: Investigation on cutting edge preparation and FEM assisted optimization of the cutting edge micro shape for machining of nickel-base alloy. Production Engineering 13 (2019), S. 459-467. <https://doi.org/10.1007/s11740-019-00900-8>.
- [Tika06] F. Tikal, S. Holsten: Wenn die Schneidkantenarchitektur das Zerspanergebnis determiniert – Neue Anforderungen erfordern neue Werkzeuge. VDI-Z Integrierte Produktion 148/3 (2006): S. 44-46.
- [Uhlm04] E. Uhlmann, H. Szulczynski, V. Mihotovic: Verschleißmechanismen beim Strömungsschleifen. ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 99/12 (2004): S. 735-740. <https://doi.org/10.3139/104.100827>.
- [Uhlm07] E. Uhlmann, A. Mattes: Laser processing of ultra-hard cutting materials. Proceedings of the Fourth International WLT-Conference on Lasers in Manufacturing (2007): S. 705-710.
- [Uhlm09a] E. Uhlmann, S. Richarz, V. Mihotovic: Oberflächenvorbehandlung und Kantenpräparation an Hartmetallwerkzeugen – Verfahrensgrundlagen. wt Werkstattstechnik online 99/1-2 (2009): S. 17-24.
- [Uhlm09b] E. Uhlmann, S. Richarz, V. Mihotovic: Substrate pre-treatment of cemented carbides using abrasive flow machining and laser beam ablation. Production Engineering – Research and Development 3 (2009): S. 81-86. <https://doi.org/10.1007/s11740-008-0145-x>.
- [Uhlm10] E. Uhlmann, D. Oberschmidt, A. Löwenstein, F. Mahr, M. Langmack: Mit Schleppfinishing zur perfekten Kontur. Mikroproduktion 10/5 (2010): S. 32-36.
- [Uhlm11a] E. Uhlmann, J. König, A. Dethlefs, M. Graf v. d. Schulenburg: Charakterisierung geometrisch bestimmter Schneiden – Neue Kennwerte zur Charakterisierung von Schneidkanten an strömungsgeschliffenen Wendeschneidplatten. wt Werkstattstechnik online 101/7-8 (2011): S. 475-481.
- [Uhlm11b] E. Uhlmann, A. Löwenstein, F. Mahr, D. Oberschmidt: Schneidkantenpräparation von Mikrofräsern – Vergleich zweier Verfahren hinsichtlich Präparationseffekten und Werkzeugperformance. wt Werkstattstechnik online 101/1-2 (2011): S. 73-80.
- [Uhlm11c] E. Uhlmann, A. Dethlefs: Polieren komplexer Bauteile – Am IWF der TU Berlin entgratet, verrundet und poliert man robotergestützt. WB Werkstatt und Betrieb 144/6 (2011), S. 28-31.
- [Uhlm12a] E. Uhlmann, A. Löwenstein, H. Springer: Tauchgleitläppen zur Schneidkantenpräparation von Mikrofräsern – Prozessanalyse mithilfe experimenteller Versuche und analytischer Betrachtung. wt Werkstattstechnik online 102/11-12 (2012): S. 735-743.
- [Uhlm12b] E. Uhlmann, C. Bäcker: Schneidkantenentstehung beim Werkzeugschleifen von Schaftfräsern. wt Werkstattstechnik online 102/6 (2012): S. 383-389.
- [Uhlm14] E. Uhlmann, D. Oberschmidt, Y. Kuche, A. Löwenstein: Cutting Edge Preparation of Micro Milling Tools. 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, Procedia CIRP 14 (2014): S. 349-354. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.083>.
- [Uhlm16a] E. Uhlmann, D. Oberschmidt, Y. Kuche, A. Löwenstein, I. Winker: Effects of different cutting edge preparation methods on micro milling performance. 7th CIRP Conference on High Performance Cutting, Procedia CIRP 46 (2016): S. 352-355. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.04.004>.

- [Uhlm16b] E. Uhlmann, D. Oberschmidt, A. Löwenstein, Y. Küche: Influence of cutting edge preparation on the performance of micro milling tools. 7th CIRP Conference on High Performance Cutting, Procedia CIRP 46 (2016): S. 214-217. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.03.204>.
- [Uhlm17] E. Uhlmann, J. Bruckhoff: Kantenpräparation durch Formschleifprozesse – Entwicklung von Bearbeitungsstrategien zum Formschleifen mit Schleifstiften. wt Werkstattstechnik online 107/6 (2017): S. 453-460.
- [Ulut13] D. Ulutan, T. Özcel: Determination of tool friction in presence of flank wear and stress distribution based validation using finite element simulations in machining of titanium and nickel based alloys. Journal of Materials Processing Technology 213/12 (2013): S. 2217-2237. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2013.05.019>.
- [Vahd93] N. Vahdat: Solubility of binary liquid mixtures in polymeric materials. Journal of Applied Polymer Science 50/10 (1993): S. 1833-1841. <https://doi.org/10.1002/app.1993.070501020>.
- [VDI14] VDI/VDE 2616 Blatt 2: Härteprüfung an Kunststoffen und Elastomeren. Beuth-Verlag, Berlin, (2014).
- [VDI18] VDI/VDE 2602 Blatt 2: Oberflächenprüfung – Rauheitsmessung mit Tastschnittgeräten (Tastschnittverfahren) – Aufbau, Messbedingungen, Durchführung. Beuth-Verlag, Berlin, (2018).
- [VDI20a] VDI/VDE 2654 Blatt 2: Charakterisieren und Messen von Schneidkanten – Begriffe, Kenngrößen und Parameter. Beuth-Verlag, Berlin, (2020).
- [VDI20b] VDI 3397 Blatt 1: Bearbeitungsmedien (BM) für die Umformung und Zerspanung – Kühlschmierstoffe, Umformschmierstoffe, Minimalmengenschmierstoffe, Multifunktionsöle. Beuth-Verlag, Berlin, (2020).
- [VDI21] VDI/VDE 2617 Blatt 6.2: Genauigkeit von Koordinatenmessgeräten – Kenngrößen und deren Prüfung – Leitfaden zur Anwendung von DIN EN ISO 10360-8 für Koordinatenmessgeräte mit optischen Abstandsensoren. Beuth-Verlag, Berlin, (2021).
- [VDI24] VDI Verein Deutscher Ingenieure e.V.: VDI-Richtlinien-Datenbank, Suchbegriff: VDI/VDE 2654, [Website] - Abgerufen am 02.02.2024 von: https://www.vdi.de/richtlinien/seite?tx_vdiguidelines_guidelinelist%5Bfilter%5D%5Borganization%5D=&tx_vdiguidelines_guidelinelist%5Bfilter%5D%5BpublicationMonth%5D=&tx_vdiguidelines_guidelinelist%5Bfilter%5D%5BpublicationYear%5D=&tx_vdiguidelines_guidelinelist%5Bfilter%5D%5BsearchTerm%5D=VDI%2FVDE%202654&tx_vdiguidelines_guidelinelist%5Bfilter%5D%5Bstatus%5D=&cHash=53253066c9e2156acb46059431e3a313#richtlinien
- [Vent14] C.E.H. Ventura: Herstellung von Schneidkantengeometrien an PKB-Wendeschneidplatten durch Querseiten-Planschleifen. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, (2014).
- [Wagn17] A. Wagner: Feinschleifen von Verzahnungen mit elastischen Schleifscheiben. Dissertation, Universität Bremen, (2017).
- [Wald99] D.J. Waldorf, R.E. DeVor, S.G. Kapoor: An evaluation of ploughing models for orthogonal machining, Transaction of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering 121/4 (1999): S. 550-558. <https://doi.org/10.1115/1.2833050>.
- [Wang09] G. Wang, Y. Wang, Z. Xu: Modeling and analysis of the material removal depth for stone polishing. Journal of Materials Processing Technology 209/5 (2009): S. 2453-2463. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.05.041>.
- [Wang14] C. Wang, Z. Wang, X. Yang, Z. Sun, Y. Peng, Y. Guo, Q. Xu: Modeling of the static tool influence function of bonnet polishing based on FEA. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 74 (2014): S. 341-349. <https://doi.org/10.1007/s00170-014-6004-3>.
- [Warn74] G. Warnecke: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Dissertation, Technische Universität Hannover, (1974).

- [Wege11] K. Wegener, H.-W. Hoffmeister, B. Karpuschewski, F. Kuster, W.-C. Hahmann, M. Rabiey: Conditioning and monitoring of grinding wheels. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 60/2 (2011): S. 757-777. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.003>.
- [Wege12] K. Wegener, C. Dold, M. Henerichs, C. Walter: Laser prepared cutting tools. 7th International Conference on Photonic Technologies (LANE 2012), *Physics Procedia* 39 (2012): S. 240-248. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.10.035>.
- [Wein02] K. Weinert, M. Hagedorn, D. Kötter: Produktiver und flexibler mit neuen Schneidstoffen. *WB Werkstatt und Betrieb* 135/7-8 (2002): S. 25-32.
- [Wein05] K. Weinert, D. Kötter: 5-achsiges Strahlen optimiert die Schneide. *WB Werkstatt und Betrieb* 138/12 (2005): S. 56-59.
- [Weul01] H. Weule, V. Hüntrup, H. Tritschler: Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. *CIRP Annals* 50/1 (2001): S. 61-64. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62071-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62071-X).
- [Will98] C. Willsch: Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet. Dissertation, Universität Dortmund, (1998).
- [Wink05] O. Winkel: Steigerung der Leistungsfähigkeit von Hartmetallwälzfräsern durch eine optimierte Werkzeuggestaltung. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, (2005).
- [Wisn95] R. Wisniewski, E. Smieszek, E. Kaminska: Three-dimensional solubility parameters: simple and effective determination of compatibility regions. *Progress in Organic Coatings* 26/2-4 (1995): S. 265-274. [https://doi.org/10.1016/0300-9440\(96\)81583-9](https://doi.org/10.1016/0300-9440(96)81583-9).
- [WO20] WO2021/027986A1: T. Bathe, 44229 Dortmund, DE: Vorrichtung und Verfahren zur Schneidkantenpräparation. World Intellectual Property Organization (WIPO), Genf – Patent Cooperation Treaty (PCT), (2021), Anmeldedatum: 10.08.2020, Veröffentlichungsdatum: 18.02.2021. <https://patentscope.wipo.int/search/en/detail.jsf?docId=WO2021027986& cid=P21-LSUWY-94128-1>
- [Wolf19] M. Wolf: Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern, Dissertation, Technische Universität Dortmund, (2019).
- [Wyen10] C.-F. Wyen, K. Wegener: Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59/1 (2010): S. 93-96. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.056>.
- [Wyen12a] C.-F. Wyen, W. Knapp, K. Wegener: A new method for the characterisation of rounded cutting edges. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 59/9-12 (2012): S. 899-914. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3555-4>.
- [Wyen12b] C.-F. Wyen: Rounded cutting edges and their influence in machining titanium. Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, (2012).
- [Wypy16] G. Wypych: *Handbook of Polymers*. 2. Auflage, ChemTec Publishing, Toronto, (2016).
- [Xu96] G. Xu: Einfluß der Schneidkantenform auf die Oberflächenausbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, (1996).
- [Yama12] H. Yamaguchi, A.K. Srivastava, M.A. Tan, R.E. Riveros, F. Hashimoto: Magnetic abrasive finishing of cutting tools for machining of titanium alloys. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 61/1 (2012): S. 311-314. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.03.066>.

- [Yosh07] N. Yoshihara, J. Yan, T. Kuriyagawa: Development of a rubber-bonded grinding wheel – studies on aspherical grinding. *Key Engineering Materials* 329 (2007): S. 465-470. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.329.465>.
- [Yuss10] N.Z. Yussefian, P. Koshy, S. Buchholz, F. Klocke: Electro-erosion edge honing of cutting tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59/1 (2010): S. 215-218. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.009>.
- [Yuss12] N.Z. Yussefian: Cutting edge microgeometry modeling & electro-erosion honing. Dissertation, McMaster University, (2012).
- [Yuss13a] N.Z. Yussefian, P. Koshy: Parametric characterization of the geometry of honed cutting edges. *Precision Engineering* 37/3 (2013): S. 746-752. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.02.007>.
- [Yuss13b] N.Z. Yussefian, P. Koshy: Application of foil electrodes for electro-erosion edge honing of complex-shaped carbide inserts. *Journal of Materials Processing Technology* 213/3 (2013): S. 434-443. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.09.022>.
- [Zell93] E.T. Zellers: Three-dimensional solubility parameters and chemical protective clothing permeation. I. Modeling the solubility of organic solvents in Viton® gloves. *Journal of Applied Polymer Science* 50/3 (1993): S. 513-530. <https://doi.org/10.1002/app.1993.070500315>.
- [Zhan02] L. Zhang, H.Y. Tam, C.-M. Yuan, Y.-P. Chen, Z.-D. Zhou: An investigation of material removal in polishing with fixed abrasives. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 216/1 (2002): S. 103-112. <https://doi.org/10.1243/0954405021519591>.
- [Zimm20] M. Zimmermann, B. Kirsch, Y. Kang, T. Herrmann, J.C. Aurich: Influence of the laser parameters on the cutting edge preparation and the performance of cemented carbide indexable inserts. *Journal of Manufacturing Processes* 58 (2020): S. 845-856. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.09.003>.
- [Zore71] N.N. Zorev, M.C. Uteschew, W.A. Senjukow: Untersuchung der Kontaktspannungen auf den Arbeitsflächen des Werkzeugs mit einer Schneidenabrundung. *Annals of the CIRP* 20/1 (1971): S. 31-32.

Verzeichnis im Themenbereich betreuter Studien- und Abschlussarbeiten (Erstbetreuung):

- Groß, Matthias Einfluss der Schneidengeometrie von Hartmetall-Wendeschneidplatten auf die Werkzeugstandzeit und das Prozessergebnis beim Drehen duktiler ADI-Werkstoffe, (Masterarbeit), 2017.
- Schröder, Till Einfluss der Werkzeugmikrogeometrie von Hartmetall-Wendeschneidplatten auf die Werkzeugstandzeit und das Prozessergebnis beim Drehen von ADI-Werkstoffen, (Bachelorarbeit), 2018.
- Ritter, Alexandra Finite Elemente Simulation der Kontaktbedingungen bei der Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen Schleifscheiben, (Studienarbeit), 2019.
- Erdmann, Moritz Alterung elastisch gebundener Schleifscheiben und deren Einfluss auf die Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten, (Studienarbeit), 2019.
- Lemmens, Robin Einfluss der Werkzeugmikrogeometrie von Hartmetall-Wendeschneidplatten auf die Werkzeugstandzeit und das Prozessergebnis beim Bohren von ADI-Werkstoffen, (Studienarbeit), 2020.
- Erdmann, Moritz Einfluss der Präparationswerkzeug-Kühlschmierstoff Interaktion auf das Einsatzverhalten elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation, (Diplomarbeit), 2020.
- Shoshka, Arbnor Einfluss des Schleifscheibenverschleißes auf die Prozessstabilität bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten, (Studienarbeit), 2022.

10 Anhang

10.1 Zu Kapitel 2.5.4 Alterung elastisch gebundener Schleifwerkzeuge

Für Polymere können die Hansen-Löslichkeitsparameter beispielsweise mittels systematischer Quellversuche⁴² bestimmt werden. Dabei sollte eine möglichst große Anzahl von chemischen Flüssigkeiten mit bekannten Löslichkeitsparametern herangezogen werden, um einen verlässlichen Parameterraum mit adäquaten Grenzwerten für die drei Löslichkeitsparameter zu erhalten. Dieser kann im dreidimensionalen Koordinatenraum um den Koordinatenpunkt aus den drei Löslichkeitsparametern als eine Löslichkeitskugel mit dem Radius R_0 aufgespannt werden. Innerhalb des Parameterraums steigt die Löslichkeit der dargestellten Lösungsmittel mit kleiner werdendem Abstand zum Koordinatenpunkt. [Hans07e] Mit steigender Temperatur vergrößert sich im Allgemeinen dieser Parameterraum bzw. sinken die Werte der Löslichkeitsparameter (insbesondere δ_H), so dass beispielsweise Lösungsmittel mit zuvor geringen Löslichkeitsvermögen nun verstärkt in den Parameterraum des Polymers verschoben werden. [Hans07a, Hans07b] Weiterhin gilt es zu beachten, dass die Hansen-Löslichkeitsparameter in unterschiedlichen Molekülsegmenten unterschiedlich stark ausgeprägt sein können [Hans07b].

Die Löslichkeitsparameter werden auch als Kohäsionsenergieparameter bezeichnet, da sie sich aus der zum Verdampfen von 1 mol Stoffmenge benötigten Energie ableiten [Hans07a]. Der gesamte Kohäsionsenergieparameter (auch als Hildebrand-Löslichkeitsparameter δ bezeichnet) bezieht sich auf die Gesamtheit der zwischenmolekular wirkenden Kräfte und kann wie folgt über die Quadratwurzel der Kohäsionsenergiedichte ausgedrückt werden [Hans07a]:

$$\delta = \sqrt{\frac{E}{V_m}} \quad (\text{Gl. 10-1})$$

Dabei ist E die messbare zur Verdampfung des Stoffes benötigte Energie (gesamte Kohäsionsenergie) und V_m das molare Volumen des Reinstoffes [Hans07a].

Den Hansen-Löslichkeitsparametern liegt die Idee der Differenzierung zwischen den unterschiedlich wirkenden zwischenmolekularen Kräften – Dispersionskräfte (ausgedrückt durch δ_D , z. B. Van-der-Waals-Kräfte), dipolare Wechselwirkungen (ausgedrückt durch δ_P) und Wasserstoffbrückenbindungen (ausgedrückt durch δ_H) – zugrunde [Hans07a]. Demnach kann die gesamte Kohäsionsenergie E als Summe der einzelnen Energieanteile (E_D , E_P und E_H) für die jeweiligen zwischenmolekularen Kräfte wie folgt beschrieben werden [Hans07a]:

$$E = E_D + E_P + E_H \quad (\text{Gl. 10-2})$$

Der Hildebrand-Löslichkeitsparameter δ kann über folgenden Zusammenhang ausgedrückt werden [Hans07a]:

$$\delta = \sqrt{\delta_D^2 + \delta_P^2 + \delta_H^2} \quad (\text{Gl. 10-3})$$

Wurden die Hansen-Löslichkeitsparameter eines Materials (z. B. Polymer) bestimmt, bspw. im Rahmen einer experimentellen Versuchsreihe, lässt sich für eine beliebige Stoffpaarung (z. B. Polymer – Lösungsmittel) ein sogenannter Löslichkeitsparameter-Abstand R_a vom Koordinatenmittelpunkt (Hansen-Löslichkeitsparameter des Polymers) zum Hansen-Löslichkeitsparameter des Lösungsmittels wie folgt bestimmen [Hans07a]:

⁴² Darüber hinaus wird auch die Turbidimetrie [Lin17, Levi08] eingesetzt. Für eine sehr grobe Abschätzung der Hansen-Löslichkeitsparameter wurden auch rechnerische Ansätze vorgestellt, die sich aus der chemischen Struktur des jeweiligen Stoffes ableiten [Krev09].

$$(R_a)^2 = a(\delta_{D2} - \delta_{D1})^2 + b(\delta_{P2} - \delta_{P1})^2 + c(\delta_{H2} - \delta_{H1})^2 \quad (\text{Gl. 10-4})$$

Dabei sind a, b und c Gewichtungsfaktoren. Basierend auf experimentellen Daten und um die Daten aus praktischen Gründen näherungsweise kugelförmig darstellen zu können, wurden die Gewichtungsfaktoren⁴³ nach Hansen [Hans07a] wie folgt gewählt: a = 4, b = c = 1.

R_0 , welcher experimentell bestimmt wird, bezeichnet den Radius der Löslichkeitskugel des auf die Verträglichkeit gegenüber Lösungsmitteln zu untersuchenden Stoffes (z. B. Polymer). Dieser entspricht dem Grenzwert⁴⁴ für die Löslichkeit des Polymers durch ein Lösungsmittel. [Hans07a] Werden die Werte R_a und R_0 ins Verhältnis gesetzt, können Werte für den relativen Energieunterschied (engl.: Relative Energy Difference RED) gemäß nachfolgender Formel berechnet werden [Hans07a]:

$$RED = \frac{R_a}{R_0} \quad (\text{Gl. 10-5})$$

Für Werte kleiner 1 („gutes“ Lösungsmittel) besteht eine hohe Affinität für Löslichkeit, für Werte größer 1 („schlechtes“ Lösungsmittel) sinkt das Löslichkeitsvermögen mit steigenden Werten. Bei Werten von 1 wird der Grenzwert erreicht. [Hans07a]

Nachfolgend wurden in den Tabellen 10-1 und 10-2 die Hansen-Löslichkeitsparameter einiger im Rahmen dieser Arbeit relevanten Stoffe aus unterschiedlichen Literaturquellen zusammengetragen. Generell ist anzumerken, dass sich die Hansen-Löslichkeitsparameter gleicher Substanzen je nach Quelle leicht unterscheiden können. Dies kann u.a. auf die experimentellen Randbedingungen und die verwendete Datenverarbeitungsmethode (z. B. unterschiedliche Algorithmen zum Einpassen der experimentellen Daten [Levi12]) zurückgeführt werden.

Tabelle 10-1: Hansen-Löslichkeitsparameter für Polyurethane

Stoff	Hansen-Löslichkeitsparameter			R_0 in MPa ^{1/2}	V_m in cm ³ /mol	Literatur
	δ_D in MPa ^{1/2}	δ_P in MPa ^{1/2}	δ_H in MPa ^{1/2}			
PUR (A)	18,1	9,3	4,5	9,7	-	[Hans07f] ⁴⁵
PUR (B)	18,8	10,0	8,2	9,8	-	[Wypy16]
PUR 1 (HDI + PEO)	17,6 ± 0,1	3,5 ± 0,2	9,0 ± 0,1	-	-	[Miec92]
PUR 2 (HDI + PPO)	16,8 ± 0,8	4,4 ± 0,2	6,8 ± 0,3	-	-	
PUR 3 (HDI + PEA)	17,2 ± 1,7	4,5 ± 0,8	9,3 ± 0,1	-	-	
TPU 8	17,9 ± 0,2	2,7 ± 0,5	7,7 ± 0,4	7,3	-	[Gall20]
TPU 13	18,1 ± 0,1	4,9 ± 1,0	9,8 ± 0,6	4,4	-	
TPU 30	17,5 ± 0,2	4,7 ± 0,5	11,3 ± 0,3	3,7	-	
Radia 7285 Polyol	18,2 ± 0,5	4,2 ± 0,9	7,7 ± 0,5	6,5	-	
MDI/BDO Polymer	17,7 ± 0,5	5,9 ± 1,2	10,9 ± 0,7	3,4	-	

⁴³ Die Verwendung konstanter Gewichtungsfaktoren wurde von [Zell03] kritisch hinterfragt, da die realen Gegebenheiten dadurch willkürlich verzerrt werden. Zudem existieren in der Realität häufig keine symmetrischen Löslichkeitsräume [Wisn95].

⁴⁴ Der Wert ist u.a. abhängig von der Anzahl der verwendeten Lösungsmittel mit bekannten Hansen-Löslichkeitsparametern. Zudem entspricht diese Grenze eher einem Grenzbereich, der mit gewissen Unsicherheiten bzgl. des Löslichkeitsverhaltens behaftet ist. [Lara17]

⁴⁵ Die Angaben zu den Hansen-Löslichkeitsparametern entstammen laut [Hans07f] aus dem Handbuch PLASTGUIDE (1989) der ehemaligen dänischen Firma Dukadan.

Softsegment	19,1 ± 0,6	4,2 ± 0,9	6,7 ± 0,4	5,3	-	
Hartsegment	18,2 ± 0,5	8,2 ± 1,7	13,8 ± 0,9	3,1	-	

PUR = Polyurethan, HDI = 1,6-Hexamethyldiisocyanat, Polyole (PEO, PPO, PEA), PEO = Polyethylenoxid (Polyether-Polyol), PPO = Polypropylenoxid (Polyether-Polyol), PEA = Polyethylenadipat (aliphatischer Polyester-Polyol)

TPU = Thermoplastisches Polyurethan, TPU 8 (ohne Verwendung des Kettenverlängerers) = enthält 8 Gew.-% Hartsegmente, der Anteil an Hartsegmenten ist als Gewichtsverhältnis wie folgt definiert: (MDI + BDO)/(Polyol + MDI + Polyol), Radia 7285 = Polyester-Polyol, MDI = 4,4'-Diphenylmethan-diisocyanat (auch 4,4'-Methylenbis(phenylisocyanat)), BDO = 1,4-Butandiol (Kettenverlängerer), MDI/BDO Polymer = Repräsentant für reine Hartsegmente

Bei den Polyurethanen können Unterschiede bzgl. der Hansen-Löslichkeitsparameter insbesondere auch aus der Verwendung unterschiedlicher Ausgangsstoffe für die Polyaddition zurückgeführt werden, wodurch Unterschiede bei der chemischen Struktur auftreten können. *Gallu et al.* [Gall20] differenzieren in ihrer Untersuchung sogar einzelne chemische Strukturbestandteile im Polymer.

Das in Tabelle 10-1 betrachtete thermoplastische Polyurethane (TPU) wurde zunächst als Einheit mit unterschiedlichen Hartsegment-Anteilen betrachtet. Auf makromolekularer Ebene wurde das TPU dann auch hinsichtlich der beiden Bestandteile Radia 7285 Polyol und MDI/BDO Polymer (Repräsentant für reine Hartsegmente) unterschieden. Letzteres verfügt über höhere Werte für δ_P und δ_H und einen kleineren Interaktionsradius als das Polyol. Die starke Bindung zwischen den Polymermolekülen führt zu einer starken kristallinen Struktur beim Polymer, womit eine geringere Löslichkeit einhergeht. Des Weiteren wurden die einzelnen Soft- und Hartsegmente im TPU isoliert voneinander betrachtet. [Gall20]

Nachfolgend werden exemplarisch zur ersten Abschätzung der Beständigkeit von Polyurethan die bekannten Werte der Hansen-Löslichkeitsparameter für „PUR (A)“ und „PUR (B)“ (Tabelle 10-1) mit denen unterschiedlicher Lösungsmittel (Tabelle 10-2) gegenübergestellt und anhand der RED-Werte (Abbildung 10-1) bewertet.

Tabelle 10-2: Hansen-Löslichkeitsparameter unterschiedlicher Lösungsmittel

Stoff	Hansen-Löslichkeitsparameter			R_0 in $\text{MPa}^{1/2}$	V_m in cm^3/mol	Literatur
	δ_D in $\text{MPa}^{1/2}$	δ_P in $\text{MPa}^{1/2}$	δ_H in $\text{MPa}^{1/2}$			
PAO	15,5	1,7	5,5	-	-	[Levi08] ⁴⁶
N-Öl	17,2	3,0	5,3	-	-	
D-Öl	17,3	3,3	5,3	-	-	
Mineralöl	14,5	0	0	-	-	[Bart91, Gard76]
Hexan	14,8	0	0	-	130,5	[Krev09]
Heptan	15,2	0	0	-	146,6	
Oktan	15,6	0	0	-	162,6	
Cyclohexan	16,7	0	0	-	108,0	
Benzen (Benzol)	17,6/18,5	1,0	2,0	-	88,9	
Toluen (Toluol)	17,3/18,1	1,4	2,0	-	106,3	
Methanol	15,2	12,3	22,3	-	40,4	

⁴⁶ Die Genauigkeit, insbesondere bei der Angabe von δ_H , ist nach Angaben der Autoren gering, da nicht genügend „schlechte“ Lösungsmittel (mit geringen Interaktionen bzgl. Wasserstoffbrückenbindungen) in der Versuchsreihe zur Verfügung standen [Levi08].

Ethanol	15,8	8,8	19,5	-	58,4	
Isopropanol	15,8	6,1	16,4	-	76,5	
Aceton	15,5	10,4	7,0	-	73,3	
Wasser	≈12,3/14,3	≈31,3	≈34,2	-	18,0	
Wasser	15,5	16	42,3	-	-	[Orti11] ⁴⁷
Naphthalin	19,4	1,9	5,9	-	125,5	
Acenaphthen	20,4	2,5	3,2	-	141,5	
Anthracen	21,8	2,3	3,5	-	156,8	[Lin17]
Phenanthren	20,8	2,6	5,4	-	159,0	
Pyren	22,5	1,6	4,0	-	159,9	
Fluoranthren	20,8	2,5	6,7	-	174,7	
Naphthalin	19,2	2,0	5,9	-	111,5	
Benzotriazol (BTA)	18,7	15,6	12,4	-	96,2	[Hans07f]
Benzotriazol (BTA)	17,9	12,8	15,3	9,9	-	
Tolyltriazol (TTA)	18,1	11,7	14,1	10,18	-	[Levi12] ⁴⁸
Irgamet 39	17,4	5,2	9,5	10,60	-	
Butylhydroxytoluol (BHT)						
Butylhydroxytoluol (BHT)	16,5	2,6	6,6	-	-	[Orti11] ⁴⁹

PAO = Polyalphaolefin, N-Öl = Stark hydriertes naphthenisches Mineralöl, D-Öl = Naphthenisches Mineralöl mit hohem Aromatengehalt, Irgamet 39 = ein N-methylamino-substituiertes Triazol

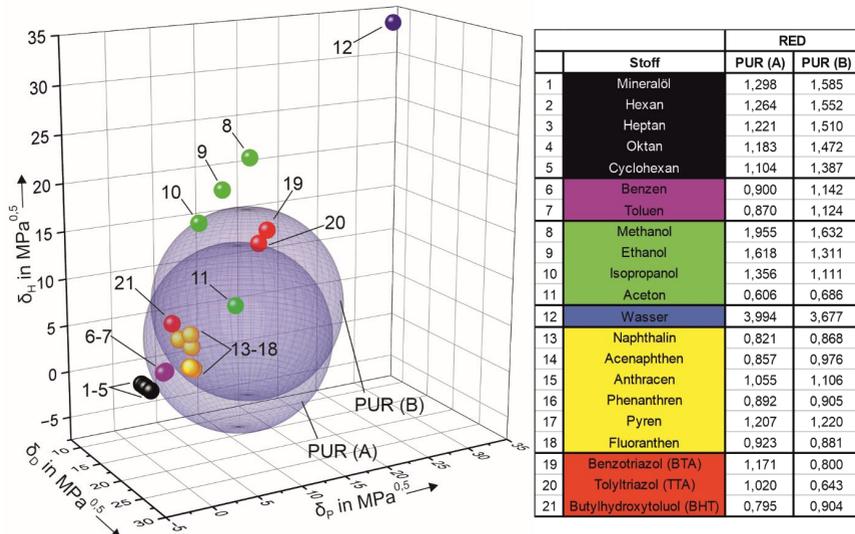


Abbildung 10-1: Darstellung und Bewertung der Hansen-Löslichkeitskugeln für Polyurethan unter dem Einfluss unterschiedlicher Lösungsmittel

⁴⁷ Die Angaben zu den Hansen-Löslichkeitsparametern entstammen laut [Orti11] aus der Software HSPiP®.

⁴⁸ Den Autoren zufolge sind aufgrund der experimentellen Randbedingungen die Werte für δ_H geringfügig überschätzt [Levi12].

⁴⁹ Die Angaben zu den Hansen-Löslichkeitsparametern entstammen laut [Orti11] aus der Software HSPiP®.

Generell zu beachten ist, dass Mixturen unterschiedlicher Lösungsmittel zu einem veränderten Löslichkeitsverhalten führen können, welches unter Umständen nicht exakt mittels einer einfachen Extrapolation aus den Löslichkeitsdaten der Reinstoffe beschrieben werden kann [Geor05, Perr02]. Beispielsweise ist es möglich, dass eine Flüssigkeit in der Mixtur die Löslichkeit der anderen erhöht [Vahd93].

10.2 Zu Kapitel 5.3 Ergebnisse der geometrischen Kontaktflächen und -längen

Tabelle 10-3: Mittels FEM ermittelte Kontaktflächen für Schneidkantenradien im Bereich von 5 bis 30 μm , Einfluss der ineffektiven Zustellung

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in μm	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_β in μm			Schneidkantenradius r_β in μm			Schneidkantenradius r_β in μm		
		5	15	30	5	15	30	5	15	30
Kontaktfläche in mm^2										
Hauptschneide	8	0,00913	0,01450	0,02110	0,00811	0,01520	0,02130	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
	13	0,01630	-	-	0,01360	-	-			
	18	0,02530	-	-	0,02050	-	-			
Schneidenecke	8	0,00267	0,00409	0,00599	0,00189	0,00349	0,00497	0,00198	0,00306	0,00440
	13	0,00487	-	-	0,00330	-	-	0,00383	-	-
	18	0,00747	-	-	0,00499	-	-	0,00605	-	-

Tabelle 10-4: Mittels FEM ermittelte Kontaktlängen für Schneidkantenradien im Bereich von 5 bis 30 μm , Einfluss der ineffektiven Zustellung

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in μm	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_β in μm			Schneidkantenradius r_β in μm			Schneidkantenradius r_β in μm		
		5	15	30	5	15	30	5	15	30
Kontaktlänge in mm										
Hauptschneide	8	1,634	1,591	1,585	1,646	1,616	1,586	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
	13	2,094	-	-	2,096	-	-			
	18	2,464	-	-	2,472	-	-			
Schneidenecke	8	0,403	0,393	0,387	0,321	0,311	0,306	0,281	0,271	0,270
	13	0,519	-	-	0,410	-	-	0,359	-	-
	18	0,611	-	-	0,479	-	-	0,425	-	-

Tabelle 10-5: Mittels FEM ermittelte Kontaktflächen für Schneidkantenradien im Bereich von 5 bis 30 μm , Einfluss des Schneidkantenradius bei unveränderlicher ineffektiver Zustellung (für $r_{\beta} = 5 \mu\text{m}$)

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in μm (für $r_{\beta} = 5 \mu\text{m}$)	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm		
		5	15	30	5	15	30	5	15	30
Kontaktfläche in mm^2										
Hauptschneide	18	0,02530	0,02870	0,02650	0,02050	0,02660	0,02130	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
Schneidenecke	18	0,00747	0,00827	0,00756	0,00499	0,00613	0,00497	0,00605	0,00629	0,00558

Tabelle 10-6: Mittels FEM ermittelte Kontaktlängen für Schneidkantenradien im Bereich von 5 bis 30 μm , Einfluss des Schneidkantenradius bei unveränderlicher ineffektiver Zustellung (für $r_{\beta} = 5 \mu\text{m}$)

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in μm (für $r_{\beta} = 5 \mu\text{m}$)	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm		
		5	15	30	5	15	30	5	15	30
Kontaktlänge in mm										
Hauptschneide	18	2,464	2,209	1,785	2,472	2,151	1,586	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
Schneidenecke	18	0,611	0,545	0,434	0,479	0,416	0,306	0,425	0,379	0,306

Tabelle 10-7: Mittels FEM ermittelte Kontaktflächen für Schneidkantenradien im Bereich von 30 bis 90 μm , Einfluss der ineffektiven Zustellung

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in μm	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm			Schneidkantenradius r_{β} in μm		
		30	60	90	30	60	90	30	60	90
Kontaktfläche in mm^2										
Hauptschneide	23	0,06260	0,09000	0,11035	0,06300	0,09170	0,11592	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
	35,5	0,10133	-	-	0,09800	-	-			
	48	0,14797	-	-	0,13297	-	-			
Schneidenecke	23	0,01810	0,02520	0,03210	0,01450	0,02160	0,02690	0,01370	0,01910	0,02390
	35,5	0,02950	-	-	0,02210	-	-	0,02320	-	-
	48	0,04250	-	-	0,03070	-	-	0,03450	-	-

Tabelle 10-8: Mittels FEM ermittelte Kontaktlängen für Schneidkantenradien im Bereich von 30 bis 90 µm, Einfluss der ineffektiven Zustellung

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in µm	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm		
		30	60	90	30	60	90	30	60	90
Kontaktlänge in mm										
Hauptschneide	23	2,737	2,715	2,708	2,735	2,719	2,711	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
	35,5	3,414	-	-	3,410	-	-			
	48	3,969	-	-	3,973	-	-			
Schneidenecke	23	0,663	0,657	0,641	0,526	0,517	0,509	0,465	0,454	0,448
	35,5	0,827	-	-	0,652	-	-	0,580	-	-
	48	0,978	-	-	0,762	-	-	0,675	-	-

Tabelle 10-9: Mittels FEM ermittelte Kontaktflächen für Schneidkantenradien im Bereich von 30 bis 90 µm, Einfluss des Schneidkantenradius bei unveränderlicher ineffektiver Zustellung (für $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in µm (für $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm		
		30	60	90	30	60	90	30	60	90
Kontaktfläche in mm²										
Hauptschneide	48	0,14797	0,15286	0,13760	0,13297	0,14301	0,11592	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
Schneidenecke	48	0,04250	0,04230	0,03880	0,03070	0,03310	0,02690	0,03450	0,03300	0,02900

Tabelle 10-10: Mittels FEM ermittelte Kontaktlängen für Schneidkantenradien im Bereich von 30 bis 90 µm, Einfluss des Schneidkantenradius bei unveränderlicher ineffektiver Zustellung (für $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)

Schneidbereich	Ineffektive Zustellung $a_{e,in}$ in µm (für $r_\beta = 30 \mu\text{m}$)	Präparationswinkel $\gamma_b = 25^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 45^\circ$			Präparationswinkel $\gamma_b = 65^\circ$		
		Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm			Schneidkantenradius r_β in µm		
		30	60	90	30	60	90	30	60	90
Kontaktlänge in mm										
Hauptschneide	48	3,969	3,510	2,997	3,973	3,390	2,711	wie $\gamma_b = 25^\circ$		
Schneidenecke	48	0,978	0,848	0,710	0,762	0,636	0,509	0,675	0,589	0,492

10.3 Zu Kapitel 6.1.1 Einfluss von Zustellung, Präparationswinkel und Vorschubgeschwindigkeit

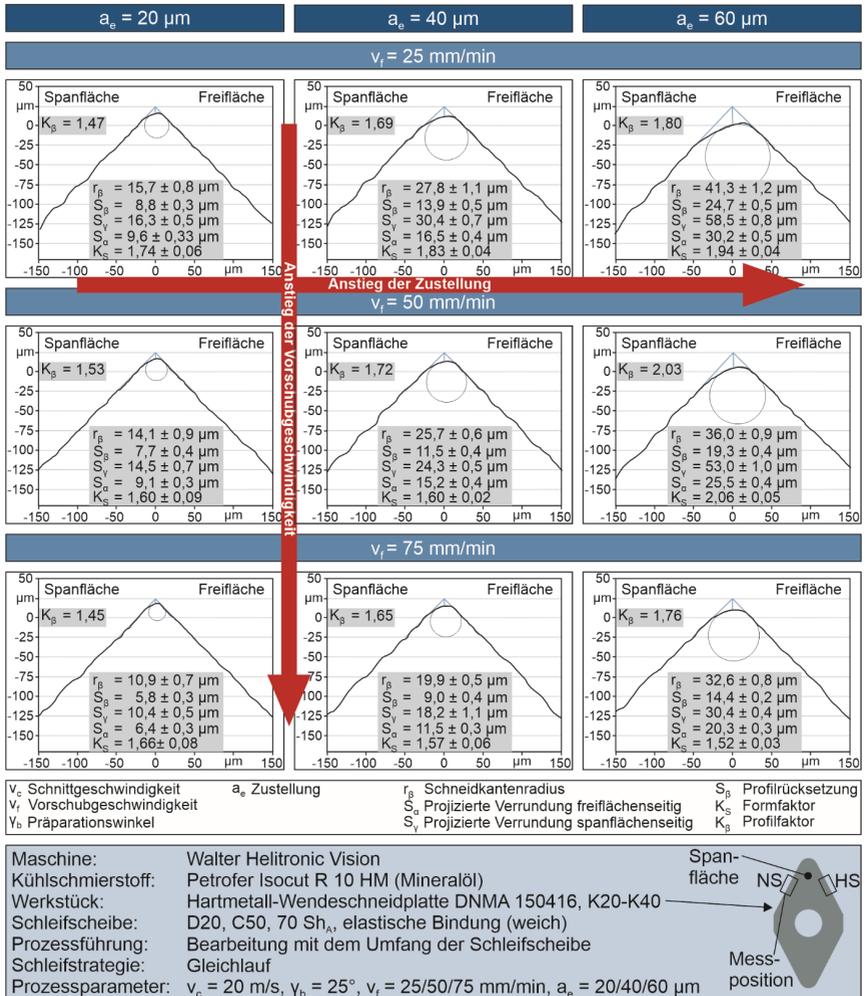


Abbildung 10-2: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide (Präparationswinkel von 25° , weiche Schleifscheibe)

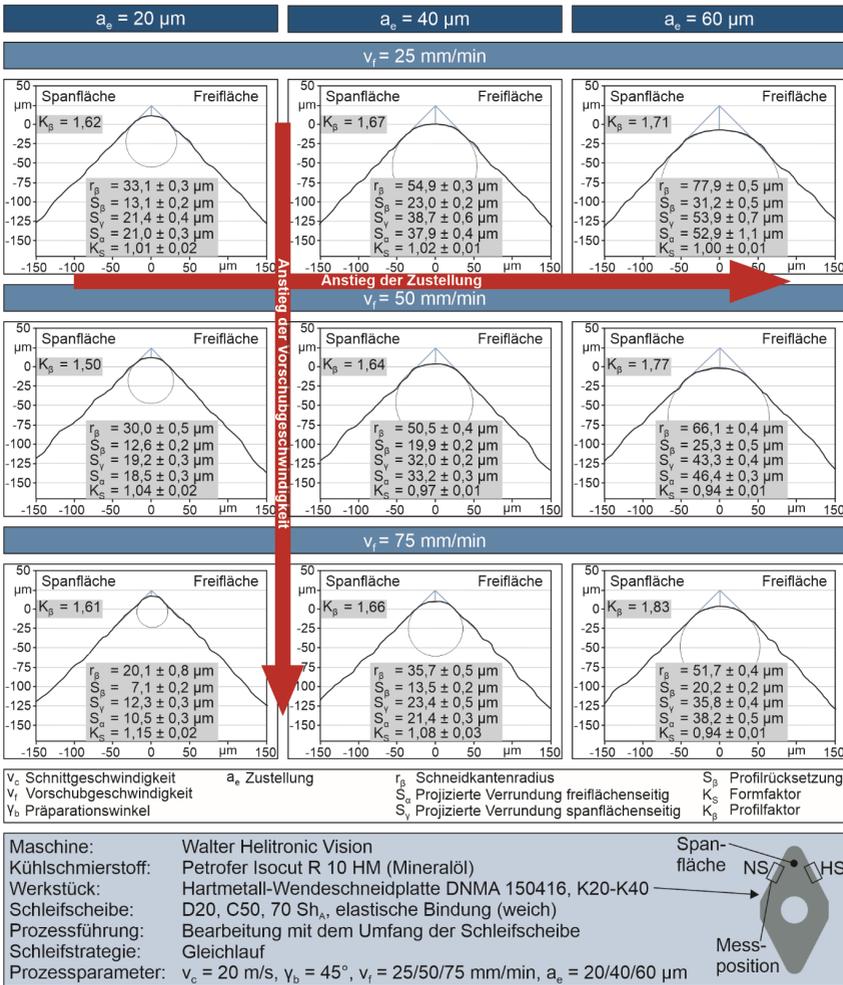


Abbildung 10-3: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide (Präparationswinkel von 45°, weiche Schleifscheibe)

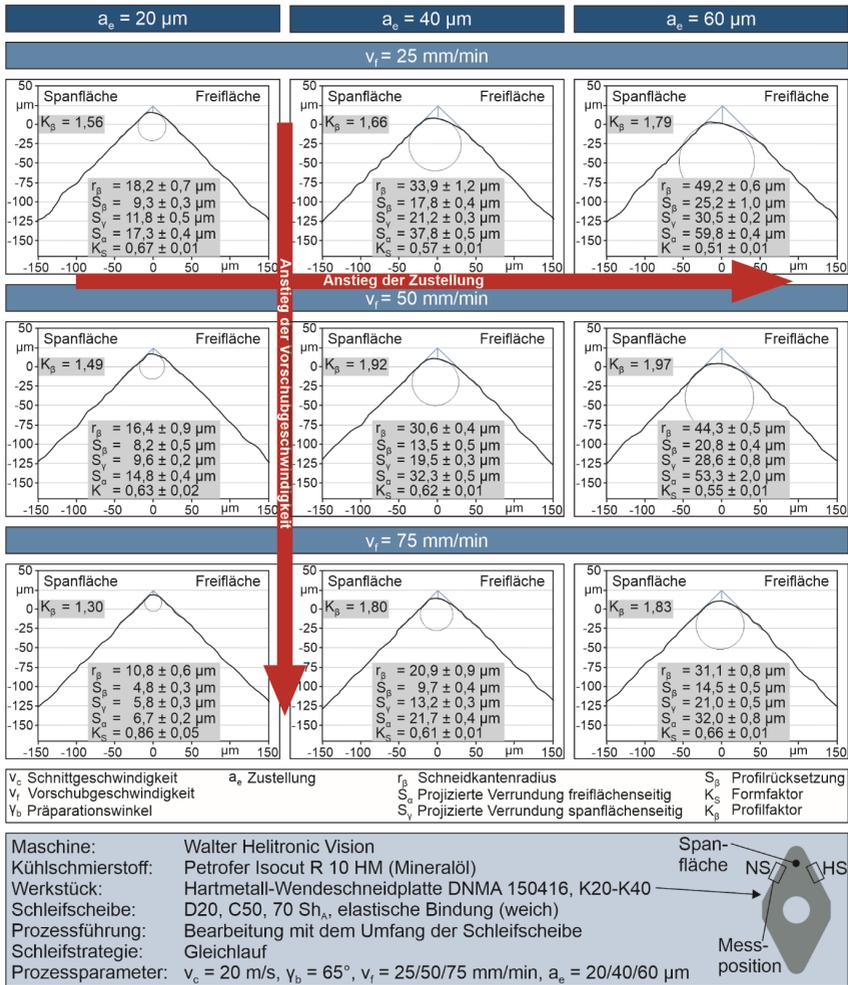


Abbildung 10-4: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide (Präparationswinkel von 65°, weiche Schleifscheibe)

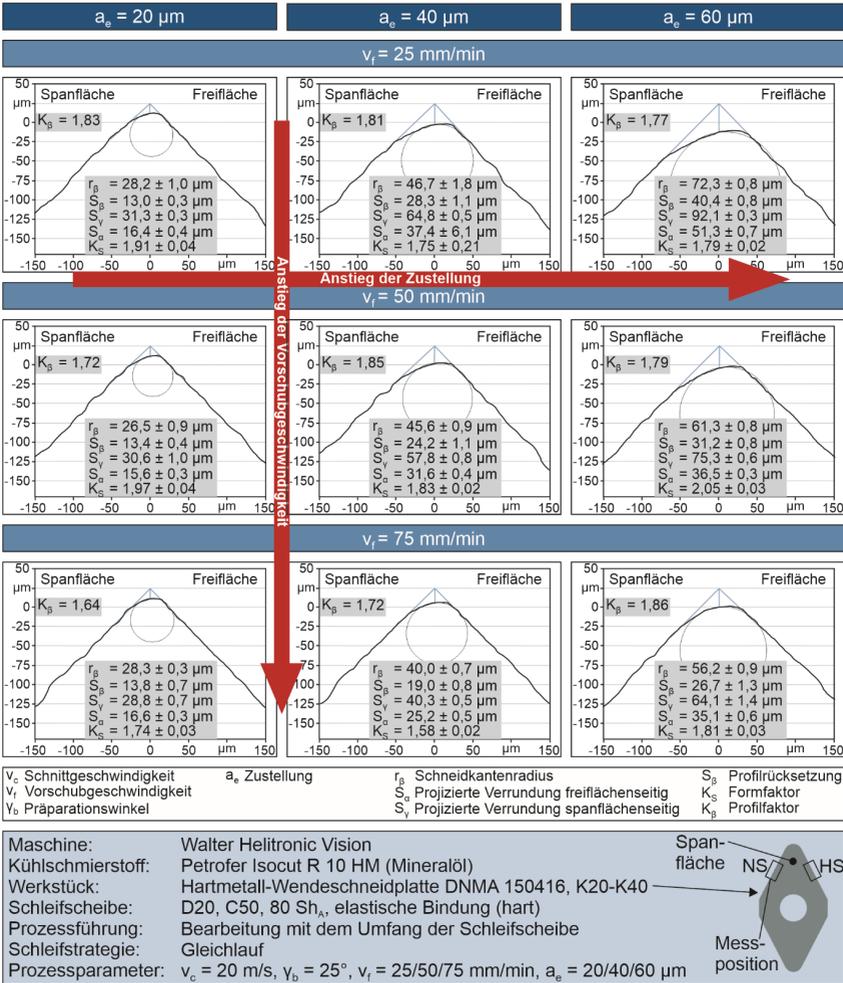


Abbildung 10-5: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenscheide (Präparationswinkel von 25°, harte Schleifscheibe)

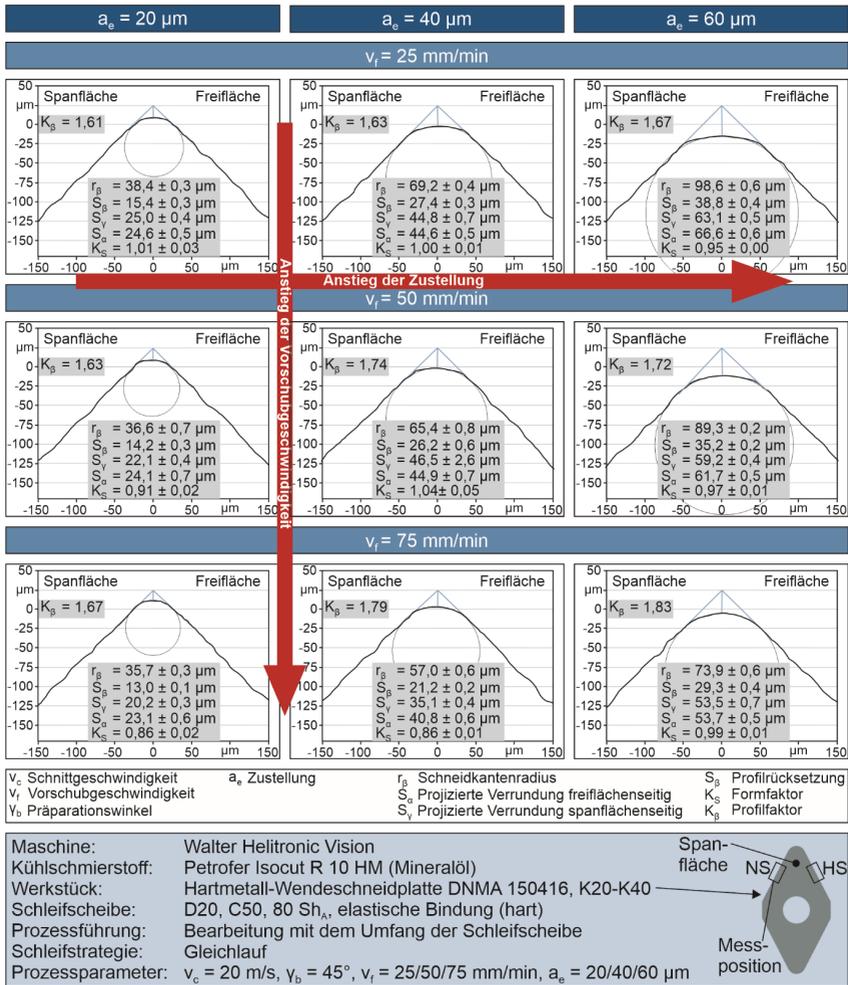


Abbildung 10-6: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide (Präparationswinkel von 45° , harte Schleifscheibe)

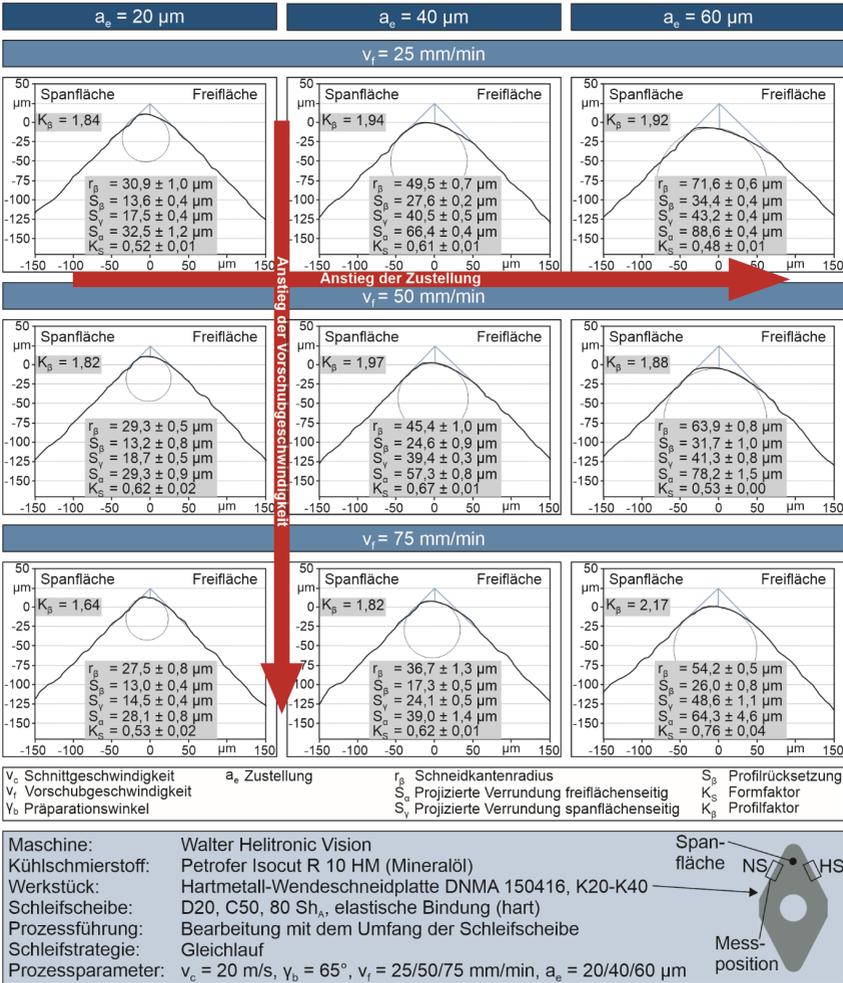


Abbildung 10-7: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Haupt- bzw. Nebenschneide (Präparationswinkel von 65° , harte Schleifscheibe)

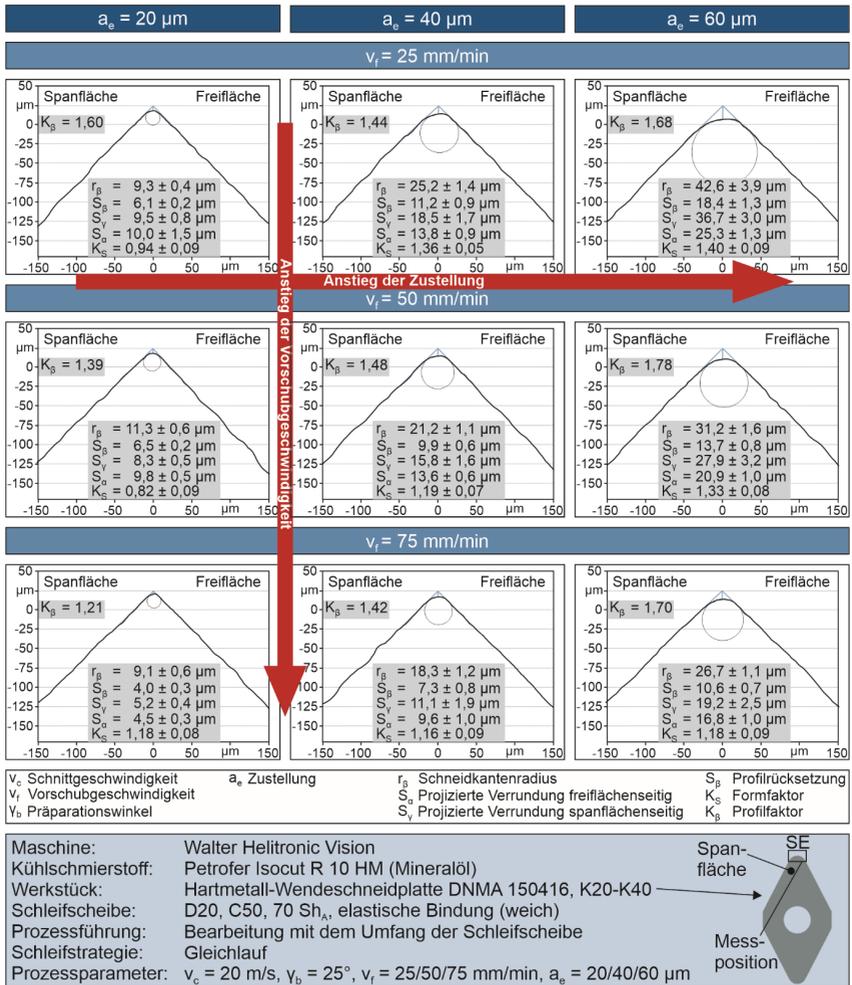


Abbildung 10-8: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 25°, weiche Schleifscheibe)

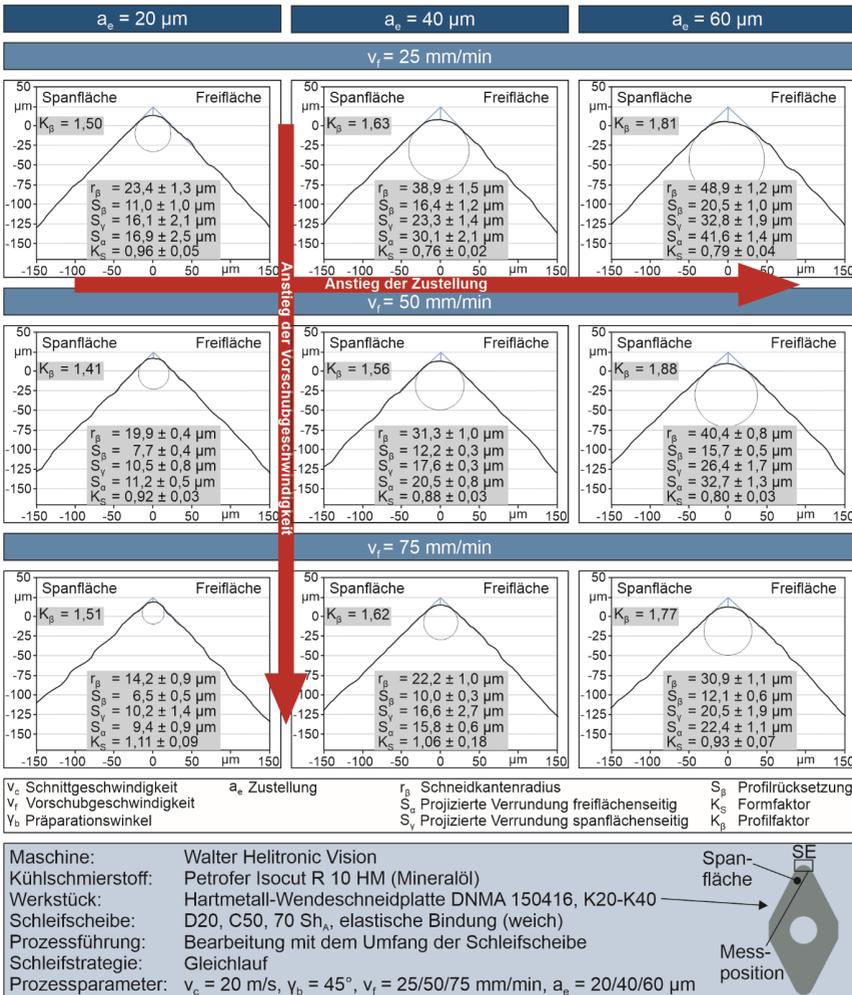


Abbildung 10-9: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 45° , weiche Schleifscheibe)

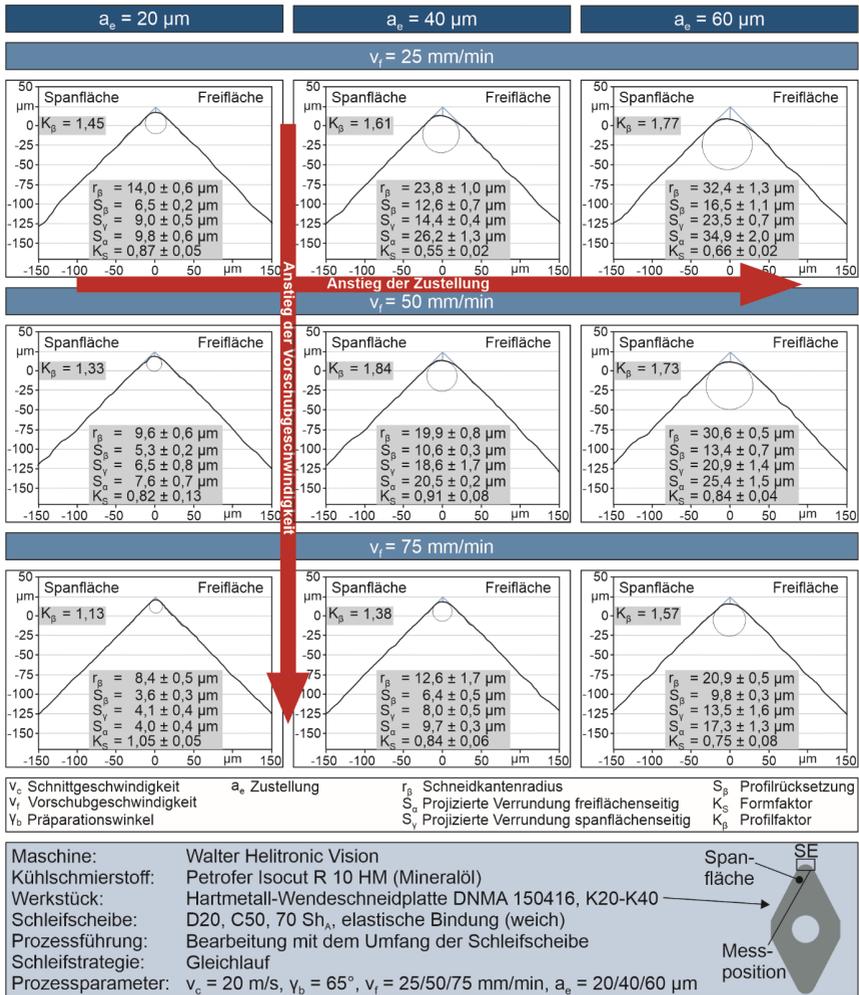


Abbildung 10-10: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 65° , weiche Schleifscheibe)

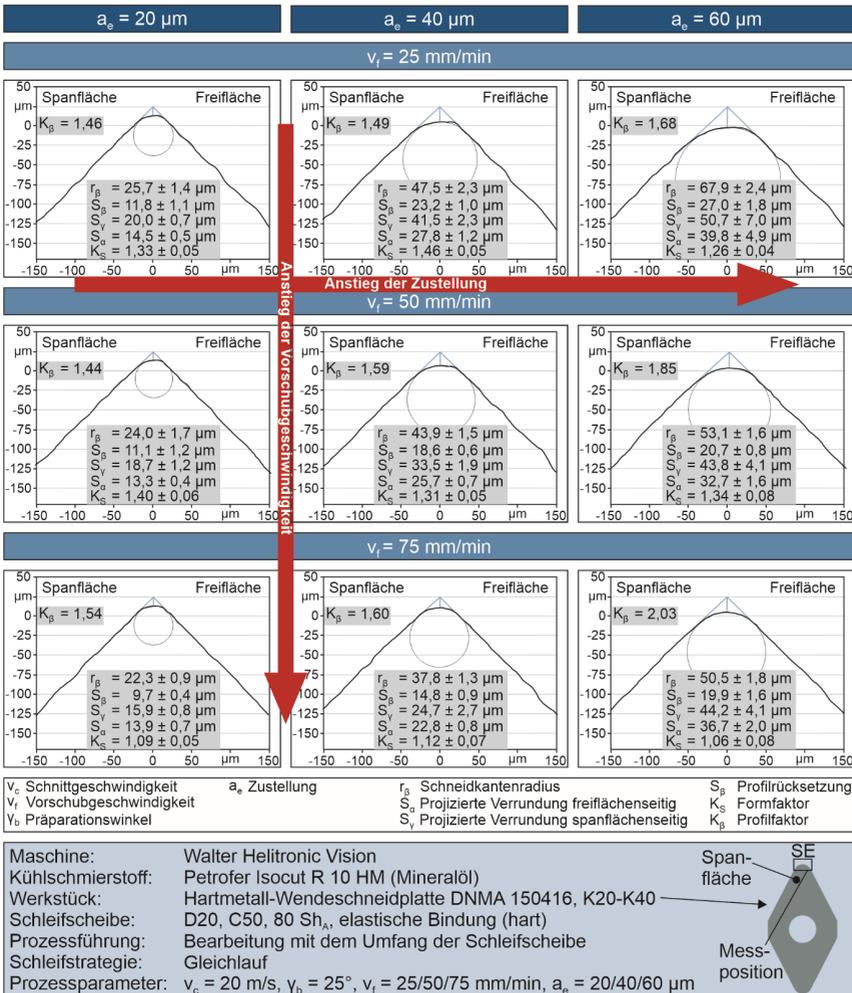


Abbildung 10-11: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 25° , harte Schleifscheibe)

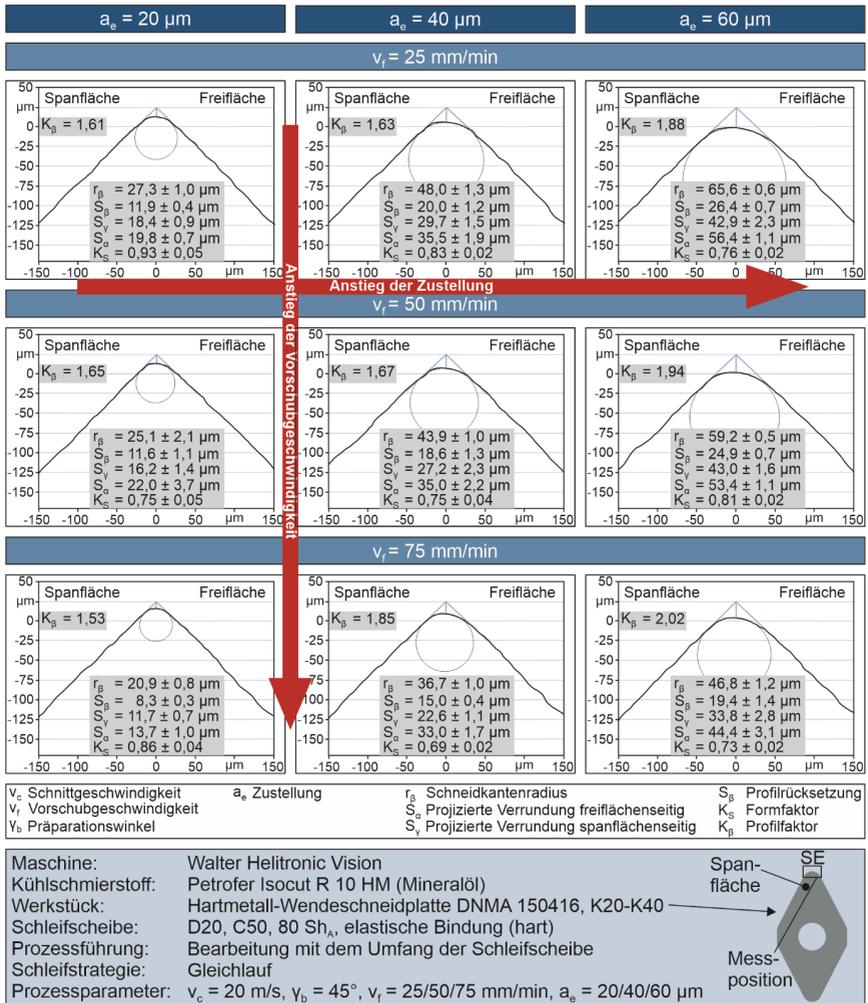


Abbildung 10-12: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 45° , harte Schleifscheibe)

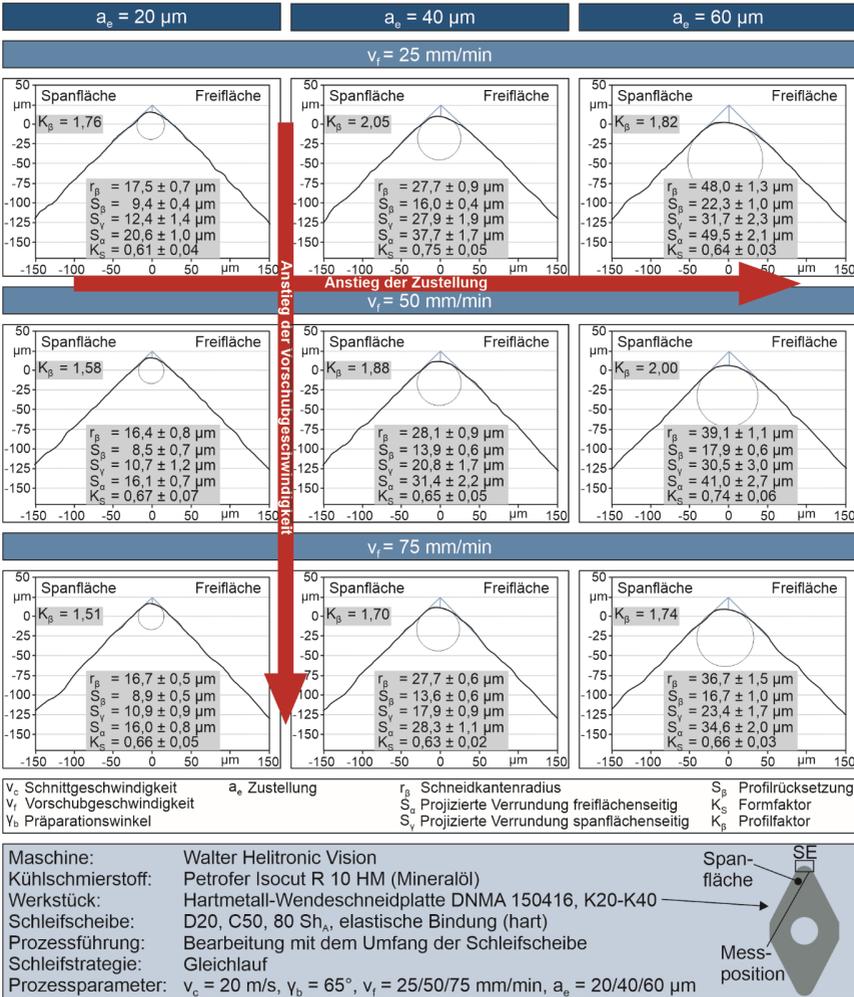


Abbildung 10-13: Einfluss von Zustellung und Vorschubgeschwindigkeit auf die Schneidengeometrie an der Schneidenecke (Präparationswinkel von 65° , harte Schleifscheibe)

10.4 Zu Kapitel 6.1.2 Einfluss der Kontaktbedingungen an der Schneidkante

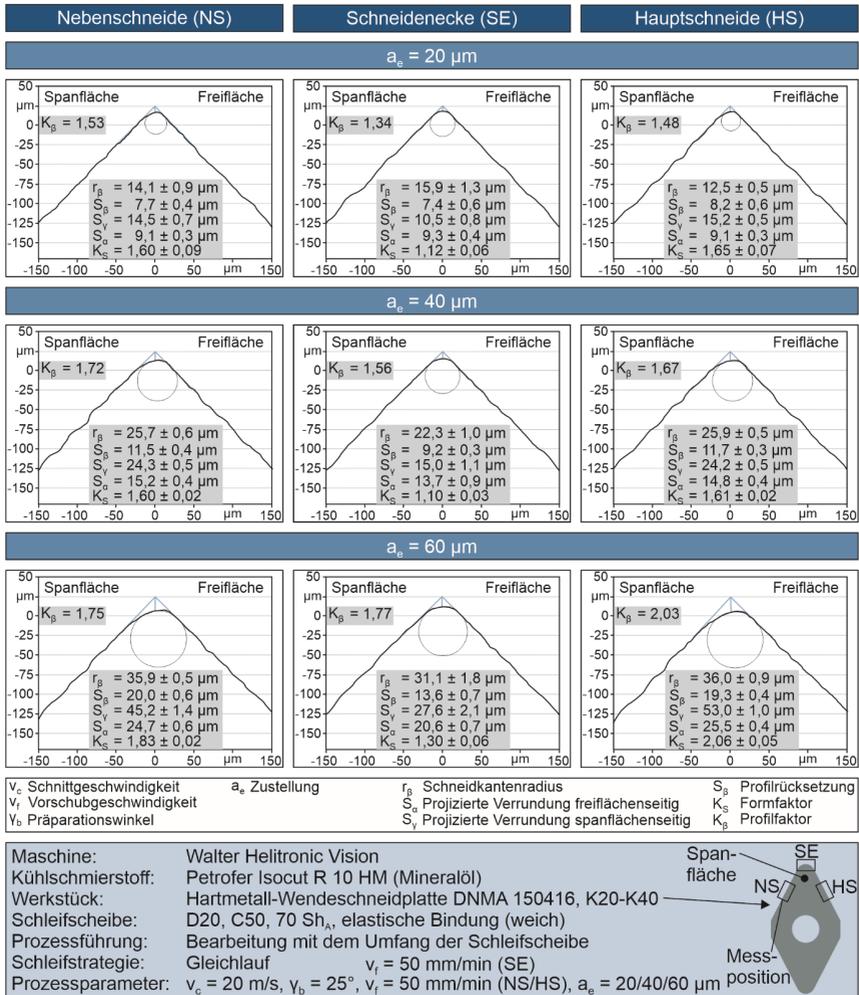


Abbildung 10-14: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 25°, weiche Schleifscheibe)

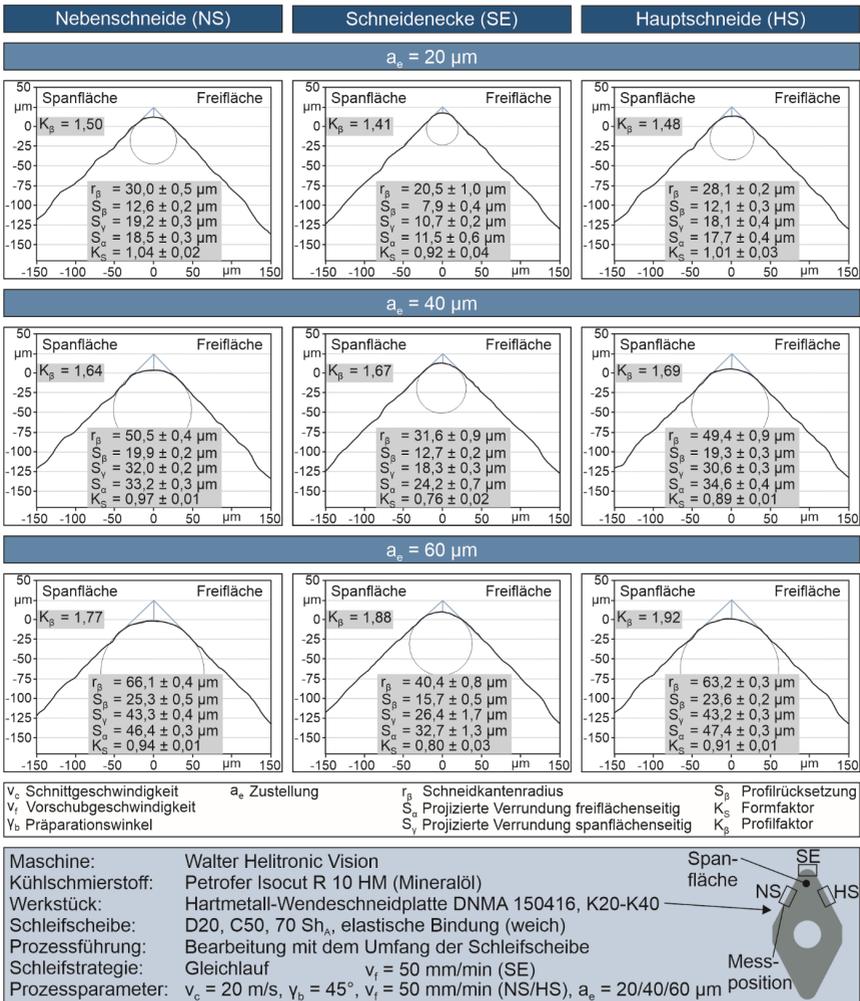


Abbildung 10-15: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 45° , weiche Schleifscheibe)

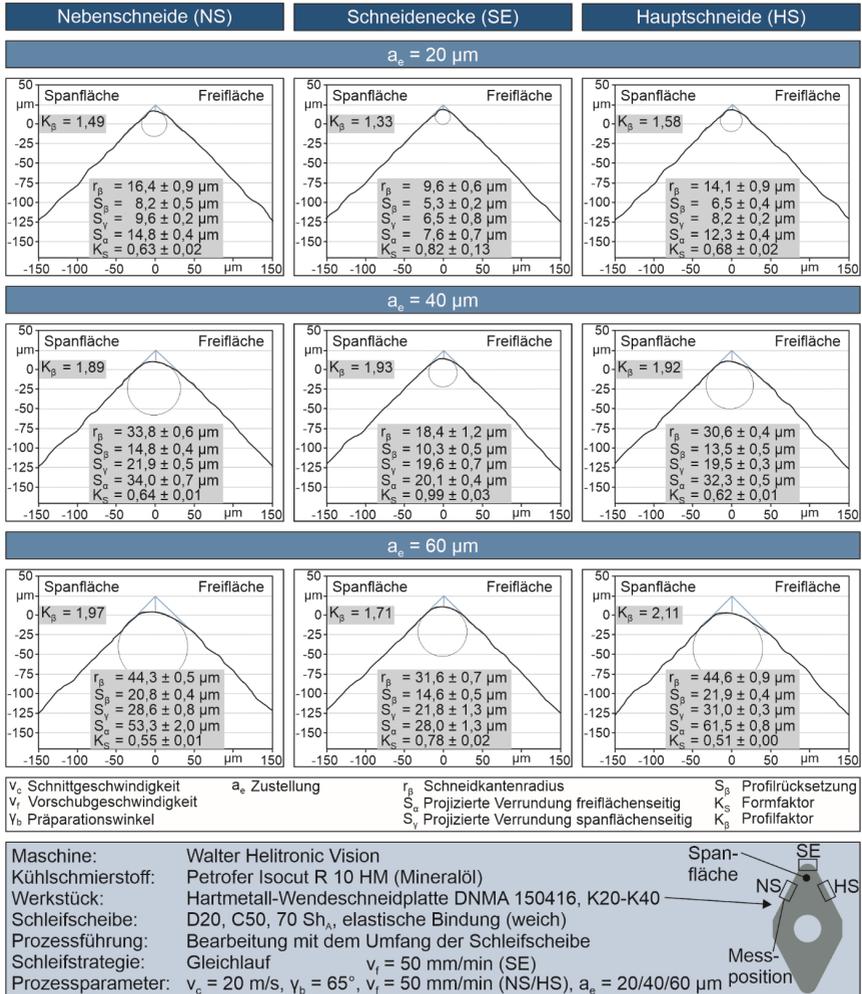


Abbildung 10-16: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 65° , weiche Schleifscheibe)

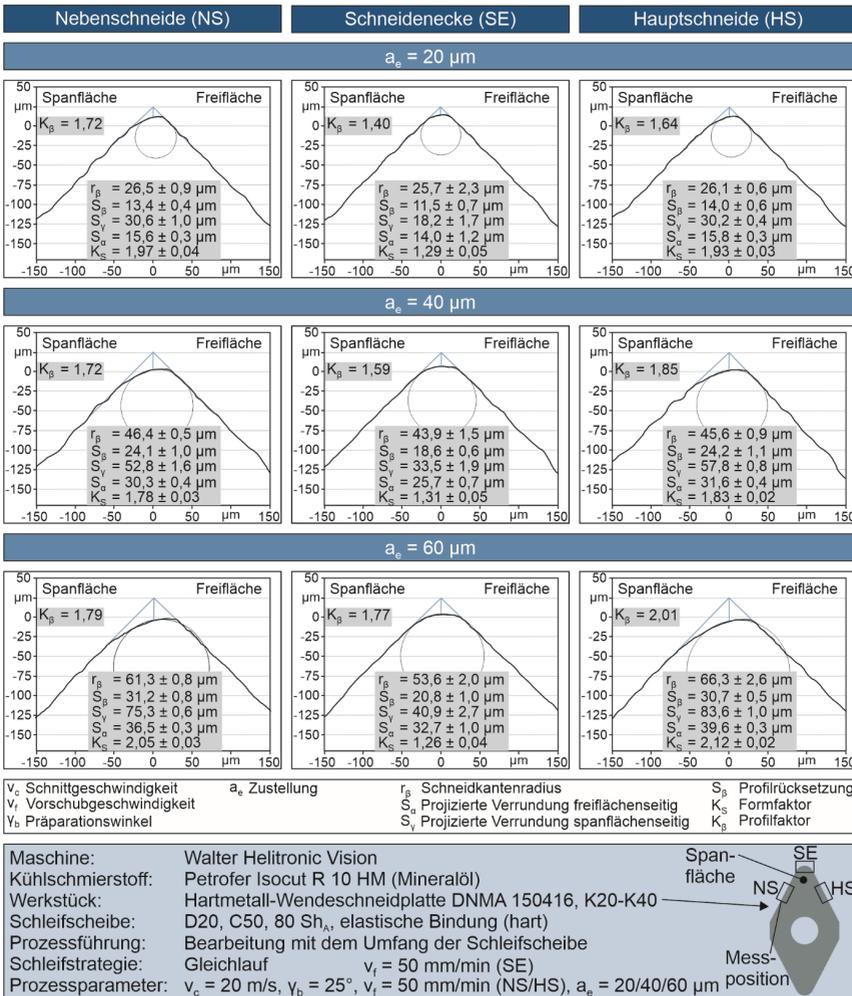


Abbildung 10-17: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 25°, harte Schleifscheibe)

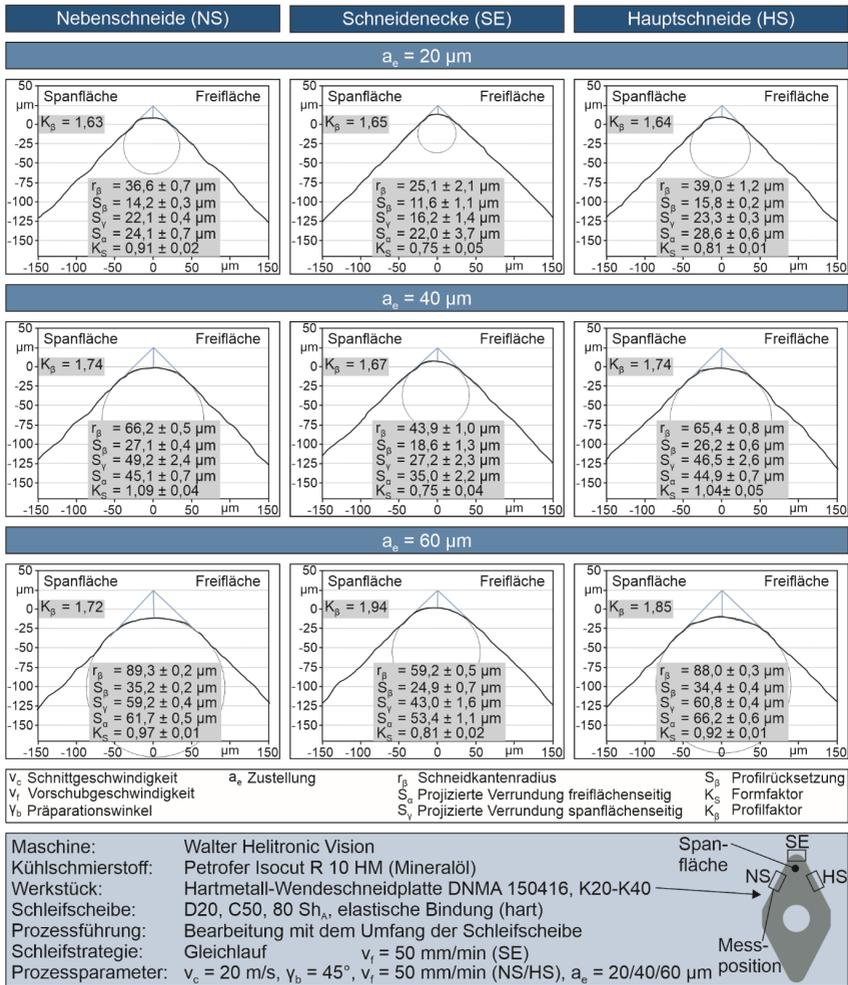


Abbildung 10-18: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 45°, harte Schleifscheibe)

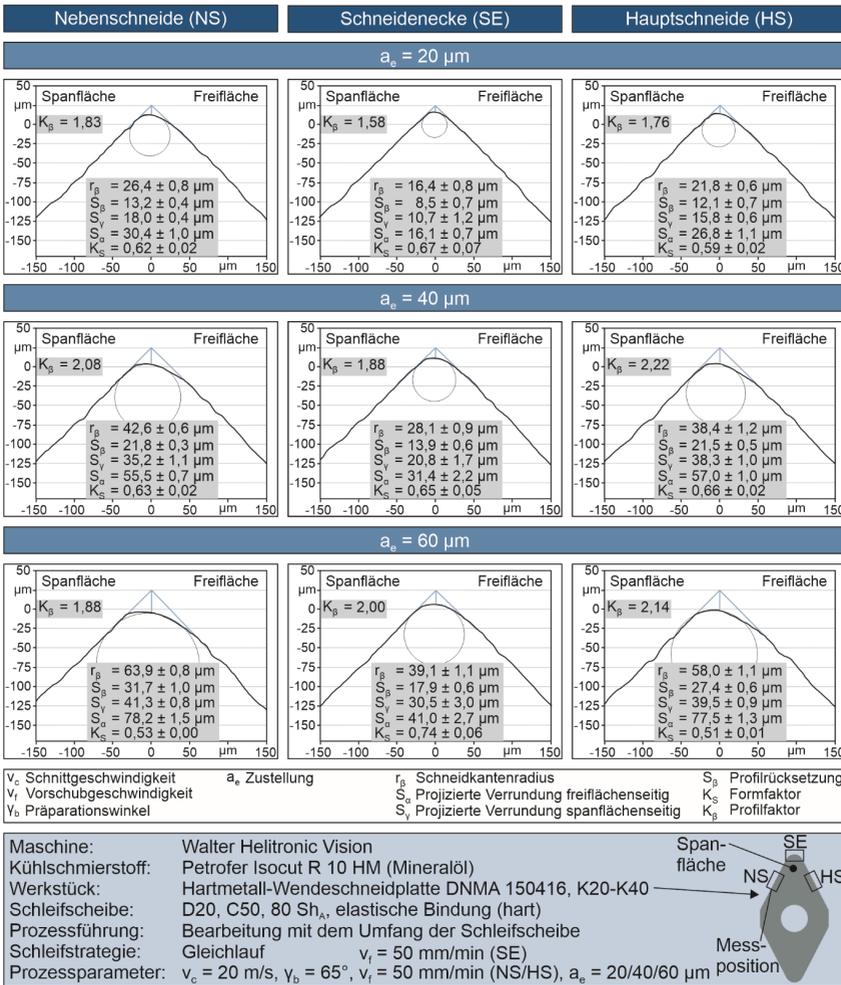


Abbildung 10-19: Einfluss der Kontaktbedingungen auf die Schneidengeometrien (Präparationswinkel von 65°, harte Schleifscheibe)

10.5 Zu Kapitel 6.2.1 Homogene Präparationsverlaufsform

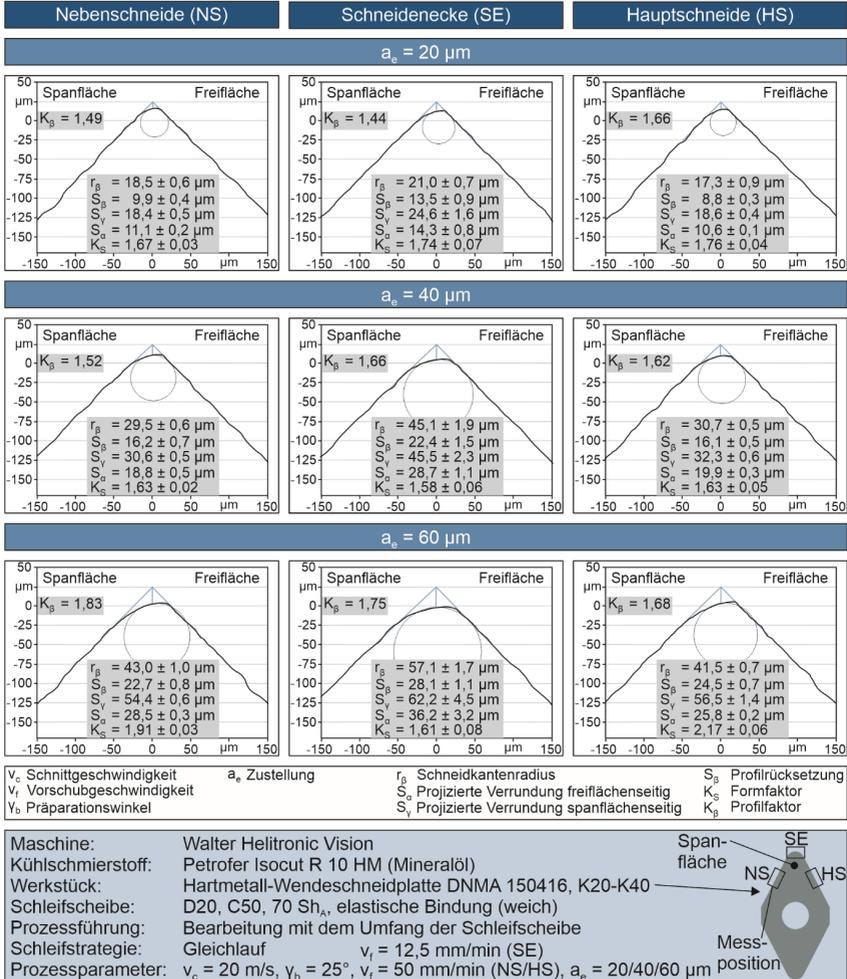


Abbildung 10-20: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 25°, weiche Schleifscheibe)

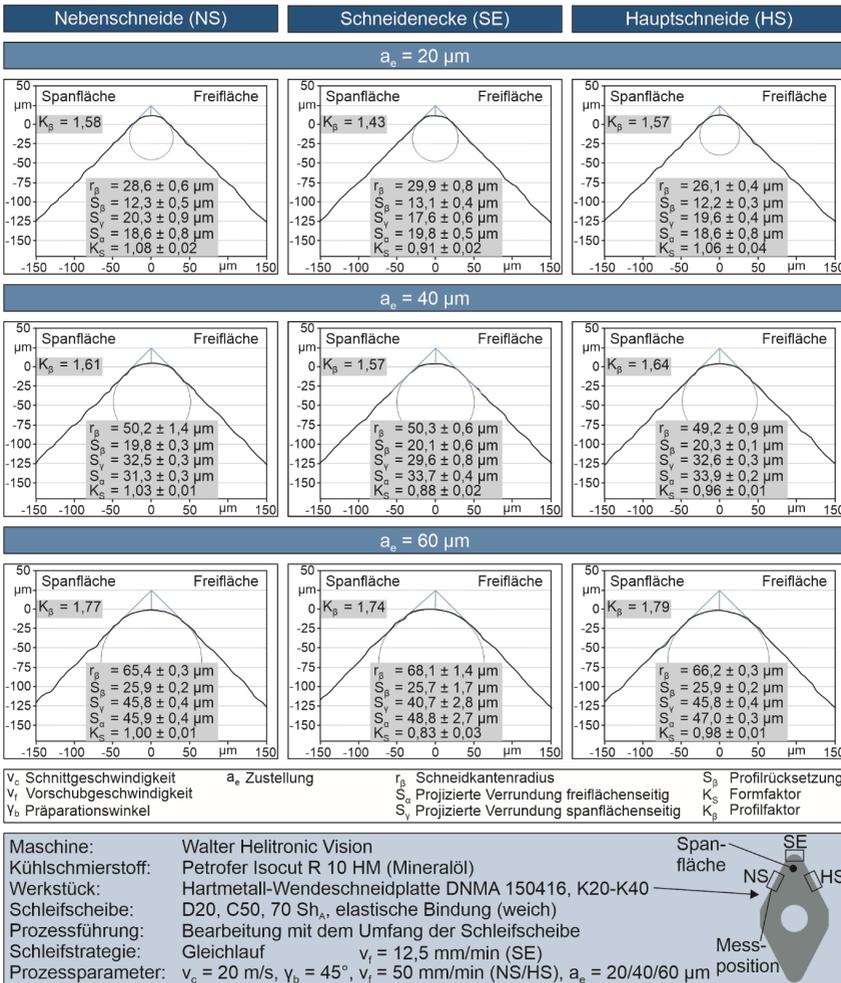


Abbildung 10-21: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 45° , weiche Schleifscheibe)

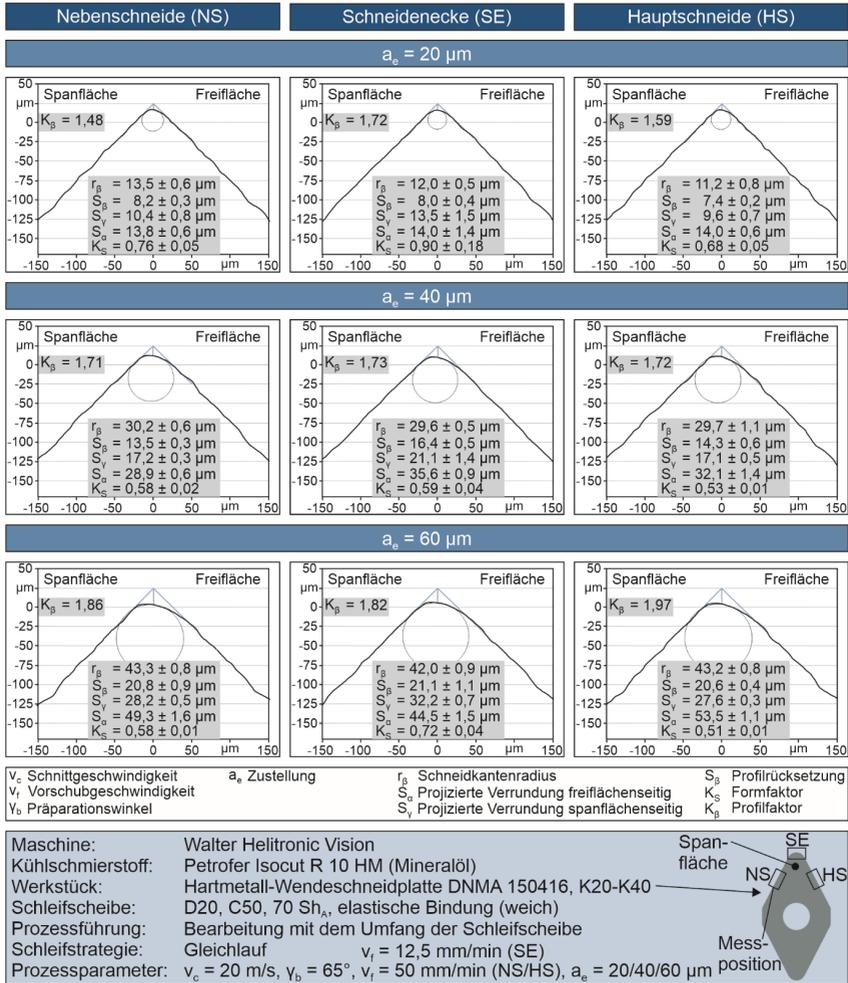


Abbildung 10-22: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 65° , weiche Schleifscheibe)

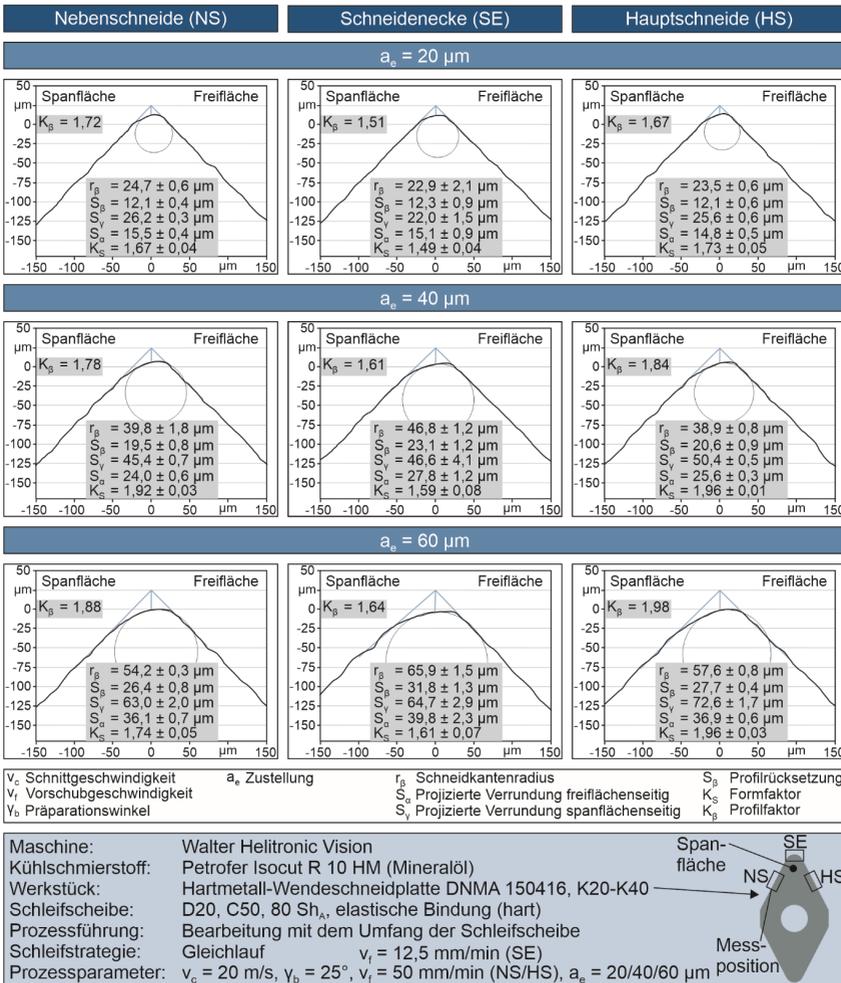


Abbildung 10-23: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 25°, harte Schleifscheibe)

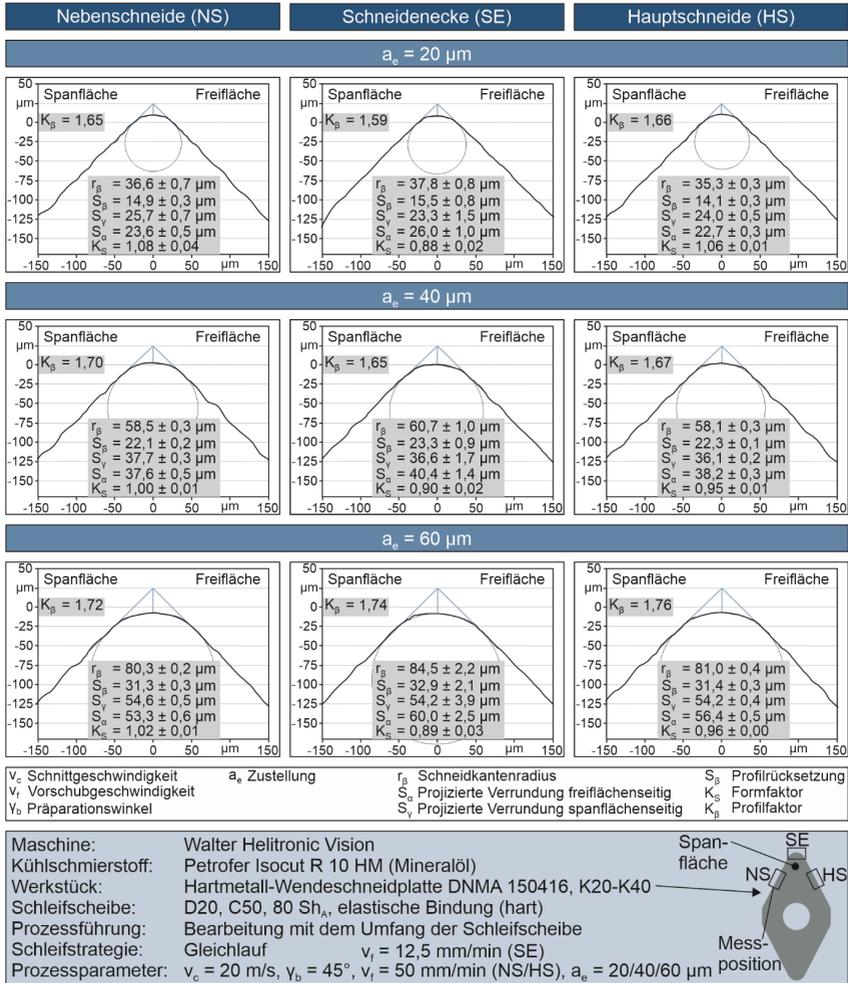


Abbildung 10-24: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 45° , harte Schleifscheibe)

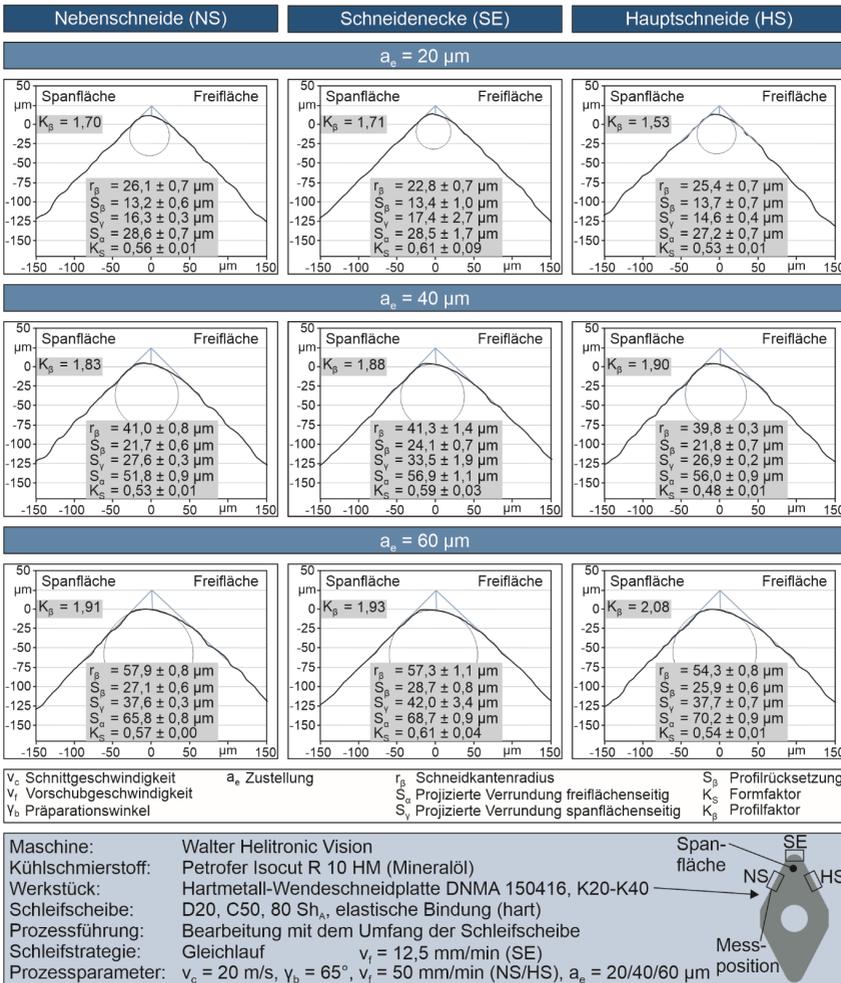


Abbildung 10-25: Angleichung der Schneidengeometrie an der Schneidenecke über Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (Präparationswinkel von 65° , harte Schleifscheibe)

10.6 Zu Kapitel 6.2.2 Inhomogene Präparationsverlaufsform

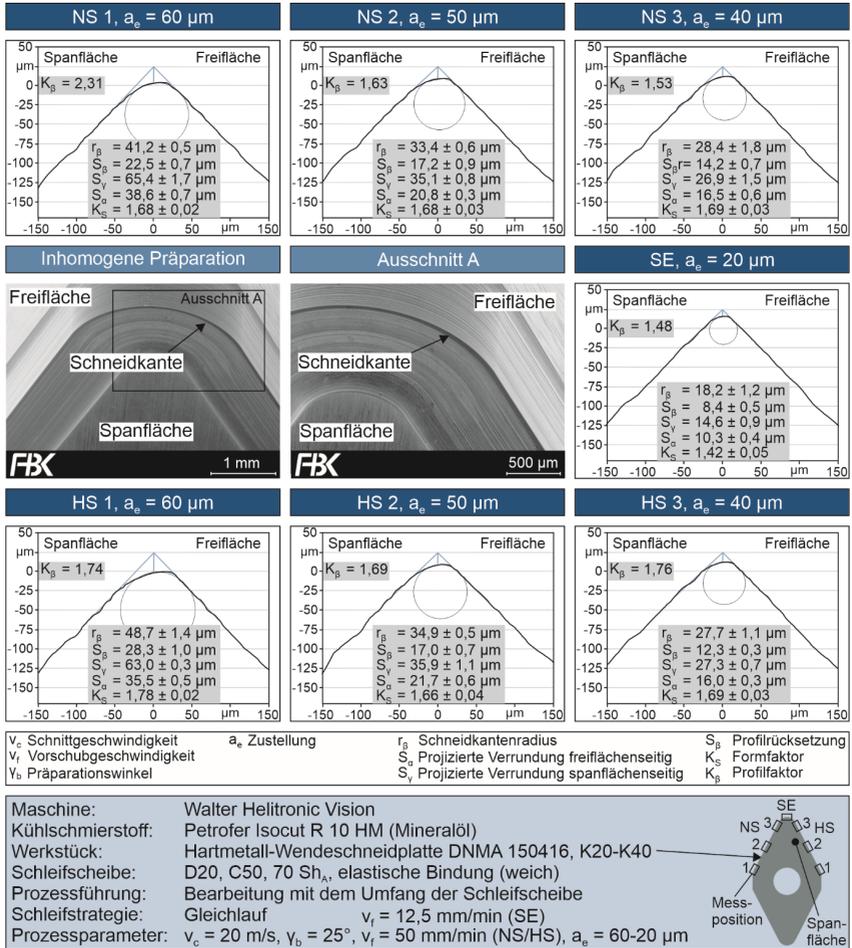


Abbildung 10-26: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 25° , weiche Schleifscheibe)

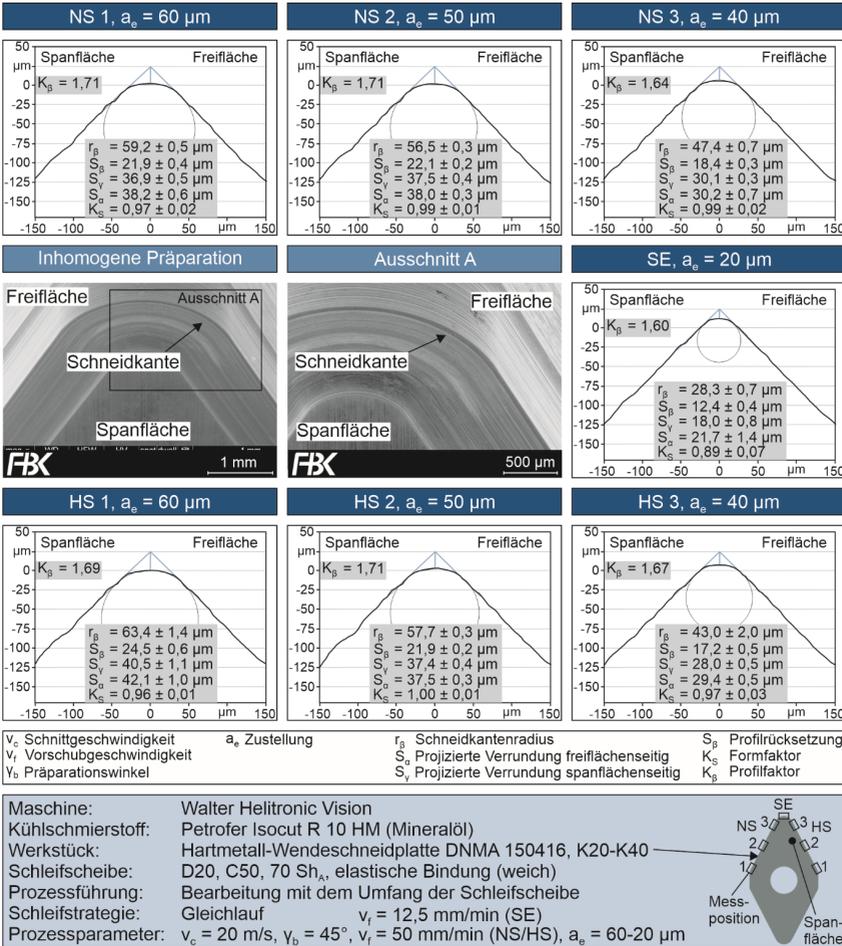


Abbildung 10-27: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 45° , weiche Schleifscheibe)

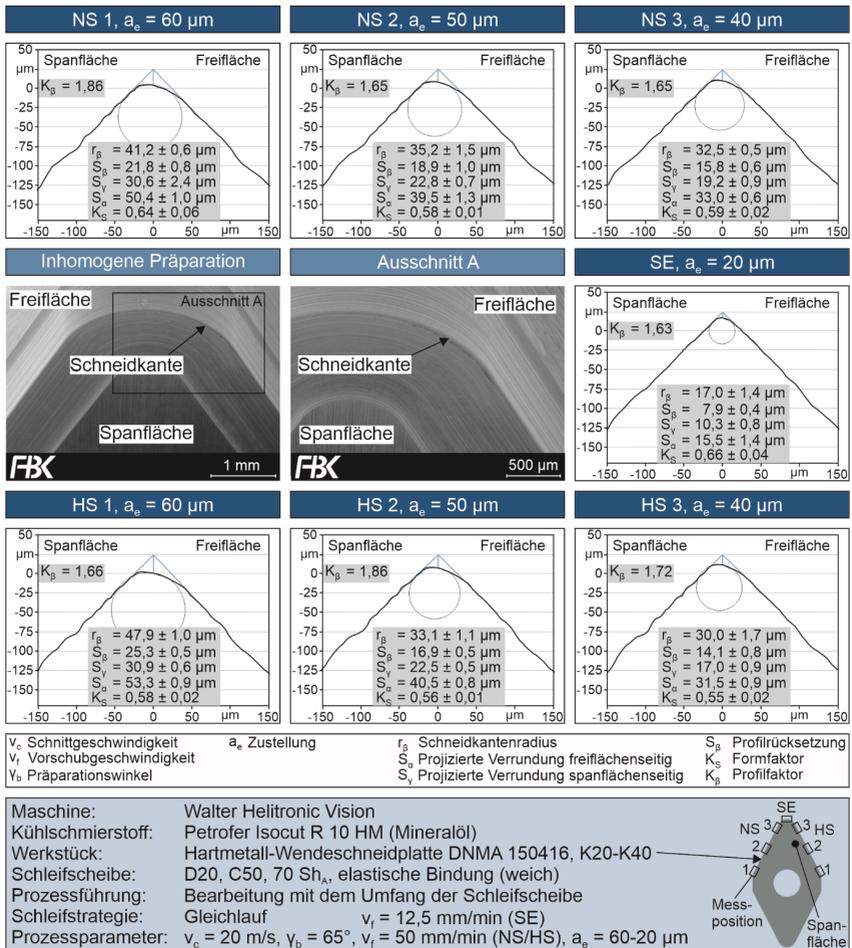


Abbildung 10-28: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 65° , weiche Schleifscheibe)

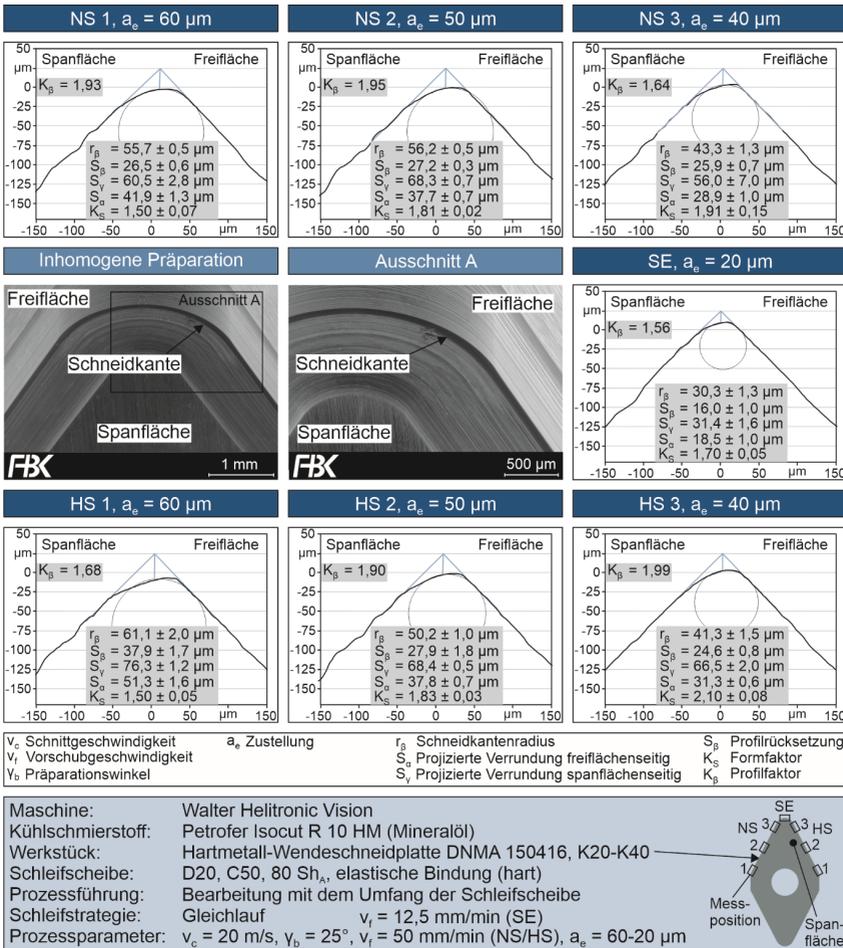


Abbildung 10-29: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 25° , harte Schleifscheibe)

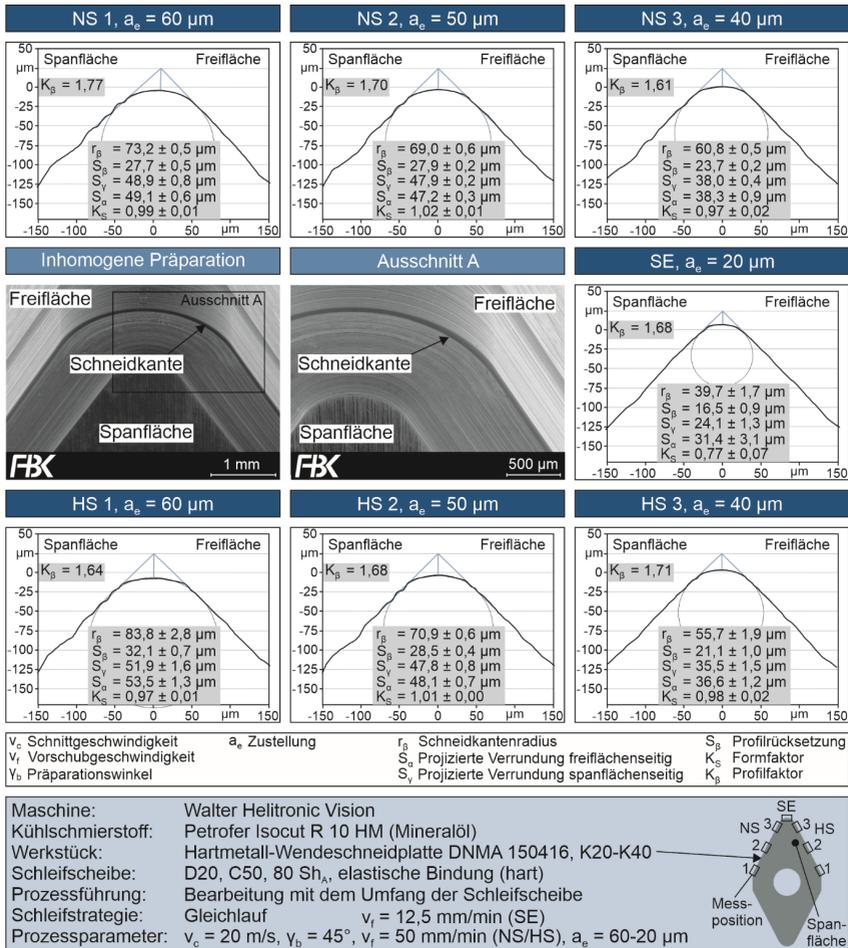


Abbildung 10-30: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 45° , harte Schleifscheibe)

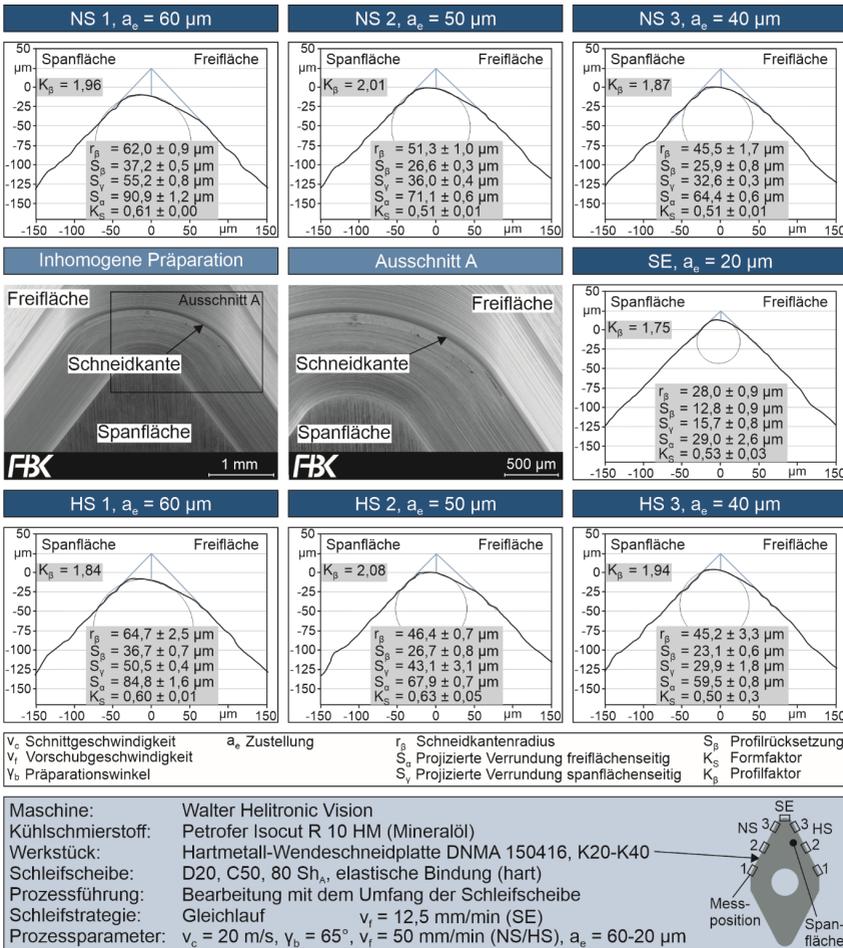


Abbildung 10-31: Linear abnehmende Zustellung zur belastungsspezifischen Auslegung der Werkzeugschneide (Präparationswinkel von 65° , harte Schleifscheibe)

10.7 Zu Kapitel 6.3.2 Präparationsergebnis (Verschleißversuche)

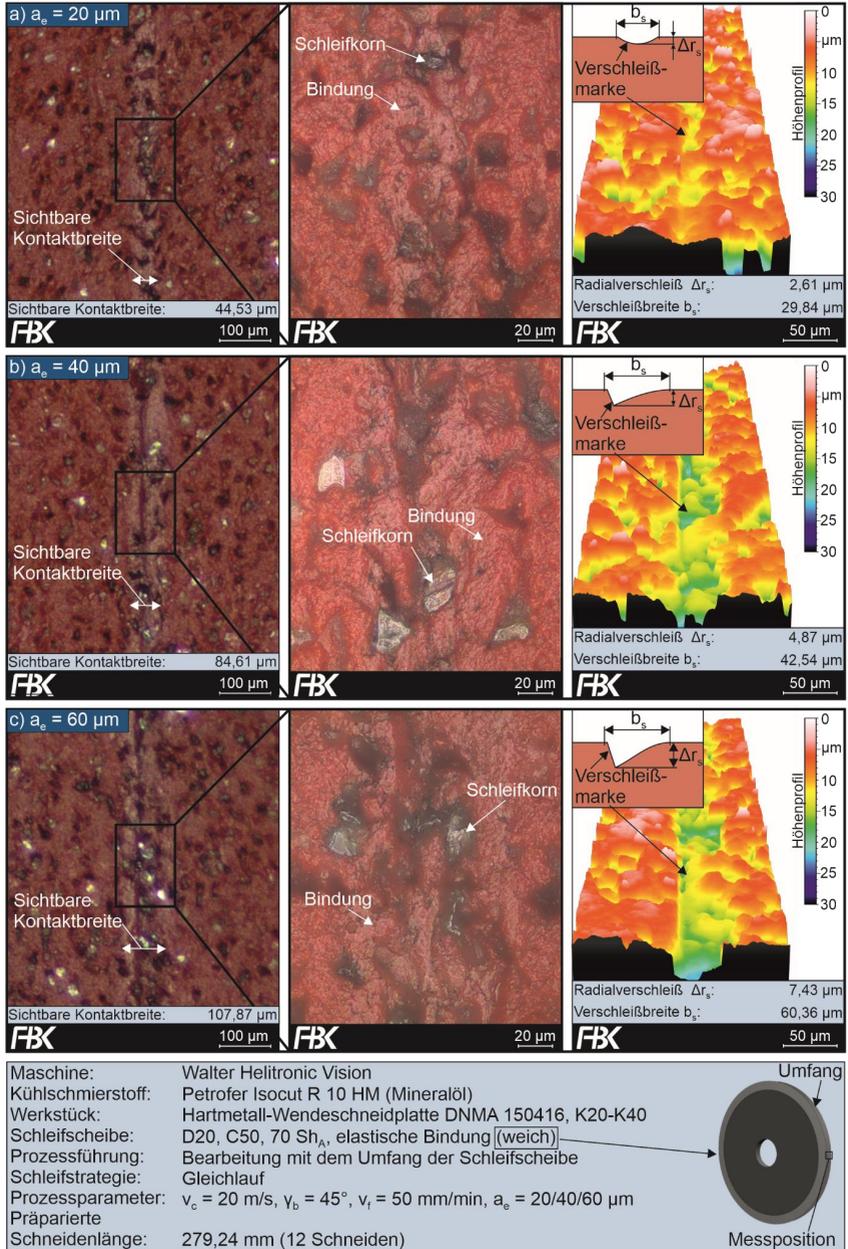
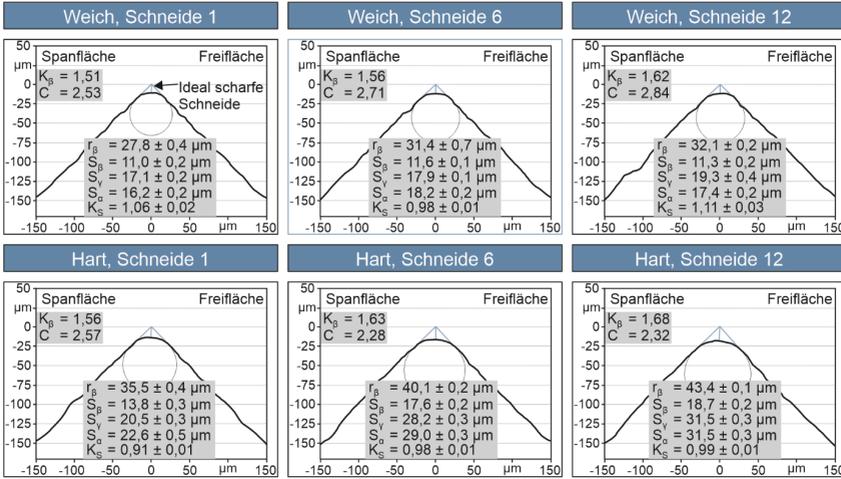
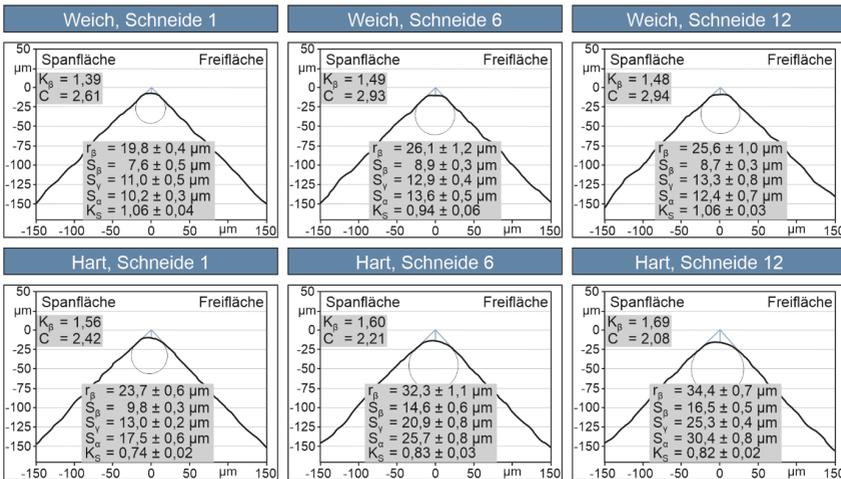


Abbildung 10-32: Schleifscheibenverschleiß an der weichen Schleifscheibe nach 12 präparierten Schneiden, modifiziert nach [Hart22a]

Hauptschneide (HS)



Schneidenecke (SE)



Maschine:	Walter Helitronic Vision	
Kühlschmierstoff:	Petrofer Isocut R 10 HM (Mineralöl)	
Werkstück:	Hartmetall-Wendeschneidplatte DNMA 150416, K20-K40	
Schleifscheibe:	D20, C50, 70 Sh _{A1} , elastische Bindung (weich) D20, C50, 80 Sh _{A1} , elastische Bindung (hart)	
Prozessführung:	Bearbeitung mit dem Umfang der Schleifscheibe	
Schleifstrategie:	Gleichlauf	
Prozessparameter:	$v_c = 20$ m/s, $\gamma_b = 45^\circ$, $v_f = 50$ mm/min, $a_p = 20$ µm	
Präparierte		
Schneidenlänge:	279,24 mm (12 Schneiden)	

Abbildung 10-33: Schneidenprofile an der Hauptschneide und Schneidenecke für eine Zustellung von 20 µm

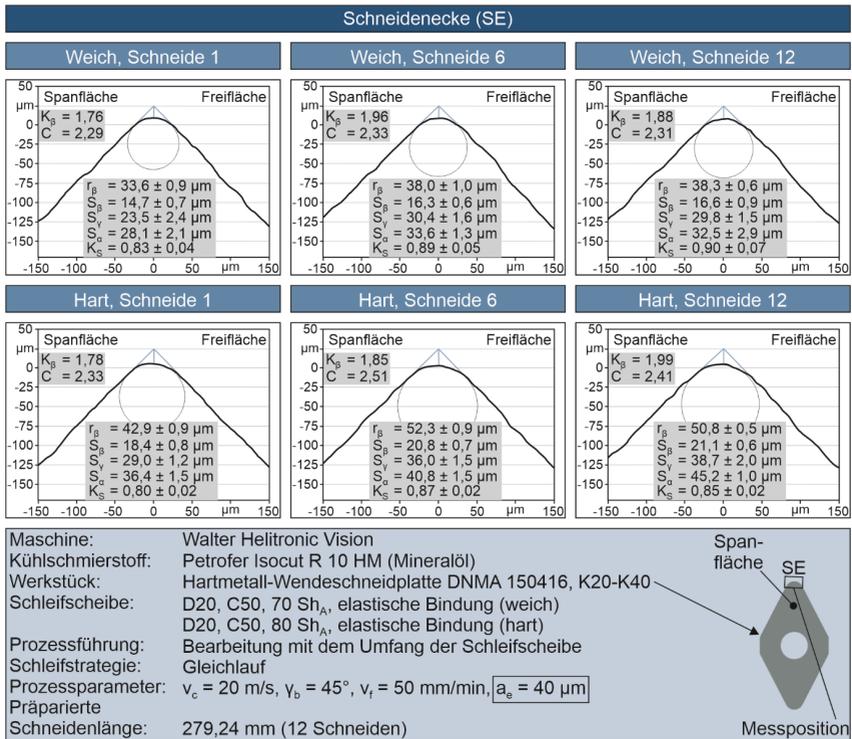


Abbildung 10-34: Schneidprofile an der Schneidenecke für eine Zustellung von 40 µm

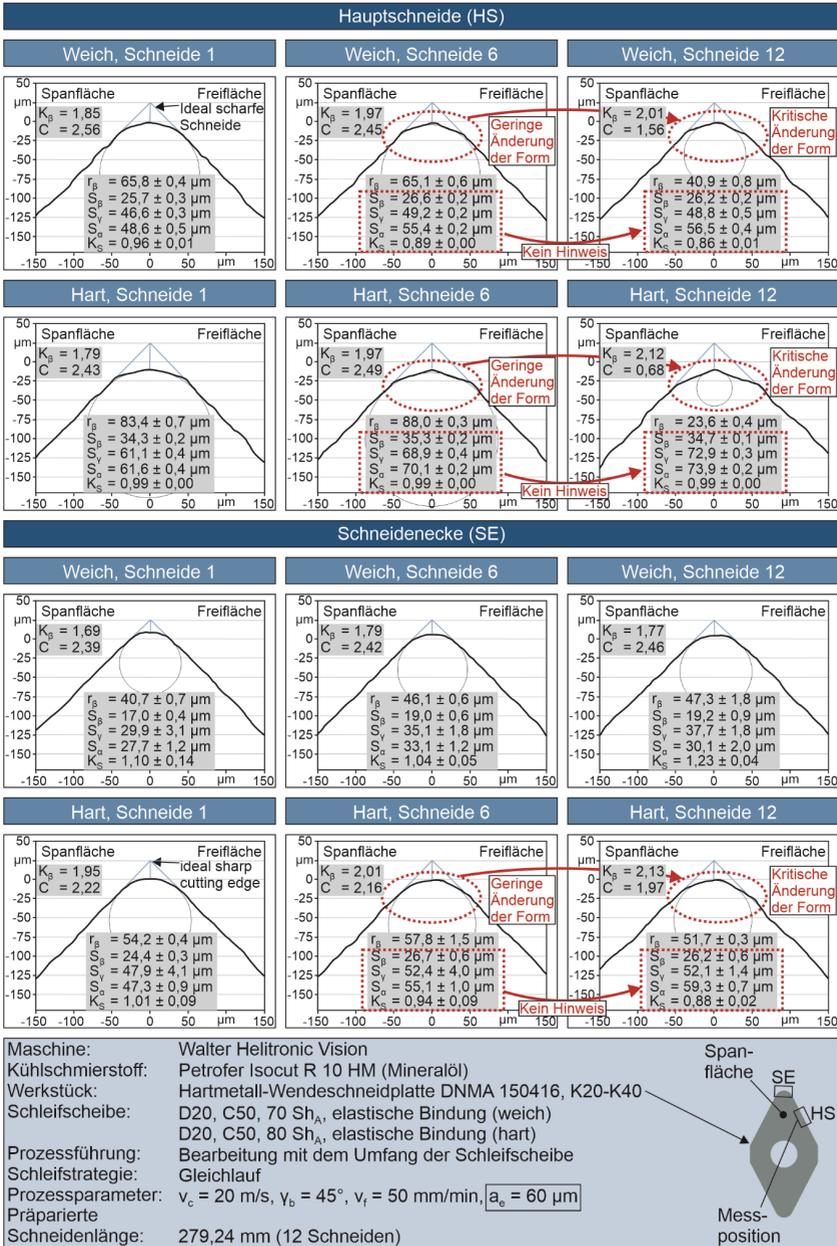


Abbildung 10-35: Schneidenprofile an der Hauptschneide und Schneidenecke für eine Zustellung von 60 μ m

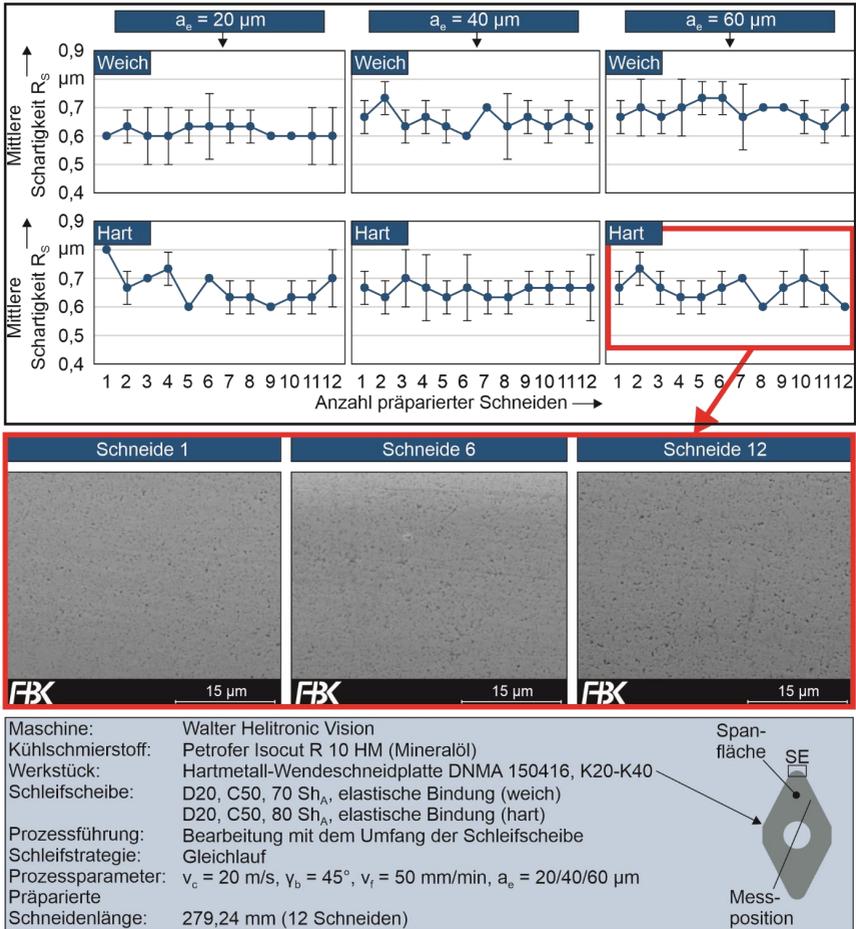


Abbildung 10-36: Schneidentopographie an der Schneidenecke (Schartigkeit)

10.8 Zerspanuntersuchungen mit präparierten Werkzeugen⁵⁰

10.8.1 Versuchstechnik, Versuchsdurchführung und Messmethodik

Die Standzeitversuche beim Außen-Längs-Runddrehen wurden an einer CNC-Drehmaschine des Typs NG 200 der Fa. Boehring durchgeföhrt. Die Hauptspindel der Maschine verfügt über eine maximale Antriebsleistung von 36 kW. Das maximale Drehmoment beträgt 240 Nm und die maximale Drehzahl 4500 U/min. Zur Steuerung der Maschine wird die CNC-Sinumerik 840D der Fa. Siemens verwendet. In der Maschine können Werkstücke mit einer Länge bis zu 850 mm und einem Durchmesser von 290 mm aufgenommen werden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 10-37 dargestellt.

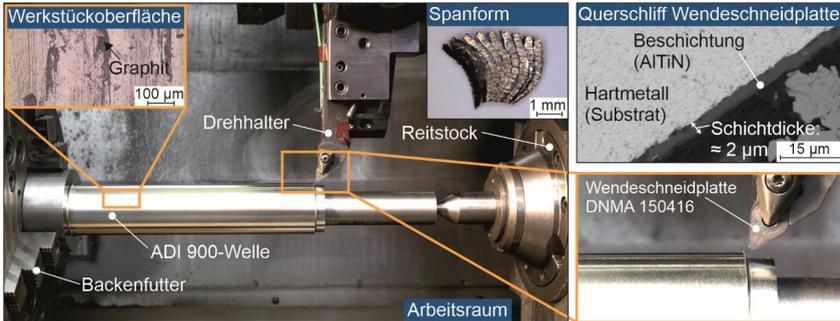


Abbildung 10-37: Versuchsaufbau beim Außen-Längs-Runddrehen

Als Werkzeuge wurden mit Aluminiumtitannitrid (AlTiN, Al: 67 At.-%/ Ti: 33 At.-%) beschichtete Wendeschneidplatten DNMA 150416 eingesetzt, die zuvor einer Schneidkantenpräparation unterzogen wurden. Zum Drehen wurden folgende Winkel verwendet: Einstellwinkel $\kappa = 93^\circ$, Freiwinkel $\alpha = 6^\circ$, Neigungswinkel $\lambda = -6^\circ$ und Spanwinkel $\gamma = -6^\circ$. Als Versuchswerkstoff diente Ausferritisches Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI 900/ EN-GJS-900-8/ 5.3402). Der Werkstoff zeichnet sich durch ein günstiges Verhältnis von Festigkeit zu Dichte aus. Die selbstschmierenden Eigenschaften, aufgrund des eingelagerten Graphits, prädestinieren den Werkstoff beispielsweise für Bauteile in der Antriebstechnik. Die hohe Härte und Zähigkeit des Werkstoffs führen allerdings zu erschwerten Bedingungen bei der Zerspanung [Katu10]. Das Werkstoffgefüge sowie ausgewählte Werkstoffkennwerte sind in Abbildung 10-38 dargestellt.

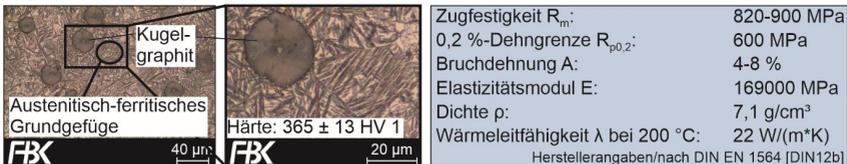


Abbildung 10-38: Werkstoffgefüge und ausgewählte Werkstoffkennwerte von ADI 900 (EN-GJS-900-8/ 5.3402)

⁵⁰ Die Ergebnisse der Zerspanuntersuchungen mit den Werkzeugtypen 1, 2, 4 und 6 wurden vorab in [Hart21, Hart18] veröffentlicht.

Die Zerspanuntersuchungen mit präparierten Wendeschneidplatten wurden im Trockenschnitt durchgeführt. Die Werkstücke wurden mit einer konstanten statischen Kraft und Einspannlänge in das Dreibackenfutter der CNC-Drehmaschine eingespannt. Zur Erhöhung der Systemsteifigkeit wurde zusätzlich ein Reitstock mit einem konstanten Anpressdruck verwendet. Alle Versuche wurden mit einer Schnittgeschwindigkeit v_c von 160 m/min, einem Vorschub f von 0,2 mm/U und einer Schnitttiefe a_p von 2 mm durchgeführt. Jeder Versuch wurde zur statistischen Absicherung dreimal durchgeführt. Zur Bewertung des Einsatzverhaltens wurde der Verschleiß an der Werkzeugfreifläche nach drei definierten Schnittwegen l_c (50, 150 und 250 m) mit einem Aufrichtmikroskop (Olympus SZ61) dokumentiert und mit der maximalen Verschleißmarkenbreite VB_{max} charakterisiert. Diese beschreibt die maximal auftretende Breite der resultierenden Verschleißmarke ausgehend von der Schneidkante (Abbildung 10-39).

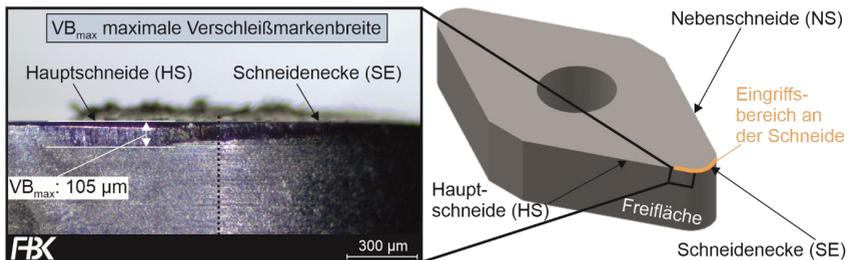


Abbildung 10-39: Charakterisierung des Werkzeugverschleißes

Um den Messfehler und Bedienerinfluss abzuschätzen, wurde an einer verschlissenen Schneide die maximale Verschleißmarkenbreite von drei Bedienern eingemessen. Dabei wurde im Mittel ein Variationskoeffizient von 1,0 % erreicht. Der Bedienerinfluss auf die Messergebnisse kann demnach als sehr gering eingestuft werden. Ferner wurde der Werkzeugverschleiß qualitativ anhand von REM-Aufnahmen bewertet. Mit dem REM FEI Quanta 600 wurde auch eine Energiedispersive Röntgenspektroskopie (EDX), zum Nachweis von Werkstoffanhaftungen (Bestimmung der Elemente) an der Schneidkante, durchgeführt.

Die Werkstückrauheit wurde im Tastschnittverfahren (siehe z. B. DIN EN ISO 21920-2 [DIN22b] bzw. DIN EN ISO 21920-3 [DIN22c]) mit einem mobilen Rauheitsmessgerät Marsurf M300 der Fa. Mahr an drei gleichmäßig über dem Umfang des Werkstücks verteilten Positionen gemessen. Die Messung erfolgte in Vorschubrichtung. Als Rauheitskenngröße wurde die gemittelte Rautiefe R_z ⁵¹ herangezogen. Zur Abschätzung des Messfehlers wurde die Werkstückrauheit an derselben Messposition unter jeweiliger Neupositionierung des Messgeräts zehnmal gemessen. Dabei ergab sich ein Variationskoeffizient von 12,8 %.

10.8.2 Schneidengeometrien

Die Schneiden an den Wendeschneidplatten wurden mit einer inhomogenen Präparationsverlaufsform gestaltet. Die Zielsetzung einer inhomogenen Präparationsverlaufsform ist die Minimierung des Werkzeugverschleißes bei gleichzeitiger Optimierung der Oberflächengüte am Werkstück. Dazu wurden der Schneidkantenradius r_β (bzw. die mittlere Schneidkantenverrundung \bar{s}) und/oder der Formfaktor K_s entlang des gesamten Präparationsbereichs (Nebenschneide, Schneidenecke und Hauptschneide) variiert. Dabei wurde postuliert, dass der Bereich

⁵¹ Gemeint ist hier das arithmetische Mittel aus den Rautiefen von fünf Einzelmessstrecken gemäß DIN 4768 [DIN90] (zurückgezogen).

der Hauptschneide während der Zerspanung höher beansprucht wird und daher stärker verrundet sein muss. Zur Schneidenecke hin nimmt die Beanspruchung an der Schneidkante hingegen ab, wodurch die Verrundungsgröße geringer dimensioniert werden kann. Zudem wird erwartet, dass sich ein kleinerer Schneidkantenradius positiv auf die erzielbare Oberflächengüte auswirkt, da den zur Schneidenecke hin abnehmenden Spannungsdicken h mit einer angepassten Schneidengeometrie (kleinerer Schneidkantenradius) begegnet wird.

In einer Untersuchung [Hart17] zum Außen-Längs-Runddrehen von ADI 900 wurden mit gering symmetrisch ($K_S \approx 1$) und asymmetrisch ($K_S \approx 2$) verrundeten Schneidkanten die geringste Verschleißentwicklung und höchste Oberflächengüte erzielt. Diese Schneidkanten verfügten über eine homogene Präparationsverlaufsform [Hart17]. Basierend auf diesen Ergebnissen wurden für die Drehversuche sechs unterschiedliche Werkzeugtypen mit inhomogenen Präparationsverläufen hergestellt (Abbildung 10-40). Es wurden geringe Verrundungen ($r_\beta \approx 15\text{-}35 \mu\text{m}$), sowie symmetrische ($K_S \approx 1$) und asymmetrische ($K_S > 1$) Formfaktoren erzeugt.

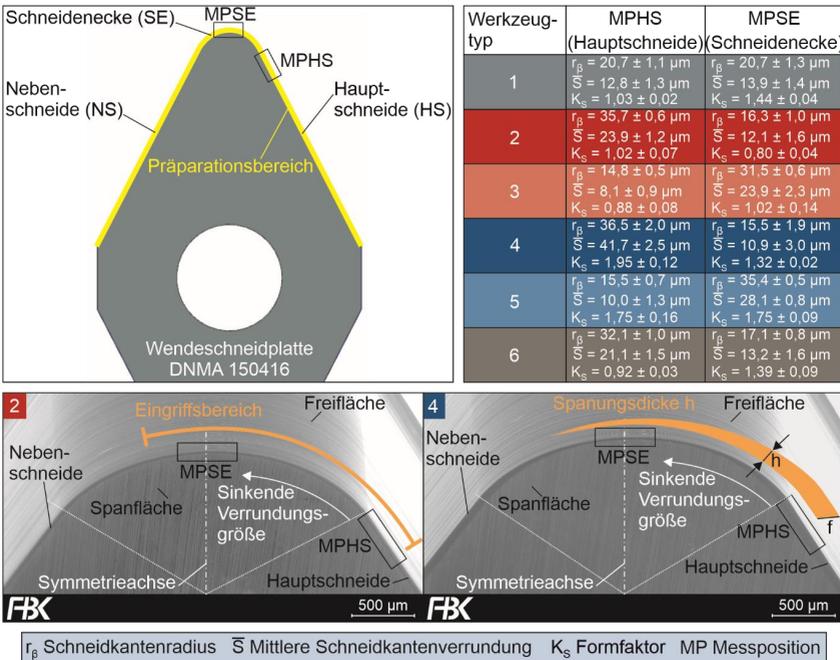


Abbildung 10-40: Charakterisierung der inhomogenen Präparationsverlaufsformen, modifiziert nach [Hart21, Hart18]

Bei Werkzeugtyp 1 unterscheiden sich die Schneidengeometrien an der Hauptschneide und Schneidenecke primär anhand des Formfaktors, wobei die Verrundungsgröße etwa gleich ist. Die Werkzeugtypen 2 ($K_S \approx 1$) und 4 ($K_S > 1$) wurden mit einer zur Schneidenecke sinkenden Verrundungsgröße präpariert. Die Werkzeugtypen 3 und 5 weisen im Vergleich zu den Werkzeugtypen 2 und 4 eine gegensätzliche Präparationsverlaufsform auf, d. h. eine zur Schneidenecke ansteigende Verrundungsgröße. Der Werkzeugtyp 6 weist einen zu den Werkzeugtypen 2

und 4 vergleichbaren Verlauf der Verrundungsgröße auf. Allerdings unterscheiden sich hier die Formfaktoren an der Hauptschneide ($K_s \approx 1$) und Schneidenecke ($K_s > 1$).

Zur Charakterisierung der inhomogenen Präparationsverlaufsformen wurden je Wendeschneidplatte zwei Messungen (Messposition HS (MPHS) und Messposition SE (MPSE)) mittels Streifenlichtprojektion durchgeführt. Die Messpositionen wurden so ausgewählt, dass diese im Eingriffsbereich (Abbildung 10-40) der nachfolgenden Außen-Längs-Runddrehversuche liegen. MPHS repräsentiert den Bereich an der Hauptschneide, der während der Zerspanung höheren Beanspruchungen ausgesetzt ist. MPSE liegt im Bereich der Schneidenecke, die im Kontakt mit der entstehenden Werkstückoberfläche steht und somit Einfluss auf die am Werkstück entstehende Oberflächengüte hat.

10.8.3 Werkzeugverschleiß

In Abbildung 10-41 ist die Verschleißentwicklung der zum Außen-Längs-Runddrehen eingesetzten Werkzeugtypen in Abhängigkeit vom Schnittweg l_c dargestellt. Bei den Werkzeugtypen 1, 3, 4 und 5 wurden Schneidkantenausbrüche beobachtet. Bei Werkzeugtyp 1 waren die Ausbrüche an zwei Wendeschneidplatten im Übergangsbereich von der Hauptschneide zur Schneidenecke ab einem Schnittweg von 200 m erkennbar (Abbildung 10-41). Abgesehen von den Schneidkantenausbrüchen wurde bis zu einem Schnittweg von 150 m ein gleichmäßiges Verschleißverhalten beobachtet. Schneidkantenausbrüche im Übergangsbereich ab einem Schnittweg von 200 m konnten auch für die Werkzeugtypen 3 und 5 festgestellt werden. Allerdings traten die Ausbrüche jeweils nur an einer Wendeschneidplatte auf. Bei Werkzeugtyp 5 konnte ab einem Schnittweg von 150 m tendenziell ein höherer Verschleiß beobachtet werden als bei Werkzeugtyp 3. Bei Werkzeugtyp 4 wurden bei einer Wendeschneidplatte ab einem Schnittweg von 250 m Ausbrüche im Übergangsbereich beobachtet. Bei einer zweiten Wendeschneidplatte dieses Werkzeugtyps wurde ein Ausbruch im Bereich der Schneidenecke ab einem Schnittweg von 50 m festgestellt. Die Ausbrüche traten somit überwiegend an Schneidenbereichen auf, die eine kleine Verrundung aufwiesen ($r_\beta \approx 15\text{-}20 \mu\text{m}$) und/oder einer vergleichsweise hohen Beanspruchung (Hauptschneide und Übergang zur Schneidenecke) ausgesetzt waren. Bei hohen thermo-mechanischen Beanspruchungen kann es insbesondere bei kleinen Schneidkantenradien zu Instabilitäten an der Schneidkante kommen.

Bei Werkzeugtyp 4 wurden die Ausbrüche an einer Wendeschneidplatte auch an einem Schneidenbereich mit größerer Verrundung ($r_\beta \approx 35 \mu\text{m}$) festgestellt. Diese wurden zudem von starken Werkstoffanhaftungen begleitet. An einer anderen Wendeschneidplatte dieses Typs wurden lediglich starke Werkstoffanhaftungen beobachtet, ohne eine signifikante Schädigung der Schneidkante. Als Ursache für die vermehrten Werkstoffanhaftungen bei Werkzeugtyp 4 wurden anhand von REM-Aufnahmen lokale Schichtabplatzungen identifiziert, die in diesen Bereichen zu einem stärkeren Verschleißfortschritt an der Schneidkante führten. Dies führte zu einem auffällig hohen Freiflächenverschleiß nach einem Schnittweg von 250 m, nachdem bis zu einem Schnittweg von 150 m lediglich ein moderater, mit Werkzeugtyp 2 vergleichbarer Verschleiß beobachtet wurde. In Abbildung 10-42 sind die Anhaftungen und Schichtabplatzungen beim Werkzeugtyp 4 im ungeätzten und geätzten Zustand nach einem Schnittweg von 250 m dokumentiert. Die mittels EDX Mapping detektierten Elemente (weiße Farbe entspricht dem detektierten Element) im Bereich der Schneidkante sind jeweils unter den Rasterelektronen-

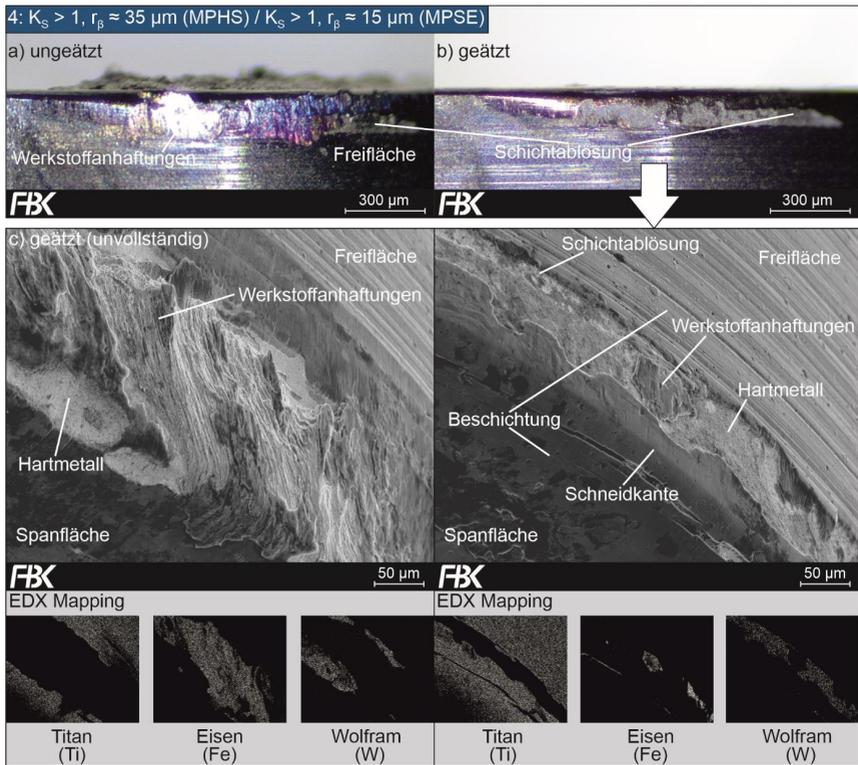


Abbildung 10-42: Werkstoffanhaftungen und Schichtablösungen an der Werkzeugfreifläche nach einem Schnittweg von 250 m, modifiziert nach [Hart21, Hart18]

Zur quantitativen Bewertung des Verschleißfortschritts wurden die maximalen Verschleißmarkenbreiten VB_{\max} aller untersuchten Werkzeugtypen (1 bis 6) nach einem Schnittweg von 50, 150 und 250 m ermittelt (Abbildung 10-43). Dabei fällt zunächst der höchste gemessene Wert für die maximalen Verschleißmarkenbreite bei Werkzeugtyp 4 nach einem Schnittweg von 250 m auf. Nach einem anfänglich moderaten Anstieg (36 %) wurde ausgehend von einem Schnittweg von 150 m bis 250 m ein vergleichsweise hoher Anstieg von 69 % festgestellt. Dies ist auf die bei höheren Schnittwegen festgestellte Schichtabplatzung zurückzuführen. Die Schichtabplatzung könnte auf die Schneidengeometrie zurückgeführt werden. Eine stärkere Abflachung der Verrundung zur Spanfläche ($K_S > 1$) führt zu schärferen Übergängen von der Schneidkante zur Freifläche. Dadurch werden tendenziell höhere Eigenspannungen im Schichtsystem bewirkt. Allerdings wurden auch Abplatzungen im Bereich der Freifläche beobachtet, die sich nicht unmittelbar im Bereich der scharfen Übergänge befinden. Die Initiierung der Abplatzung wird aber im Schneidenbereich vermutet. In Untersuchungen zum Außen-Längs-Runddrehen von ADI 900 mit homogenen Präparationsverlaufsformen konnte kein Schichtversagen bei Formfaktoren $K_S > 1$ festgestellt werden [Hart17].

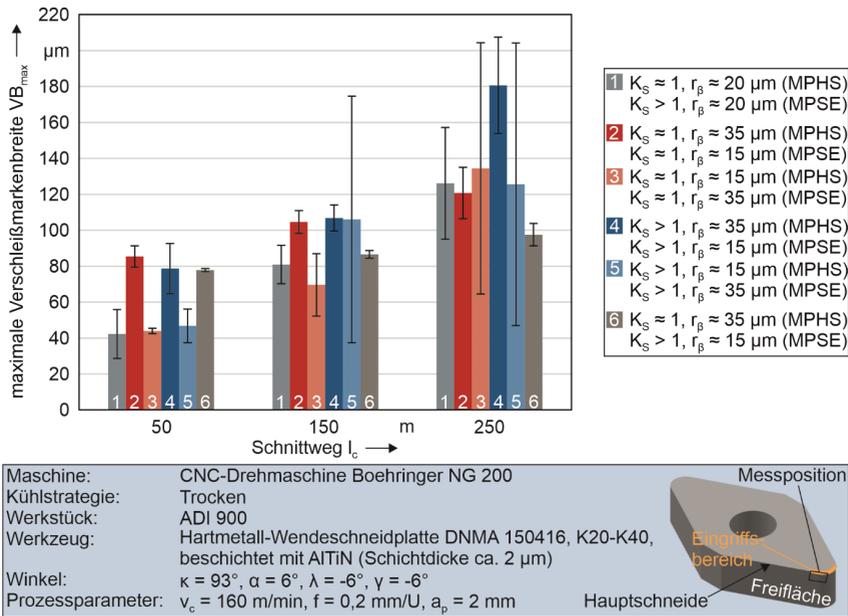


Abbildung 10-43: Einfluss des Schnittwegs l_c und der Schneidengeometrie auf die maximale Verschleißmarkenbreite VB_{\max} an der Werkzeugfreifläche, modifiziert nach [Hart21, Hart18]

Bis zu einem Schnittweg von 150 m weist die Verschleißmarkenbreite von Werkzeugtyp 4 jedoch mit Werkzeugtyp 2 vergleichbare Werte auf. Bei den Werkzeugtypen 2, 4 und 6 wurden nach einem Schnittweg von 50 m vergleichbare maximale Verschleißmarkenbreiten festgestellt. Die größere Verrundung ($r_{\beta} \approx 35 \mu\text{m}$) im Bereich der Hauptschneide führt zu höheren thermo-mechanischen Beanspruchungen, weshalb hier die anfänglichen Werte im Vergleich zu den anderen Werkzeugtypen höher ausfallen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei gleichbleibender unverformter Spannungsdicke h (Vorschub $f = \text{konstant}$) der effektive Spanwinkel mit zunehmenden Schneidkantenradius r_{β} sinkt, wodurch der Werkstofffluss in der Zerspanszone verändert wird. Das Verhältnis von unverformter Spannungsdicke h zum Schneidkantenradius r_{β} wird dadurch kleiner, wodurch die Kraftanteile aus Pflüge- und Quetschvorgängen (Ploughing-Effekt) vor der Schneidkante steigen [Jivi08, Kloc07a]. Zudem verschiebt sich das maximale Temperaturfeld in den Bereich der Freifläche [Bass14, Jivi08]. Mit zunehmenden Schnittweg wurden bei den Werkzeugtypen 2 und 6 die geringste maximale Verschleißmarkenbreite beobachtet, wobei Werkzeugtyp 6 die beste Performance aufzeigte. Die Werkzeugtypen 1, 3 und 5 verfügen über geringere Verrundungen im Bereich der Hauptschneide und bewirken daher anfänglich geringere maximale Verschleißmarkenbreiten. Allerdings wurden mit zunehmenden Schnittweg höhere Anstiege und eine steigende Instabilität beobachtet, da ein vermehrtes Auftreten von Schneidkantenausbrüchen festgestellt wurde.

10.8.4 Oberflächenrauheit

Zur Bewertung des Bearbeitungsergebnisses wurde die Oberflächenrauheit an der Werkstückoberfläche gemessen. Dazu wurde für jeden Werkzeugtyp die gemittelte Rautiefe nach einem Schnittweg von 50, 150 und 250 m ausgewertet. Zudem wurde ein Mittelwert über alle Schnittwege gebildet (Abbildung 10-44).

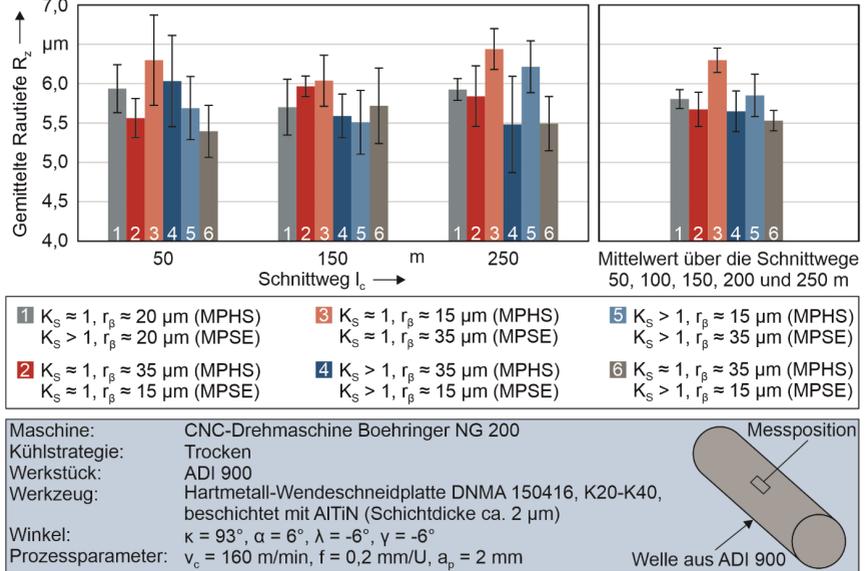


Abbildung 10-44: Einfluss des Schnittwegs l_c und der Schneidengeometrie auf die Oberflächenrauheit am Werkstück, modifiziert nach [Hart21, Hart18]

Primär ausschlaggebend für die Oberflächenqualität ist die Schneidengeometrie im Bereich der Schneidenecke (repräsentiert durch MPSE), die in Kontakt mit der Werkstückoberfläche steht. Erwartungsgemäß wurden die geringsten Oberflächenrauheiten bei den geringsten Schneidkantenradien (Werkzeugtyp 1, 2, 4 und 6) und die höchsten Oberflächenrauheiten bei den Werkzeugen mit größter Verrundung (Werkzeugtyp 3 und 5) beobachtet. Die Unterschiede sind aufgrund der geringen Differenzen bei den Schneidkantenradien z. T. nicht signifikant.

Die tendenziell bessere Oberflächengüte bei den kleineren Verrundungen kann auf die kleineren Kraftanteile aus Pflüge- und Quetschvorgängen bei der Spannbildung zurückgeführt werden. Bei allen Werkzeugtypen konnte mit zunehmendem Schnittweg keine signifikante Veränderung der Oberflächenrauheit festgestellt werden. Ein negativer Einfluss des Verschleißfortschritts auf die erzielbare Oberflächengüte lag somit nicht vor.

Mit dem Werkzeugtyp 6 ($r_\beta \approx 15 \mu\text{m}$ und $K_S > 1$, MPSE) wurden im Mittel über alle Schnittwege die geringsten Rauheitswerte erzielt. Die Unterschiede zu den Werkzeugtypen 2 und 4 sind allerdings gering. Mit dem Werkzeugtyp 1 ($r_\beta \approx 20 \mu\text{m}$ und $K_S > 1$, MPSE) wurden im Mittel geringfügig höhere Rauheitswerte erzielt, was auf den etwas größeren Schneidkantenradius im Bereich der Schneidenecke zurückgeführt werden kann. Die Werkzeugtypen 3 und 5 verfügen über eine zur Schneidenecke ansteigende Verrundungsgröße, wodurch eine höhere

Oberflächenrauheit bewirkt wurde. Die geringe Verrundungsgröße an der Hauptschneide bewirkte bei diesen Werkzeugtypen zudem eine unzureichende Stabilität an der Schneidkante. Der Werkzeugtyp 5 führt im Vergleich zum Werkzeugtyp 3 im Mittel zu einer besseren Oberflächenqualität. Dies wird auf die asymmetrische Schneidengeometrie ($K_S > 1$) bei Werkzeugtyp 5 zurückgeführt, wodurch im Vergleich zur symmetrischen Form die Mindestspannungsdicke reduziert wird [Bass14]. Der Werkzeugtyp 6 führt im Mittel zu 12 % geringeren gemittelten Rautiefen als der Werkzeugtyp 3.

10.8.5 Fazit

Die Zerspanuntersuchungen zeigen, dass durch eine inhomogene Präparationsverlaufsform sowohl die Verschleißbeständigkeit als auch die erzielbare Oberflächengüte optimiert werden kann. Für eine adäquate Schneidenstabilität, insbesondere an den Bereichen mit hoher mechanischer und thermischer Beanspruchung (Hauptschneide und Übergangsbereich zur Schneidenecke), sollte die Verrundungsgröße nicht zu gering ausfallen. Hinsichtlich des Formfaktors boten die Werkzeugtypen 2 und 6 mit $K_S \approx 1$ (MPHS) die beste Verschleißbeständigkeit. Der Werkzeugtyp 4 mit $K_S > 1$ (MPHS) zeigte bis zu einem Schnittweg von 150 m ein vergleichbares Verschleißverhalten, welches sich bei Schnittwegen > 150 m aufgrund der Schichtabplatzungen deutlich verschlechterte. Die Oberflächengüte konnte durch eine geringere Verrundungsgröße im Bereich der Schneidenecke verbessert werden. Dabei wurden im Mittel die geringsten Oberflächenrauheiten beim Einsatz der Werkzeugtypen 2, 4 und 6 ($r_\beta \approx 15 \mu\text{m}$, $K_S \approx 1$ oder $K_S > 1$, MBSE) erzielt.

Im Ergebnis zeigten die Werkzeugtypen 2 und 6 das größte Potenzial, wobei insbesondere bei Werkzeugtyp 6 hinsichtlich beider Zielkriterien (minimaler Werkzeugverschleiß bei optimierter Oberflächenqualität) das beste Einsatzverhalten festgestellt wurde. Demnach sollte für den untersuchten Anwendungsfall ein anforderungsgerecht präpariertes Werkzeug eine symmetrische Schneidengeometrie ($r_\beta \approx 35 \mu\text{m}$, $K_S \approx 1$) im Bereich der Hauptschneide aufweisen. Der Bereich der Schneidenecke sollte hingegen geringer verrundet sein ($r_\beta \approx 15 \mu\text{m}$) und über eine symmetrische ($K_S \approx 1$) oder asymmetrische ($K_S > 1$) Geometrie verfügen. Dadurch konnten auch im Vergleich zu homogen präparierten Werkzeugen Verbesserungen bei den Oberflächengüten um bis zu 11 % erzielt werden [Hart17]. Bei den Zerspanversuchen mit homogenen Präparationsverlaufsformen wurden keine Schichtabplatzungen bei asymmetrischen Schneidengeometrien ($K_S > 1$) beobachtet [Hart17]. Daher müssen weitere Untersuchungen Aufschluss darüber geben, ob die bei den Schnittwegen > 150 m aufgetretenen Schichtablösungen in der Verschleißschutzschicht beim Werkzeugtyp 4 in Zusammenhang mit der asymmetrischen Schneidengeometrie ($K_S > 1$) stehen.

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name: Jörg Peter Hartig

Geburtsort: Emmerich

Schule:

09/2007 – 07/2008 Staatliche Fachoberschule Augsburg
Zeugnis der allgemeinen Hochschulreife vom 11.07.2008

09/2005 – 07/2007 Staatliche Fachoberschule Kaufbeuren

09/2001 – 07/2005 Staatliche Realschule Kaufbeuren

09/1999 – 07/2001 Beethoven Volksschule Kaufbeuren

09/1995 – 07/1999 Konradin Grundschule Kaufbeuren

Studium:

03/2014 – 05/2016 Masterstudium im Studiengang Wirtschaftsingenieurwesen
an der TU Kaiserslautern
Vertiefungsrichtung: Material- und Produktionswissenschaften
Masterzeugnis vom 09.05.2016

01/2012 – 05/2012 Auslandssemester an der Universität Oulu, Finnland

10/2009 – 02/2014 Bachelorstudium im Studiengang Wirtschaftsingenieurwesen
an der TU Kaiserslautern
Vertiefungsrichtung: Maschinenbau
Bachelorzeugnis vom 12.02.2014

Berufstätigkeit:

Seit 05/2023 Ingenieur bei der Robert Bosch GmbH, Homburg

05/2016 – 03/2023 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik
und Betriebsorganisation (FBK), RPTU in Kaiserslautern

05/2014 – 05/2016 Wissenschaftliche Hilfskraft am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und
Betriebsorganisation (FBK), TU Kaiserslautern

09/2013 – 03/2014 Praktikant im Bereich Produktmanagement
Bosch Rexroth AG, Stuttgart

10/2012 – 09/2013 Studentische Hilfskraft am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und
Betriebsorganisation (FBK), TU Kaiserslautern

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

bereits veröffentlicht wurden

- 01/09 Aurich, J.C.: Radio Frequency Identification (RFID) in der Fertigung – Handbuch zur Einführung in neue Anwendungsfelder.
2009, ISBN 978-3-941438-08-8 € 30,-
- 02/09 Stürenburg, B.: Optimierung der Spanbildung und Minimierung des Späneeintrages in das Werkstück für das Bohren von Al-Legierungen.
2009, ISBN 978-3-941438-13-2 € 30,-
- 03/09 Eyrisch, T.: Optimierung der Herstellung von Vollhartmetallwerkzeugen – Strategie zur Vermeidung von Oberflächenschädigungen.
2009, ISBN 978-3-941438-12-5 € 30,-
- 04/09 von Killisch-Horn, G.: Erfahrungsbasierte Implementierung von APS-Systemen in der Einzel- und Kleinserienproduktion.
2009, ISBN-978-3-941438-17-0 € 30,-
- 05/09 Naab, C.: Auslaufmanagement – Konzept zur Abwicklung des Serienauslaufs in der Produktion.
2009, ISBN-978-3-941438-26-2 € 35,-
- 06/09 Herzenstiel, P.: Hochleistungsplanschleifen mit einer definiert gesetzten CBN-Schleifscheibe.
2009, ISBN-978-3-941438-28-6 € 35,-
- 07/09 Aurich, J.C.: Lebenszyklusorientierte Konfiguration von Produkt-Service Systemen – Ein Leitfaden für die Praxis.
2009, ISBN-978-3-941438-27-9 € 30,-
- 01/10 Aurich, J.C.: Organisationsveranstaltung und Kompetenzaufbau bei der Gestaltung und Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-37-8 € 35,-
- 02/10 Aurich, J.C.: Gestaltung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-38-5 € 35,-
- 03/10 Aurich, J.C.: Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.
2010, ISBN-978-3-941438-39-2 € 35,-
- 04/10 Franke, V.: Einfluss der Werkzeugschneidkante auf die Bohrungsqualität bei der spanenden Bearbeitung langfaserverstärkter Kunststoffe.
2010, ISBN-978-3-941438-53-8 € 35,-

- 05/10 Sudermann, H.: Gratbildung beim Schleifen – Experimentelle Analyse und Modellierung der Gratbildung sowie Ansätze zur Gratminimierung.
2010, ISBN-978-3-941438-54-5 € 35,-
- 06/10 Shahzad, M.A.: Analysis of the Machinability of an Aluminum Matrix Composite Material.
2010, ISBN-978-3-941438-56-9 € 35,-
- 07/10 Gómez Kempf, F.A.: Flexibilitätsorientierte Produktionssysteme – Modulare Gestaltung, Einführung und Nutzung.
2010, ISBN-978-3-941438-58-3 € 35,-
- 01/11 Engmann, J.: Galvanisch gebundene Mikroschleifstifte – Entwicklung, Herstellung und Einsatz.
2011, ISBN-978-3-941438-59-0 € 35,-
- 02/11 Leitz, L.: Beitrag zur Beherrschung der Gratbildung bei Bohrungsverschneidungen.
2011, ISBN-978-3-941438-72-9 € 35,-
- 03/11 Siener, M.: Sicherung der Qualitätsfähigkeit von Produktionsprozessen.
2011, ISBN-978-3-941438-79-8 € 35,-
- 04/11 Wolf, N.: Modell zur Unterstützung der Analyse von Ausfallursachen bei komplexen mechatronischen Systemen.
2011, ISBN-978-3-941438-89-7 € 35,-
- 01/12 Faltin, M.: RFID-Einsatz in fertigungstechnischen Prozessketten – Identifikation und Beurteilung von Einsatzpotentialen.
2012, ISBN-978-3-941438-97-2 € 35,-
- 01/13 Lauer, C.: Integriertes Modell zur Materialflusssimulation und zur Visualisierung in der Virtuellen Realität.
2013, ISBN 978-3-943995-19-0 € 35,-
- 02/13 Aurich, J.C.: Qualitätsorientierte Instandhaltungsplanung und -steuerung in produktionstechnischen Prozessketten Handbuch für die Praxis.
2013, ISBN 978-3-943995-21-3 € 35,-
- 03/13 Kirsch, B.: Wirkmechanismen der Kühlschmierstoff-Zufuhr beim Schleifen – Analyse externer und interner Kühlschmierstoff-Zufuhrmethoden.
2013, ISBN 978-3-943995-25-1 € 35,-
- 04/13 Schweitzer, E.J.: Prozessorientiertes Dienstleistungsproduktionssystem.
2013, ISBN 978-3-943995-30-2 € 35,-

- | | | |
|-------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------|
| 05/13 | Malak, R. C.: Methode zur softwarebasierten Planung technischer Änderungen in der Produktion.
2013, ISBN 978-3-943995-34-3 | € 35,- |
| 06/13 | Yang, X.: Sound Simulation and Visualization in virtual Manufacturing Systems.
2013, ISBN 978-3-943995-39-8 | € 35,- |
| 07/13 | Kranz, J.-N.: Konzept zur Vermeidung von Produkt-Piraterie Risiken – Ein Ansatz für die Ersatzteile der Investitionsgüterindustrie –
2013, ISBN 978-3-943995-46-6 | € 35,- |
| 01/14 | Mannweiler, C.: Konfiguration investiver Produkt-Service Systeme.
2014, ISBN 978-3-943995-61-9 | € 35,- |
| 02/14 | Aurich J.C. (Hrsg.): Produktivität und Qualität von Serviceprodukten – Ein Leitfaden für die Praxis.
2014, ISBN 978-3-943995-65-7 | € 35,- |
| 03/14 | Waltemode S.: Qualitätsbewertung technischer Produkt-Service Systeme.
2014, ISBN 978-3-943995-68-8 | € 35,- |
| 04/14 | Bohr C. L.: Vermeidung struktureigener Produktpiraterie bei Ersatzteilen.
2014, ISBN 978-3-943995-69-5 | € 35,- |
| 05/14 | Olenburg A.: Tribologisches Prozessverhalten beim Bearbeiten von Feinsteinzeug-Fliesen.
2014, ISBN 978-3-943995-76-3 | € 35,- |
| 01/15 | Zimmermann M.: Drehen von Aluminium - Matrix - Verbundwerkstoffen – Analyse thermischer und mechanischer Einflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit bei der Trockenbearbeitung.
2015, ISBN 978-3-943995-94-7 | € 35,- |
| 01/16 | Adam M.: Konzept zum Umgang mit scheinbar zufälligen Fehlern an technischen Systemen – eine Systematik.
2016, ISBN 978-3-95974-008-1 | € 35,- |
| 02/16 | Walk M.: Integriertes Desktopmaschinensystem für die Herstellung und Anwendung ultrakleiner Mikroschleifwerkzeuge.
2016, ISBN 978-3-95974-021-0 | € 35,- |
| 03/16 | Carrella M.: Zerspanungsmechanismen beim Mikroschleifen von einkristallinem Silizium.
2016, ISBN 978-3-95974-032-6 | € 35,- |
| 01/17 | Reichenbach I. G.: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat.
2017, ISBN 978-3-95974-042-5 | € 35,- |

- 02/17 Fallenstein F.: Kühlkanalaustrittsbedingungen bei VHM-Wendelbohrern
- Analyse der Einflüsse von Kühlkanalaustrittsposition und
KSS-Volumenstrom auf die Temperatur im Schneidkeil.
2017, ISBN 978-3-95974-056-2 € 35,-
- 03/17 Winkes P.: Vorgehensmodell für den systematischen Einsatz
der Virtuellen Realität zur Unterstützung des Montageplanungsprozesses.
2017, ISBN 978-3-95974-057-9 € 35,-
- 04/17 Schneider F.: Analyse der Spanbildung und Oberflächenmorphologie
beim Mikrospanen von Titanwerkstoffen
2017, ISBN 978-3-95974-059-3 € 35,-
- 05/17 Mert G.: Kumulierter Energieaufwand technischer Produkt-Service Systeme
2017, ISBN 978-3-95974-074-6 € 35,-
- 06/17 Weidig C.: Konzept zum prozessgetriebenen Anforderungsmanagement
für die Entwicklung mobiler Fabrikplanungs-Apps
2017, ISBN 978-3-95974-075-3 € 35,-
- 07/17 Cichos D.: Physikalische Modellierung technischer Änderungen
in der Produktion
2017, ISBN 978-3-95974-073-9 € 35,-
- 01/18 Effgen C.: Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen
Schleifwerkzeugen – Konzeptionierung, Entwicklung und Bewertung
am Beispiel von Vollhartmetallfräswerkzeugen
2018, ISBN 978-3-95974-089-0 € 35,-
- 02/18 Kasakow G.: Entwicklung einer ereignisdiskreten Produktionssteuerung
2018, ISBN 978-3-95974-090-6 € 35,-
- 03/18 Mayer P.: Verformungsinduzierte Martensitbildung beim kryogenen
Drehen von metastabilem austenitischem Stahl
2018, ISBN 978-3-95974-098-2 € 35,-
- 04/18 Herder C.: Konzept zur impliziten Identifikation und Planung
von Technologien für die Produktion
2018, ISBN 978-3-95974-101-9 € 35,-
- 01/19 Müller C.: Kompakte Luftlagerspindeln für die spanende Mikrobearbeitung
auf Desktop-Werkzeugmaschinen
2019, ISBN 978-3-95974-105-7 € 35,-
- 01/20 Meissner H. M.: Integrierte Arbeitsplanung und Produktionssteuerung
cyber-physischer Produktionssysteme
2020, ISBN 978-3-95974-125-5 € 35,-

- 02/20 Sinnwell C.: Methode zur Produktionssystemkonzipierung auf Basis früher Produktinformationen – Ein Beitrag zur Integration von Produktionssystemplanung und Produktentwicklung unter Einsatz des MBSE
2020, ISBN 978-3-95974-127-9 € 35,-
- 03/20 Bohley M.: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan
2020, ISBN 978-3-95974-130-9 € 35,-
- 01/21 Hotz H.: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle – Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen Einstellgrößen, Prozessgrößen und Oberflächenmorphologie
2021, ISBN 978-3-95974-146-0
- 02/21 Arrabiyeh P. A.: Electroless Plated Micro Pencil Grinding Tools: Conception, Manufacturing, and Application
2021, ISBN 978-3-95974-158-3
- 03/21 Yi L.: Eco-Design for Additive Manufacturing Using Energy Performance Quantification and Assessment
2021, ISBN 978-3-95974-157-6
- 01/22 Kölsch P.: Agile Planung von Produkt-Service Systemen durch den Einsatz von Design Thinking
2022, ISBN 978-3-95974-170-5
- 02/22 Klauer K.: Mikrofräsen flächenhafter Kalibriernormale auf Basis realer Bauteiloberflächen
2022, ISBN 978-3-95974-177-4
- 03/22 Greco S.: Additiv-Subtraktive Prozesskette in der Mikrobearbeitung – Analyse der Einflüsse auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim selektiven Laserschmelzen und Mikrofräsen von Edelstahl 1.4404
2022, ISBN 978-3-95974-182-8
- 04/22 Siedler C.: Entwicklung eines Transformationskonzepts zur Digitalisierung von Produktionssystemen in KMU
2022, ISBN 978-3-95974-185-9
- 05/22 Kirsch B.: Spezialanwendungen von Schleifscheiben - Technologische Möglichkeiten und Anforderungen sowie deren Nachhaltigkeit
2022, ISBN 978-3-95974-191-0
- 01/23 Basten S.: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung
2023, ISBN 978-3-95974-202-3

- 02/23 Lange A.: Interaktion zwischen Prozess, Werkzeug, Spindel und Maschine bei der spanenden Mikrobearbeitung. Simulationsgestützte Untersuchung des Mikrofräsens und Mikroschleifens
2023, ISBN 978-3-95974-205-4
- 03/23 Glatt M. F.: Untersuchung des Einsatzes eines Digitalen Zwillings zur Physiksimulation von Materialflüssen in Cyber-Physischen Produktionssystemen
2023, ISBN 978-3-95974-207-8
- 01/24 Weber D.: Simulationsgestützte Vorhersage und Minimierung des eigenspannungsbedingten Verzugs beim Fräsen dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile
2024, ISBN 978-3-95974-227-6
- 02/24 Klar M.: Automatisierte und simulationsbasierte Fabriklayoutplanung mittels Reinforcement Learning
2024, ISBN 978-3-95974-226-9
- 03/24 Hartig J.: Einsatz elastisch gebundener Schleifscheiben bei der Schneidkantenpräparation von Hartmetall-Wendeschneidplatten
2024, ISBN 978-3-95974-230-6

ISSN 0937-9061
ISBN 978-3-95974-230-6