

Schleifen von PCBN

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Leif Behrens

2016

Tag der mündlichen Prüfung: 29.08.2016

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW) der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover. Ein besonderer Dank gilt der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung der Arbeiten im Rahmen des Forschungsvorhabens „Verschleißmechanismen beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten“.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena, dem Leiter des IFW, danke ich für die fachliche und persönliche Unterstützung und Förderung während meiner Tätigkeit am Institut sowie für die Übernahme des Referats. Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke danke ich für die Übernahme des Koreferats und Prof. Dr.-Ing. Roland Lachmayer für den Vorsitz der Prüfungskommission.

Für das gute Arbeitsklima, die offenen und anregenden Diskussionen und die gemeinsamen Unternehmungen möchte ich mich bei meinen aktiven und ehemaligen Kollegen am IFW bedanken. Stellvertretend für alle anderen möchte ich hier die Herren Stephan Woiwode, Lukas Tatzig, Dennis Hahmann und Andreas Schindler nennen. Ebenso gilt mein Dank den Mitarbeitern der Analytik und der Werkstatt insbesondere den Herren Fred Ruhland, Manfred Pfitzner und Henrik Zingler. Weiterhin danke ich Dr.-Ing. Jens Köhler, Thomas Krawczyk, Björn Richter, Dr.-Ing. Thilo Grove und Dominik Brouwer für die kritische Durchsicht meiner Arbeit und die wertvollen Anregungen.

Ferner danke ich meinen studentischen Hilfskräften und Projektarbeitern für die Unterstützung. Stellvertretend für alle anderen seien hier Patrick Kuhlemann, Sven Hamelmann, Holger Scheffer, Christopher Schmidt und Jan Lasse Heitland genannt, deren Arbeiten wertvolle Beiträge geleistet haben.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie. Meine Eltern Hildegard und Siegfried Behrens haben mich stets unterstützt und mir den gegangenen Weg erst ermöglicht. Auch meinem Bruder Finn Behrens danke ich für seine Unterstützung. Meine Frau Mary Behrens hat die Fertigstellung der Arbeit mit sehr viel Geduld und Verständnis begleitet und mich immer wieder dazu motiviert, an der Dissertation zu arbeiten. Dafür bin ich ihr sehr dankbar. Meiner Tochter Mara Sophie danke ich für den Sinn des Lebens.

Hannover, im August 2016

Leif Behrens

Kurzfassung

Schleifen von PCBN

Polykristalliner kubischer Bornitrid ist ein leistungsfähiger Schneidstoff zur Bearbeitung von gehärteten Stählen, Gusseisen oder Superlegierungen. Diese Leistungsfähigkeit erhält der PCBN aufgrund seiner hohen Härte sowie chemischer Beständigkeit, die auch bei hohen Prozesstemperaturen gewährleistet sind. Eben diese Eigenschaften erschweren die Schleifprozesse in der Prozesskette zur Herstellung von PCBN-Wendeschneidplatten. Gerade das Querseiten-Planschleifen, mit dem die Wendeschneidplatte ihre finale Geometrie erhält, ist aufgrund von hohen Prozesszeiten und hohem Schleifscheibenverschleiß sehr unproduktiv und kostenintensiv. In diesem Kontext werden in der vorliegenden Arbeit die Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN hinsichtlich Schleifscheibenverschleißmechanismen und erzielbarer Wendeschneidplattenqualität erforscht. Hierbei werden zunächst mittels Screening-Untersuchungen die signifikanten Einflussgrößen auf das G-Verhältnis, der Kantenschartigkeit und der Freiflächenrauheit ermittelt. Auf Basis dieser Erkenntnisse ist eine zielgerichtete Untersuchung der Verschleiß- und Trennmechanismen, die beim Schleifen von PCBN vorliegen, möglich. Sind die wirkenden Mechanismen bekannt, werden Handlungsempfehlungen für das produktive Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten mit hoher Schneidenqualität abgeleitet. Die Leistungsfähigkeit der produktiv geschliffenen Wendeschneidplatten wird abschließend beim Hartdrehen bewiesen.

Schlagworte: PCBN, Verschleiß- und Materialtrennmechanismen, G-Verhältnis, Schneidkantenqualität

Abstract

Grinding of PCBN

Polycrystalline cubic boron nitride is an advanced cutting material to machine hardened steel, cast iron and superalloys. PCBN gets this capability due to its hardness and chemical resistance even at high temperatures. These properties hinder the grinding processes in the manufacturing process chain of PCBN-inserts. Especially, the plunge-face-grinding process, which adjust the final geometry of the insert is very unproductive and expensive due to high process times and a high amount of grinding wheel wear. In this context the correlation between wear and material removal mechanisms are investigated. Based on this knowledge recommendations for a productive grinding process are derived. Finally, the capability of the productive machined PCBN-inserts are verified by hard turning of steel.

Keywords: PCBN, wear mechanisms, material removal mechanisms, G-ratio, cutting edge quality

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	VII
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens	3
2.1 PCBN-Wendeschnidplatten	3
2.2 Eigenschaften	4
2.3 Einsatz und Auswahlkriterien von PCBN-Wendeschnidplatten	7
2.4 Bearbeitung von hochharten Wendeschnidplatten	10
2.5 Umfangsschleifen mittels Querseiten-Planschleifen	12
2.6 Wirkzusammenhänge beim Querseiten-Planschleifen	14
2.7 Einfluss der Eingangsgrößen auf den Schleifprozess	16
2.8 Prozessauslegung für unterschiedliche Schnidstoffe	24
2.9 Erkenntnislücke im Stand der Technik	24
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	25
4 Versuchs- und Analysetechnik	27
4.1 Versuchsmaschinen	27
4.1.1 Schleifmaschine	27
4.1.2 Drehmaschine	28
4.2 Schleif- und Abrichtwerkzeuge	29
4.3 PCBN-Wendeschnidplatten	32
4.4 Versuchswerkstoff beim Hartdrehen	33
4.5 Mess- und Analysetechnik	34
4.5.1 Messung der Prozesskräfte beim Schleifen	34
4.5.2 Messung der Prozesskräfte beim Außenlängsdrehen	37
4.5.3 Gestaltmessung	38
4.6 Definition eines Abbruchkriteriums für die Schleifuntersuchungen	46
4.7 Fehlerbetrachtung	47
4.7.1 Steifigkeit der Schleifmaschine	47
4.7.2 Wendeschnidplatten	47
4.7.3 Messfehler	48
5 Identifikation signifikanter Einflüsse	52
5.1 Versuchsplanung zur Identifikation signifikanter Einflüsse	53

5.2	Signifikanzanalyse	53
5.3	Kennwertbildung zur Beurteilung der Produktivität und der Qualität beim Schleifen von PCBN.....	65
5.4	Fazit der Voruntersuchungen.....	66
6	Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN.....	67
6.1	Verschleißmechanismen beim Schleifen von PCBN.....	68
6.1.1	Funktionaler Zusammenhang zwischen dem G-Verhältnis und den Haupteinflussgrößen	70
6.1.2	Verschleißmechanismen	72
6.1.3	Verschleißeinfluss auf die Wendeschneidplattenqualität.....	77
6.1.4	Mechanische, thermische und energetische Wirkung	79
6.1.5	Wirkung der Korneingriffskinematik auf den Verschleiß	88
6.1.6	Übergeordneter Wirkzusammenhang der Verschleißmechanismen	95
6.2	Werkstofftrennmechanismen beim Schleifen von PCBN	98
6.2.1	Funktionaler Zusammenhang zwischen der Kantenschartigkeit und den Haupteinflussgrößen.....	100
6.2.2	Trennmechanismen an der Schneidkante	103
6.2.3	Funktionaler Zusammenhang zwischen der Freiflächenrauheit und den Haupteinflussgrößen.....	106
6.2.4	Trennmechanismen auf der Freifläche	108
6.2.5	Wirkung der Einzelkornspannungsdicke und der Kantenfestigkeit ..	109
6.2.6	Übergeordneter Wirkzusammenhang der Trennmechanismen	112
6.3	Fazit der Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN	114
7	Einsatzverhalten beim Hartdrehen	118
7.1	Prozessauslegung des Wendeschneidplattenschleifens.....	119
7.2	Ergebnisse der Einsatzversuche.....	124
8	Folgerungen für die Praxis	128
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	131
10	Literaturverzeichnis	134
11	Anhang	145
11.1	Ergebnisse der Signifikanzanalyse	145
11.2	Ergebnisse der Regressionsanalysen.....	146

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
a_e	μm	Arbeitseingriff
$a_{e,\text{eff}}$	μm	effektiver Arbeitseingriff
$a_{e,c}$	μm	Abweichung des Arbeitseingriffs infolge der Maschinennachgiebigkeit
$a_{e,h}$	μm	Abweichung des Arbeitseingriffs infolge des Profilverschleiß
A_k	mm^2	Kontaktfläche
$A_{k,\text{mid}}$	mm^2	mittlere Kontaktfläche
a_p	mm	Schnitttiefe
B	-	Bindungsstruktur
b	mm	Fasenbreite
b_s	mm	Schleifscheibenbelagbreite
b_w	mm	Wendeschneidplattenbreite
$b_{w,\text{PCBN}}$	mm	PCBN-Schichtbreite
C	-	Kornkonzentration
C_{CBN}	Vol.-%	CBN-Gehalt
c_x	$\text{N}/\mu\text{m}$	Maschinensteifigkeit
df	-	Freiheitsgrad der linearen Regressionsmodelle
d_g	μm	mittlere Schleifkorngröße
$d_{g,\text{CBN}}$	μm	mittlere CBN-Korngröße
$d_{g,\text{opt}}$	mm	optimale Schleifkorngröße für das Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten
d_s	mm	Schleifscheibendurchmesser
e_c	J/mm^3	spezifische Schleifenergie
F_c	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_k	N	Einzelkornkraft
F_n	N	Normalkraft
f_n	N	unkalibrierte Normalkraft

F''_n	N/mm ²	flächenbezogene Normalkraft
$F''_{n,mid}$	N/mm ²	mittlere flächenbezogene Normalkraft
$F'''_{n,mid}$	N/mm ³	mittlere volumenbezogene Normalkraft
F_p	N	Passivkraft
f_s	Hz	Abtastrate
f_{osz}	Hz	Oszillationsfrequenz
F_t	N	Tangentialkraft
f_t	N	unkalibrierte Tangentialkraft
f	mm	Vorschub
F''_t	N/mm ²	flächenbezogene Tangentialkraft
$F'''_{t,mid}$	N/mm ³	mittlere volumenbezogene Tangentialkraft
G	-	G-Verhältnis
G^\emptyset	-	durchschnittliches G-Verhältnis beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten
G^+	-	Grenzwert der hochproduktiven G-Verhältnisse
G^-	-	Grenzwert der unproduktiven G-Verhältnisse
G_o	-	globales G-Verhältnis einer Schleifscheibe mit offener Bindungsstruktur
G_g	-	globales G-Verhältnis einer Schleifscheibe mit geschlossener Bindungsstruktur
h	µm	Profilhöhe
h_{cu}	µm	Einzelkornspanungsdicke
$h_{cu,Friemuth}$	µm	Einzelkornspanungsdicke nach Thomas Friemuth
$h_{cu,krit}$	µm	kritische Einzelkornspanungsdicke
h_{eq}	µm	äquivalente Spannungsdicke
h'_{eq}	-	kontaktlängenbezogene äqu. Spannungsdicke
h_{mid}	µm	mittlere Profilhöhe einer Profilerie
h_z	µm	Zusetzungshöhe
$h_{z,m}$	µm	mittlere Zusetzungshöhe
H_0	-	Nullhypothese
H_1	-	Alternativhypothese
k	W/mK	Wärmeleitfähigkeit

K_{β}	N/mm	Kantenfestigkeit einer Wendeschneidplatte
K_{Ic}	MPam ^{0,5}	kritischer Spannungsintensitätsfaktor
l_k	mm	Kontaktlänge
l_w	mm	Wendeschneidplattenseitenlänge
$l_{w,d}$	mm	Wendeschneidplattenseitenlänge vor dem Schleifen
$l_{w,p}$	mm	Wendeschneidplattenseitenlänge nach dem Schleifen
n_{max}	min ⁻¹	maximale Spindeldrehzahl
N_k	-	Schleifkorneingriffe
p	-	Wahrscheinlichkeitswert
P_c	Nm/s	Schnittleistung
p_{LoF}	-	Wahrscheinlichkeitswert des Lack-of-Fit-Tests
P_{max}	W	maximale Spindelleistung
q	-	Geschwindigkeitsverhältnis
Q_w	mm ³ /s	Zeitspanvolumen
Q_{wa}	mm ³ /s	äußeres Zeitspanvolumen
Q_{wi}	mm ³ /s	inneres Zeitspanvolumen
Q'_w	mm ³ /mms	bezogenes Zeitspanvolumen
R_a	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
r_a	mm	Außenradius der PCBN-Kontaktzone
R_k	μm	maximale Schartigkeit
r_i	mm	Innenradius der PCBN-Kontaktzone
r_{ε}	μm	Eckenradius der Wendeschneidplatte
R_z	μm	gemittelte Rautiefe
R_z^{\emptyset}	μm	durchschnittliche Freiflächenrauheit beim Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten
R_z^+	μm	Grenzwert der hochqualitativen Freiflächenrauheit
R_z^-	μm	Grenzwert der minderqualitativen Freiflächenrauheit
R_{zkrit}	μm	kritische gemittelte Rautiefe
R_{ztheo}	μm	theoretische gemittelte Rautiefe
s	mm	Restweg
t	-	t-Wert des Wahrscheinlichkeitswerts
	μm	Abstand der Prüfkraft von der Kante

t_A	μm	Ausbruchstiefe
$t_{A,m}$	μm	mittlere Ausbruchstiefe
t_c	s	Schnittzeit
$t_{c,krit}$	s	kritische Schnittzeit
t_k	s	Kontaktzeit
t_{krit}	μm	Kantenfestigkeitsgrenze
$t_{k,mid}$	s	mittlere Kontaktzeit
$t_{k,th}$	s	theoretische Kontaktzeit
$t_{k,th,kum}$	s	kumulierte theoretische Kontaktzeit
t_p	s	Prozesszeit
T_k	$^{\circ}\text{C}$	Kontaktzonentemperatur
VB_C	μm	Verschleißmarkenbreite im Eckenradius
$VB_{C,krit}$	μm	kritische Verschleißmarkenbreite im Eckenradius
v_c	m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_c^+	m/s	obere Faktorstufe der Schnittgeschwindigkeit
v_c^-	m/s	untere Faktorstufe der Schnittgeschwindigkeit
v_{fa}	mm/min	axiale Vorschubgeschwindigkeit
v_{fa}^+	mm/min	obere Faktorstufe der axialen Vorschubgeschwindigkeit
v_{fa}^-	mm/min	untere Faktorstufe der axialen Vorschubgeschwindigkeit
$v_{fa,eff}$	mm/min	effektive axiale Vorschubgeschwindigkeit
v_B	%	bezogenes Bindungsvolumen eines Schleifbelags
v_K	%	bezogenes Kornvolumen eines Schleifbelags
v_P	%	bezogenes Porenvolumen eines Schleifbelags
v_R	$^{\circ}/\text{s}$	Radiusgeschwindigkeit
V_s	mm^3	Verschleißvolumen an der Schleifscheibe
V_w	mm^3	Zerspanvolumen
$V_{w,ges}$	mm^3	gesamtes zerspanntes Volumen
X_n	-	Kraftnebenflussfaktor der Normalkraft
X_q	-	Quereinflussfaktor der Normalkraft
X_i	-	Eingangsgröße
$X_{S,i}$	-	Eingangsgröße des Schleifprozesses

$X_{Swz,i}$	-	Eingangsgröße des Schleifwerkzeugs
$X_{Wst,i}$	-	Eingangsgröße der PCBN-Wendeschnidplatte
X_i	-	Haupteinflussgröße
$X_{G,i}$	-	Haupteinflussgröße auf das G-Verhältnis
$X_{\Delta r,i}$	-	Haupteinflussgrößen auf die Kantenschartigkeit
$X_{Rz,i}$	-	Haupteinflussgröße auf die gemittelte Rautiefe
$X_{optimum,i}$	-	optimale System- und Prozessparameter
y_n	-	Kraftnebenflussfaktor der Tangentialkraft
y_q	-	Quereinflussfaktor der Tangentialkraft
y_i	-	Zielgröße
α_{eff}	°	effektiver Freiwinkel
β	°	Keilwinkel
β_i	-	Koeffizient des Regressionsmodells
γ	°	Spanwinkel
γ_{eff}	°	effektiver Spanwinkel
θ	°	Drehwinkel
ΔA	mm ²	Verschleißfläche
Δh_{mid}	µm	mittlere Profilverschleißhöhe einer Profilerie
Δr	µm	Kantenschartigkeit
Δr_{max}	µm	maximale Kantenschartigkeit
Δr_{mid}	µm	mittlere Kantenschartigkeit
$\Delta r_{mid}^{\emptyset}$	µm	durchschnittliche mittlere Kantenschartigkeit beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten
Δr_{mid}^+	µm	Grenzwert der hochqualitativen mittleren Kantenschartigkeit
Δr_{mid}^-	µm	Grenzwert der minderqualitativen mittleren Kantenschartigkeit
Δz	µm	Kornüberstand
ε_p	var.	reiner Fehler einer Regression
κ	°	Einstellwinkel
κ_1	-	kinematischer Koeffizient
κ_2	-	werkzeugspezifischer Koeffizient

λ	°	Neigungswinkel
λ_c	μm	Grenzwellenfilter
ρ_d	g/cm^3	Dichte des Diamanten
σ_n	var.	Standardfehler
σ_R	var.	mittlerer Fehler der Residuen

Abkürzungen

Al_2O_3	Aluminiumoxid (Korund)
BN	Bornitrid
Co	Cobalt
CBN	Kubisches Bornitrid
PCBN	Polykristallines kubisches Bornitrid
PKD	Polykristalliner Diamant
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
TiC	Titankarbid
TiCN	Titancarbonitrid
TiAlN	Titanaluminiumnitrid
TiN	Titannitrid
Si_3N_4	Siliziumnitrid
ZrO_2	Zirkonoxid

1 Einleitung

Zerspanprozesse in der Automobil- und Luftfahrtindustrie sollen aufgrund des Bedarfs nach höherer Wirtschaftlichkeit produktiver werden und darüber hinaus hohe Bauteilqualitäten liefern. Werkzeuge aus polykristallinem kubischem Bornitrid (PCBN) besitzen aufgrund ihrer hohen Härte, hohen Warmfestigkeit sowie ihrer hohen chemischen Beständigkeit das Potenzial, diesen Bedarf zu decken. Hauptanwendungsfelder finden sich in der Hartzerspannung von Stählen, in der Bearbeitung von Superlegierungen und Gusseisenwerkstoffen.

Der Anwender von PCBN-Wendeschnidplatten profitiert bei diesen Anwendungen - bedingt durch die sehr guten physikalischen Eigenschaften - im Wesentlichen von höheren Standzeiten sowie höheren Bauteiloberflächenqualitäten gegenüber alternativen Schneidstoffen wie Hartmetall, Schneidkeramiken, Cermets oder Diamant. Die steigende Nachfrage hat den Markt für PCBN-Präzisionswerkzeuge im letzten Jahrzehnt von 100 auf 660 Millionen US-Dollar anwachsen lassen [LEA13]. Die Grundvoraussetzung für den Einsatz von PCBN ist jedoch die Wirtschaftlichkeit in der Anwendung [BUR81, ZEL98]. Zwar bieten PCBN-Wendeschnidplatten die genannten Vorteile, sie sind aber - bis auf den Diamant - gegenüber allen anderen Schneidstoffen auch deutlich teurer in der Anschaffung. Aus diesem Grund muss der Einsatz von PCBN über die Erhöhung der Materialabtragsrate und der Standzeit gerechtfertigt werden.

In der Vergangenheit sind unterschiedliche Strategien verfolgt worden, die die Etablierung von PCBN als Schneidstoff weiter vorantreiben. Die stetige Weiterentwicklung des kubischen Bornitrids [LEA13] sowie der Bindungszusammensetzung [HAR04] verbessert die physikalischen Eigenschaften des Schneidstoffs fortlaufend. Darüber hinaus kann durch eine anwendungsorientierte Auswahl der PCBN-Spezifikation die Produktivität deutlich gesteigert werden [KRE07]. Durch neue Schneidengeometrien ist ebenfalls das Einsatzverhalten von PCBN-Wendeschnidplatten positiv beeinflusst worden [MEY11]. Ferner ist es durch die Integration der Schneidkantenpräparation in den Schleifprozess gelungen, die Prozesskette zu verkürzen und somit ein Potenzial zur Senkung der Herstellkosten von PCBN-Wendeschnidplatten aufzuzeigen [VEN14].

Die Senkung der Herstellkosten von PCBN-Werkzeugen ist ein wesentlicher Ansatz zur Senkung des Anschaffungspreises und zur weiteren Etablierung von PCBN in der Zerspanung. Hohes Potenzial liegt in der Verbesserung des kosten- und zeitintensiven Schleifprozesses, der bis zu 30 % der finalen Kosten ausmacht [LEA13]. Er ist gekennzeichnet durch einen hohen Schleifscheibenverschleiß. Das Verhältnis zwischen zerspantem PCBN-Werkstoff und verbrauchtem Schleifscheibenbelag ist in vielen Fällen deutlich kleiner 1 [MIC06, FRI02]. Dies führt nicht nur zu einem hohen Materialaufwand, sondern aufgrund häufiger Werkzeugwechsel auch zu einem hohen Rüstzeitanteil bei der Fertigung.

Das Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten ist aktuell nur unzureichend erforscht. Es besteht kaum Wissen darüber, welche Verschleiß- und Trennmechanismen die Produktivität und Wirtschaftlichkeit des Schleifprozesses limitieren. Aus der Kenntnis der Mechanismen und somit über das Verständnis der Vorgänge beim Schleifen von PCBN können Maßnahmen zur geeigneten Prozessführung und Werkzeugauswahl getroffen werden, um einen produktiven und qualitätsgerechten Schleifprozess für Industrieunternehmen bereitzustellen.

2 Stand des Wissens

2.1 PCBN-Wendeschnidplatten

Das kubische Bornitrid (CBN) findet seine erste Erwähnung in der Arbeit von R. H. Wentorf aus dem Jahre 1957. Dort beschreibt er CBN als dunkelrotes bis grauschwarzes Material, das sehr hitzebeständig sowie elektrisch isolierend ist. Darüber hinaus sei CBN in der Lage, Diamant zu zerkratzen. Jedoch zerkratze Diamant auch den CBN [WEN57]. Kommerziell ist CBN seit dem Jahr 1965 erhältlich [GAR88]. Seinen ersten Einsatzbereich fand CBN als Schleifmittel für Schleif- und Sägeoperationen von Karbiden, hochlegierten Stählen und Naturstein sowie zur Bearbeitung von Schnellarbeitsstahl. Hierbei erweiterte CBN die bis dato dominanten Schleifmittel Aluminiumoxid und Siliziumkarbid [GAR88, SAI10]. Anfang der siebziger Jahre wurde in der Sowjetunion CBN als hochharter Schneidstoff in Form von PCBN bei der geometrisch bestimmten Zerspaltung eingesetzt und kontinuierlich weiterentwickelt. Sowjetische Ergebnisse zeigten, dass dieser neuartige Schneidstoff vielseitig einsetzbar ist. So erzielte er beim Drehen z.B. von gehärtetem Stahl, Hartmetallen sowie von hoch- und unlegierten Gusseisen eine hohe Produktivität, hohe Maßhaltigkeit und gute Oberflächengüten [GRÜ74].

Außerhalb der Sowjetunion wurde PCBN erstmals 1974 durch General Electrics (GE) unter der Bezeichnung Borazon kommerziell vertrieben [HIB74, WEN80]. Anfangs besaßen diese PCBN-Sorten Korngrößen von nur wenigen Mikrometern, da größere CBN-Hartstoffkörner durch den damaligen Sinterprozess zerstört wurden, bevor sie untereinander eine feste Bindung eingingen. Jedoch zeigten die Schneidwerkstoffe sehr gute Ergebnisse bei der Zerspaltung von Inconel 718 sowie von gehärteten Legierungen [HIB74].

Nach den Arbeiten von GE auf dem Gebiet der PCBN-Werkzeugherstellung wurden weitere PCBN-Sorten von DeBeers mit hohen CBN-Gehalten entwickelt, die sich anfangs im Wesentlichen für die Schruppbearbeitung von gehärteten Stählen und Nickelbasislegierungen eigneten. Zur Schlichtbearbeitung waren diese aufgrund ihres hohen Verschleißes nicht geeignet [HEA89]. Im japanischen Raum wurden zur gleichen Zeit bereits PCBN-Werkzeuge mit geringem CBN-Gehalt zur Schlichtbearbeitung von gehärteten Stählen eingesetzt. Diese Werkzeuge fanden gerade im Bereich der Automobilindustrie reißenden Absatz [HEA89, KRE07]. Die unterschiedliche Eignung der verschiedenen PCBN-Spezifikationen in den verschiedenen Anwendungsgebieten führte zu einem rasanten Anstieg der Spezifikationsvielfalt. Durch den Einsatz von PCBN kann in vielen Anwendungsbereichen der teure Schleifprozess durch den kostengünstigeren Drehprozess ersetzt werden [TÖN00]. Unter anderem hat dieser Erfolg dafür gesorgt, dass sich PCBN als Schneidwerkstoff im Bereich der Zerspaltung etabliert hat [KRE07].

2.2 Eigenschaften

Bornitrid (BN) ist ein Werkstoff, der in der Natur nicht vorkommt und somit ein rein synthetisch hergestelltes Produkt ist. Ähnlich dem Kohlenstoff kann die binäre Verbindung von Bor und Stickstoff in mehreren Modifikationen vorliegen [BOH95 SCH81]. Die wichtigsten Modifikationen für technische Anwendungen stellen das hexagonale (HBN) und das kubische Bornitrid (CBN) dar. Das HBN ähnelt hinsichtlich seiner Gitterstruktur dem Graphit. HBN ist sehr temperaturbeständig, besitzt eine hohe Wärmeleitfähigkeit sowie einen hohen spezifischen Widerstand bei einem geringen dielektrischen Widerstand. Diese Eigenschaften prädestinieren HBN für elektrische Isolatoren in Hochtemperaturöfen sowie Thermoschutzelementen und Isolierhülsen [HUN85]. CBN stellt nach dem Diamant den zweithärtesten bekannten Schneidstoff dar. Die Härte von CBN beträgt bei Raumtemperatur ca. 70 % der Härte von Diamant [VEL91]. Er zeichnet sich hierbei insbesondere durch seine hohe Warmfestigkeit und chemischen Stabilität aus (vgl. Tabelle 2.1). Dadurch eignet sich CBN insbesondere für die Bearbeitung von eisenhaltigen Werkstoffen, bei denen Diamant aufgrund seiner Kohlenstoffaffinität versagt. Diamant und CBN ähneln sich in Bezug auf ihre Gitterstruktur sehr. Beide Stoffe bilden eine sehr dicht gepackte, kubische Gitteranordnung aus [PHA65, SAW83]. Aufgrund ihrer Ähnlichkeit synthetisieren beide Materialien bei hohem Druck und hohen Temperaturen auf ähnliche Art und Weise [BOH95]. Das Synthetisieren von Diamant und CBN ist in der Vergangenheit intensiv erforscht worden, da die Werkstoffe außergewöhnlich gute Eigenschaften hinsichtlich Härte, Wärmeleitfähigkeit und chemischer Stabilität aufweisen [DEM93, NAK93, SCH81, VEL91].

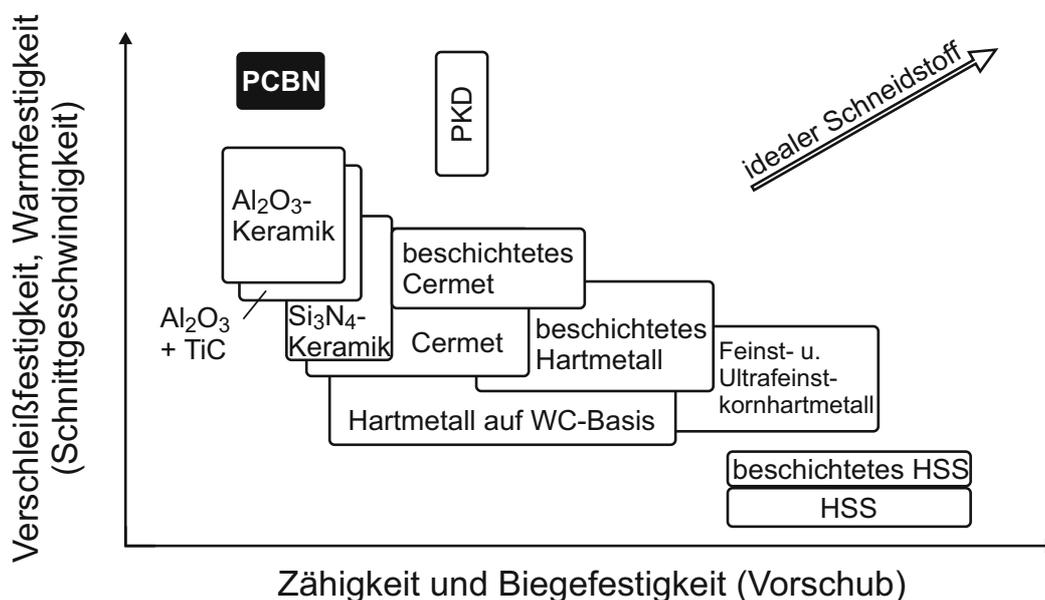
Tabelle 2.1: Vergleich der physikalischen Eigenschaften von CBN und Diamant [DEM95]

	CBN	Diamant
Struktur	Kubisch F43m	Kubisch Fd3m
Elementarzelle (Å)	a = 3,615	a = 3,567
Atomabstand (Å)	d = 1,57	d = 1,54
Dichte (g/cm ³)	3,48	3,52
Härte (kg/mm ²)	4.500	9.000
Leitfähigkeit (W/cmK)	13	20
Wärmedehnung (°C ⁻¹)	4,8	3,5
Oxidationstemperatur (°C)	1.200	600
Graphitisierungstemperatur (°C)	>1.500	1.400

Als Ausgangswerkstoff zur Synthese von CBN wird häufig das hexagonale Bornitrid verwendet [DEM95, NAK93]. Die Synthese erfolgt unter hohen Drücken und Temperaturen [DEM95]. Durch Zugabe von Hilfsstoffen kann die Kristallgüte, Größe und Form der CBN-Körner beeinflusst werden [SCH81, VEL91]. Werden diese CBN-Körner mit Hilfe eines Binders zu einem Verbund zusammengefügt, entsteht das polykristalline kubische Bornitrid. Der etablierte Herstellungsprozess von PCBN geschieht analog zu PKD zweistufig mit der Beimengung von Hilfsstoffen, wie

Magnesium oder Kalzium im sogenannten „Belt“-Apparat. Die Temperaturen liegen hier bei 1.500-2.000 °C und der Druck bei 5-7 GPa [KRE07, WAL87].

Schneidstoffe müssen, um eine hohe Standzeit bereitzustellen, verschleißfest bzw. hart und ausreichend zäh sein. Im Allgemeinen schließen sich hohe Zähigkeit und hohe Härte aus (Bild 2.1), sodass je nach Anwendung und zu erwartender Belastung ein geeigneter Kompromiss gefunden werden muss [DEN11, KLO08]. König et al. definieren darauf aufbauend ein Anforderungsprofil für Schneidwerkzeuge [KÖN89]. Neben der Härte oder Warmhärte und Zähigkeit sind auch Biege- und Druckfestigkeit sowie Wärmeleitfähigkeit, Diffusionsgeschwindigkeit und Gestalteigenschaften, wie Schneidkantenfestigkeit, wichtig.



Beh/78826 © IFW

Bild 2.1: Schneidstoffe gemäß Verschleißfestigkeit und Zähigkeit [KLO08]

Der Schneidstoff PCBN gilt gerade bei hohen Temperaturen als sehr verschleißfest. PCBN verfügt gegenüber anderen Schneidstoffen jedoch eher über eine geringe Zähigkeit bzw. Bruchfestigkeit (Bild 2.1). Die mechanischen und thermischen Eigenschaften von PCBN werden durch die Spezifikation bestimmt. Die Spezifikation definiert sich über den CBN-Gehalt, die CBN-Korngröße und das Bindungsmaterial. Die Härte von PCBN-Wendeschnidplatten, die bei Raumtemperatur im Bereich von 2.600-5.500 HV liegt, wird primär durch den CBN-Gehalt linear beeinflusst [ABR93, HOO91, TAK83, SUM00]. Die Härte fällt demgegenüber mit steigender Temperaturbelastung. Jedoch haben die meisten PCBN-Spezifikationen bei einer Temperatur von 1.000 °C immer noch eine Härte von 1.800 HV [HIB75, SUM00]. Nach Hooper et al. zeigt sich, dass der CBN-Gehalt auch einen Einfluss auf den Härteabfall bei steigender Temperatur hat. Höhere CBN-Gehalte führen zu einem verminderten Härteverlust als geringe CBN-Gehalte [HOO89]. Demgegenüber stehen die Ergebnisse von Tabuchi et al., die zeigen, dass bei weiterer Erhöhung der Temperaturen die Härte von geringem und hohem CBN-Gehalt auf gleichem Niveau liegen bzw. der Härteunterschied sich sogar umkehren kann [TAB78]. Der Binder hat hier ebenfalls

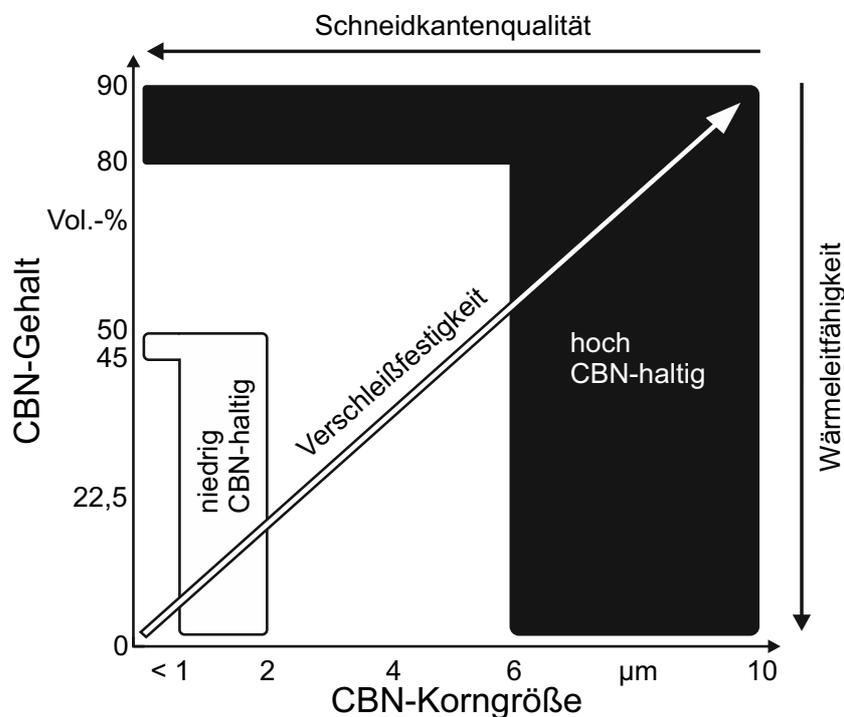
einen Einfluss. So zeigen PCBN-Sorten mit TiC-Binder generell eine höhere Härte als solche mit TiN-Binder [HOO91].

Bei der Beschreibung der Zähigkeit von PCBN wird primär in Bruchzähigkeit und Bruchbiegefestigkeit unterschieden [HOO91, SUM00]. Die Bruchzähigkeit ist der Widerstand eines Werkstoffes gegen instabilen Rissfortschritt und wird durch den kritischen Spannungsintensitätsfaktor K_{Ic} ausgedrückt. Die Bruchbiegefestigkeit beschreibt den mechanischen Widerstand, den der Werkstoff bei Biegung bis zum Bruch entgegensetzt [BAR12]. Die Bruchzähigkeit nimmt mit steigendem CBN-Gehalt zu [HOO91, NOV93, TAK83, UES99]. Hopper et al. beobachteten ein Zähigkeitsplateau im mittleren Bereich des CBN-Gehaltes [HOO91]. Sumiya et al. beschreiben, dass die Bruchbiegefestigkeit mit größer werdendem Korn abnimmt, jedoch mit steigender Temperatur bis zu ca. 800 °C weitestgehend konstant bleibt [SUM00]. Ab dieser Temperatur lassen sich keine klaren Aussagen bezüglich der Bruchbiegefestigkeit in Abhängigkeit der PCBN-Zusammensetzung treffen. Der Einfluss des Binders auf die Zähigkeit ist von der Temperatur abhängig. Bei niedrigen Temperaturen haben metallische Binder eine höhere Zähigkeit als eine keramische Binderphase, aber auch eine geringere Bruchbiegefestigkeit [UES99].

Bei Raumtemperatur hat CBN eine Wärmeleitfähigkeit von $k = 1.300 \text{ W/mK}$ [DEM95, GAR88]. Durch die Einlagerung der CBN-Kristalle in eine Bindematrix verändert sich die Wärmeleitfähigkeit des PCBN-Verbundes. Gegenüber der Wärmeleitfähigkeit von CBN wirken die Bindermaterialien eher isolierend. In der Literatur wird die Wärmeleitfähigkeit von Aluminiumnitrid mit $k = 180 - 220 \text{ W/mK}$ angegeben. Die Binder auf Titanbasis liegen nochmals deutlich darunter. Die Wärmeleitfähigkeit für Titannitrid ist $k = 19 - 28 \text{ W/mK}$ und die für Titankarbid liegt im Bereich von $k = 21 - 29 \text{ W/mK}$ [SAL07]. Kress gibt an, dass sich die Wärmeleitfähigkeit von PCBN in dem CBN-Gehalt-Bereich von 45 - 90 Vol.-% direkt proportional verhält [KRE07]. Kress beruft sich hierbei auf Werte von Uesaka, die sich ungefähr mit denen von Klimenko et al. decken und im Bereich von $k = 33 - 110 \text{ W/mK}$ liegen [KLI92, UES99]. In diesem CBN-Gehalt-Bereich scheinen die CBN-Korngröße sowie der Bindertyp keinen Einfluss zu zeigen. Als Grund wird angegeben, dass sich mit steigendem CBN-Gehalt der Abstand der CBN-Körner zueinander verringert und somit eine Isolierwirkung der Binderphase unterdrückt wird [STE93]. Nähert sich der CBN-Gehalt 100 Vol.-% an, wächst die Wärmeleitfähigkeit bis $k = 360 - 460 \text{ W/mK}$ an. Hier zeigt sich auch ein deutlicher Einfluss der Korngröße. Mit steigender Korngröße steigt auch die Wärmeleitfähigkeit [UES99].

Aufbauend auf den beschriebenen Abhängigkeiten der Eigenschaften von der Spezifikation werden in der Zerspanung PCBN-Wendeschnidplatten grob in zwei Kategorien gegliedert: Hoch CBN-haltige Sorten mit einem CBN-Gehalt von 80 - 90 Vol.-% und einer Korngröße von 0,5 - 10 μm sowie niedrig CBN-haltige Sorten mit einem CBN-Gehalt von 45 - 65 Vol.-% und Korngrößen kleiner 2 μm [DEN11, KLO08] (Bild 2.2). Die hoch CBN-haltigen Wendeschnidplatten besitzen neben einer

hohen Warmfestigkeit und abrasiven Verschleißfestigkeit geringe Schneidkantenqualitäten. Hohe Schneidkantenqualitäten werden wiederum mit niedrig CBN-haltigen Werkzeugen und kleinen CBN-Korngrößen erreicht [KLO08].



Beh/78820 © IFW

Bild 2.2: Einfluss des CBN-Gehalts und der CBN-Korngröße auf die Eigenschaften von PCBN-Wendeschneidplatten [KLO08]

2.3 Einsatz und Auswahlkriterien von PCBN-Wendeschneidplatten

PCBN-Wendeschneidplatten haben ein hohes wirtschaftliches Potenzial bei der Bearbeitung von schwer zerspanbaren Werkstoffen wie gehärteten Stählen, Gusseisen oder Superlegierungen. Je nach PCBN-Spezifikation werden die Vorteile der hohen Warmfestigkeit, hohen Zähigkeit und hohen Härte für die Bearbeitung genutzt [KLO05b].

Eines der Hauptanwendungsgebiete des Schneidstoffs PCBN ist die Hartbearbeitung von Stählen [DEN11, JIV08, KLO08, MEY11, TÖN00]. Das Hartdrehen mit PCBN wird insbesondere in der Antriebstechnik bei der Zerspanung von rotationssymmetrischen Bauteilen aus Vergütungsstählen, Wälzlager- und Werkzeugstählen sowie molybdänlegierten Stählen eingesetzt. Hier bietet das Hartdrehen gegenüber der Schleifbearbeitung Vorteile hinsichtlich Wirtschaftlichkeit, Produktivität, Flexibilität und Bearbeitungsergebnis. Durch das Hartdrehen kann auf die zusätzliche Schleiftechnologie verzichtet werden. Ferner ist der Drehprozess gut automatisierbar. Viele Funktionsflächen, wie Bohrungen, Planflächen und Schrägen können in einer Aufspannung bearbeitet werden. Dies führt zur einer höheren Genauigkeit und Maßhaltigkeit sowie zu einer Reduzierung der Nebenzeiten, wodurch die Bauteilkosten gesenkt werden können [JEF99, KLI00, ÖZE08, REI02]. Weitere Anwendungen in der Hartbearbeitung finden sich im Formenbau und bei der Fertigung von gehärteten,

planen Flächen. Hier stellt das Hartfräsen den vorbereitenden Prozessschritt oder gar eine Alternative zum Schleifen dar [BÖT92]. PCBN ist hier der geeignete Schneidstoff [BRA01, KRE07]. Beim Hartreiben kommen ebenfalls fast ausschließlich PCBN-Schneidstoffe zum Einsatz [DIE03, WEI02].

Bei der Zerspanung von Gusseisen hat sich PCBN als Schneidstoff hauptsächlich bei der Bearbeitung von Hartguss und lamellarem Grauguss durchgesetzt [KRE07]. So können beim Überdrehen von Hartguss mit PCBN deutlich höhere Schnittgeschwindigkeiten bei einer Verzehnfachung der Standzeit erzielt werden als bei der Bearbeitung mit Hartmetall [BRE85]. Bei der Schlichtbearbeitung von lamellarem Grauguss für Bremscheiben oder Bremstrommeln ist PCBN der Siliziumnitridkeramik überlegen [JEN93], wohingegen PCBN bei der Schruppbearbeitung der Si_3N_4 -Keramik aufgrund der geringeren Bruchzähigkeit unterlegen ist [SCH99]. Beim Drehen von Vermiculargraphit können mit Aluminiumoxidkeramiken höhere Standzeiten erreicht werden als mit PCBN-Wendeschnidplatten, weil sie eine höhere Schneidkantenstabilität aufweisen [JIV08]. Wie beim Hartfräsen setzt sich PCBN auch bei der Fräsbearbeitung von gehärtetem oder ungehärtetem, lamellarem Grauguss als auch bei der Bearbeitung von globalerem Grauguss infolge deutlich höherer Standzeiten gegenüber Schneidstoffen aus beschichtetem Hartmetall oder Schneidkeramiken durch [BRO89, FAL97, FLO91, HOM81, KÜM90, LUI02].

Zu den Superlegierungen zählen legierte Werkstoffe auf Basis von Eisen, Nickel oder Cobalt und Chrom. Nickelbasislegierungen für die Flugzeugindustrie wie Inconel 718 werden häufig mit Hartmetallwerkzeugen durch das Drehen und das Fräsen bearbeitet. Beim Drehen von Inconel 718 werden aber auch Schneidkeramiken eingesetzt, wodurch höhere Schnittwerte als beim Hartmetall erreicht werden können. PCBN wird hier bei der Schlichtdrehbearbeitung eingesetzt, da der Einsatz ungefaster Werkzeuge mit leichten Verrundungen möglich ist. Dies wirkt sich positiv auf die Zerspanung von Inconel 718 aus [EZU03, KLO99, NOA91, TRE96, UHL01]. Bei der Drehbearbeitung von Kobaltlegierungen wird PCBN sehr erfolgreich eingesetzt und setzt sich sehr gut gegen Hartmetall- und Keramikwerkzeuge durch [PAC99]. Das Fräsen von Kobaltlegierungen bleibt jedoch eine Domäne von beschichtetem Hartmetall [KRE07]. Die hohe Härte von PCBN-Wendeschnidplatten sorgt beim Drehen von Chromstählen für deutlich höhere Standzeiten durch verminderten Freiflächenverschleiß [REN99, WEI99]. Beim Fräsen von Chromstählen erzielen Schneidkeramiken und Hartmetalle nahezu gleiche Ergebnisse [WEI99].

Die wichtigste Grundvoraussetzung für den Einsatz von PCBN ist, dass sich dieser wirtschaftlich rechnet. PCBN weist gegenüber anderen Schneidstoffen wie Hartmetall, Schneidkeramik oder Cermet zwar eine deutlich höhere Standzeit auf, ist in der Anschaffung aber auch entsprechend teurer. Je nach Ausführungsart kostet eine unbeschichtete Wendeschnidplatte aus PCBN 100 - 182 €. Die Kosten der anderen unbeschichteten Schneidstoffe liegen je Ausführung bei 7 - 12 €. Somit liegt der Kostenfaktor zwischen PCBN-Wendeschnidplatten und den anderen Schneidstoffen bei 8 - 26 [KEN13].

Es gibt zahlreiche wissenschaftliche Untersuchungen, die die Verschleißmechanismen bei der Zerspanung mit PCBN untersuchen, um die Standzeit und damit die Wirtschaftlichkeit zu erhöhen. Hierbei werden sowohl die vorherrschenden Verschleißmechanismen in Abhängigkeit der PCBN-Eigenschaften als auch der Eigenschaften des Prozesses und des zu bearbeitenden Werkstoffs beschrieben. Als primäre Verschleißmechanismen werden Abrasionsprozesse aufgrund harter Karbidpartikel im Werkstoff und Diffusions- oder Adhäsionsprozesse aufgrund von hohen Temperaturen in der Kontaktzone genannt. In der Hartbearbeitung entstehen aufgrund dieser Mechanismen vorwiegend Verschleißformen wie Kolk-, Freiflächen- und Kerbverschleiß. Auf die Mechanismen muss mit der Auswahl des PCBN entsprechend reagiert werden [ARS06, DIA13, ELE13, FAR03, HOO89, HUA07, KLO05c, KÖN84, LUO99, NAR79, POU04, ZIM97].

Aus diesem Grund ist die Vielfalt der auf dem Markt erhältlichen PCBN-Spezifikationen groß und richtet sich primär nach dem Anwendungsgebiet der Werkzeuge. Bei der Auswahl der geeigneten PCBN-Spezifikationen werden im Wesentlichen das zu bearbeitende Material sowie das verwendete Verfahren betrachtet. Die Werkstoffe werden in die Gruppen Gusseisen, Hartguss, gehärtete Stähle, pulvermetallurgische Stähle sowie Superlegierungen eingeteilt. Die Verfahren gliedern sich übergeordnet vom kontinuierlichen über leicht unterbrochenem bis stark unterbrochenem Schnitt [DIA13, ELE13].

Der CBN-Gehalt dominiert die Ausprägung der PCBN-Eigenschaften. Deshalb klassifiziert Großmann die PCBN-Anwendungsmöglichkeiten nach dem CBN-Anteil in drei Bereiche [GRO97]. Ein hoher CBN-Gehalt (> 80 Vol.-%) ist für die Grobzerspannung harter Eisenwerkstoffe geeignet. Ein CBN-Gehalt im mittleren Bereich (> 65 Vol.-%) eignet sich für die Graugussbearbeitung im kontinuierlichen Schnitt. Ist der CBN-Gehalt niedrig (< 55 Vol.-%), eignet sich das Werkzeug besonders für die Feinzerspannung von gehärteten Stählen.

Nach den Untersuchungen von Kress ist eine reine Zuordnung auf Basis der traditionellen Kriterien Härte und Zähigkeit der PCBN-Spezifikationen nicht sinnvoll. Er ordnet die geeigneten Anwendungsfelder der verschiedenen PCBN-Spezifikationen den vorliegenden Beanspruchungsarten Oberflächenzerrüttung, Abrasion, Adhäsion und tribochemischen Reaktionen zu [KRE07]. So erweisen sich PCBN-Sorten mit hohem CBN-Gehalt widerstandsfähiger gegenüber bruchmechanischen Beanspruchungsarten. Diese sind jedoch anfälliger für tribochemischen Verschleiß. Hieraus leitet er ab, dass für das Hartdrehen von 41Cr4 niedrige CBN-Gehalte besser sind, weil eher tribochemischer Verschleiß eintritt. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus der Literatur, in denen der chemische Verschleiß als dominanter Verschleißmechanismus beim Hartdrehen eisenhaltiger Werkstoffe beschrieben wird [ARS06, BAR01, GIM07, KÖN93, ZIM97]. Beim Hartfräsen von Cf53 eignet sich aufgrund der Wechselbelastung an der Schneide ein hoher CBN-Gehalt [KRE07].

Neben der Spezifikation wird auch die PCBN-Wendeschnidplattenausführung an den Einsatz in der Zerspanung angepasst. Grundsätzlich können die Ausführungen in zwei

Kategorien gegliedert werden. Hierbei unterscheidet man zwischen Voll-PCBN-Wendeschneidplatten und Wendeschneidplatten, bei denen das PCBN nur einen Anteil vom Schneidwerkzeug ausmacht. Beim anteiligen PCBN wird weiterhin zwischen teil- oder vollflächig aufgetragenen PCBN-Anteilen unterschieden (Bild 2.3).

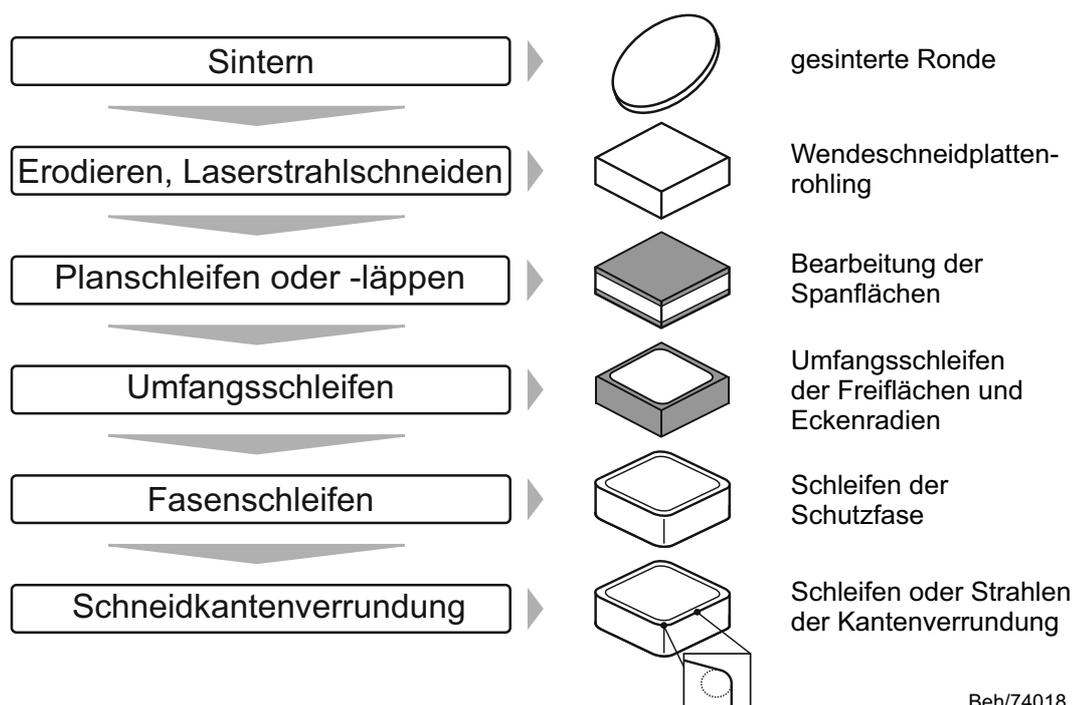


Bild 2.3: Verschiedene Ausführungen von PCBN-Wendeschneidplatten

Die PCBN-Anteile werden üblicherweise auf Hartmetallgrundkörper aufgesintert oder gelötet. Die Verminderung des PCBN-Anteils dient der Kostenreduzierung des Schneidstoffs [IND13, DIA13, ELE13].

2.4 Bearbeitung von hochharten Wendeschneidplatten

Die Herstellung von Wendeschneidplatten aus hochharten Schneidstoffen wie Hartmetall, Schneidkeramiken oder Cermet wird durch mehrere aufeinanderfolgende Prozessschritte realisiert (Bild 2.4). Das Sintern unter hohen Drücken und Temperaturen liefert den Ausgangszustand in Rondenform. Die Trennung in einzelne Wendeschneidplatten erfolgt daraufhin mittels Erodieren oder Laserstrahlschneiden. Der Rohling ist mit einem Aufmaß behaftet und besitzt weder Funktionsflächen noch Schneidkanten. Die Bearbeitung auf Fertigmaß und der Funktionsflächen erfolgt in den meisten Fällen durch das Schleifen. Wesentliche Vorteile sind die Verfahrensvielfalt und die einfach zu beeinflussenden System- und Stellgrößen. Dadurch können unterschiedliche Geometrien, Abtragsraten und Oberflächenqualitäten erzielt werden. Die Schleifbearbeitung von Wendeschneidplattenrohlingen jeglicher Art lässt sich im Wesentlichen in drei Schritte einteilen. Zuerst werden die Spanflächen (Schleifaufmaß auf der Ober- und Unterseite) durch das Planschleifen oder Planlappen bearbeitet. Durch diese Prozesse wird das Dickenmaß, die Planparallelität und Ebenheit der Spanflächen eingestellt. Zur Fertigung der Sollplattengröße wird das Umfangsschleifen eingesetzt. Dieses Verfahren erhielt seine Bezeichnung in der Praxis daher, dass ausschließlich der Umfang der Wendeschneidplatte geschliffen wird. Hierbei werden sowohl die Freiflächen als auch die Eckenradien bearbeitet. Darauf folgt das Fasenschleifen einer Schutzfase zwischen Span- und Freifläche. Die Fase stabilisiert die Schneidkante und entfernt Schneidkantenausbrüche, die durch das Umfangsschleifen eingebracht worden sind, um eine homogene Schneidkante zu erzeugen. Umfangsschleifen und Fasenschleifen können in einer Aufspannung erfolgen [FRI99, FRI97, WOB92].



Beh/74018 © IFW

Bild 2.4: Prozessablauf beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten [FRI99]

Bei der Hartbearbeitung und Präzisionsbearbeitung werden hohe Anforderungen an die Mikrogeometrie der Schneide gestellt. Hierzu wird im Nachgang der Schleifbearbeitung die Schneidkante durch unterschiedliche Verfahren präpariert. Die Schneidkantenpräparation hat das Ziel, die Schneidkante durch die gezielte Einbringung von symmetrischen oder asymmetrischen Verrundungen weiter zu stärken und den Zerspanprozess positiv zu beeinflussen. Die verwendeten Verfahren sind Bürsten, Schleppschleifen, Gleitschleifen, Strahlen, Magnetfinish, EDM und Laserbearbeitung oder auch das Querseiten-Planschleifen [BAS14, DEN14, FRI02, HOL09, VEN14]. Nach der Schneidkantenpräparation werden die Schneidstoffe häufig mit einer Beschichtung versehen, um den allgemeinen Verschleißschutz zu verbessern. Bei PCBN können zur Reduzierung des Verschleißes Schichten aus TiN, TiSiN, TiAlN und AlCrN aufgebracht werden. Diese sehr dünnen Schichten besitzen eine Schichtdicke von 1,8 – 2,0 μm [SAO13].

Gerade bei der Herstellung von PCBN ist die Bearbeitung durch Schleifen sehr kostenintensiv und kann einen Anteil von 30 % an den Gesamtkosten betragen [LEA13]. Dieser Anteil resultiert aus der Tatsache, dass PCBN aufgrund seiner guten thermischen und mechanischen Eigenschaften nur schwer zu bearbeiten ist [BUT03, WEN03, MIC06]. Die hohen Kosten entstehen vorwiegend aufgrund des hohen Zeit- und Materialaufwandes. Die Bearbeitung einer Wendescheidplatte aus PCBN dauert im Durchschnitt vier bis acht Minuten [BUT03]. Darüber hinaus ist der Verschleiß am Schleifwerkzeug sehr hoch. Das Schleifverhältnis liegt zwischen $G = 0,1 - 1$ [MIC06, FRI02]. Das bedeutet, dass bis zu zehnmal mehr Volumen von der Schleifscheibe als vom Werkstück abgetragen wird. Die primäre Technologie zum Umfangsschleifen von Wendescheidplatten stellt das Querseiten-Planschleifen dar. Es wird üblicherweise

beim Umfangs- und Fasenschleifen eingesetzt. In diesem Prozessschritt wird das meiste Wendeschneidplattenmaterial zerspant, um die makroskopische Geometrie des Schneidwerkzeugs einzustellen [FRI02].

2.5 Umfangsschleifen mittels Querseiten-Planschleifen

Ein etabliertes Verfahren zur Endbearbeitung von PCBN-Wendeschneidplatten ist das Querseiten-Planschleifen mit keramisch gebundenen Diamant-Topfschleifscheiben [MIC03]. Das Verfahren gehört nach DIN8589 zu den Planschleifverfahren. Charakteristisch hierfür ist, dass die Vorschubgeschwindigkeit axial zur Schleifscheibenachse verläuft und deshalb als axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} bezeichnet wird. Die Schleifscheibe wird somit quer zugestellt. Ferner befindet sich die Schleifscheibe mit der Seite im Kontakt mit dem Werkstück. Aus dieser Charakteristik ergibt sich die Bezeichnung Querseiten-Planschleifen [DIN8589] (Bild 2.5).

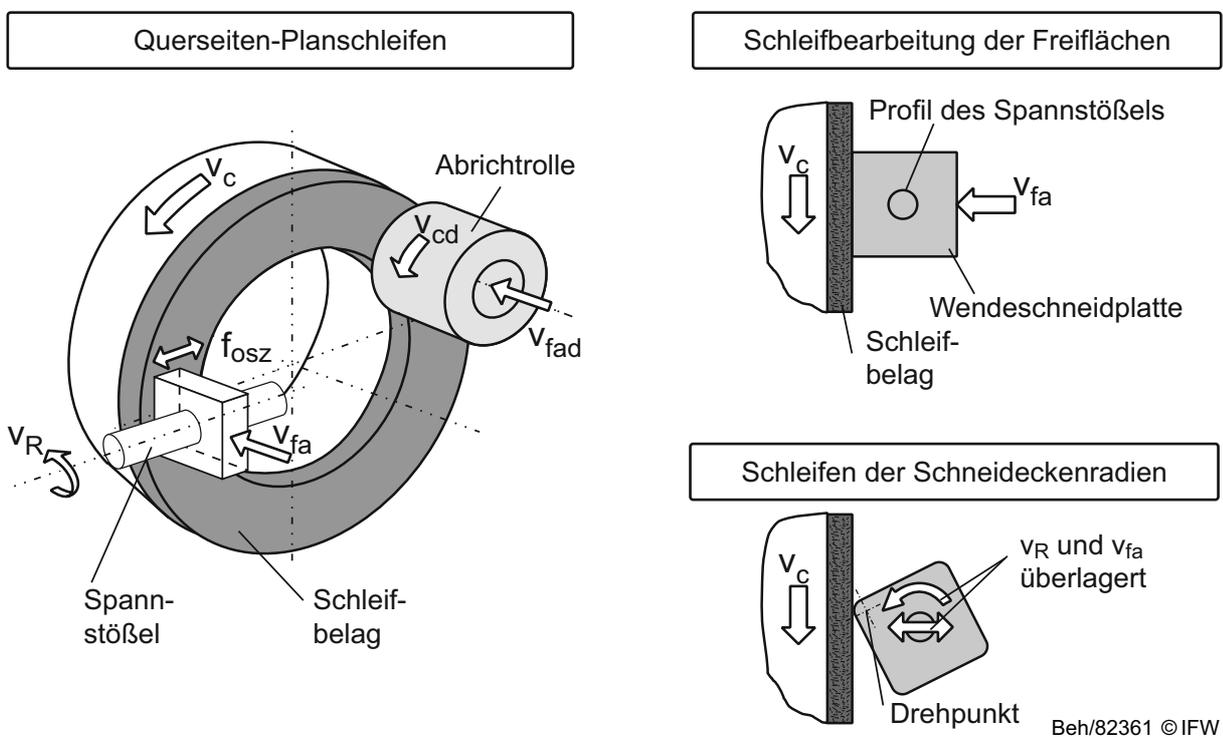


Bild 2.5: Querseiten-Planschleifen [FRI99]

Angewendet auf die Bearbeitung von Wendeschneidplatten ermöglicht diese Kinematik das Schleifen der Freiflächen und der Eckenradien. Durch weitere Schwenkachsen können sogar Spanleitstufen und Schutzfasen gezielt in einer Aufspannung gefertigt werden [FRI97, FRI99, SAL87, WOB92]. Darüber hinaus kann der Prozess auch zur bahngesteuerten Kantenpräparation eingesetzt werden [VEN14]. Bei diesem Prozess werden primär drei Maschinenachsen sowie die Hauptspindel der Maschine eingesetzt. Durch die Zustellung der Schleifscheibe mit der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} wird die gewünschte Kantenlänge der Wendeschneidplatte erreicht. Über die Drehung der Spannstößel mit der Radiusgeschwindigkeit v_R wird die Bearbeitung aller vier Freiflächen ermöglicht. Das Schleifen

aller vier Eckenradien wird durch die überlagerte Bewegung der Radiusgeschwindigkeit v_R und der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} realisiert. Die Drehung der Hauptspindel erzeugt die Schnittgeschwindigkeit v_c der Schleifscheibe. Zusätzlich zu diesen primären Bewegungen wird häufig ein Oszillieren der Wendeschneidplatte durchgeführt, das durch die Oszillationsfrequenz f_{osz} charakterisiert ist. Die Oszillation ermöglicht den gleichmäßigen Einsatz des gesamten Schleifscheibenbelags und verringert so den Profilverschleiß deutlich [FRI99, FRI97]. Dieses bahngesteuerte Verfahren ermöglicht eine flexible Einstellung der makroskopischen Wendeschneidplattengeometrie. Somit kann im Gegensatz zu kraftgesteuerten Verfahren die Wendeschneidplattenqualität prozesszeitunabhängig eingestellt werden [DEN12, VEN14]. Dies gilt jedoch nur unter der Voraussetzung, dass das eingesetzte Schleifwerkzeug scharf und schnittfreudig bleibt.

Bei der Bearbeitung von hochharten Schneidstoffen unterliegt die Schleifscheibe einem kontinuierlichen Verschleiß. Die Folge des Verschleißes ist eine Reduzierung der Produktivität des Prozesses und Verminderung der erreichbaren Werkstückqualität. Daher ist es unbedingt erforderlich, die Schleifscheibe während des Schleifens zu konditionieren, um die Profilhaltigkeit sowie Offenheit der Schleifscheibentopografie zu gewährleisten [MIC03, MIC06].

Das Abrichten beim Einsatz von Diamantwerkzeugen erfolgt durch Topfschleifscheiben aus Siliziumkarbid oder Aluminiumoxid. Diese Abricht-Topfschleifscheiben werden infolge einer axialen Abrichtervorschubgeschwindigkeit v_{fad} mit der Schleifscheibe in Kontakt gebracht. Darüber hinaus rotiert die Abricht-Topfschleifscheibe, sodass eine gewünschte Abrichtschnittgeschwindigkeit v_{cd} erreicht wird (Bild 2.5) [KLO05, VEN14].

2.6 Wirkzusammenhänge beim Querseiten-Planschleifen

Das Querseiten-Planschleifen ist durch eine große Kontaktfläche zwischen Schleifscheibe und Werkstück gekennzeichnet. In der Regel entspricht die Größe der Kontaktfläche der zu fertigenden Oberfläche. Der Eingriff des Schleifkorns verläuft bei diesem Verfahren sehr flach und es liegen geringe Einzelkornspannungsdicken vor. Ferner werden durch den Seitenschleifanteil hohe Überdeckungsgrade erreicht. Dies führt zu hohen Oberflächenqualitäten und guten Ebenheiten [FRI97, KAR96, KÖN87].

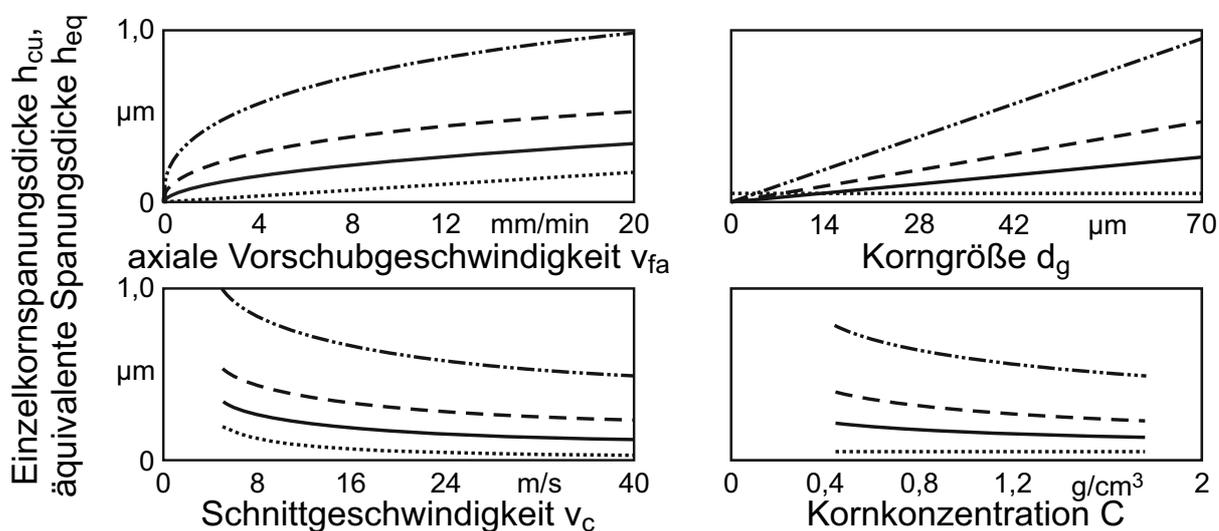
Während des Materialabtrags wirkt eine mechanische und thermische Beanspruchung sowohl auf das Schleifwerkzeug als auch auf das Werkstück. Diese Beanspruchungen treten immer parallel auf. Es wird angenommen, dass die mechanische Belastungskomponente für das Eindringen des Schneidstoffs in das Werkstück verantwortlich ist und die dabei vorliegende Reibung eine thermische Beanspruchung hervorruft [FRI99].

Das Eindringen des Schleifkorns in das Werkstückmaterial kann aufgrund des geometrisch unbestimmten Charakters des Schleifens nicht gemessen werden. Ein Grundverständnis der vorliegenden Eingriffsverhältnisse ist jedoch für die Deutung der Wirkung der Eingangsgrößen auf den Schleifprozess wichtig. Eine zentrale Bedeutung kommt hier der Einzelkornspannungsdicke zu. Die modellhafte Beschreibung der Einzelkornspannungsdicke beim Querseiten-Planschleifen von Wendeschneidplatten ist bereits in mehreren Detailierungsgraden vorgenommen worden. Dabei zielen die Arbeiten nicht darauf ab, die Einzelkornspannungsdicke exakt zu berechnen, sondern sie als qualitative Größe für die Beschreibung des Einflusses der Prozesseingangsgrößen zu qualifizieren [WOB92, FRI97, FRI99].

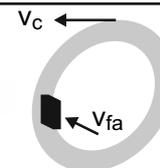
Wobker stellt fest, dass das klassische Modell für die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} von Kurrein keinen Vergleich unterschiedlicher Schleifprozesse ermöglicht [KUR27, WOB92]. Jedoch wird dieser prozessunabhängige Vergleich durch eine einfache Modifikation, die die Teilung der Spannungsdicke durch die Kontaktlänge l_k vorsieht, gewährleistet. Hieraus ergibt sich die kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke h'_{eq} , die nun lediglich das Verhältnis zwischen axialer Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} und der Schnittgeschwindigkeit v_c darstellt [KAS69, WER71, SAL87]. Gerade bei der Beschreibung des Verschleißverhaltens von Superabrasive-Schleifscheiben hat sich dieser Kennwert als geeignet erwiesen [GRA88]. Für eine Betrachtung der Werkstückrandzone ist dieses Modell jedoch nicht ausreichend, da die Systemgrößen der verwendeten Schleifscheibe keine Berücksichtigung finden. Aus dieser Annahme entsteht die Motivation, die mittleren Spannungsdicken an den einzelnen Schneiden zu modellieren und somit eine bessere Näherung abzuleiten [MAL89, REI56]. Der grundlegende Ansatz des Modells ist die Gleichsetzung der inneren und äußeren Zeitspanvolumina des Seitenschleifens. Das innere Zeitspanvolumen Q_{wi} integriert die Systemgrößen der Schleifscheibe wie Schneidendichte N_{Ka} sowie Kornform r und die Schnittgeschwindigkeit v_c in das Modell. Das äußere Zeitspanvolumen Q_{wa} integriert dagegen die Größe der Kontaktfläche und die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} [REI56]. Wobker leitet die Schneidendichte für das Querseiten-Planschleifen für

Schneiden mit einem Dreiecksquerschnitt her [WOB92]. Aufbauend auf diesem Modell merkt Fritsch an, dass nicht alle auf der Schleifscheibe offenliegenden Schleifkörner an der Materialtrennung teilnehmen. Durch die Messung der Schneidenanzahl auf Bindungshöhe und der Bestimmung des Schneidenabstands wird die Berechnung der Einzelkornspannungsdicke in deren Abhängigkeit möglich [FRI97]. Friemuth erweitert die beschriebenen Modelle von Wobker und Fritsch, um den Einfluss der Schleifscheibentopografie beschreiben zu können. Sein Modell verwendet hierbei einen allgemeineren Ansatz zur Berechnung des Spannungsquerschnitts, indem er ein kugelförmiges Kornmodell wählt. Mit dem Kugelansatz bildet er die Kornabstumpfung ab, die beim Schleifen von hochharten Materialien an der Diamantschneide auftritt [FRI99].

Werden die modellierten Einzelkornspannungsdicken miteinander verglichen, ist klar zu erkennen, dass sie grundsätzlich ähnliche qualitative Verläufe in Abhängigkeit der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und axialer Vorschubgeschwindigkeit sowie über die Korngröße und die Kornkonzentration wiedergeben (Bild 2.6). Lediglich die quantitativen Werte unterscheiden sich. Das Modell von Friemuth liefert stets die höchsten Werte für die Einzelkornspannungsdicke, gefolgt von Fritsch und Wobker. Die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} nach Kurrein ist noch einmal deutlich geringer. Wird die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} variiert, stellt sich für die Einzelkornspannungsdicken ein degressiver Verlauf ein. Die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} verläuft linear steigend. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit entwickelt sich h_{cu} regressiv, ähnlich wie bei der Variation der Kornkonzentration (Bild 2.6).

**Prozess**

Querseiten-Planschleifen

 $v_c = 20 \text{ m/s}$; var. $v_{fa} = 5 \text{ mm/min}$; var.**Systemgrößen** $d_g = 46 \mu\text{m}$; var.C100 (0,88 g/cm³); var. $l_k = 12 \text{ mm}$ **Modelle**--- $h_{cu,Fritsch}$ - · - $h_{cu,Friemuth}$ — $h_{cu,Wobker}$ ····· $h_{eq,Kurrein}$ 

Beh/78825 © IFW

Bild 2.6: Entwicklung der Spannungsdicken bei Variation der Prozess- und Systemgrößen [FRI97, FRI99, KUR27, VEN14, WOB92]

Wird die Korngröße des Schneidstoffs variiert, verläuft h_{cu} linearer. Bei Berechnung von h_{eq} finden Systemgrößen keine Berücksichtigung, daher bleibt sie bei der Variation der Korngröße und der Kornkonzentration konstant.

Von den erwähnten Autoren beschreibt nur Friemuth die thermischen Belastungen, die während des Querseiten-Planschleifens auftreten [FRI99]. Anders als die häufig für das Schleifen verwendeten Ansätze der „moving heatsource“ von Jäger, bewegt sich die Kontaktzone zwischen Schleifwerkzeug und Werkstück nicht [JAE42]. Bei der modellhaften Beschreibung der thermischen Belastung unterscheidet Friemuth zwischen makroskopischen und mikroskopischen Verhältnissen. Hierbei ist für die Wärmeentwicklung entweder die Reibung in der Kontaktfläche zwischen Schleifscheibe und Wendeschneidplatte (makroskopisch) oder zwischen Schleifkorn und Wendeschneidplatte (mikroskopisch) verantwortlich. In beiden Fällen werden von Friemuth die flächenbezogenen Schnittleistungen P''_c zur Beschreibung herangezogen. Die flächenbezogene Schleifleistung wird gebildet, indem das Produkt aus Tangentialkraft und Schnittgeschwindigkeit durch die jeweilige Kontaktfläche, in der die Reibung stattfindet, geteilt wird. Friemuth konnte durch seine Arbeit zeigen, dass die thermische Belastung in der Kontaktzone mit sinkender Einzelkornspannungsdicke zunimmt [FRI99].

Aus der umgesetzten Schnittleistung wird darüber hinaus die spezifische Schleifenergie e_c zur Beurteilung der Effizienz eines Schleifprozesses herangezogen. Sie beschreibt die für die Zerspanung eines Werkstoffvolumens notwendige Energie [EGG01].

2.7 Einfluss der Eingangsgrößen auf den Schleifprozess

Grundsätzlich muss bei der Auslegung eines Schleifprozesses zur Herstellung von Wendeschneidplatten darauf geachtet werden, dass eine gewisse Produktivität gewährleistet ist und geforderte Qualitäten erreicht werden [MER06]. Die Produktivität hängt zuallererst vom Zustand der Schleifscheibe ab. Die Wendeschneidplattenqualität wie z. B. die Schartigkeit der Schneidkante wird dadurch beeinflusst, wie das Material infolge der Bearbeitung getrennt wird. Für eine gezielte Auslegung ist daher immer die Kenntnis über die Einflüsse der Prozesseingangsgrößen auf die Verschleiß- sowie die Materialtrennmechanismen erforderlich.

Verschleißmechanismen

Die mechanischen, thermischen und chemischen Belastungen im Schleifprozess führen auf Seiten des Schleifwerkzeugs zu Verschleiß. Der Verschleiß beeinflusst die Schleifscheibentopografie und bestimmt damit die Leistung, die die Schleifscheibe und damit der Schleifprozess erbringen können. Der Schleifscheibenverschleiß kann in einen makroskopischen und mikroskopischen Verschleiß unterteilt werden. Der makroskopische Verschleiß bedingt eine Profiländerung des Schleifscheibenbelags durch Belagabtrag oder Zusetzungen und setzt sich aus einer Vielzahl unterschiedlicher Verschleißvorgänge an den einzelnen Körnern, dem mikroskopischen

Verschleiß, zusammen. Der mikroskopische Verschleiß beschreibt die Veränderung des Schleifkorns während der Bearbeitung. Der vorliegende Verschleiß wird üblicherweise über das G-Verhältnis beschrieben. Das G-Verhältnis beschreibt das Verhältnis aus dem Zerspanvolumen V_w und dem Verschleißvolumen V_s an der Schleifscheibe (Gl. 2.1).

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad (2.1)$$

Ein G-Verhältnis von $G = 1$ bedeutet, dass genauso viel Material an der Schleifscheibe verschliffen ist, wie am Werkstück abgetrennt wurde. Die Verschleißmechanismen, die zum Volumenabtrag an der Schleifscheibe führen, können in mechanischen und chemischen Verschleiß der Schleifkörner unterschieden werden. Zu den mechanischen Verschleißmechanismen zählen Kornanflachungen, Mikro- und Makroausbrüche an den Schleifkörnern sowie Bindungs- und Kornausbrüche [MAR04]. Diese Verschleißmechanismen tragen in unterschiedlicher Weise zur Ausbildung des G-Verhältnisses bei (Bild 2.7).

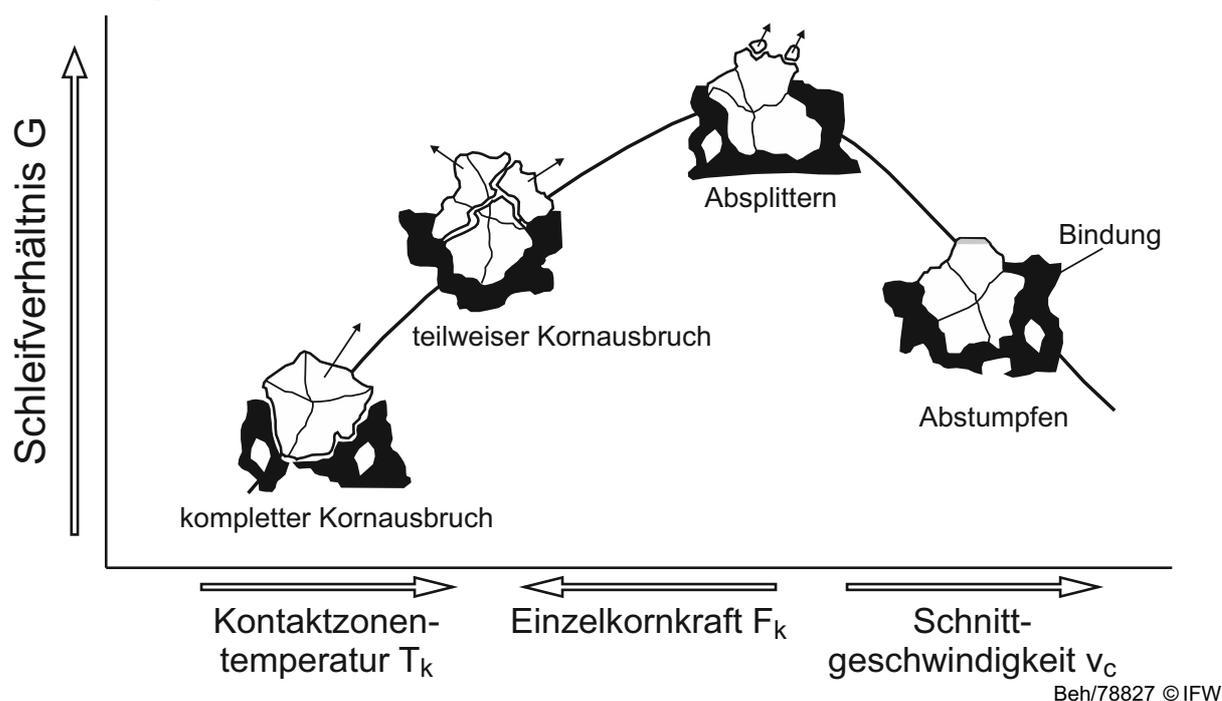


Bild 2.7: Verschleißmechanismen beim Schleifen [UHL14]

Bindungsbrüche und Ausbrüche ganzer Körner treten bei einer Überschreitung der Kornhaltekräfte der Bindung auf. Das Schleifscheibensystem ist in diesem Fall mechanisch überlastet. Das G-Verhältnis ist bei dem Auftreten dieses Verschleißmechanismus sehr niedrig [MAR04]. Ausbrüche an den Körnern entstehen, wenn das Korn lokal mechanisch überlastet, die Kornhaltekräfte der Bindung jedoch noch nicht überschritten werden. Es wird hier nach dem Grad des Ausbruchs unterschieden, der von mikroskopischem Absplittern bis zu makroskopischen, teilweisen Kornausbrüchen reicht. Dieser Effekt ist meist erwünscht, da daraus eine Vielzahl scharfer Schneiden resultiert. Die thermische Belastung des Bauteils ist in

diesem Fall als gering einzustufen. Darüber hinaus sind die Normalkräfte bei dem Auftreten dieses Verschleißmechanismus ebenfalls gering. Die G-Verhältnisse sind je nach Größe der Absplitterung mittel bis hoch ausgeprägt, da nicht nur der Profilverschleiß des Schleifbelags geringer ist als bei kompletten Kornausbrüchen, sondern auch die Schleiffähigkeit und somit ein guter Materialabtrag gewährleistet ist [KLO05, UHL14].

Kornanflachungen entstehen, wenn die Schleifkräfte am einzelnen Korn sehr gering sind. Das Korn reibt auf der Oberfläche des Werkstücks, woraus hohe Temperaturen resultieren, die wiederum zu einer Verringerung der Kornfestigkeit führen. Durch die Anflachungen der Körner steigen die Normalkräfte während des Schleifprozesses an. Ferner steigt die thermische Bauteilbelastung aufgrund der erhöhten Reibung, woraus Schleifbrand, also eine thermische Schädigung der Randzone, resultiert [BHA76]. Wenn Kornanflachung der maßgebliche Verschleißmechanismus ist, stellt sich ein mittleres G-Verhältnis ein. Zwar bleibt das Verschleißvolumen an der Schleifscheibe gering, jedoch ist der Materialabtrag durch die verminderte Schnittfähigkeit der Schleifkörner gehemmt [STE74, MAR04]. Neben dem mechanischen Schleifscheibenverschleiß tritt auch chemischer Verschleiß auf. Dieser Verschleißmechanismus äußert sich meist in Anflachungen der Körner und existiert insbesondere dann, wenn die Materialien des Schneidstoffs und des Werkstücks chemisch affin sind. Ein Beispiel dafür ist die Bearbeitung von Stählen mit Diamant als Schneidstoff [HIT84, MAL89]. Überdies treten auch Zusetzungen der Schleifscheibe auf. In diesem Fall sammeln sich Späne des Werkstücks an der Schleifscheibenoberfläche an. Diese reiben wiederum auf der Werkstückoberfläche, woraus erhöhte Schleiftemperaturen resultieren. Der Verschleiß der Schleifscheiben ist ein sehr komplexer Vorgang. Der Verschleiß wird darüber hinaus von einer großen Anzahl an Einflussgrößen beeinflusst. Dazu zählen unter anderem die Kombination aus Werkstückmaterial – Schneidstoff – Schleifscheibenbindung sowie die Prozessparameter und die KSS-Zufuhr [MAL89, MAR04].

Bei der Bearbeitung von hochharten polykristallinen Werkstoffen ist der Kornverschleiß dominant. Mamalis zeigt beim kraftgesteuerten Schleifen mit metallisch gebundenen Diamantschleifscheiben, dass die Verschleißform vom relativ zur Korngröße vorliegenden Kornüberstand abhängt. Entspricht der Kornüberstand mehr als die Hälfte der verwendeten Korngröße, liegt in erster Linie Kornausbruch vor. Wird der Kornüberstand geringer, laufen physikalische und chemische Prozesse ab, die, je mehr der Kornüberstand verkleinert wird, thermische Ursachen haben. Wird die zeitliche Veränderung der Schleifscheibentopografie betrachtet, zeigt sich eine deutliche Erhöhung des Anteils an angeflachten Körnern auf der Schleifscheibenoberfläche bereits in den ersten Schleifminuten (Bild 2.8). Die Erhöhung des Anteils der angeflachten Körner verläuft degressiv und korreliert damit stark mit dem Verlauf der Schleifnormalkräfte, die oft ähnlich mit fortschreitendem Zerspanvolumen degressiv zunehmen. Der Anteil an verlorenen Körnern ist eher gering. Dem

Verschleißfortschritt entsprechend verläuft der Anteil der scharfen Schleifkörner regressiv mit andauernder Schleifzeit [MAM00].

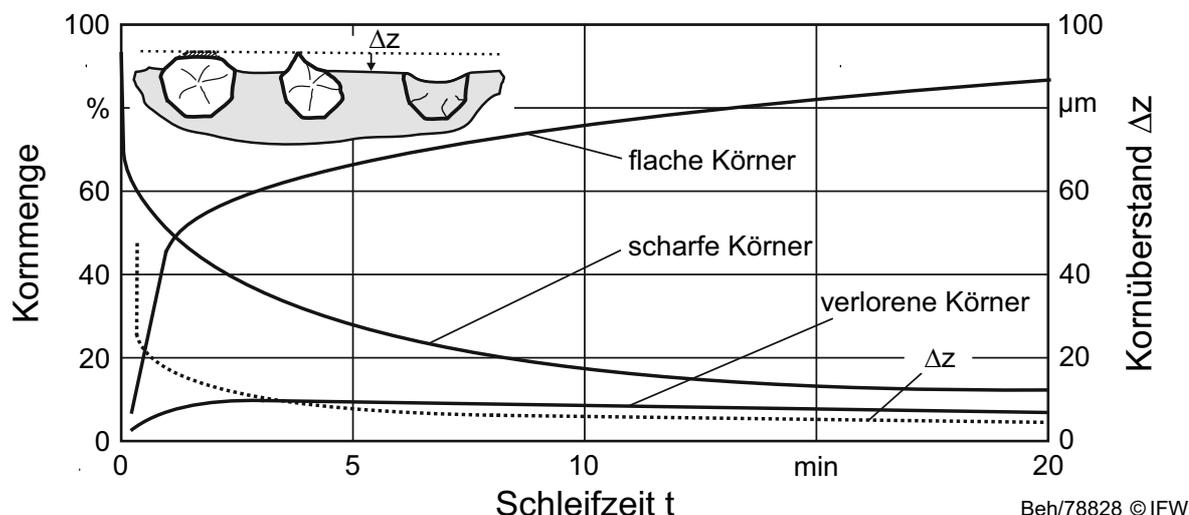


Bild 2.8: Veränderung der Schleifscheibentopografie beim Schleifen hochharter polykristalliner Werkstoffe [MAM00]

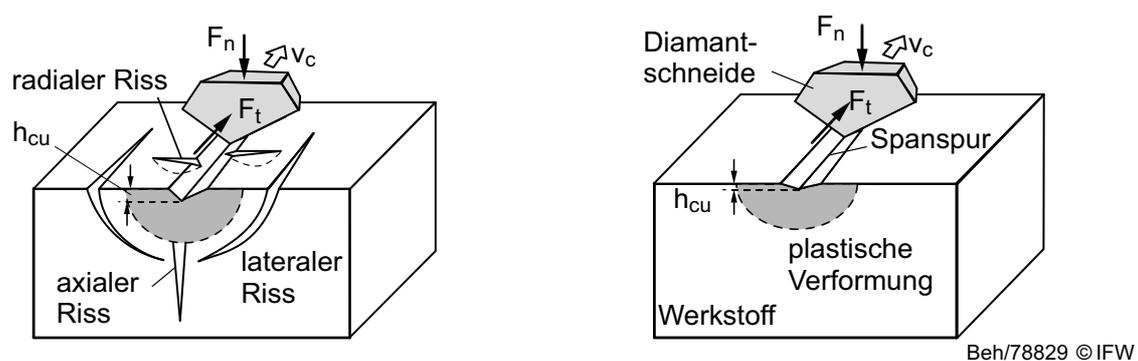
Beim Querseiten-Planschleifen von PCBN-Wendeschneidplatten mit hohem CBN-Gehalt und TiCN und Co als Binder konnte Ventura eine Veränderung der Schleifscheibentopografie infolge der verwendeten Prozessparameter beobachten. Durch die Erhöhung der axialen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$ auf $v_{fa} = 10 \text{ mm/min}$ bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 20 \text{ m/s}$ sinkt die reduzierte Spitzenrauheit R_{pk} des Schleifbelags ab einem axialen Vorschub von $v_{fa} = 6 \text{ mm/min}$ ab. Dies führt er auf die Erhöhung der Einzelkornspannungsdicke zurück, die zu Kornanflachung führt. Bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 10 \text{ m/s}$ auf $v_c = 30 \text{ m/s}$ und einer konstanten axialen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{fa} = 4 \text{ m/s}$ tritt vermehrt Bindungsverschleiß auf, wodurch der R_{pk} -Wert kontinuierlich ansteigt [VEN14].

Noch größere Herausforderungen stellt das Schleifen von Diamant dar. Die Bearbeitung von PKD ist wissenschaftlich bereits gut untersucht [WER88, SPU89, KEN87, KEN91a, KEN91b]. Hier zeigte sich, dass die Korngröße des Diamantanteils einen wesentlichen Einfluss auf die Abtragsrate und das G-Verhältnis aufweist. Eine feinere Schleifkorngröße führt bei einem kraftgeregelten Prozess zu einer geringeren Abtragsrate und einem größeren Schleifscheibenverschleiß [KEN90]. Der Verschleiß beim Schleifen von PKD ist überwiegend durch Kornabrieb, Kornausbruch und Abplattung der Bindung gekennzeichnet [KEN87]. Tso merkt an, dass eine Verringerung der Schnittgeschwindigkeit den induzierten Schock zwischen dem Werkzeugdiamant und dem Werkstückdiamant vermindert. Dadurch wird ein milder Schnitt möglich [TSO02]. Ferner sind feinkörnige Schleifscheiben hinsichtlich einer hohen Abtragsrate eher geeignet als grobkörnige, da bei gleicher Konzentration mehr Schneiden für die Zerspanung zur Verfügung stehen. Heute wird in der Produktion bei der Bearbeitung von Zerspanungswerkzeugen mit Schneideinsätzen aus PKD meist ein kombinierter Prozess aus Erodieren und Schleifen eingesetzt [NN04, GRU06].

Dieses ist hier vorteilhaft, weil PKD in der Regel eine metallische Bindematrix aufweist. Die durch den Erodierprozess thermisch beeinflusste Zone wird hierbei mittels Schleifen entfernt. Hierbei handelt es sich allerdings um sehr geringe Zerspanvolumina, sodass der Verschleiß des Schleifwerkzeugs und auch die Produktivität eine untergeordnete Rolle spielen.

Materialtrennmechanismen

Beim Querseiten-Planschleifen erfolgt der Materialabtrag durch das Eindringen von geometrisch unbestimmten Schneiden in den Werkstoff. Die Oberfläche wird hierbei durch die Überlagerung einer Vielzahl an Schneiden generiert. Aufgrund der geometrischen Unbestimmtheit ist die Anzahl bzw. Beschaffenheit, der an der Bearbeitung beteiligten Schneiden, nicht erfassbar [DEN11]. Die Materialtrennung bei sprödharten Werkstoffen, wie dem PCBN, wird bei zunehmender Eingriffstiefe der Schneide vorwiegend durch Mikrorissfortschritt hervorgerufen. Die Risse verlaufen lateral, radial und axial durch die Werkstoffrandzone. Diese verursachen das Abplatzen des Materials (Bild 2.9, links) [EVA76, KLO05, LAW68, LAW77]. Die Eindringtiefe der Schneide wird beim Schleifen als Einzelkornspannungsdicke bezeichnet. Bei sehr geringen Einzelkornspannungsdicken kann auch bei der Bearbeitung von sprödharten Materialien ein rissfreier, duktiler Materialabtrag erreicht werden (Bild 2.9, rechts). Die Eindringtiefe des Schleifkorns, bei der die Materialtrennung von duktil auf spröde wechselt, wird als kritische Einzelkornspannungsdicke $h_{cu,krit}$ bezeichnet. Das $h_{cu,krit}$ ist dabei immer werkstoffspezifisch und abhängig von den thermomechanischen Eigenschaften des zu bearbeitenden Materials [BIF88].



Beh/78829 © IFW

Bild 2.9: Materialtrennmechanismen beim Schleifen von sprödharten Materialien [LAW68, LAW77, EVA76]

Die duktile Materialtrennung erzeugt deutlich bessere Oberflächenqualitäten als die durch Rissbildung geprägte Bearbeitung. Deshalb werden bei der Auslegung des Schleifprozesses immer Maßnahmen getroffen, die möglichst eine Spannungsdicke unterhalb der werkstoffspezifischen kritischen Einzelkornspannungsdicke $h_{cu,krit}$ erzeugen [YAS07].

Der beim Schleifen von Zerspanwerkzeugen vorliegende Materialtrennmechanismus spielt eine wichtige Rolle, da dieser die Leistungsfähigkeit des Schneidwerkzeugs im

späteren Einsatz erheblich beeinflussen kann. Die wichtigste Qualitätsgröße bei Wendeschneidplatten ist die Schartigkeit an der Schneidkante. Schartigkeiten bei hochharten Schneidstoffen entstehen durch den sogenannten „edge-flaking“- oder „edge-chipping“ Effekt, wie er bereits von Almond und McCormick beschrieben worden ist [ALM86]. Dieser Effekt beschreibt die Reaktion eines sprödharten Materials auf eine Last in der Nähe einer Kante. In Bild 2.10 ist die Initiierung und Ausbreitung von radialen und axialen Rissen im Kantenbereich infolge einer kritischen Last schematisch dargestellt. Diese Risse breiten sich infolge starker plastischer Verformung von der Eindruckzone der kritischen Last bis hin zum Randbereich des Materials aus, bis das Material schuppenartig an der Materialkante absplittert. Die schuppenartige Form der Absplitterung ist hierbei charakteristisch jedoch der Grund noch nicht abschließend geklärt [ALM86, ZAA09, MOR01].

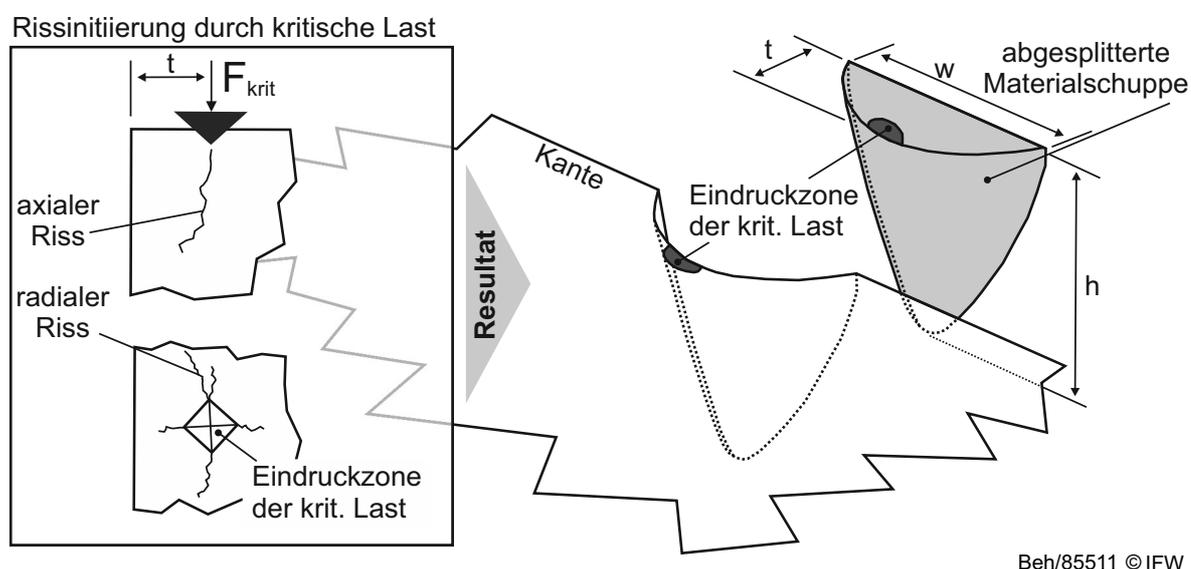


Bild 2.10: Schema der Entstehung von Ausbrüchen an der Kante eines sprödharten Materials nach Almond und McCormick [ALM86, ZAA09, MOR01]

Bei der schuppenförmigen Absplitterung liegt primär der Modus I als Rissöffnungsart vor [MOR01, GRO11]. Aus diesem Grund kann der Widerstand gegen den Kantenbruch mit dem kritischen Spannungsintensitätsfaktor K_{Ic} beschrieben werden. Die Größe eines Ausbruchs an der Kante eines monokristallinen und polykristallinen Materials ist hierbei linear von der Last und von der Entfernung des Lasteindringbereichs zur Kante abhängig. Die Form der Kante, welche durch Fasen oder Verrundungen verändert werden kann, hat ebenfalls einen deutlichen Einfluss. So steigt die Größe des Ausbruchs zum Quadrat mit steigendem Fasenwinkel. Aus diesen Zusammenhängen kann mit Hilfe von Eindringprüftests die Kantenfestigkeit eines Materials in N/mm abgeleitet werden. Diese Größe steht in enger Beziehung mit dem Spannungsintensitätsfaktor K_{Ic} [HAN96, MOR01, ZHA13].

In verschiedenen Arbeiten zum Querseiten-Planschleifen sind die Einflüsse der Prozess- und Systemparameter auf diese Qualitätsgrößen untersucht worden. Den

wesentlichen Erklärungsansatz liefert auch hierbei in vielen Fällen die eingestellte Einzelkornspannungsdicke [FRI97, FRI99, VEN14, WOB92].

Die quantitative Beschreibung der Schneidkantenqualität kann durch die Messung der Schartentiefe R_{\max} nach DIN4768 erfolgen [DIN4768, FRI97], die auf die theoretische Betrachtung von Heiß, der die Schartentiefe aus den Rauheiten der Span- und Freifläche berechnet hat, zurückgeht [HEI51]. Es wird jedoch auch angemerkt, dass beim Schleifen von Hartmetall-, Keramik- oder PKD-Schneiden kein direkter Zusammenhang zwischen den Flächenrauheiten und der Schartentiefe beobachtet werden kann [FRI97, KIM74, KEN90, PAH41, RAF58]. Die Gründe hierfür sind zumeist kleinste, muschelförmige Ausbrüche an der Schneidkante. Daher liegen die tatsächlichen Schartentiefen meist über den theoretisch berechneten Werten [RAF58].

Eine Veränderung der Schleifscheibentopografie durch Verschleiß sorgt für eine Abnahme der Einzelkornspannungsdicke und damit zur Verringerung der Oberflächenrauheit und der Schartentiefen. Wird die axiale Vorschubgeschwindigkeit erhöht, steigt auch die maximale Schartentiefe. Bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigt sich der gegenteilige Effekt. Fritsch führt dies auch auf die Ausbildung der Einzelkornspannungsdicke zurück. Wird die Kornkonzentration erhöht, sinken die Oberflächen- g üten und maximalen Schartigkeiten. Eine Erhöhung der Korngröße von D15 bis D126 in fünf Stufen zeigt größtenteils einen linearen Anstieg der maximalen Schartentiefen. Jedoch misst das Tastschnittverfahren bei sehr starken Ausbrüchen zu geringe Werte. Dies liegt daran, dass diese Methode zumindest eine teilweise unbeschädigte Schneide als Referenz benötigt. Hieraus leitet Fritsch ein Modell zur Vorhersage der Schartentiefe in Abhängigkeit der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} ab. Hierbei stellte er ferner fest, dass die kleinstmögliche Schartigkeit unabhängig vom Keilwinkel der Schneide ist und dann lediglich von der mittleren Korngröße des im Cermet vorkommenden Hartstoffs abhängt [FRI97].

Die Methode zur Ermittlung der Schartentiefe ist daraufhin auch von Friemuth beim Schleifen von hartstoffverstärkten Schneidkeramiken angewendet worden [FRI99]. Er zeigt, dass die Schnittgeschwindigkeit die Schartentiefe nur in einem kleinen Bereich beeinflusst. So wird zwar durch eine höhere Schnittgeschwindigkeit auch die Anzahl der am Prozess beteiligten Schleifkörner pro Zeiteinheit erhöht, jedoch wird dieser positive Effekt durch die Reibung bei höheren Schnittgeschwindigkeiten wieder ausgeglichen. Die Steigerung der axialen Vorschubgeschwindigkeit sorgt bei hartstoffverstärkten Schneidstoffen für eine kontinuierliche Verschlechterung der Schneidkantenqualität. Durch den Einsatz von Korngrößen von $d_g = 16 \mu\text{m}$ konnte Friemuth die Schartentiefe deutlich reduzieren. Dieser Vorteil wird jedoch durch höhere Bearbeitungskräfte und sinkender Wirtschaftlichkeit erkauft [FRI02].

Mamalis stellt beim kraftgebundenen Planschleifen von hochharten polykristallinen Werkstoffen fest, dass der Materialabtrag durch eine Mikrozerstörung des Werkstücks gekennzeichnet ist. Als Begründung nennt er das Vorliegen verschiedener Verschleiß-

mechanismen auf Seiten der Schleifscheibe aufgrund der ähnlichen thermo-mechanischen Eigenschaften zwischen Werkstück und Werkzeug. Die Mikrozerstörung sorgt für eine sehr heterogene Oberflächenausbildung [MAM00].

Die Ausprägung von Materialtrennmechanismen sowie die daraus resultierenden Schneidkanten- und Oberflächenqualitäten beim Querseiten-Planschleifen von PCBN mit keramischem Binder sind von Ventura untersucht worden [VEN14]. Ventura ermittelt hierbei mittels Streifenlichtmikroskopie die maximale Kantenschartigkeit R_k auf der Schneidkante. Ähnlich zur Schartentiefe erlaubt diese Methode die Analyse von relativen Änderungen des Schneidenprofils. Ventura beobachtet, dass sowohl die maximale Schartigkeit an der Schneidkante als auch die Rauheit auf der Freifläche von PCBN-Wendeschnidplatten im Wesentlichen von der Korngröße des Schleifwerkzeugs abhängen (Bild 2.11).

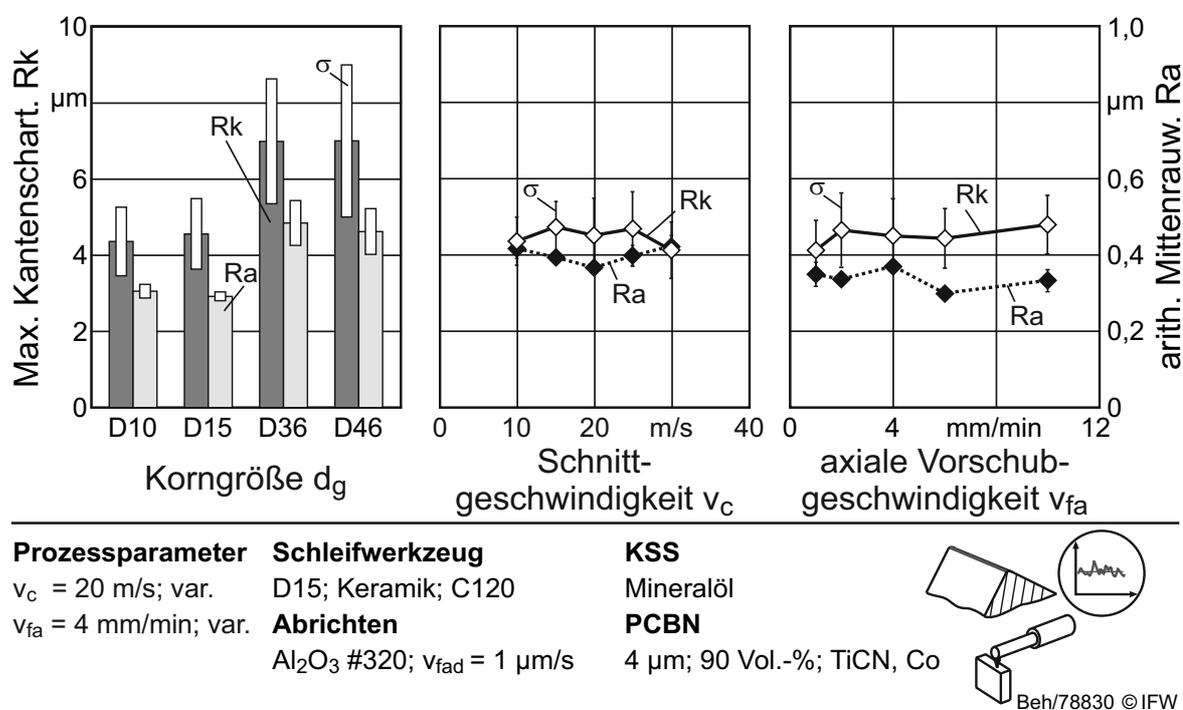


Bild 2.11: Einflüsse auf die PCBN-Wendeschnidplattenqualität [VEN14]

Die Prozessparameter wie Schnittgeschwindigkeit und axiale Vorschubgeschwindigkeit zeigen keinen erkennbaren Einfluss. Ventura begründet dieses Ergebnis mit dem geringen Einfluss der Prozessparameter in der Berechnung der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} . Darüber hinaus trägt der durch Ventura beobachtete Topografieverschleiß dazu bei, dass die Prozessparameter keinen relevanten Einfluss zeigen. Hier ist eine Ähnlichkeit zu den hartstoffverstärkten keramischen Werkzeugen zu beobachten, die auch einen polykristallinen Aufbau besitzen [VEN14].

Ein Einfluss der PCBN Spezifikation wird von Ventura nicht eindeutig nachgewiesen. Auch einen Zusammenhang zwischen der Kantenfestigkeit und der Kantenschartigkeit und damit eine Berücksichtigung des „edge-flaking“-Effekts wird nicht gezeigt, sodass hier eine Lücke im Stand des Wissens beim Schleifen von PCBN vorliegt.

2.8 Prozessauslegung für unterschiedliche Schneidstoffe

Die physikalischen Eigenschaften von Schneidstoffen für Wendeschneidplatten verlangen nach unterschiedlich ausgelegten Schleifprozessen, um eine produktive Bearbeitung bereitzustellen. In der Regel erfolgt die Anpassung über die weite Variation der Schnittparameter, wobei hauptsächlich das bezogene Zeitspanvolumen durch Veränderung der Vorschubgeschwindigkeit der mechanischen Prozessbelastung angepasst wird (Bild 2.12). Die Schnittgeschwindigkeiten liegen für nahezu alle Schneidstoffe in ähnlichen Wertebereichen.

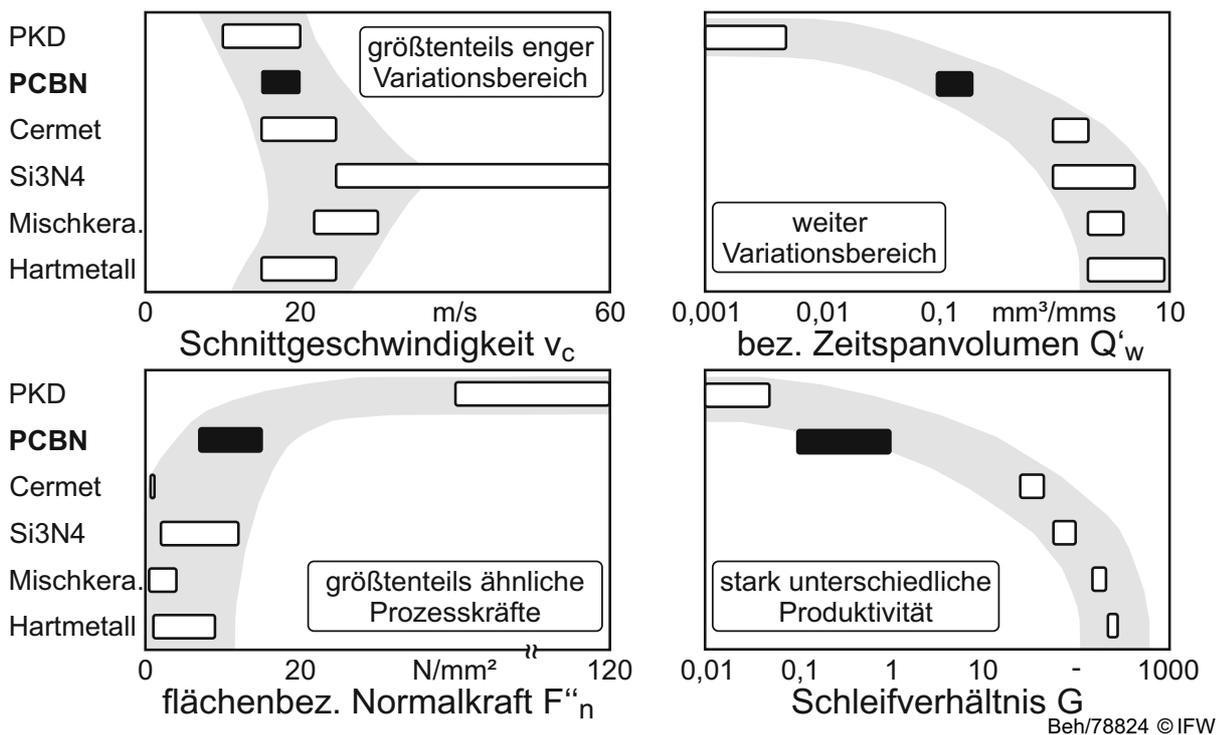


Bild 2.12: Typische Stell-, Prozess- und Ausgangsgrößen beim Schleifen verschiedener Schneidstoffe [FRI02]

Nichtsdestotrotz liegen die Schleifverhältnisse für hochharte Schneidstoffe, wie dem PKD und dem PCBN, weit unterhalb der Schleifverhältnisse der anderen verfügbaren Schneidstoffe [FRI02].

2.9 Erkenntnislücke im Stand der Technik

Wendeschneidplatten aus PCBN sind hochleistungsfähige Werkzeuge und übertreffen häufig andere Schneidstoffe in der Zerspanung. Jedoch sind sie auch deutlich teurer in der Anschaffung. Der hohe Anschaffungspreis wird signifikant durch das unproduktive Schleifen der PCBN-Wendeschneidplatten bei der Herstellung verursacht. Aktuell gibt es beim Schleifen von PCBN kaum Kenntnis über die vorherrschenden Wirkzusammenhänge zwischen den Prozesseingangsgrößen und dem erreichbaren G-Verhältnis bzw. der resultierenden Wendeschneidplattenqualität. Diese Kenntnis stellt jedoch die notwendige Voraussetzung zur produktiven Herstellung von leistungsfähigen Werkzeugen aus diesem Schneidstoff dar.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Der Stand des Wissens zeigt, dass die Bearbeitung von PCBN-Wendeschnidplatten, sehr unproduktiv ist. Es wird auch ersichtlich, dass aktuell keine Kenntnisse zur deutlichen Verbesserung der Produktivität vorliegen. Aus dieser wissenschaftlichen Lücke wird folgende **Arbeitshypothese** erhoben:

Nur durch die Kenntnis der Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN ist eine Erhöhung der Produktivität erreichbar.

Hieraus leitet sich das **Hauptziel** dieser Arbeit ab:

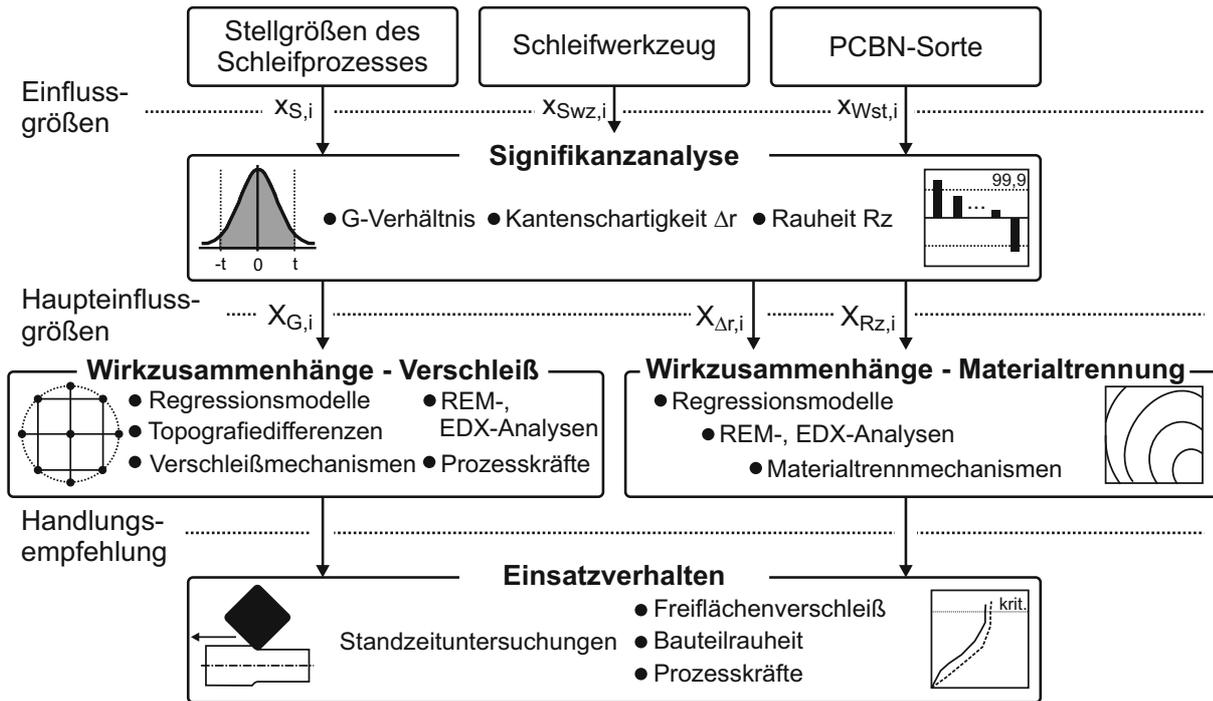
Kenntnis der Wirkzusammenhänge zwischen Einflussgrößen und vorliegenden Verschleiß- und Materialtrennmechanismen beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten

Um dieses Hauptziel zu erreichen, sind drei Teilziele definiert:

- Kenntnis der Haupteinflussgrößen auf den Werkzeugverschleiß und die qualitätsgebenden Materialtrennmechanismen
- Kenntnis der Wirkzusammenhänge zwischen Haupteinflussgrößen und dem Werkzeugverschleiß sowie qualitätsgebenden Materialtrennmechanismen
- Verfügbarkeit von effizient geschliffenen sowie leistungsfähigen PCBN-Wendeschnidplatten für das Hartdrehen

Die Vorgehensweise zur Erreichung des Hauptziels ist in Bild 3.1 dargestellt. In einem ersten Schritt werden mittels Signifikanzanalyse die wahren Effekte der Einflussgrößen auf die Zielgrößen G-Verhältnis, Kantenschartigkeit Δr und gemittelte Rautiefe R_z an den Freiflächen ermittelt. Die Einflussgrößen sind hierbei die Stellgrößen des Schleifprozesses $x_{s,i}$ (Schnitt- und axiale Vorschubgeschwindigkeit), die Schleifwerkzeugspezifikationen $x_{swz,i}$ (Schleifkorngröße, Kornkonzentration und Bindungsstruktur) und die Spezifikation der PCBN-Wendeschnidplattensorte $x_{wst,i}$ (CBN-Korngröße und CBN-Gehalt). Das Ergebnis dieser schleiftechnologischen Voruntersuchungen ist die Kenntnis über die Haupteinflussgrößen $X_{G,i}$, $X_{\Delta r,i}$ und $X_{R_z,i}$. Damit ist das **erste Teilziel** erreicht.

Sind die Haupteinflussgrößen bekannt, können gezielt die vorliegenden Zusammenhänge beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten erarbeitet werden. Hierbei werden die funktionalen Zusammenhänge zwischen den Haupteinflussgrößen und Zielgrößen mittels Regressionsmodellen beschrieben. Zur Erklärung der funktionalen Zusammenhänge und zur Bildung des Prozessverständnisses werden weitere Analysen durchgeführt. Zur Analyse des Werkzeugverschleißes werden Topografiedifferenzen berechnet, die die Veränderung der Schleifenscheibentopografie zwischen dem konditionierten Zustand und dem Zustand am Ende der Standzeit beschreiben. Mit dieser Methode kann der vorliegende makroskopische Verschleißmechanismus identifiziert werden, der für die Ausprägung des G-Verhältnisses verantwortlich ist.



Beh/76659 © IFW

Bild 3.1: Vorgehensweise

Ferner wird mit Hilfe von REM- und EDX-Analysen der mikroskopische Verschleiß ermittelt. Parallel liefern die Prozesskräfte einen Eindruck über die zeitliche Veränderung der mechanischen Belastungen im Prozess infolge des Verschleißfortschritts. Die Beurteilung der Materialtrennmechanismen und Erklärung der Wundeschnidplattenqualität erfolgt über die Analyse von REM-Aufnahmen. Sind die vorherrschenden Mechanismen bekannt, erfolgt eine Übertragung auf den gesamten betrachteten Parameterraum. Mit den Ergebnissen dieser Abschnitte ist das **zweite Teilziel** erreicht.

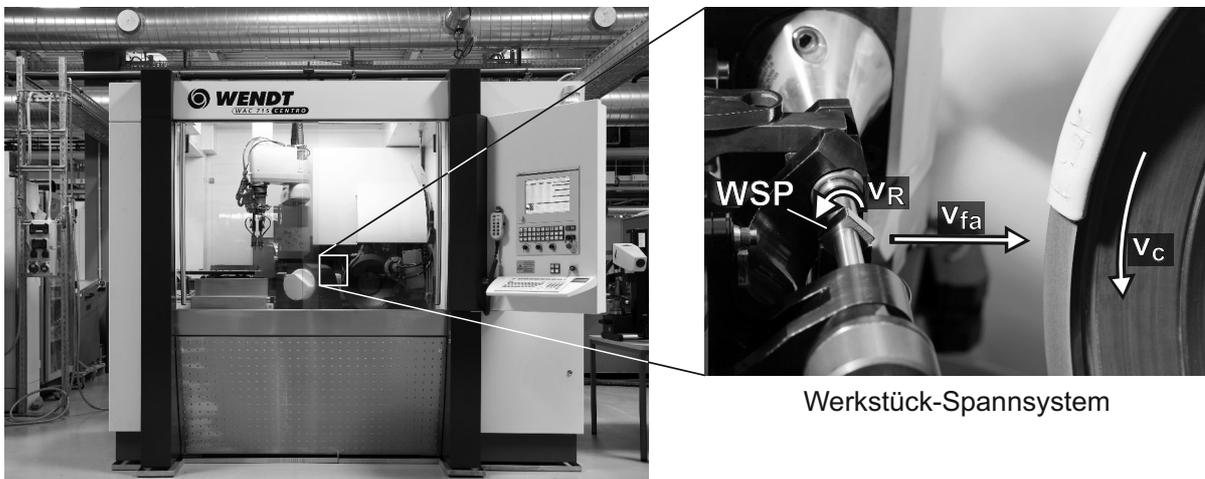
Auf dessen Basis wird eine Handlungsempfehlung zur effizienten Bearbeitung von PCBN-Wundeschnidplatten abgeleitet. Abschließend wird anhand von Hartbearbeitungsuntersuchungen beim Außenlängsdrehen die Leistungsfähigkeit der effizient geschliffenen PCBN-Wundeschnidplatten überprüft. Hierfür ist zunächst die Übertragung der Erkenntnisse aus dem Seitenschleifprozess auf das Schleifen der Eckenradien sowie der Schutzfasen vorzunehmen. Nach der Übertragung wird die Standzeit des effizient geschliffenen Werkzeugs auf Basis des sich einstellenden Freiflächenverschleißes, der erzielten Bauteilrauheit sowie der vorliegenden Prozesskräfte im Vergleich mit einem konventionell geschliffenen Referenzwerkzeug ermittelt. Das **dritte Teilziel** wird daraufhin als erreicht beurteilt, wenn das effizient geschliffene Werkzeug mindestens die Standzeit des Referenzwerkzeugs erreicht.

4 Versuchs- und Analysetechnik

4.1 Versuchsmaschinen

4.1.1 Schleifmaschine

Die experimentellen Schleifuntersuchungen beim Querseiten-Planschleifen werden an einer Wendeschneidplattenschleifmaschine des Typs Wendt WAC 715 Centro (Bild 4.1) durchgeführt. Diese Maschine ist speziell für das Schleifen des Umfangs, der Freiwinkel, der Schutzfasen sowie der Spanleitstufen von Wendeschneidplatten entwickelt worden. Die bearbeitbaren Werkstoffe reichen hierbei von Stahl über Hartmetall, Keramik, Cermet bis PCBN und PKD. Die Maschine verfügt über eine Antriebsleistung von $P_{\max} = 3 \text{ kW}$ und eine maximal erreichbare Schnittgeschwindigkeit $v_c = 35 \text{ m/s}$ bei einem Schleifscheibendurchmesser von $d_s = 400 \text{ mm}$. Sie besitzt eine integrierte Abrichteinheit, die das Schleifwerkzeug wahlweise pre- oder inprozess konditioniert. Als Abrichtwerkzeuge werden Topfscheiben aus Aluminiumoxid verwendet. Bei den in dieser Arbeit dargestellten schleiftechnologischen Untersuchungen ist das Umfangsschleifen eingesetzt worden. Bei diesem Prozess werden im Wesentlichen nur zwei Maschinenachsen sowie die Hauptspindel der Maschine verwendet. Zum einen sorgt die Zustellung a_e mit der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} für das Erreichen der gewünschten Kantenlänge. Zum anderen wird über die Drehung der C-Achse mit der Radiusgeschwindigkeit v_R die Bearbeitung aller vier Wendeschneidplattenseiten ermöglicht.



Max. Spindelleistung:	3 kW	Kühlschmierstoff:	Mineralöl Rhenus R-Oil HM7
Max. Schnittgeschwindigkeit:	35 m/s	Steuerung:	Bosch Rexroth
Min. Abrichtzustellung:	0,5 $\mu\text{m/s}$		
Scheibendurchmesser:	400 mm		

Beh/76662 © IFW

Bild 4.1: Wendeschneidplatten-Schleifmaschine WAC 715 Centro

Als Kühlschmierstoff wird das niedrigviskose und emissionsarme Mineralöl R-Oil HM7 von Rhenus eingesetzt. Durch das Öl wird die Reibung zwischen Schleifscheibe und Wendeschneidplatte vermindert und somit die Prozess Temperatur gesenkt. Die Zuführung des Öls geschieht über eine zylindrische Düse. Der Volumenstrom beträgt

35 l/min bei einem Förderdruck von 1,1 bar. Die Kühlschmierstoffbedingungen bleiben bei allen schleiftechnologischen Untersuchungen konstant.

Alle in der Maschine programmierbaren Achsen unterliegen einem Geschwindigkeitsprofil, welches vom Bediener in Abhängigkeit der Soll-Achsgeschwindigkeit modifiziert werden kann. Hierbei kann der Geschwindigkeitsanteil der Soll-Achsgeschwindigkeit an elf über den Weganteil äquidistant verteilten Stützstellen stufenlos von 0-100 % eingestellt werden. In Bild 4.2 ist das Standardprofil für die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} dargestellt, das in den experimentellen Untersuchungen Anwendung findet.

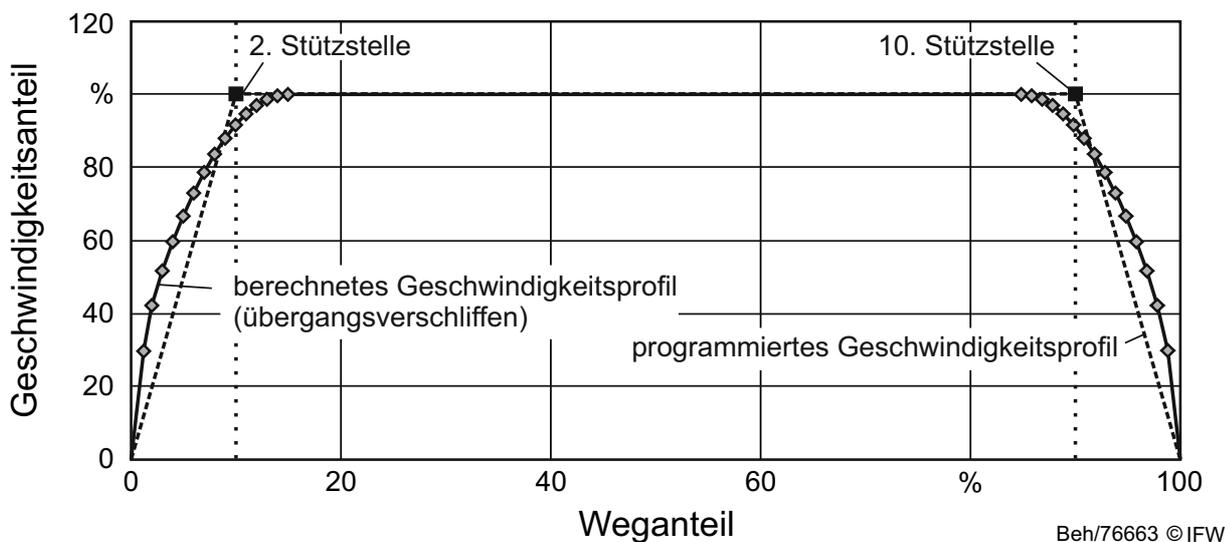
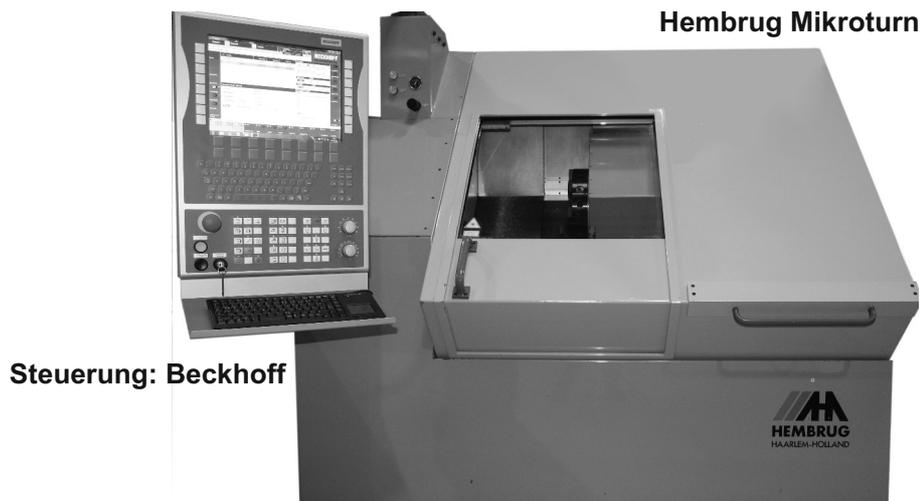


Bild 4.2: Standardprofil der axialen Vorschubgeschwindigkeit

In der programmierten Variante verfügt dieses Profil über eine Trapezcharakteristik. Aus diesem idealisierten Profil berechnet die Schleifmaschine ein übergangverschliffenes Profil, um zu hohe Achsbeschleunigungen bzw. -verzögerungen und damit kritischen Ruck zu vermeiden. Das berechnete Geschwindigkeitsprofil wird jeweils über 16 Datenpunkte in der Beschleunigungs- und Verzögerungsphase interpoliert.

4.1.2 Drehmaschine

Die Hartdrehuntersuchungen werden an einer CNC-Schrägbett-Drehmaschine des Typs Mikrotorn von Hembrug Machine Tools durchgeführt, welche in Bild 4.3 dargestellt ist. Die Nennleistung der Maschine beträgt $P_{\max} = 12,4$ kW. Das Nenndrehmoment liegt bei $M_N = 47,5$ Nm und die maximale Drehzahl bei $n_{\max} = 2.500$ min^{-1} . Sowohl die Führungen als auch die Spindel der Drehmaschine sind hydrostatisch gelagert. Das Maschinenbett ist aus natürlichem Granit.



Steuerung: Beckhoff

Arbeitsbereich	Hauptantrieb	Genauigkeiten
Max. Werkstückdurchmesser: 310 mm	Nennleistung: 12,4 kW	Ra < 0,01 µm
Max. Drehlänge: 270 mm	Nenn Drehmoment: 47,5 Nm	Maßtoleranz < 1 µm
Vorschubgeschwindigkeit: 5000 mm/min	Spindeldrehzahl: 0 - 2.500 1/min	Rundheit < 0,2 µm

Beh/78841 © IFW

Bild 4.3: Hartdrehmaschine HMT Mikroturm

4.2 Schleif- und Abrichtwerkzeuge

In den schleiftechnologischen Untersuchungen werden die in Bild 4.4 dargestellten keramisch gebundenen Diamant-Topfschleifscheiben von Saint-Gobain Diamantwerkzeuge eingesetzt. Der Außendurchmesser der Schleifscheiben beträgt $d_s = 400$ mm und die Breite des Schleifbelags ist $b_s = 15$ mm. Der Schleifbelag ist segmentiert ausgeführt. Insgesamt besteht der Schleifbelag aus 42 Segmenten, wobei jeweils ein Segment zu Analyse Zwecken entnommen werden kann. Dies ermöglicht die Anfertigung von Rasterelektronenmikroskopaufnahmen des Schleifscheibenbelags.

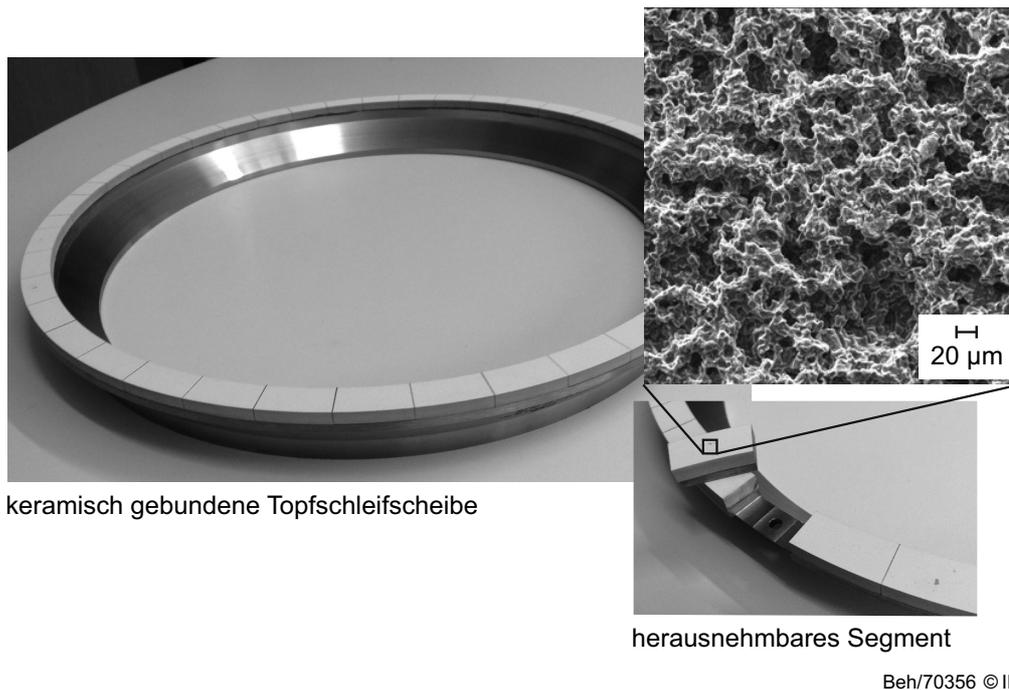


Bild 4.4 Segmentierte, keramisch gebundene Topfschleifscheiben

In Tabelle 4.1 ist eine Übersicht der Schleifscheibenspezifikationen der Schleifscheiben in den Voruntersuchungen gegeben. Die Spezifikationsgrößen Schleifkorngröße d_g , Kornkonzentration C und Bindungsstruktur B sind bei den Voruntersuchungen zweistufig variiert worden. Die Schleifscheiben mit den kleinen Korngrößen besitzen Korngrößen zwischen 8 und 15 μm , wobei die Schleifscheibe mit den großen Diamantkörnern Korngrößen von 40 bis 60 μm besitzt. Die Korngrößenverteilung wird vom Hersteller als normalverteilt angegeben. Daher wird für die untere Faktorstufe der Eingangsgröße Schleifkorngröße $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ und für die obere Stufe $d_g = 50 \mu\text{m}$ angenommen.

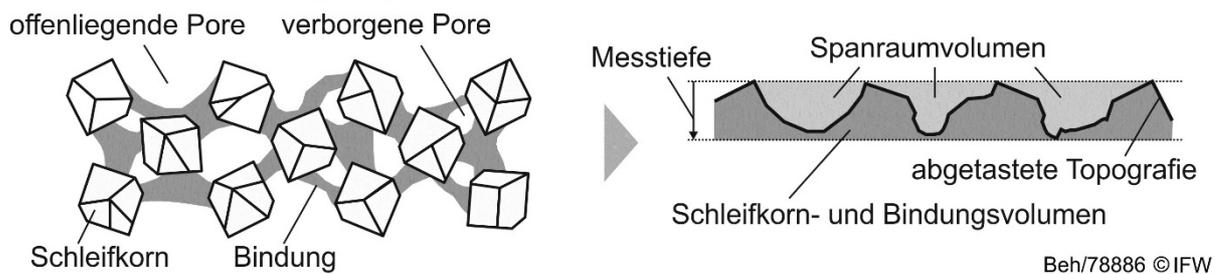
Tabelle 4.1: Herstellangaben zur Schleifscheibenspezifikation - Voruntersuchung

Werkzeugnummer	Schleifkorngröße d_g [μm]	Konzentration C [-]	Bindungsstruktur B [-]
1	11,5	C100 = 0,88 g/cm ³	dicht
2	11,5	C120 = 1,056 g/cm ³	dicht
3	11,5	C100	offen
4	11,5	C120	offen
5	50	C120	dicht
6	50	C100	dicht
7	50	C120	offen
8	50	C100	offen

Die Schleifwerkzeuge werden vor dem Schleifprozess abgerichtet. Für alle in Tabelle 4.1 vorgestellten Schleifscheiben werden Aluminiumoxidabrichtrollen mit einer

Korngröße von #320 verwendet. Hierbei beträgt die Abrichtschnittgeschwindigkeit $v_{cd} = 20 \text{ m/s}$ und die axiale Abrichtvorschubgeschwindigkeit $v_{fad} = 1 \text{ } \mu\text{m/s}$.

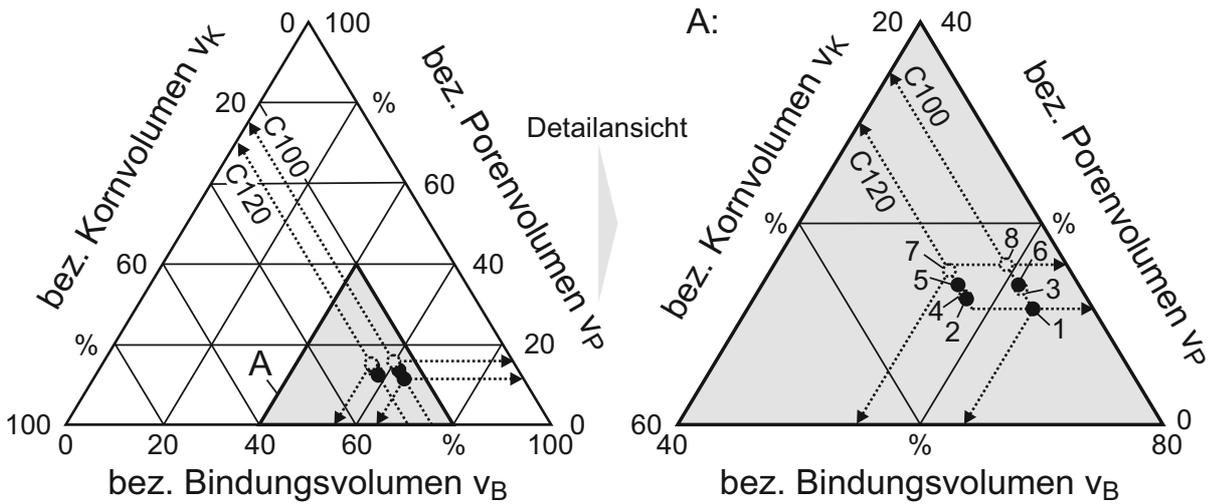
Ein keramischer Schleifbelag besteht, wie in Bild 4.5 links gezeigt, aus Schleifkörnern, einem Bindungsmaterial und Poren. Der Anteil der Schleifkörner kann aus der Spezifikation berechnet werden. C100 bedeutet, dass pro Kubikzentimeter Raum 0,88 g Diamant enthalten ist. Wird dieser Wert durch die Dichte des Diamanten von $\rho_d = 3,52 \text{ g/cm}^3$ dividiert, ergibt sich ein Schleifkornanteil von $v_K = 25 \%$. Bei einer Konzentration von C120 ergibt sich ein Schleifkornanteil von $v_K = 30 \%$. Die Anteile des Bindungsmaterials und Porenvolumens sind aus der Spezifikation nicht quantitativ ableitbar und müssen messtechnisch bestimmt werden. In Bild 4.5 rechts ist qualitativ die durch die Laserkonfokalmikroskopie abgetastete Topografie eines keramisch gebundenen Schleifbelags dargestellt. Durch diese Methode können nur offenliegende Poren abgebildet werden. Verborgene Poren werden durch den Laser nicht erfasst. Da dieser offenliegende Porenanteil die wichtigen Eigenschaften der Spanabfuhr und Kühlmittelzufuhr bereitstellt, wird dieser nachfolgend zur Charakterisierung der Schleifscheiben herangezogen und darüber hinaus als Spanraumvolumen bezeichnet.



Beh/78886 © IFW

Bild 4.5: Messtechnische Bestimmung des Spanraum-, Schleifkorn und Bindungsvolumens

Ferner wird die Annahme getroffen, dass unterhalb der abgetasteten Topografie bis zur maximalen Messtiefe lediglich Schleifkörner und Bindungsmaterial vorliegen. Ist der Schleifkornanteil und der Anteil der offenliegenden Poren bekannt, kann der Bindungsanteil rechnerisch bestimmt werden. Die Anteile der Schleifkörner, des Bindungs- und Porenvolumens lassen sich für die acht verwendeten keramisch gebundenen Schleifwerkzeuge, welche in Tabelle 4.1 aufgelistet sind, in einem Dreistoffdiagramm darstellen (Bild 4.6). Nach der beschreibenden Methode liegen die bezogenen Porenvolumina aller Werkzeuge zwischen $v_P = 11,6 \%$ und $v_P = 15,9 \%$. Hiernach lassen sich die Porositäten der Schleifwerkzeuge, die vom Hersteller als „offen“ und „dicht“ angegeben werden, grundsätzlich qualitativ nachvollziehen, wenn die Werkzeuge nach den Korngrößen $d_g = 11,5 \text{ } \mu\text{m}$ und $d_g = 50 \text{ } \mu\text{m}$ separiert werden. Eine eindeutige quantitative Stufenvariation der Porosität als Faktor für die experimentellen Untersuchungen ist aber nicht möglich. Daher wird die Porosität in den folgenden Untersuchungen als qualitativer Faktor geführt. Der Bindungsanteil der verwendeten Schleifscheiben liegt demnach bei $v_B = 54,7 - 63,4 \%$.



Schleifwerkzeug C_{1,3,6,8} = C100 kont. Abrichten
 keramisch, Diamant C_{2,4,5,7} = C120 Al₂O₃ #320
 $d_{g,1-4} = 11,5 \mu m$ ☉ offene Struktur $v_{cd} = 20 \text{ m/s}$
 $d_{g,5-8} = 50 \mu m$ ● dichte Struktur $v_{fad} = 1 \mu m/s$

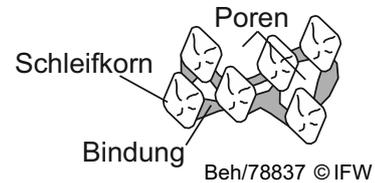
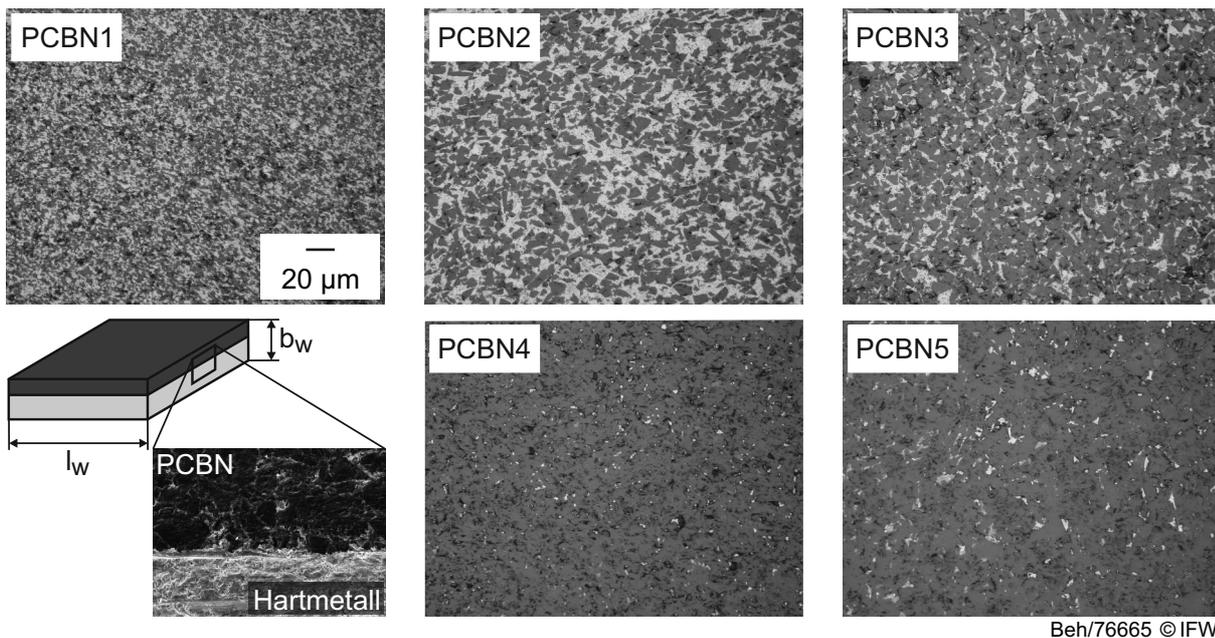


Bild 4.6: Bindungszusammensetzung

4.3 PCBN-Wendeschnidplatten

Zur systematischen Ermittlung der Wechselwirkungen zwischen Werkstück, Werkzeug und Prozess werden fünf verschiedene PCBN-Wendeschnidplattenspezifikationen von Diamond Innovations, Inc. untersucht. Die Wendeschnidplatten unterscheiden sich hinsichtlich ihres CBN-Gehaltes und ihrer CBN-Korngröße. Das Bindungsmaterial ist Titanitrid. Es ist in den Schlibbildern in Bild 4.7 durch die hellgrauen Bereiche zu erkennen. Das CBN ist dunkelgrau.



Beh/76665 © IFW

Bild 4.7: Schlibbilder der verwendeten PCBN-Spezifikationen

In der vorliegenden quadratischen Ausführung ist eine PCBN-Schicht vollflächig auf ein Hartmetall-Grundsubstrat aufgesintert. Die CBN-Gehalte und CBN-Korngrößen der Spezifikationen sind in Tabelle 4.2 aufgelistet. Ferner sind die Härtewerte der Wendeschneidplatten angegeben, welche nach der Härteprüfmethode nach Vickers (DIN EN ISO 6507-1:2005) ermittelt worden sind. Hierbei sind die Prüfkraft zur Ermittlung der Mikrohärtigkeit mit 1,961 N und die Prüfdauer mit 10 s angegeben.

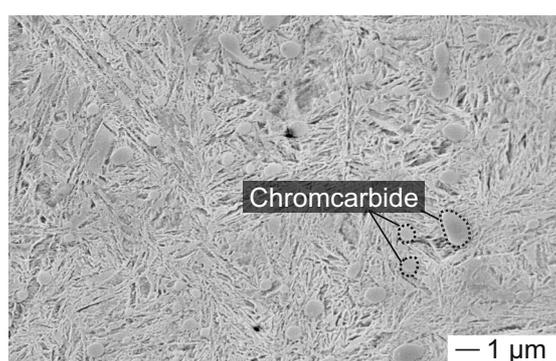
Tabelle 4.2: Spezifikationen der PCBN-Wendeschneidplatten

	PCBN1	PCBN2	PCBN3	PCBN4	PCBN5
C_{CBN} [Vol.-%]	55	55	75	90	90
$d_{\text{g,CBN}}$ [μm]	2	10	10	10	20
Bindung	TiN	TiN	TiN	TiN	TiN
HV _{0,2}	2.561±92	2.909±179	3.315±78	3.610±131	3.469±122

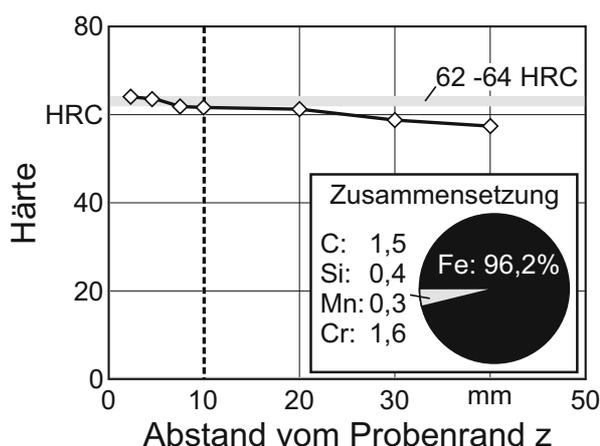
Die Rohlinge der Wendeschneidplatten sind auf der Spanfläche geläppt und auf den Umfangsflächen auf die Schneidenlänge $l_w = 13$ mm geschliffen. Die Gesamthöhe der Wendeschneidplatten beträgt $b_w = 3,22$ mm. Die Rohlinge besitzen weder Eckenradien noch sind Fasengeometrien an den Schneidkanten vorhanden.

4.4 Versuchswerkstoff beim Hartdrehen

Für den Einsatz der geschliffenen PCBN-Wendeschneidplatten beim Außenlängsdrehen wird gehärtetes 100Cr6 (1.3505) verwendet. Bei den Werkstücken handelt es sich um Wellen mit einem Durchmesser von $D = 80$ mm und einer Länge von $L = 100$ mm. Der Stahl ist auf eine Härte von 62 – 64 HRC gehärtet und angelassen. In Bild 4.8 ist dargestellt, dass diese Härte bis zu einem Abstand von $z = 10$ mm vom Probenrand vorliegt. Darüber hinaus zeigt die Abbildung die Mikrostruktur und die chemische Zusammensetzung des Stahls.



Martensitisches Gefüge mit Chromcarbiden



Beh/78844 © IFW

Bild 4.8: Gefüge und Härteverlauf des Versuchswerkstoffs beim Außenlängsdrehen

4.5 Mess- und Analysetechnik

4.5.1 Messung der Prozesskräfte beim Schleifen

Zur Beurteilung des Schleifprozesses werden während der Bearbeitung die Normal- und Tangentialkräfte F_n und F_t aufgenommen. Die Messung auf der Wendt WAC 715 Centro erfolgt durch zwei piezoelektrische Kraftaufnehmer der Fa. Kistler vom Typ 9213B. Dieser Einkomponentensensor hat einen Messbereich von $F = 0 - 2,5 \text{ kN}$. Der Sensor ist besonders für die Messung von statischen und dynamischen Kräften bei kritischen Platzverhältnissen geeignet [KIS13]. In Bild 4.9 ist dargestellt, wie die beiden Sensoren in der Versuchsmaschine integriert sind. Durch eine Haltervorrichtung wird gewährleistet, dass die generierten Normal- sowie Tangentialkräfte am Anlagestößel der Wendeschneidplattenaufnahme erfasst werden.

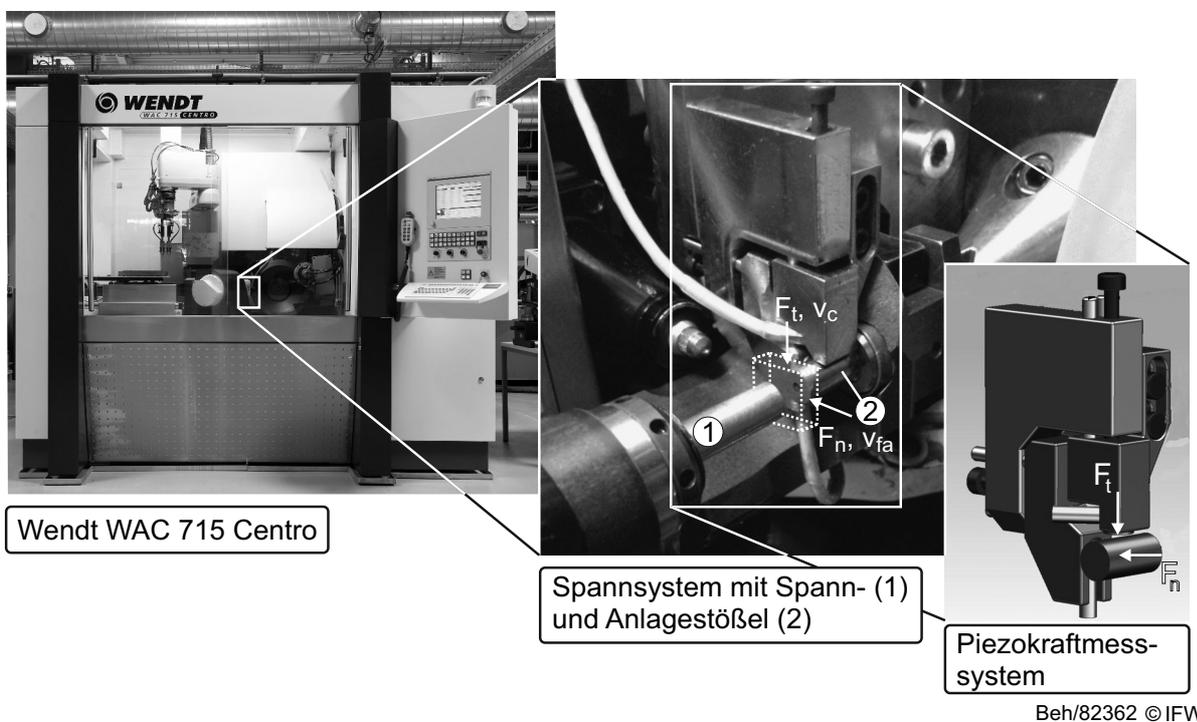
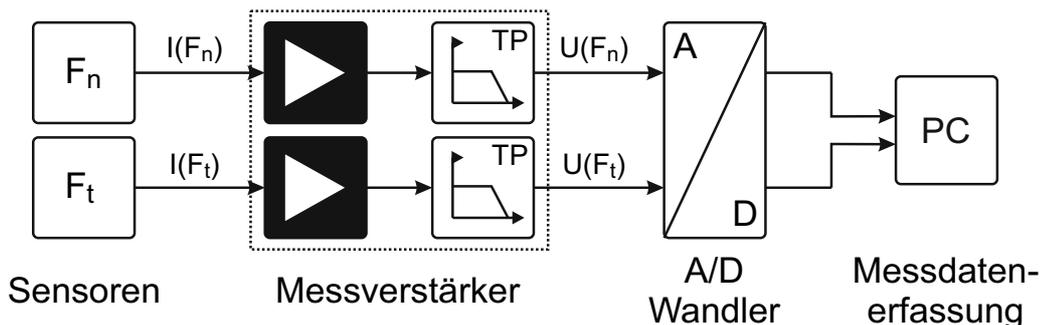


Bild 4.9: Aufbau des Kraftmesssystems an der Wendt WAC 715 Centro

Die Messkette ist entsprechend der Darstellung in Bild 4.10 umgesetzt worden. Die durch die Krafteinwirkung induzierten Ladungsverschiebungen im Piezokristall des jeweiligen Kraftsensors werden im Messverstärker des Typs 5011 der Fa. Kistler in ein proportionales Spannungssignal umgewandelt. Die Empfindlichkeit bei beiden Sensoren beträgt $-4,147 \text{ pC/N}$. Die Abtastrate im Prozess beträgt $f_s = 2000 \text{ Hz}$. Bei den Messungen wird gemäß des Nyquist-Shannonschen Abtasttheorems ein Tiefpassfilter mit der Eckfrequenz $f = 1000 \text{ Hz}$ verwendet, um das zeitdiskrete Kraftsignal ohne Informationsverlust darzustellen [NYQ28].



Beh/70370 © IFW

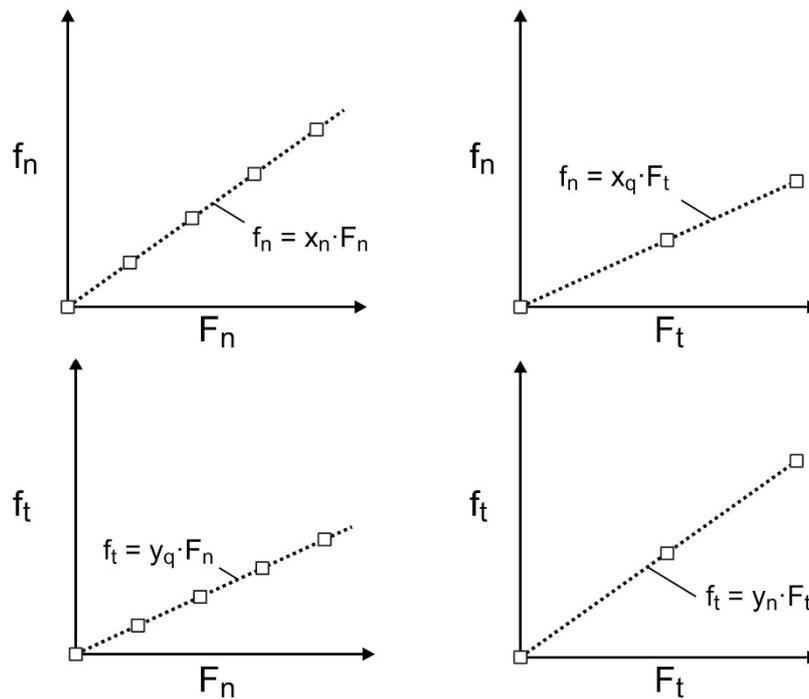
Bild 4.10: Schematische Darstellung der Messkette

Über eine 12bit-Analog-Digital-Wandlerkarte der Fa. National Instruments Germany GmbH werden die Signale dem Messrechner übertragen. Mittels der Software Labview®, die ebenfalls von der Fa. National Instruments Germany GmbH ist, werden die Prozesskräfte aufgezeichnet. Aufgrund der Integration der Sensoren im Kraftnebenschluss fließt nicht die gesamte Prozesskraft durch die Sensoren, sondern zu einem unbekanntem Anteil durch das Werkstückspannsystem. Darüber hinaus kann nicht sichergestellt werden, dass die Sensoren exakt in Normal- bzw. Tangentialkraftfrichtung ausgerichtet sind und dass die Sensoren orthogonal zueinander stehen. Daher wird nach der Sensorintegration eine Bestimmung des Übertragungsverhaltens des Messsystems durchgeführt. Das Übertragungsverhalten des Kraftmesssystems wird gemäß Gl. 4.1 für die angezeigte Normalkraft f_n und gemäß Gl. 4.2 für die angezeigte Tangentialkraft f_t angenommen.

$$f_n = x_n \cdot F_n + x_q \cdot F_t \quad (4.1)$$

$$f_t = y_q \cdot F_n + y_n \cdot F_t \quad (4.2)$$

Hierbei ist x_n der Kraftnebenschlussfaktor für die Normalkraft und x_q der Quereinflussfaktor der Tangentialkraft F_t auf die angezeigte Normalkraft f_n . Der Faktor y_n beschreibt den Anteil des Kraftnebenschlusses für die Tangentialkraft F_t und y_q beschreibt den Quereinfluss der Normalkraft F_n auf die angezeigte Tangentialkraft f_t . Die experimentelle Ermittlung der Faktoren erfolgt nach der in Bild 4.11 dargestellten Systematik.



Beh/78893 © IFW

Bild 4.11: Ermittlung der Kraftnebenfluss- und Quereinflussfaktoren

Hierbei werden zur Bestimmung der Faktoren gezielt und stufenweise Tangential- und Normalkräfte F_t bzw. F_n auf das System gegeben. Die Faktoren ergeben sich entsprechend aus den Steigungen der interpolierten Geraden. Sind die Faktoren ermittelt, kann das Gleichungssystem, das durch Gl. 4.1 und Gl. 4.2 definiert ist, gelöst werden. Dies bedeutet, dass anhand der angezeigten Kräfte f_n und f_t wie folgt berechnet werden können:

$$F_n = -k_1 \cdot f_n + k_2 \cdot f_t \quad (4.3)$$

$$F_t = -l_1 \cdot f_n + l_2 \cdot f_t \quad (4.4)$$

Die Ersatzgrößen k_1 , k_2 , l_1 und l_2 aus der Lösung des linearen Gleichungssystems lauten hierbei:

$$k_1 = \frac{-y_n}{x_n \cdot y_n - x_q \cdot y_q} \quad (4.5)$$

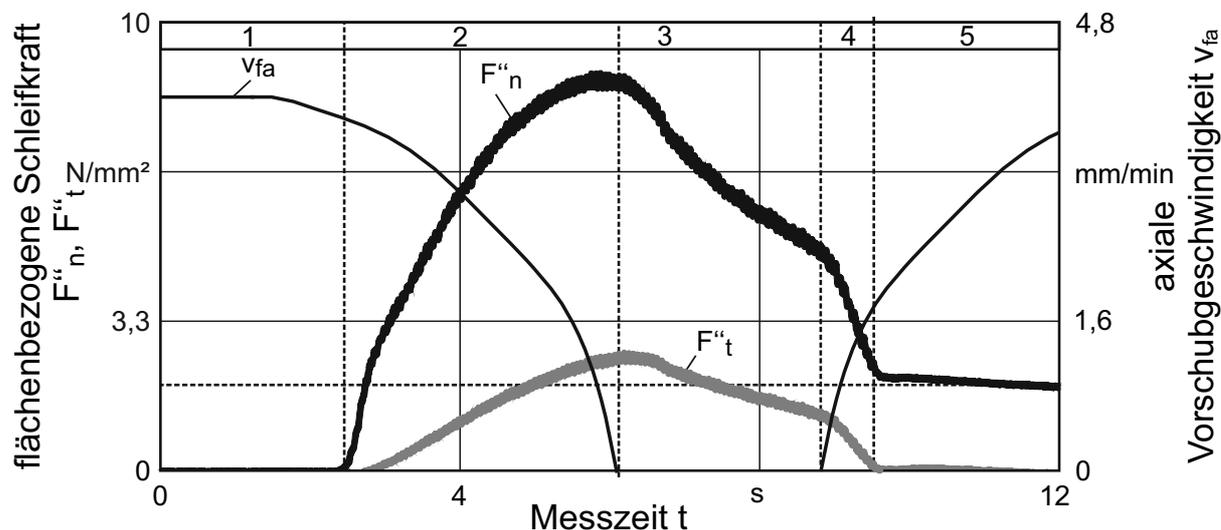
$$k_2 = \frac{-x_q}{x_n \cdot y_n - x_q \cdot y_q} \quad (4.6)$$

und

$$l_1 = \frac{-y_q}{x_n \cdot y_n - x_q \cdot y_q} \quad (4.7)$$

$$l_2 = \frac{-x_n}{x_n \cdot y_n - x_q \cdot y_q} \quad (4.8)$$

In Bild 4.12 sind beispielhaft die flächenbezogenen Normal- und Tangentialkräfte eines Freiflächenschleifprozesses dargestellt. Ferner ist dem Kraftverlauf das berechnete, übergangsverschliffene Geschwindigkeitsprofil der axialen Vorschubgeschwindigkeit bei $v_{fa} = 4 \text{ mm/min}$ gegenübergestellt (vgl. Bild 4.2). Beim Querseiten-Planschleifen fährt die Schleifscheibe orthogonal auf die zu fertigende Oberfläche. Das hat zur Folge, dass v_{fa} vor dem Erreichen der finalen Zustellung reduziert werden muss.



Prozessparameter

v_c	= 20 m/s
v_{fa}	= 4 mm/min
a_e	= 0,1 mm

Zeitbereiche

1: Anfahrt	4: Abfahrt mit WSP-Kontakt
2: Schleifvorgang	5: Abfahrt ohne WSP-Kontakt
3: Ausfeuern	

Beh/76666 © IFW

Bild 4.12: Charakteristisches Signal der Prozesskräfte und axialen Vorschubgeschwindigkeit beim Querseiten-Planschleifen

Bild 4.12 zeigt, dass sich trotz verringernder Vorschubgeschwindigkeit nach der Anfahrphase (Phase 1) die Schleifkräfte während des Schleifvorgangs weiter ansteigen und bei der finalen Zustellung maximal werden (Phase 2). Nach dem Schleifvorgang erfolgt die Ausfeuerphase ohne Zustellung, in der sich das System aufgrund der endlichen Maschinensteifigkeiten entspannen kann (Phase 3). Im Kraftmesssignal ist dies durch einen Abfall der flächenbezogenen Normal- und Tangentialkräfte gekennzeichnet. Abschließend beschleunigt die Schleifscheibe wieder und vermindert die Zustellung (Phase 4 und 5). Dies geschieht zuerst mit Wendeschneidplattenkontakt (Phase 4), weil sich das System weiter entspannt. In Phase 5 ist das System entspannt und die Schleifscheibe verliert den Kontakt zur Wendeschneidplatte.

4.5.2 Messung der Prozesskräfte beim Außenlängsdrehen

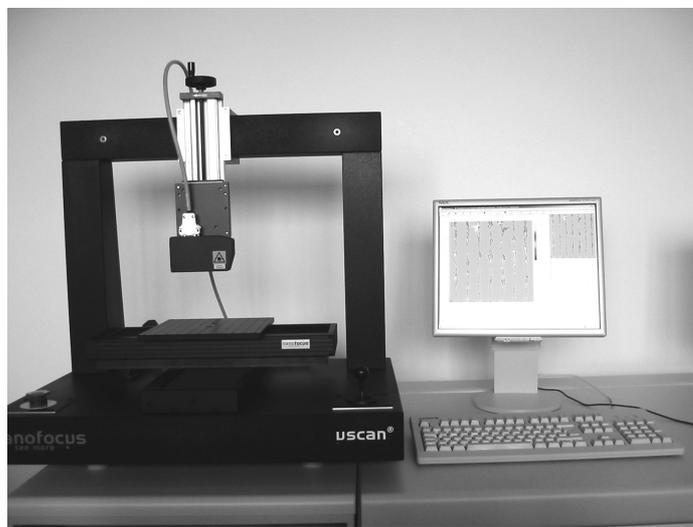
Zur Ermittlung der mechanischen Belastung während des Außenlängsdrehen werden die Kraftkomponenten Schnittkraft F_c , Passivkraft F_p und Vorschubkraft F_f mit einem fest verbauten 3-Komponenten-Dynamometer Typ 9121 der Firma Kistler gemessen. Das Dynamometer arbeitet nach dem piezoelektrischen Prinzip. Die in den Sensoren

erzeugten Ladungen werden an die Ladungsverstärker des Typs 5015 der Fa. Kistler übertragen. Die Messung erfolgt mit einer Abtastrate von $f_s = 1$ kHz und einer Tiefpassfilterung von $f = 300$ Hz.

4.5.3 Gestaltmessung

Topografieerfassung

Zur Messung der Schleifscheibentopografie und zur Erfassung der Freiflächenrauheiten an den PCBN-Wendeschnidplatten wird das optische Profilometer μ scan® der Fa. NanoFocus AG eingesetzt (Bild 4.13). Beim μ scan® tastet ein Laserstrahl die zu messende Oberfläche ab. Hierbei oszilliert der Fokus des Laserstrahls in vertikaler Richtung. Der Fokusbereich beträgt $1,5 \mu\text{m}$. Der geringste laterale Messabstand zwischen zwei Punkten beträgt $1 \mu\text{m}$. In vertikaler Richtung wird eine Auflösung von $0,02 \mu\text{m}$ erreicht.



Technische Daten

Konfokaler Punktsensor

Lateraler Messbereich: $200 \times 200 \text{ mm}^2$

Vertikaler Messbereich: 1 mm

Laterale Auflösung: $1 \mu\text{m}$

Vertikale Auflösung: $0,02 \mu\text{m}$

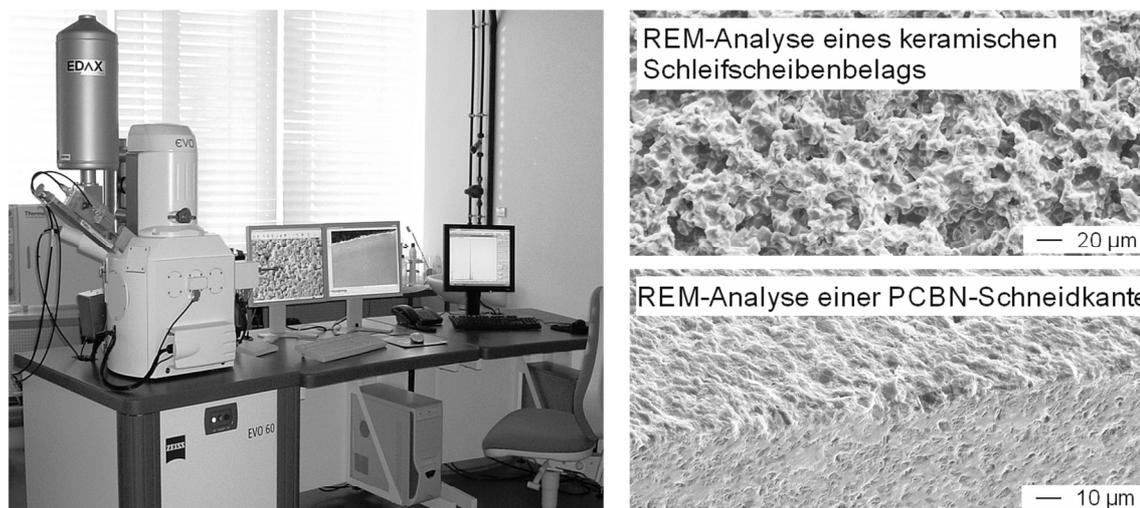
Beh/76667 © IFW

Bild 4.13: Optisches Profilometer μ scan®

Die Freiflächenrauheit wird gemäß DIN EN ISO 4287 berechnet. Die erforderlichen Profilschnitte werden per Laserkonfokalmikroskop auf der Freifläche quer zur Schleifrichtung erfasst. Die Profillänge ist $l = 0,8 \text{ mm}$ und die Auflösung beträgt $1 \mu\text{m}$. Der angewendete Grenzwellenlängenfilter ist $\lambda_c = 0,25 \text{ mm}$. Die in dieser Arbeit dargestellten Rauheitswerte sind jeweils Mittelwerte von 40 Profilmessschrieben auf der je Versuchspunkt zuletzt geschliffenen Wendeschnidplatte. Von den 40 Messschrieben sind jeweils 10 Messschriebe äquidistant auf jede der vier Wendeschnidplattenseiten verteilt.

Rasterelektronenmikroskop (REM)

Zur detaillierten Darstellung der Schleifscheibentopografien oder der geschliffenen Wendeschneidplatten wird das Rasterelektronenmikroskop (REM) EVO 60 der Carl Zeiss AG verwendet (Bild 4.14). Das REM vergrößert Objekte mit einem Faktor von bis zu 10^6 mit einer hohen Tiefenschärfe. Jedoch ist diese Methode mit einem erhöhten Reinigungs- und Präparationsaufwand der zu untersuchenden Proben verbunden. So müssen gerade hochporöse keramische Schleifscheibenbeläge gründlich durch eine Behandlung in Ultraschallbädern mit Aceton als Lösemittel gereinigt werden, da die Kapillarwirkung der Poren den Kühlschmierstoff sehr stark bindet und Flüssigkeiten in der Vakuumkammer des REM nicht zulässig sind. Die Probenkammer des REM besitzt eine effektiv nutzbare Größe von $150 \times 200 \times 150 \text{ mm}^3$, wodurch eine Segmentierung der verwendeten Topfschleifscheiben mit dem Durchmesser $d_s = 400 \text{ mm}$ notwendig wird. Zur Untersuchung von Proben müssen die Oberflächen elektrisch leitfähig gemacht werden. Dies erfolgt in der Regel durch das Besputtern der Oberfläche mit Gold. Die erzeugte Goldschicht hat hierbei eine Höhe von 1 nm .



Technische Daten

Auflösung: $\sim 4 \text{ nm}$
 Vergrößerung: 5 - 1.000.000x
 Gesichtsfeld: 6 mm

Detektion

Sekundärelektronen nach
 Everhart-Thornley,
 Rückstreuungselektronen,
 Energiedispersive Röntgenspektroskopie

Probenkammer

Durchmesser: 420 mm
 Höhe: 310 mm

Beh/76668 © IFW

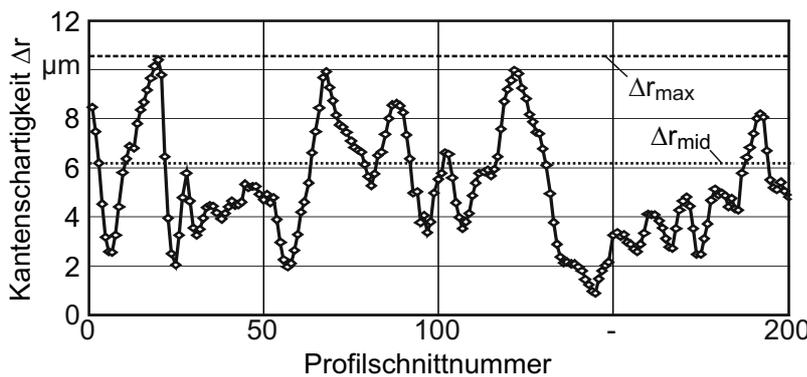
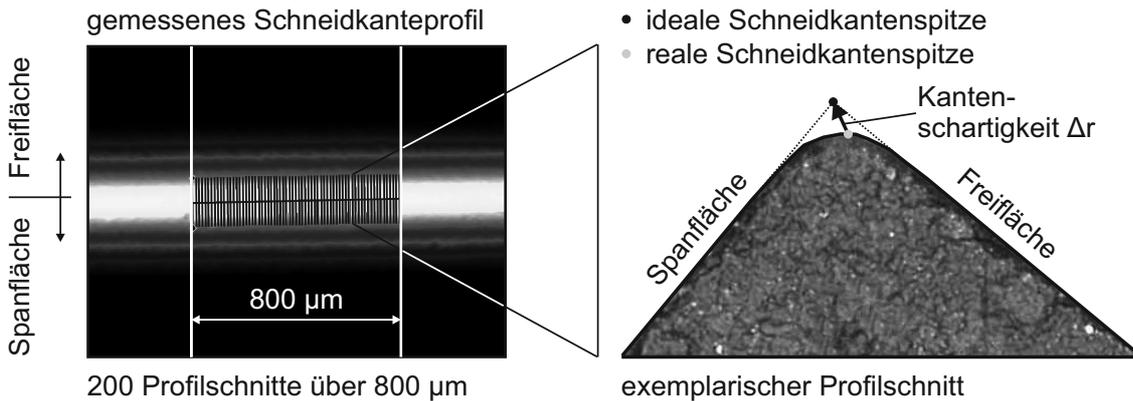
Bild 4.14: Rasterelektronenmikroskop Zeiss EVO 60 VP

Das REM ist mit einem energiedispersiven Detektor ausgestattet. Hiermit können Werkstoffzusammensetzungen in oberflächennahen Bereichen untersucht werden. Diese Methode wird genutzt, um z.B. Ablagerungen und Zusetzungen in der Schleifscheibentopografie zu analysieren.

Messung der Kantenschartigkeit

Zur Messung der Schartigkeit wird das 3D Messsystem MikroCAD von GF Messtechnik verwendet. Mittels Streifenlichtprojektion wird mit einer CCD-Kamera die Gestalt der Schneidkante räumlich in einem Messfeld von $800 \times 600 \text{ µm}^2$ erfasst. Das hierbei

erfasste Schneidkantenprofil wird automatisiert ausgerichtet und entlang der Schneidkante über eine Messstrecke von 800 µm mit 200 Profilschnitten versehen (Bild 4.15, links). Jeder Profilschnitt wird daraufhin hinsichtlich der vorliegenden Schartigkeit charakterisiert (Bild 4.15, rechts). Hierzu werden Tangenten an die Span- und Freifläche angelegt. Der Schnittpunkt dieser Tangenten bildet die ideal scharfe Schneidkante ohne Ausbrüche. Die direkte Verbindung der idealen Schneidkantenspitze mit der realen Schneidkantenspitze des jeweiligen Profilschnitts ergibt die Kantenschartigkeit Δr .



Kennwerte zur Charakterisierung der Kantenschartigkeit

$$\Delta r_{\max} = \max (\Delta r_{1... 200})$$

$$\Delta r_{\text{mid}} = (\sum \Delta r_{1... 200}) / 200$$

Technische Daten

Streifenlichtprojektion mit Mikrospiegelprojektoren, CCD-Kamera
 laterale Auflösung: 0,4 - 2,5 µm
 vertikale Auflösung: 0,1 - 0,3 µm
 Arbeitsbereich: ~40 mm

Features

3D-Ausrichtung per Bezugsflächen
 Schneidkantenmessung (Δr)

Beh/82447 © IFW

Bild 4.15: Ermittlung der Kantenschartigkeit mittels Streifenlichtprojektion

Der höchste Schartigkeitswert über alle Profilschnitte stellt hierbei die maximale Kantenschartigkeit Δr_{\max} dar und kennzeichnet starke Ausbrüche entlang der Schneide. Durch die Bildung des arithmetischen Mittels wird die mittlere Kantenschartigkeit Δr_{mid} berechnet. Dieser Wert gibt einen Eindruck über die Grundgestalt der Schneidkante, ohne größere Ausbrüche zu stark zu gewichten.

Automatisierte Berechnung von Schleifscheiben-Topografiedifferenzen in MATLAB®

Zur quantitativen Bestimmung des makro- und mikroskopischen Schleifscheibenverschleißes wird die Schleifscheibentopografie vor und nach dem Schleifen mit dem optischen Profilometer $\mu\text{scan}^{\text{®}}$ gemessen. Hierbei ist notwendig, dass identisch positionierte Bereiche eines Schleifscheibensegments miteinander verglichen werden, um Aussagen über die Veränderung der Topografie treffen zu können. Vor der Schleifoperation befindet sich die Schleifscheibentopografie im abgerichteten Zustand. Das Messfeld auf dem Schleifbelag hat eine Größe von $5 \times 1 \text{ mm}^2$. Die gewählte laterale Auflösung beträgt $2 \text{ }\mu\text{m}$. Die Positionierung des Schleifscheibensegments unter dem optischen Profilometer ist fehlerbehaftet. Zur pixelgenauen Ausrichtung der Messbereiche ist nach der Methode von Kramer ein Autokorrelationsalgorithmus eingesetzt worden, um manuelle Positionierfehler zu minimieren [KRA12]. In Bild 4.16 und Bild 4.17 ist die Arbeitsweise und das Ergebnis der Autokorrelation, wie sie von Kramer entwickelt worden ist, schematisch dargestellt. Die Topografie des abgerichteten Schleifbelags wird mit A bezeichnet. Topografie B stellt den Schleifbelag nach dem Schleifprozess dar. Der Algorithmus nutzt potenziell identische, durch den Schleifprozess nicht veränderte Bereiche (Schritt 1). Diese Vergleichsflächen werden mittels Schwellenwertverfahren vereinfacht. Dies bedeutet, dass Topografiewerte oberhalb eines durch Mittelwertbildung generierten Bewertungslevels zu 1 und unterhalb zu -1 gesetzt werden (Schritt 2).

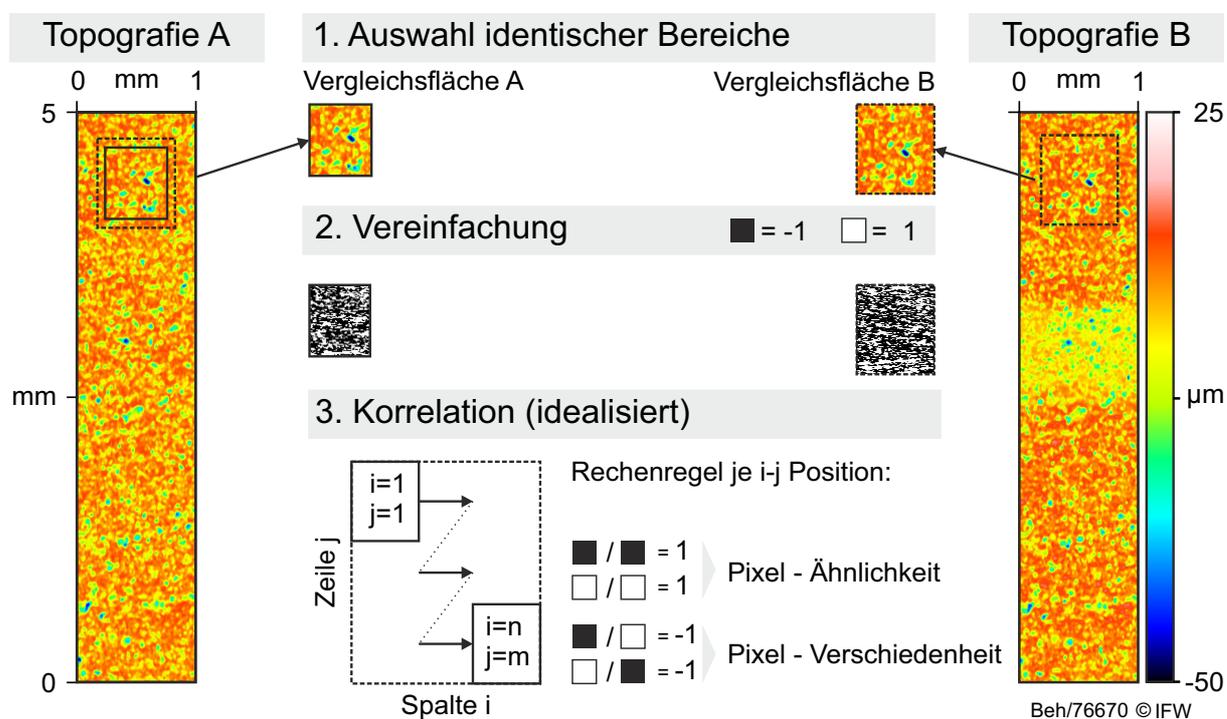


Bild 4.16: Arbeitsweise des Autokorrelationsalgorithmus

Die Autokorrelation selbst geschieht durch einen spalten- und zeilenweisen Vergleich der Vergleichsflächen. Zur Ermöglichung des Spalten- / Zeilenversatzes besitzt die Vergleichsfläche A lediglich 80 % der Fläche von Vergleichsfläche B. Nach jedem Versatz in j- oder i-Richtung werden die Werte in den überdeckten Bereichen der

Vergleichsmatrizen elementweise dividiert. D.h. Elemente, die sich ähnlich sind (beide besitzen z.B. den Wert 1 oder beide -1), ergeben 1. Elemente, die verschieden sind, ergeben nach der Division den Wert -1 (Schritt 3).

Für jede i, j -Position werden daraufhin die Pixelwerte nach der Division summiert. Die Summe wird als Ähnlichkeitswert bezeichnet und in eine Ähnlichkeitsmatrix entsprechend Bild 4.17 geschrieben.

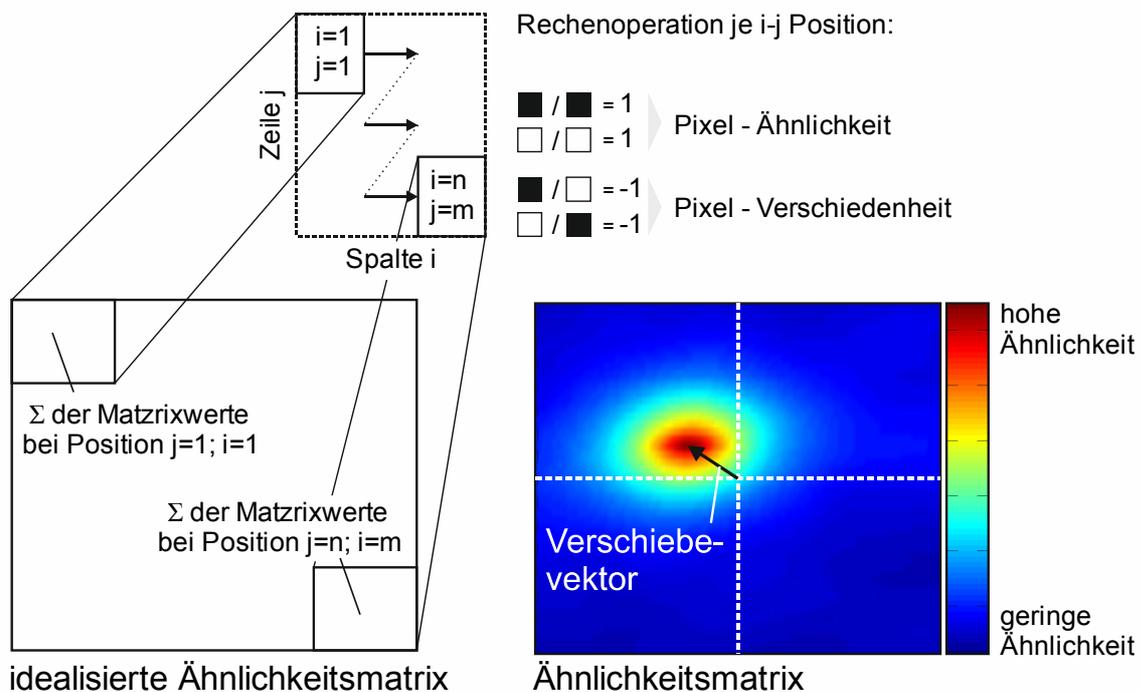


Bild 4.17: Ermittlung des Verschiebevektors zur Topografieausrichtung

Hierbei hat der Ähnlichkeitswert die Position (j, i) in der Ähnlichkeitsmatrix. Die notwendige Verschiebung der Topografie A zu Topografie B ergibt sich nun aus der Exzentrizität und Richtung des maximalen Ähnlichkeitswerts zum Ähnlichkeitsmatrixmittelpunkt.

In Bild 4.18 sind die abgerichtete Topographie A, die Topografie B der nach einem Zerspanvolumen $V_w = 9 \text{ mm}^3$ verschlissenen Schleifscheibe sowie deren Topografie-differenz C abgebildet. Durch die Differenzenbildung wird die Topografie der Schleifscheibe im abgerichteten, unveränderten Bereich sowie in der Zone, in der der Schleifbelag das Hartmetallgrundsubstrat geschliffen hat, weitestgehend eliminiert.

Zur Ermittlung des Profilverschleiß werden aus den Topografien mittlere Profile berechnet (Bild 4.18, unten), in denen der Profilverkehr im Schleifscheibenbelag gemessen werden kann.

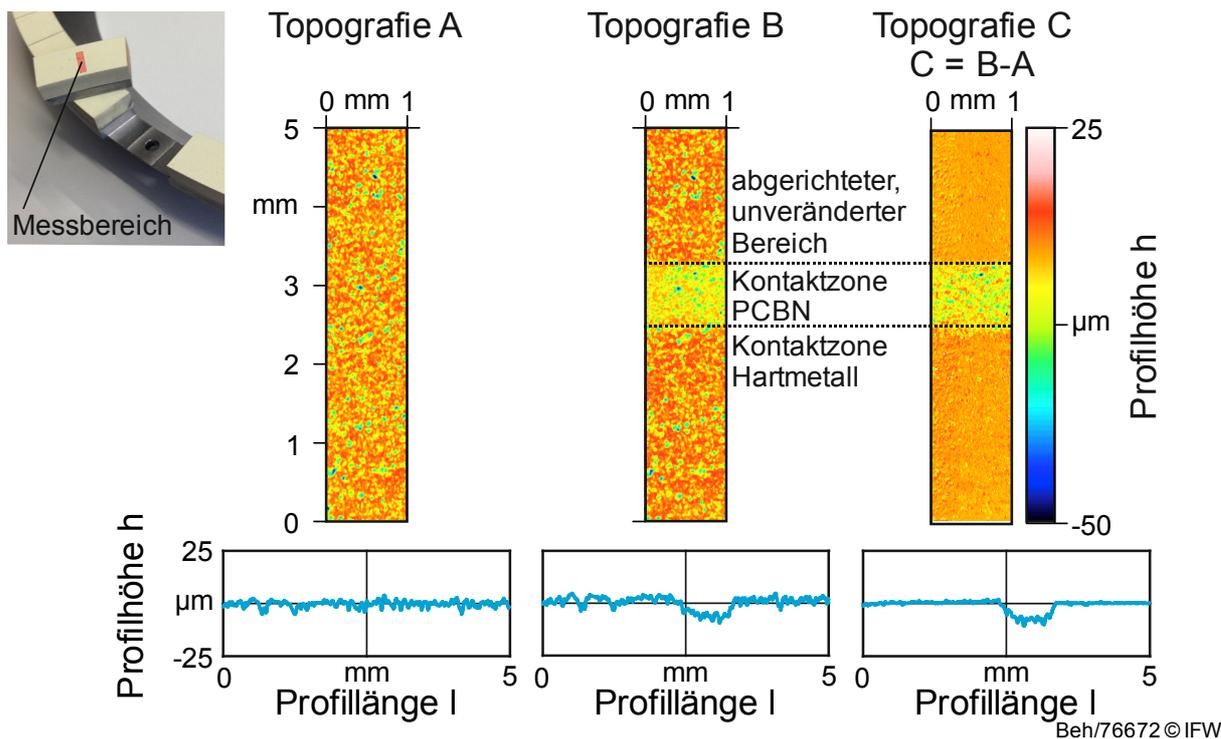


Bild 4.18: Differenztopografie als Ergebnis der Autokorrelation

Ermittlung des G-Verhältnisses

Das Ergebnis der Autokorrelation wird in dieser Arbeit zur Ermittlung des Schleifscheibenverschleißes und zur Berechnung des G-Verhältnisses genutzt. Mittels der mittleren Profilerien der Topografiedifferenz wird der makroskopische Schleifscheibenverschleiß gemessen. In Bild 4.19 ist eine Topografiedifferenz und ihre mittlere Profilerie dargestellt.

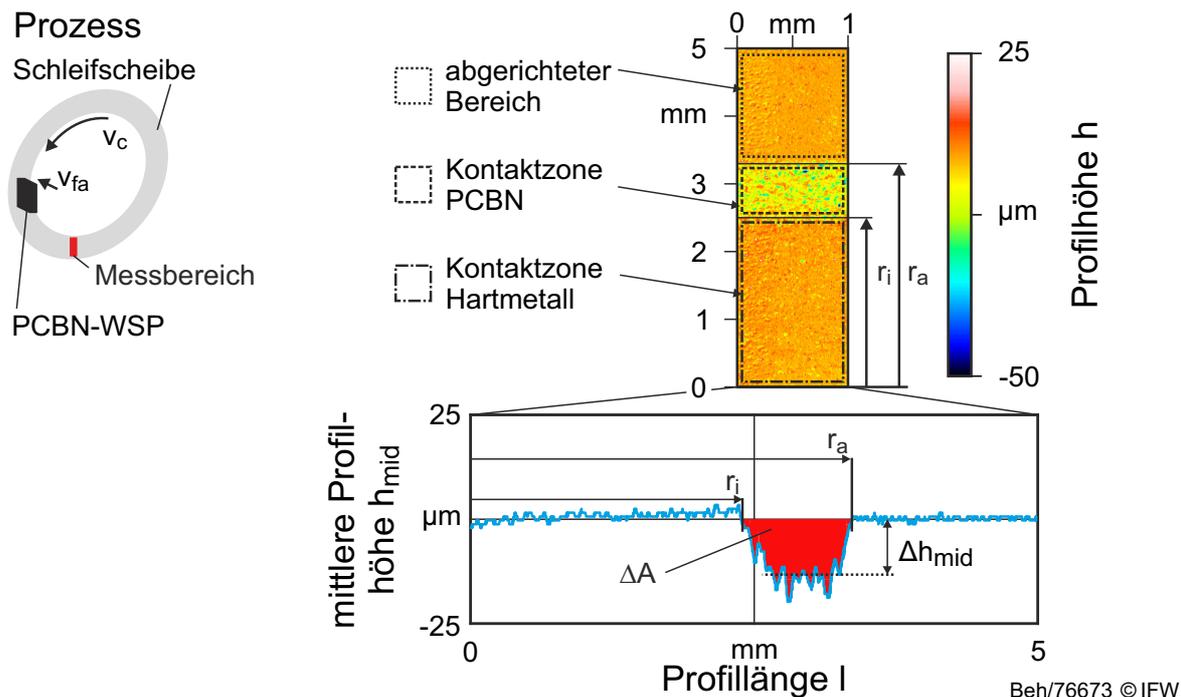


Bild 4.19: Messung des makroskopischen Schleifscheibenverschleißes

Die mittlere Profilerie wird auf Basis des abgerichteten Profilbereichs ausgerichtet und genullt. Folgend wird die mittlere Verschleißfläche ΔA zwischen der mittleren Profilhöhe $h_{\text{mid}} = 0 \mu\text{m}$ und dem Profilschrieb ermittelt. Der mittlere Profilverschleiß wird durch Δh_{mid} beschrieben. Durch Kenntnis der inneren und äußeren radialen Position der Profilverschleißzone r_i und r_a kann nach Gl. 4.1. das Verschleißvolumen berechnet werden:

$$V_s = \pi \cdot (r_a + r_i) \cdot \Delta A \quad (4.9)$$

Die Leistungsfähigkeit einer Schleifscheibe wird u. a. durch das G-Verhältnis ausgedrückt [KLO05]. Das G-Verhältnis ist der Quotient aus dem Zerspanvolumen V_w und dem Verschleißvolumen V_s (Gl. 4.2).

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad (4.10)$$

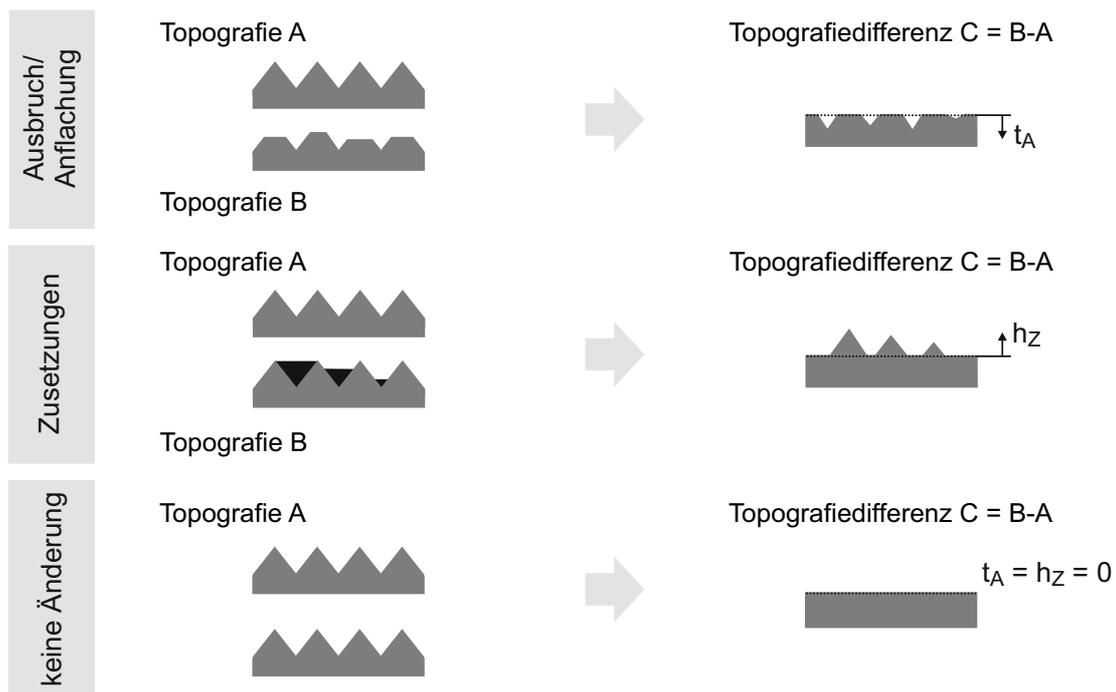
Anders ausgedrückt, stellt das G-Verhältnis die reziproke Normierung des Verschleißvolumens auf das Zerspanvolumen dar. Es wird in dieser Arbeit genutzt, um das makroskopische Verschleißverhalten verschiedener Schleifscheibenspezifikationen zu vergleichen. So können Schleifscheiben mit kleinen Schleifkörnern für die Schlichtbearbeitung direkt mit großkörnigen Schleifscheiben für die Schrubbearbeitung verglichen werden. Schlichtwerkzeuge erlauben ein geringeres Zeitspanvolumen als Schrubbwerkzeuge. Der makroskopische Verschleiß durch Kornausbrüche ist jedoch bei Schlichtwerkzeugen aufgrund der kleinen Schleifkörner auch geringer als bei Scheiben mit großen Körnern. Die Normierung durch das G-Verhältnis gleicht das aus. Das Zerspanvolumen V_w wird durch die Änderung der Wendeschneidplattenseitenlängen l_w bestimmt. Hierzu werden vor dem Schleifen die Länge $l_{w,d}$ und nach dem Schleifen die Länge $l_{w,p}$ ermittelt. Darauf folgend ergibt sich das Zerspanvolumen nach Gl. 4.3:

$$V_w = (l_{w,d}^2 - l_{w,p}^2) \cdot b_{w,PCBN} \quad (4.11)$$

Zur Berechnung des Zerspanvolumens wird lediglich die Breite der PCBN-Schichtdicke $b_{w,PCBN}$ verwendet. Die Wendeschneidplattenbreite b_w und die Breite der PCBN-Schicht $b_{w,PCBN}$ wird durch den Schleifprozess nicht verändert.

Ermittlung des Schleifscheibenverschleißes

Die Topografiedifferenz gibt Aufschluss über den grundsätzlich vorherrschenden Verschleißmechanismen auf der Schleifscheibe wie z. B. Zusetzungen, Anflachungen oder Kornausbrüche. Zur Bestimmung der Stärke dieser Verschleißmechanismen wird die Differenztopografie ferner über die Kennwerte Zusetzungshöhe h_z und Ausbruchtiefe t_a beschrieben. In Bild 4.20 ist schematisch dargestellt, wie diese Bewertung vorgenommen wird.



Beh/78838 © IFW

Bild 4.20: Charakteristische Kennwerte in Abhängigkeit der Verschleißmechanismen

Die Betrachtung der Topografiedifferenzen bietet gegenüber der Schleifscheibentopografierohdaten den Vorteil der normierten Bezugsbasis. Alle Topografiedifferenzen werden auf Basis des abgerichteten Schleifscheibenbereichs ausgerichtet und genullt (vgl. Bild 4.19). Verschiedene Verschleißmechanismen spiegeln sich deshalb auf unterschiedliche Weise in der Topografiedifferenz wieder. Ausbrüche und Anflächungen ergeben in der Differenz verminderte Höhenwerte. Zusetzungen hingegen zeichnen sich in der Differenz als erhöhte Werte ab.

Messung der Verschleißmarkenbreite nach dem Hartdrehen

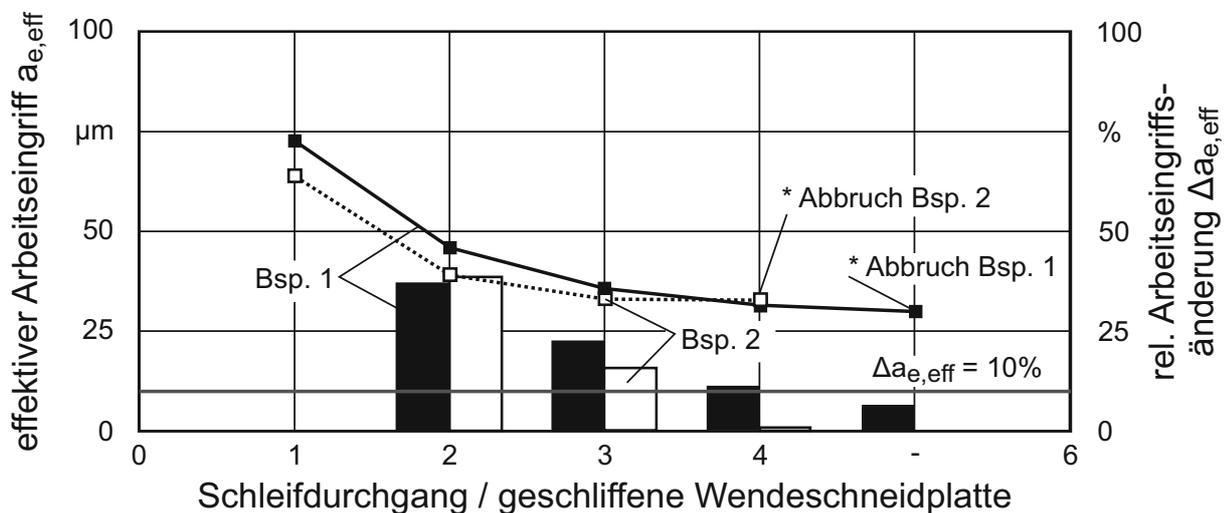
Die Verschleißmarkenbreiten auf der Freifläche der eingesetzten PCBN-Wendeschneidplatten werden nach einer Schnittlänge von 100 mm mit dem digitalen Mikroskop VHX-600 von Keyence ermittelt. Nach Erreichen des Standzeitkriteriums von $VB_{B,krit} = 200 \mu\text{m}$ werden Analysen des Verschleißes mit dem Rasterelektronenmikroskop (vgl. Bild 4.14) angefertigt.

Rauheitsmessung der hartgedrehten Werkstücke

Die gemittelte Rautiefe R_z und der arithmetische Mittenrauwert R_a werden zur Charakterisierung der durch das Hartdrehen erzeugten Oberflächenqualität genutzt. Hierfür werden die Werkstücke nach dem Hartdrehversuch in axialer Richtung auf der Umfangsfläche mit einem mobilen Rauheitsmessgerät Hommeltester T500 der Hommelwerke GmbH jeweils mit zwei Wiederholungen gemessen. Die verwendete Grenzwellenlänge beträgt nach DIN EN ISO 11562 $\lambda_c = 0,8 \text{ mm}$ bei einer Taststrecke von 4,8 mm und einer Messstrecke von 4 mm. Die Messgeschwindigkeit ist 0,5 mm/s.

4.6 Definition eines Abbruchkriteriums für die Schleifuntersuchungen

Für die Verschleißuntersuchungen ist es erforderlich ein Abbruchkriterium zu definieren, um kritische Schäden an den Schleifwerkzeugen und an den Wendschneidplatten zu vermeiden. Dieses Abbruchkriterium markiert das Standzeitende eines Schleifwerkzeugs in den schleiftechnologischen Untersuchungen und wird aus der Differenz der Soll- und Istmaße der geschliffenen Wendschneidplatten bestimmt. Die Differenz zwischen Soll- und Istmaß resultiert aus dem makroskopischen Profilverschleiß des Schleifbelags und aus der Maschinenverformung aufgrund der erhöhten Bearbeitungskräfte. Der aus dieser Bearbeitungsabweichung resultierende reale Arbeitseingriff wird als effektiver Arbeitseingriff $a_{e,eff}$ bezeichnet. Der Verlauf von $a_{e,eff}$ über die Anzahl der Schleifdurchgänge ist in Bild 4.21 an zwei Beispielen dargestellt. Der effektive Arbeitseingriff nimmt mit fortschreitender Bearbeitung immer weiter ab und nähert sich asymptotisch einem stationären Wert an.

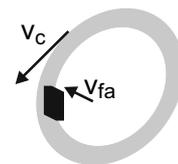


Beispiel 1

PCBN3; Schleifwerkzeug 4
 $v_c = 10$ m/s
 $v_{fa} = 16$ mm/min

Beispiel 2

PCBN3; Schleifwerkzeug 3
 $v_c = 30$ m/s
 $v_{fa} = 16$ mm/min



Beh/76689 © IFW

Bild 4.21: Abbruchkriterium der Verschleißuntersuchungen

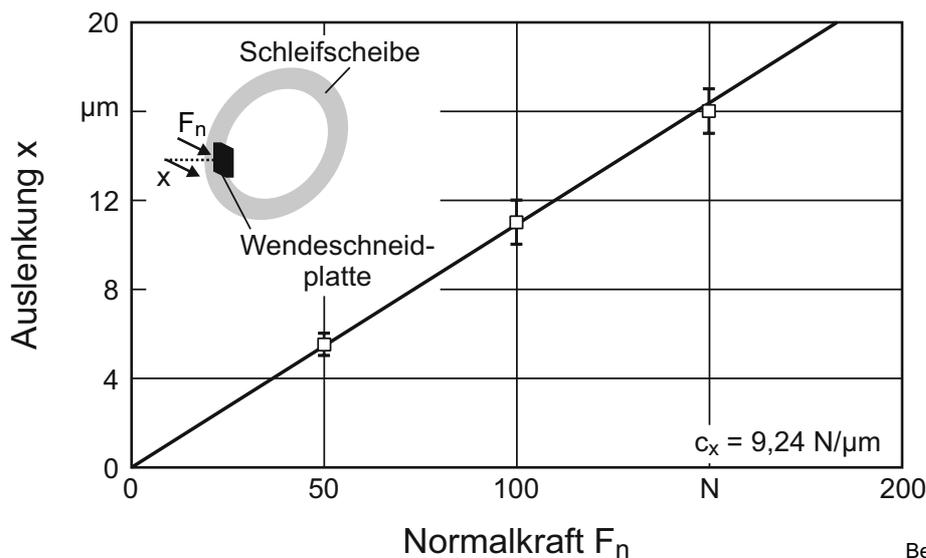
Dieser stationäre Wert zeigt, dass der Verschleißfortschritt an der Schleifscheibe abgeschlossen ist bzw. ein finaler Verschleißzustand vorliegt. Voruntersuchungen zeigen, dass der weitere Einsatz einer Schleifscheibe, die diesen finalen Verschleißzustand aufweist, zu kritischen Schädigungen an den Wendschneidplatten führt, welche das Messen des Zerspanvolumens und der erzeugten Schartigkeiten sowie Oberflächenrauheiten verhindert. Aus diesem Grund muss der Verschleißversuch vor Erreichen des finalen Verschleißzustandes abgebrochen werden. Hierfür wird die relative Änderung $\Delta a_{e,eff}$ des effektiven Arbeitseingriffs verwendet. Ist $\Delta a_{e,eff} < 10\%$ wird der Verschleißversuch abgebrochen und die finale Wendschneidplattengröße sowie die finale Schleifscheibentopografie ermittelt. Das Beispiel 1 zeigt das Erreichen des Abbruchkriteriums nach dem fünften Schleifdurchgang. Das

Beispiel 2 zeigt einen Versuch, welcher bereits nach dem vierten Schleifdurchgang abgebrochen worden ist.

4.7 Fehlerbetrachtung

4.7.1 Steifigkeit der Schleifmaschine

Die wesentliche Fehlerquelle beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten ist die endliche Steifigkeit des Spannsystems. Die Wendt WAC 715 Centro verfügt über einen einseitig gelagerten Spannbügel, der hydraulisch gespannt wird. Normalkräfte führen zu einer Verlagerung des gesamten Spannsystems, welche sich direkt in der Abweichung der Zustellung und damit im Arbeitseingriff a_e fortpflanzt. Die dazu orthogonal liegenden Tangentialkräfte verursachen auch aufgrund der deutlich geringen Kraftwerte vernachlässigbare Bearbeitungsabweichungen. In Bild 4.22 ist die Auslenkung des Spannsystems über die Normalkraft dargestellt. Die Normalkraft ist hier durch das Anfahren der Wendeschneidplatte mit der nicht rotierenden Schleifscheibe erzeugt worden. Durch Messung der Auslenkung des Spannsystems und der anliegenden Kraft ist die Steifigkeit zu $c_x = 9,24 \text{ N}/\mu\text{m}$ berechnet worden.



Beh/78887 © IFW

Bild 4.22: Experimentelle Bestimmung der Maschinensteifigkeit in Normalkraft-Richtung

4.7.2 Wendeschneidplatten

Bei den PCBN-Wendescheidplatten liegen Unterschiede in der PCBN-Schichtdicke vor. Die mittlere Schichtdicke ist $b_{w,PCBN} = 0,92 \text{ mm}$ mit einer Standardabweichung von $\sigma_{b_{w,PCBN}} = 0,09 \text{ mm}$. Zwar kann die Schichtdicke bei der Berechnung des G-Verhältnisses direkt berücksichtigt werden, jedoch beeinflussen die Schwankungen die vorliegenden Standardfehler, die die Basis der Signifikanzanalyse sind. Sie stellt damit eine Störgröße dar. Um eine Scheinsignifikanz bzw. einen Scheinzufall infolge einer ungünstigen Auswahl an PCBN-Wendescheidplatten auszuschließen, muss die PCBN-Schichtdicke als Eingangsgröße in den experimentellen Untersuchungen mitgeführt werden. Dies ermöglicht die Prüfung der stochastischen Unabhängigkeit zu

den Effekten, welche durch die anderen Eingangsgrößen hervorgerufen werden. Bei den schleiftechnologischen Untersuchungen zur Identifikation der signifikanten Einflüsse erfolgt die Prüfung anhand der Korrelationskoeffizienten (Tabelle 4.3).

Tabelle 4.3: Korrelationskoeffizientenmatrix des G-Verhältnisses zur Bestimmung der stochastischen Unabhängigkeit

	V_c	V_{fa}	d_g	C	B	$d_{g,CBN}$	C_{CBN}	$b_{w,PCBN}$
V_c	1	0,13	0,161	0,133	0,136	0,161	0,009	0,097
V_{fa}	-	1	0,112	0,152	0,148	0,002	0,011	0,111
d_g	-	-	1	0,118	0,125	0,005	0,226	0,233
C	-	-	-	1	0,147	0,002	0,009	0,089
B	-	-	-	-	1	0,001	0,006	0,057
$d_{g,CBN}$	-	-	-	-	-	1	0,7	0,022
C_{CBN}	-	-	-	-	-	-	1	0,097
$b_{w,PCBN}$	-	-	-	-	-	-	-	1

Korrelationskoeffizienten von $p = 0$ weisen darauf hin, dass keine stochastische Abhängigkeit besteht. Sind zwei Eingangsgrößen stochastisch vollkommen voneinander abhängig, ist $p = 1$. Die Grenze zwischen der stochastischen Abhängigkeit und Unabhängigkeit liegt gemäß dem vorliegenden Freiheitsgrad von $df = 47$ bei $p = 0,99$. Die Korrelationskoeffizienten zwischen den untersuchten Eingangsgrößen und der PCBN-Schichtdicke sind alle sehr gering und liegen bei $p < 0,233$. Somit sind alle in Voruntersuchungen ermittelten signifikanten Einflüsse unabhängig von der Größe der PCBN-Schichtdicke. Für die schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen wird die Schwankung der PCBN-Schichtdicke durch den Lack-of-Fit-Test berücksichtigt.

4.7.3 Messfehler

Laserkonfokalmikroskopie

Die Auswahl der Messeinstellung bei der Laserkonfokalmikroskopie hat einen entscheidenden Einfluss auf die Messgenauigkeit und Messdauer. Bild 4.23 zeigt wie sich die Variation der Auflösung auf die Aufnahme eines 1×1 mm großen Messfelds der Topografie einer keramisch gebundenen Schleifscheibe mit $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ Diamantkorn auswirkt. Ausgehend von der höchstmöglichen Auflösung in X- und Y-Richtung treten bei einer Vergrößerung der Messung zwei unterschiedliche Effekte auf. Die Topografieaufnahme mit sinkender Auflösung in X-Richtung zeigt einen Verschlierungseffekt. Mit sinkender Auflösung in Y-Richtung ist nur der zu erwartende Verpixelungseffekt zu erkennen. Diese unterschiedlichen Effekte erklären sich aus der Messauswertung des Nanofocus @µscan, welche bei der ausgewählten Messrichtung angewendet wird. Die Messrichtung bestimmt, in welcher Richtung kontinuierlich oder diskontinuierlich gemessen wird. Bei der kontinuierlichen Messung (hier in X-Richtung) wird durch die Auswerte-Software eine Mittelwertbildung in auflösungsabhängigen Intervallen vorgenommen. Bei der diskontinuierlichen Messung erfolgt die Messwertbildung diskret in den auflösungsabhängigen Abständen.

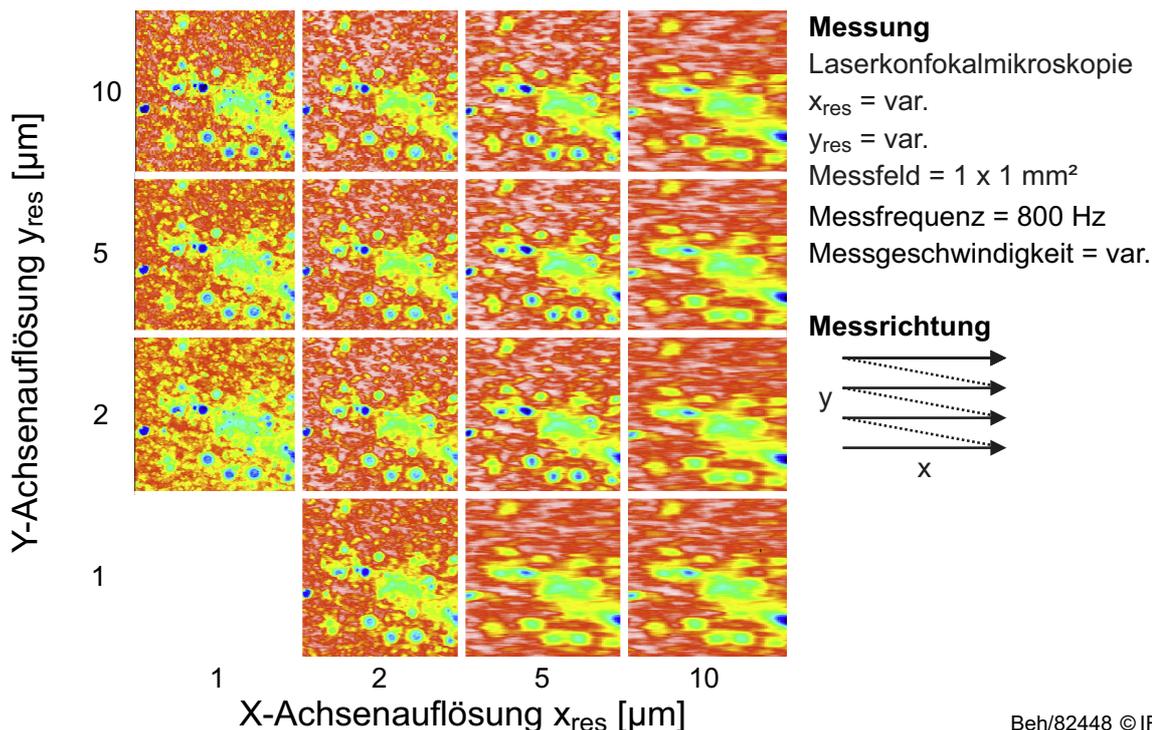
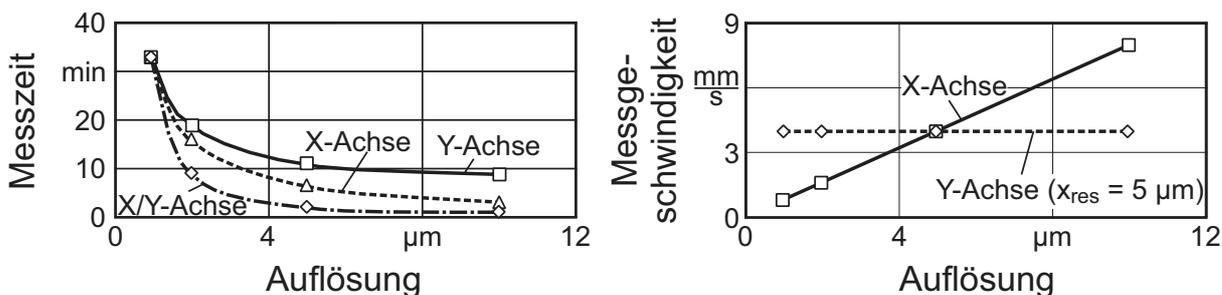


Bild 4.23: Einfluss der Messauflösung bei der Konfokalmikroskopie

Darüber hinaus beeinflusst die Messrichtung auch die Messzeit bzw. die Messgeschwindigkeit in beiden Achsen (Bild 4.24). In beiden Achsen fällt die Messzeit streng monoton mit steigender Auflösung. Bei der kontinuierlichen Messweise wird darüber hinaus die Messgeschwindigkeit je nach gewählter Auflösung angepasst, um der Messfrequenz von 800 Hz zu entsprechen. Daher fällt die Messgeschwindigkeit in X-Richtung stärker als in Y-Richtung.



Messung
 Laserkonfokalmikroskopie
 $x_{res} = \text{var.}$
 $y_{res} = \text{var.}$
 Messfeld = 1 x 1 mm²
 Messfrequenz = 800 Hz
 Messgeschwindigkeit = var.

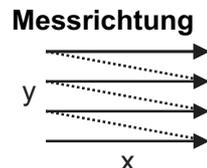
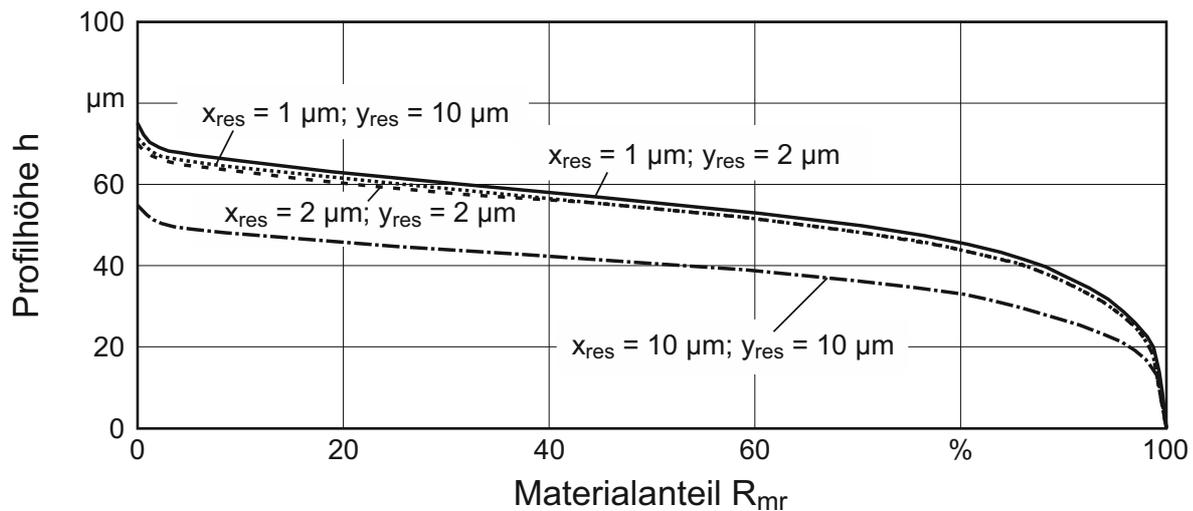


Bild 4.24: Einfluss der Messauflösung auf die Messzeit und -geschwindigkeit

Der Verschlierungs- und Verpixelungseffekt wirken sich ebenfalls unterschiedlich auf die Messgenauigkeit aus, wie in Bild 4.25 anhand von Materialtraganteilkurven verdeutlicht wird.

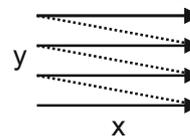
**Messung**

Laserkonfokalmikroskopie

 $x_{res} = \text{var.}$ $y_{res} = \text{var.}$ Messfeld = 1 x 1 mm²

Messfrequenz = 800 Hz

Messgeschwindigkeit = var.

Messrichtung

Beh/78890 © IFW

Bild 4.25: Einfluss der Messauflösung auf die Materialtraganteilskurve

Hierbei werden die Materialtraganteilskurven durch den Verschlierungseffekt stärker beeinflusst als durch den Verpixelungseffekt. Für die Messeinstellungen der Schleifscheibentopografien haben die beschriebenen Effekte folgende Auswirkungen. Die gewählte Auflösung beträgt in beiden Messrichtungen 2 μm . Ferner wird die Messrichtung so eingestellt, dass die kontinuierliche Messung in Richtung der höchsten Flächenausdehnung erfolgt. Hierdurch ist eine Messzeit von weniger als 10 min/mm² ohne hohe Verluste in der Messgenauigkeit umsetzbar.

Bestimmung der Topografiedifferenzen

Der makroskopische Verschleiß an der Schleifscheibe wird über die Differenz der Schleifscheibentopografie nach dem Abrichten und der Schleifscheibentopografie nach dem Schleifprozess an der identischen Position auf dem Schleifbelag gebildet. Die Bestimmung der Topografiedifferenz ist Fehlern aus verschiedenen Quellen unterworfen. Die Fehlerquellen sind die Wiederholgenauigkeit der Messung und der Autokorrelation, die Positioniergenauigkeit des Schleifsegments unter dem Laserkonfokalmikroskop sowie der Einfluss der Schleifsegmentreinigung. In Bild 4.26 ist dargestellt, wie sich diese Fehlerquellen quantitativ auf das Messergebnis bzw. auf die Topografiedifferenz auswirken.

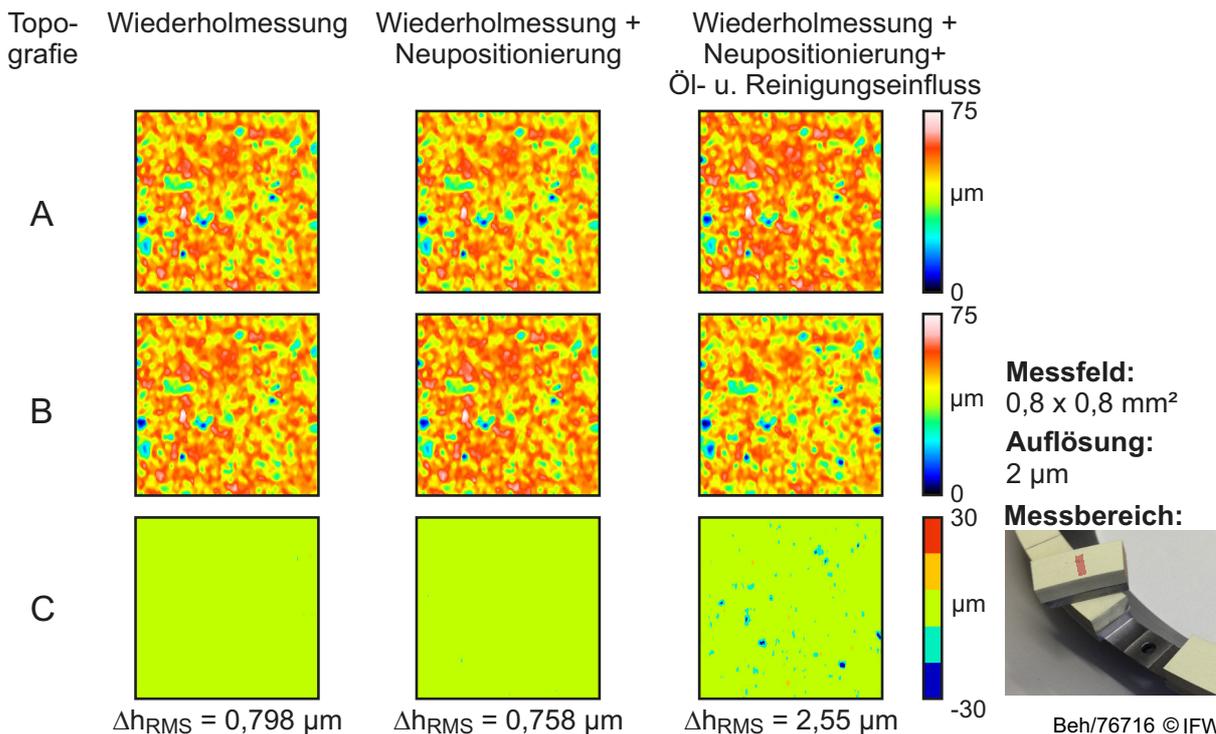


Bild 4.26: Fehlerbetrachtung bei der Topografiedifferenzenbildung

Die Wiederholung der Messung erzeugt eine mittlere effektive Abweichung von $0,798 \mu\text{m}$. Die Neupositionierung des Schleifsegments gibt darüber hinaus einen nahezu identischen Fehler von $0,758 \mu\text{m}$. Wird das Schleifsegment zusätzlich mit dem Kühlschmierstoff der Wendt WAC Centro benetzt und daraufhin gereinigt, ergibt sich ein mittlerer effektiver Fehler von $2,55 \mu\text{m}$. Für die Untersuchungen des makroskopischen Schleifscheibenverschleißes stellt die Fehlerbetrachtung eine wichtige Bewertungsgrundlage dar. Die Behandlung der Schleifscheibensegmente beeinflusst die Kenngröße der Ausbruchtiefe t_A stark. Daher muss für die Auswertung der Topografiedifferenzen in den schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen berücksichtigt werden, dass erst eine mittlere Ausbruchtiefe von $t_{A,m} > 2,55 \mu\text{m}$ als prozessbedingter Ausbruch gewertet werden darf.

Kraftmessung

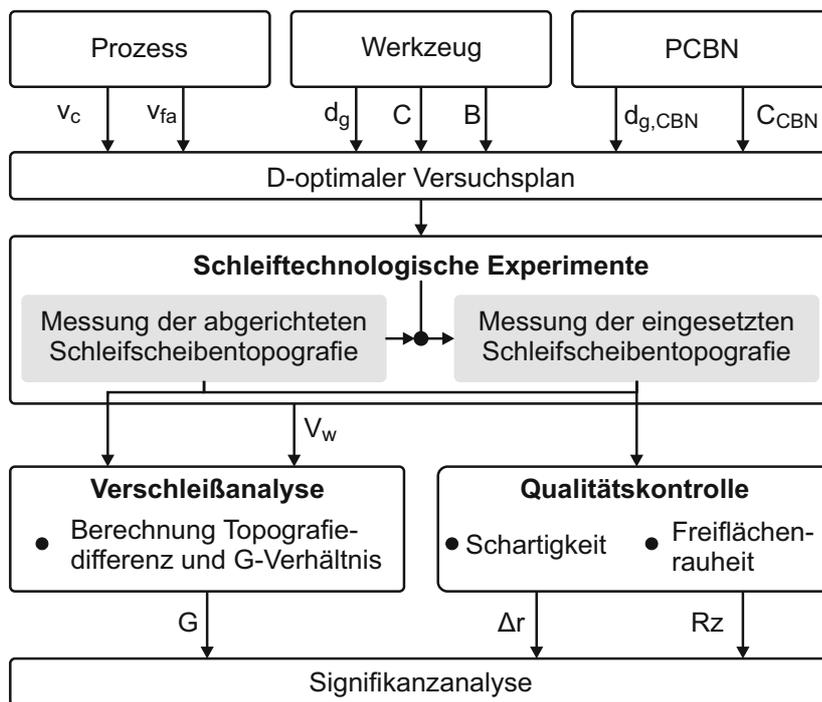
Infolge der Kalibrierung (vgl. Methode in 4.5.1) der Einkomponenten-Kraftmesssensoren ist eine mittlere Abweichung von 3 % in Normalkraftrichtung und 13 % in tangentialer Richtung ermittelt worden. Der Linearitätsfehler der zwei Einkomponenten-Kraftmesssensoren beträgt $\leq \pm 1 \%$. Die Messung der Kräfte beim Hartdrehen erfolgen mit einer Dreikomponenten-Kraftmessplattform, deren Linearitätsfehler $< \pm 0,3 \%$ ist und die einen Hysteresefehler von $\leq \pm 2 \%$ besitzt. Der Fehler der Ladungsverstärker wird vom Hersteller mit $< \pm 3 \%$ angegeben und gilt sowohl für die Schleif- als auch für die Drehversuche.

5 Identifikation signifikanter Einflüsse

Für eine zielgerechte Verbesserung des Schleifens von PCBN ist es unabdingbar die signifikanten Haupteinflussgrößen auf die Produktivität des Prozesses und auf die erzeugte Wendschneidplattenqualität zu kennen.

Daher ist das Ziel dieses Kapitels, die Einflussgrößen zu ermitteln, welche einen signifikanten Einfluss auf das G-Verhältnis, auf die Kantenschartigkeit und auf die Freiflächenrauheit der geschliffenen Wendschneidplatte haben.

Um dieses Ziel zu erreichen, wird ein Screening durchgeführt. In Bild 5.1 ist die generelle Vorgehensweise dargestellt. Hierbei werden die Einflussgrößen in die drei Kategorien „Prozess“, „Werkzeug“ und „PCBN“ eingeteilt. Die Eingangsgrößen des Schleifprozesses sind die Schnittgeschwindigkeit v_c und die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} . Die Eingangsgrößen, welche durch das Werkzeug bereitgestellt werden, sind die mittlere Schleifkorngröße d_g , die Kornkonzentration C und die Bindungsstruktur B . Letztendlich werden die Eingangsgrößen durch die PCBN-Wendschneidplatten-Spezifikationswerte CBN-Korngröße $d_{g,CBN}$ und CBN-Gehalt C_{CBN} komplettiert.



Beh/78811 © IFW

Bild 5.1: Generelle Vorgehensweise bei der Identifikation signifikanter Einflüsse

Das Schleifen der PCBN-Wendschneidplatten wird gemäß D-optimaler Versuchspläne durchgeführt. Hierbei wird die Schleifscheibentopografie vor und nach dem Schleifen erfasst. In der Verschleißanalyse dienen diese Topografieaufnahmen zur Ermittlung des Verschleißvolumens V_s an der Schleifscheibe. Der Quotient aus Verschleißvolumen V_s und des Zerspanvolumens V_w des PCBN ergibt die Zielgröße

G-Verhältnis. Parallel zur Verschleißanalyse erfolgt die Kontrolle der erzielten Wendeschneidplattenqualität. Hierbei werden die Zielgrößen Kantenschartigkeit Δr und Freiflächenrauheit R_z erfasst. Mit Hilfe der Signifikanzanalyse werden für jede Zielgröße die Einflussgrößen ermittelt, die einen wahren Einfluss besitzen. Die wahren Einflussgrößen werden im Folgenden als Haupteinflussgrößen bezeichnet.

5.1 Versuchsplanung zur Identifikation signifikanter Einflüsse

Als Ansatzfunktion zur Auslegung der D-optimalen Versuchspläne wird ein Modell 1. Ordnung gewählt, um den Effekt einer Einflussgröße auf die Zielgröße durch die jeweiligen Koeffizienten β_i zu berechnen. Die Anzahl der Modellterme k ist hier direkt mit der Anzahl der betrachteten Eingangsgrößen vergleichbar. Gl. 5.1 zeigt den konkreten Modellansatz, der für die Voruntersuchungen verwendet wird:

$$y = \beta_0 + \beta_1 v_c + \beta_2 v_{fa} + \beta_3 d_g + \beta_4 C + \beta_5 B + \beta_6 d_{g,CBN} + \beta_7 C_{CBN} \quad (5.1)$$

Tabelle 5.1 zeigt den in den Voruntersuchungen verwendeten D-Optimalen Versuchsplan. Für die Erstellung der D-Optimalen Pläne mit fünf Einflussgrößen und zwei Faktorstufen sind pro Plan mindestens 11 Versuche notwendig. Um die Streuung der Zielgrößen weiter zu senken und die Schätzung des Standardfehlers zu verbessern, wird die erste Faktorstufenkombination des Versuchsplans wiederholt. Die Vorgehensweise entspricht der Auslegung nach Taguchi und ermittelt die Robustheit des Prozesses gegenüber äußeren Störgrößen [KLE11]. Dies steigert den Versuchsaufwand je PCBN-Spezifikation (Block) auf 12 Versuche und insgesamt auf 60 Untersuchungen.

Tabelle 5.1: D-Optimaler Versuchsplan je PCBN-Spezifikation

Nr.	d_g [μm]	B [-]	C [-]	v_c [m/s]	v_{fa} [mm/min]
1	11,5	dicht	100	10	1
2	11,5	dicht	100	10	1
3	11,5	dicht	120	30	16
4	11,5	offen	100	30	16
5	11,5	offen	120	10	16
6	11,5	offen	120	30	1
7	50	dicht	120	30	1
8	50	dicht	120	10	16
9	50	dicht	100	30	16
10	50	offen	120	10	1
11	50	offen	100	30	1
12	50	offen	100	10	16

5.2 Signifikanzanalyse

Der Effekt einer Einflussgröße auf eine Zielgröße ist signifikant, wenn er sich erkennbar aus der Streuung der gesamten Datenmenge abhebt. Die statistische Methode zur Prüfung der Signifikanz wird Hypothesentest genannt. In Bild 5.2 ist die Vorgehensweise bei der Signifikanzanalyse und die Funktionsweise des Hypothesentests dargestellt. Der Hypothesentest setzt eine Normalverteilung voraus. Daher wird

zunächst die Gesamtstreuung der Datenmenge um das Modell 1. Ordnung auf das Vorliegen einer Normalverteilung geprüft. Liegt keine Normalverteilung vor, kann dies durch eine logarithmische, reziproke oder quadratische Transformation verbessert bzw. behoben werden. Die lineare Regression erfolgt hierbei dann nicht mehr an der Zielgröße y_i selbst, sondern an der transformierten Zielgröße wie z. B. $\log(y_i)$.

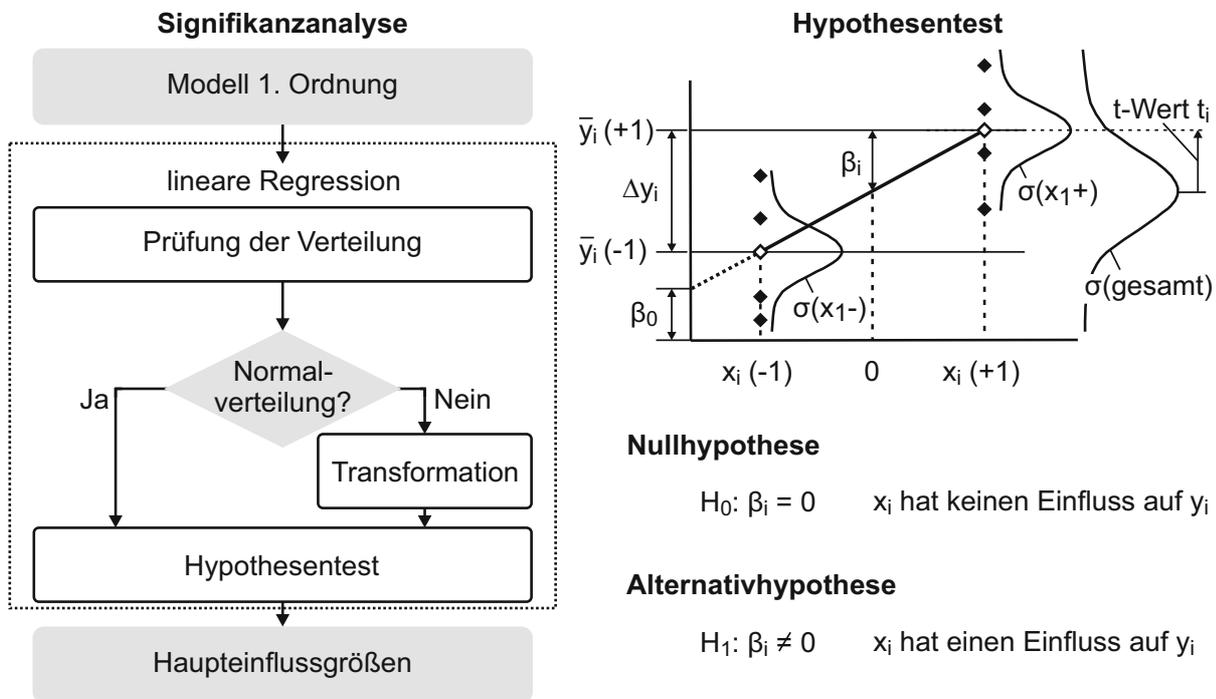


Bild 5.2: Vorgehensweise der Signifikanzanalyse

Der Hypothesentest prüft daraufhin die Signifikanz des Effekts. Der Effekt ist die Differenz der Stufenmittelwerte. Anhand des in Bild 5.2 dargestellten linearen Modellansatzes ergibt sich der Effekt rechnerisch wie folgt in Abhängigkeit des Koeffizienten β_i und der jeweiligen Stufenwerte der Einflussgröße x_i :

$$\Delta y_i = \beta_i \cdot (x_{i(+1)} - x_{i(-1)}) \quad (5.2)$$

Für die Bewertung auf Signifikanz wird der Koeffizient β_i auf den Standardfehler bezogen. Diese Bezugsgröße wird als t-Wert bezeichnet und wie folgt berechnet:

$$t = \frac{\beta_i}{\sigma_n} \quad (5.3)$$

Der Schwellwert ab dem der vorliegende t-Wert als signifikant oder zufällig eingestuft wird, wird als Signifikanzniveau bezeichnet. Ferner gibt der prozentuale Wahrscheinlichkeitswert p an, mit welcher Wahrscheinlichkeit der Hypothesentest angenommen wird. Für die Signifikanzanalyse werden die in Tabelle 5.2 aufgelisteten Niveaus und die zugehörigen t-Werte bzw. Wahrscheinlichkeitswerte verwendet. Die statistische Auswertung der Signifikanzanalyse erfolgte darüber hinaus mit der Statistiksoftware Cornerstone 5.3.0.4 der camLine GmbH.

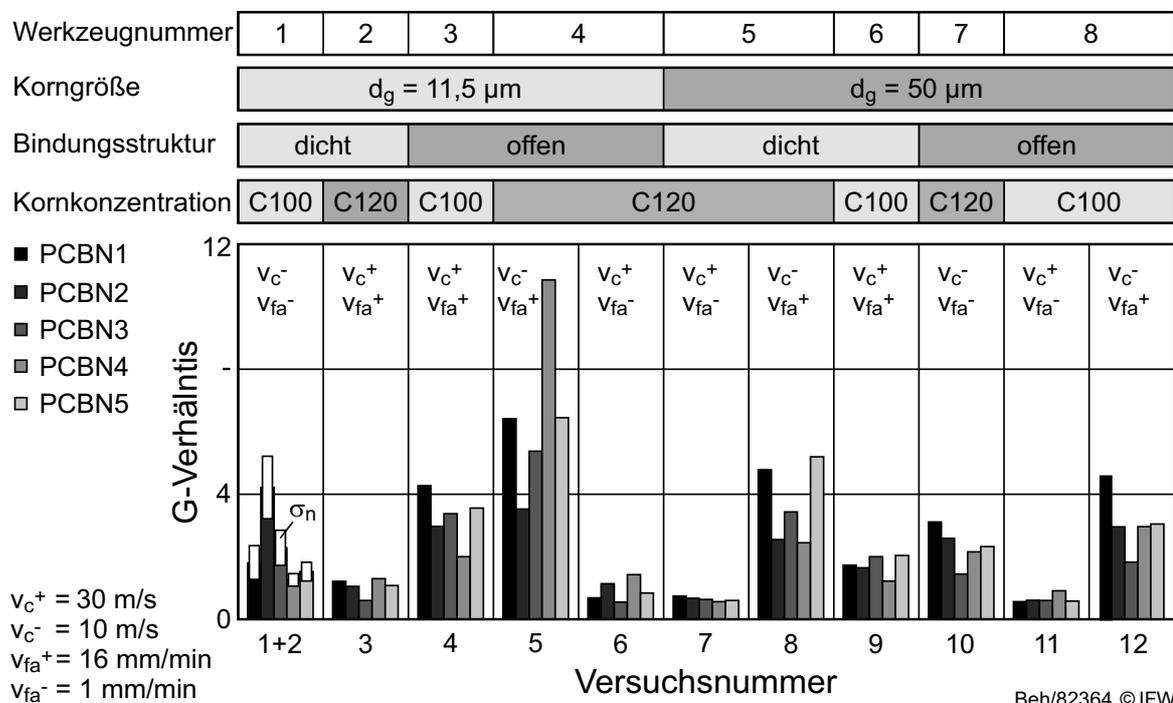
Tabelle 5.2: Geltende Signifikanzniveaus

Signifikanz	t-Wert	p-Wert
hochsignifikant	$t \geq 3,51$	$p \leq 0,001$
signifikant	$3,51 > t \geq 2,69$	$0,001 < p \leq 0,010$
indifferent	$2,69 > t \geq 2,01$	$0,010 < p \leq 0,050$
Zufall	$t < 2,01$	$p > 0,050$

Signifikanzanalyse G-Verhältnis

In Bild 5.3 sind die in den Screening-Untersuchungen erzielten G-Verhältnisse beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten dargestellt. Alle G-Verhältnisse liegen im Bereich von $G = 0,55 - 10,85$ und im Mittel bei $G = 2,37$. Die G-Verhältnisse liegen somit zwar im selben Größenordnungsbereich, wie im Stand der Technik ($G = 0,2 - 1$) angegeben, sind aber im Durchschnitt deutlich höher. Dies bezeugt das vorhandene Potenzial, welches im betrachteten Parameterraum vorliegt.

Die Ergebnisse erlauben eine erste Beurteilung der Produktivitätsunterschiede beim Schleifen der verschiedenen Wendeschneidplattenspezifikationen. Die mittleren G-Verhältnisse bei allen Wendeschneidplattenspezifikationen befinden sich im Bereich von $G = 2,01 - 2,70$ und liegen im Vergleich zur Gesamtstreuung dicht beieinander. Ferner ist eine eindeutige Tendenz auf das G-Verhältnis durch Veränderung der Wendeschneidplattenzusammensetzung von PCBN1 zu PCBN5 nicht zu erkennen.

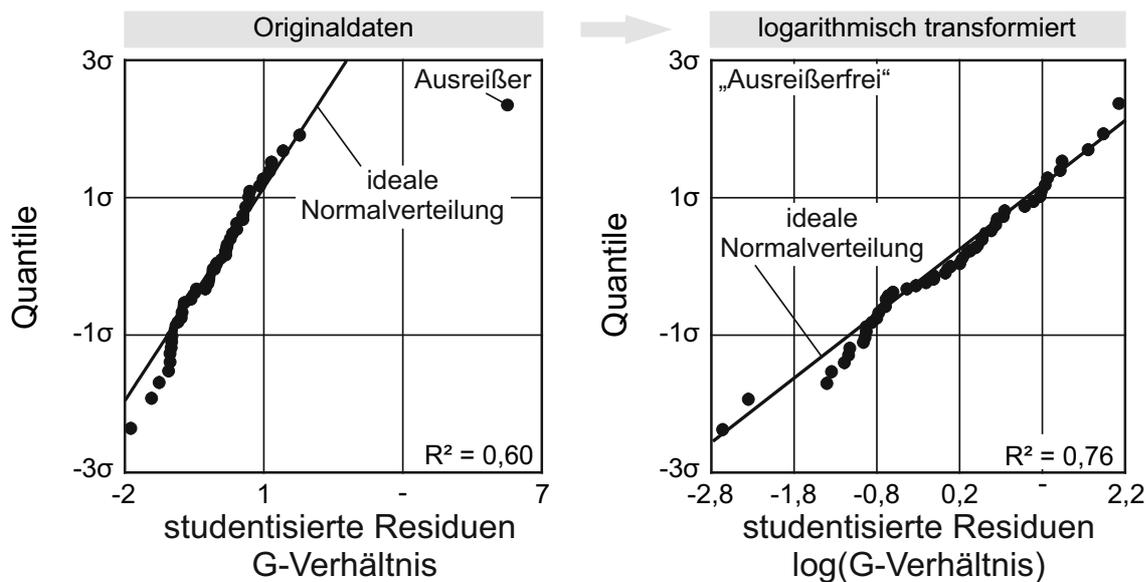
**Bild 5.3:** Ergebnisse des D-Optimalen Versuchsplans für das G-Verhältnis

Die Leistungsfähigkeit der verwendeten Schleifscheiben kann nicht direkt aus den Ergebnissen abgeleitet werden. Zwar erreicht die Schleifscheibe mit der Werkzeugnummer vier im Durchschnitt das höchste G-Verhältnis von $G = 3,73$, jedoch

kann dies nicht allein der Werkzeugspezifikation zugeordnet werden. Das hohe G-Verhältnis kann auch durch den Einsatz von leistungsstarken Prozessparameterwerten erreicht worden sein. Dasselbe gilt auch für das vermeintlich leistungsschwächste Schleifwerkzeug mit der Nummer zwei, welches im Durchschnitt lediglich ein G-Verhältnis von $G = 1,05$ erreicht.

In Bild 5.3 ist darüber hinaus ein starker Einfluss der Prozessparameter Schnitt- und axiale Vorschubgeschwindigkeit bei der Betrachtung der Versuchspaare fünf und sechs bzw. sieben und acht zu erkennen, da bei diesen Parameterkombinationen jeweils die Schleifscheibenspezifikationen konstant gehalten worden sind.

Ob die dargestellten Einflüsse signifikant oder eher zufällig sind, muss durch die nachfolgende Signifikanzanalyse auf Basis des Hypothesentests geklärt werden. Jedoch ist zunächst die Normalverteilung anhand von Wahrscheinlichkeitsnetzen zu prüfen. Das Wahrscheinlichkeitsnetz der Residuen für das G-Verhältnis zeigt eine Abweichung von der Normalverteilung, welche jedoch durch eine logarithmische Transformation in eine Normalverteilung transformiert werden kann (Bild 5.4).



Beh/76692 © IFW

Bild 5.4: Logarithmische Transformation des G-Verhältnisses

Allgemein ist die Notwendigkeit der Transformation der G-Verhältnisse dadurch zu erklären, dass das G-Verhältnis ein Quotient aus Verschleiß- und Zerspanvolumen ist. Das G-Verhältnis kann somit nicht kleiner als „Null“ werden jedoch aber theoretisch unendlich große Werte annehmen. Die logarithmische Transformation gewichtet G-Verhältnisse $G < 1$ genauso stark wie G-Verhältnisse $G > 1$. Infolge der Transformation kann die zufällige Streuung der Ergebnisse um die lineare Ansatzfunktion verringert werden, wodurch das Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,60$ auf $R^2 = 0,76$ erhöht wird. Darüber hinaus wird auch der bei den Originaldaten vorhandene vermeintliche Ausreißer durch diese Transformation erklärt, da dieser nun der Normalverteilung entspricht.

Nach Sicherstellung der Normalverteilung der Grundgesamtheit kann die Signifikanzanalyse auf Basis des t-Tests durchgeführt werden. Tabelle 11.1 stellt die Ergebnisse der Signifikanzanalyse zusammenfassend dar. In Bild 5.5 sind die t-Werte der Eingangsgrößen sowie die Vertrauensbereiche der Studentverteilung für einen Freiheitsgrad von $df = 47$ dargestellt.

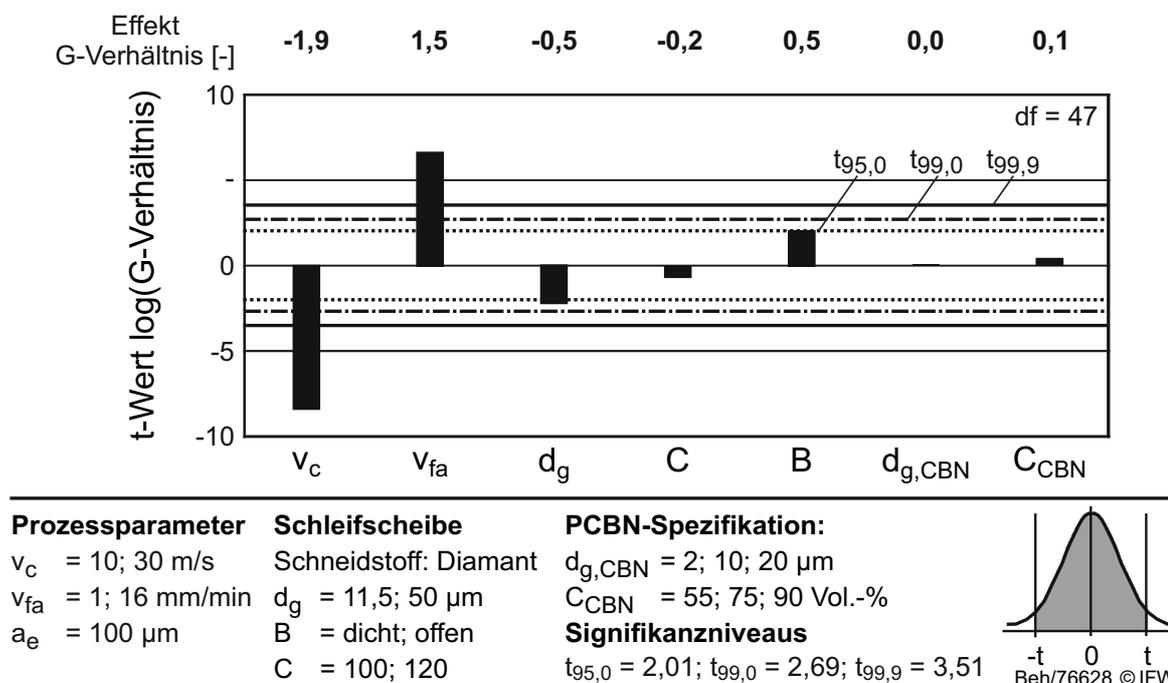


Bild 5.5: Signifikanzanalyse der Einflussgrößen auf das G-Verhältnis

Die Signifikanzanalyse zeigt eindeutig, dass die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} und die Schnittgeschwindigkeit v_c hochsignifikante Einflüsse auf das G-Verhältnis haben. Hierbei hat die axiale Vorschubgeschwindigkeit einen positiven mittleren Effekt von 1,5 auf das G-Verhältnis. Das bedeutet, dass bei der Erhöhung der axialen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{fa} = 1$ mm/min auf $v_{fa} = 16$ mm/min das G-Verhältnis im Durchschnitt um 1,5 steigt. Die Schnittgeschwindigkeit hat einen negativen Effekt von -1,9 auf das G-Verhältnis. Bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 10$ m/s auf $v_c = 30$ m/s sinkt das G-Verhältnis durchschnittlich um den Betrag 1,9. Die kinematischen Einflussgrößen stellen somit die Haupteinflussgrößen auf das G-Verhältnis dar. Die Einflussgrößen der Schleifwerkzeuge und der PCBN-Wendescheidplatten beeinflussen das G-Verhältnis der Datenlage nach nur zufällig. Werden alle zufälligen Effekte entfernt, ergibt sich gemäß Gl. 5.4 folgender linearer Zusammenhang zwischen dem logarithmisch transformierten G-Verhältnis und den Haupteinflussgrößen:

$$\log(G) = 1,10 - 0,05 \cdot v_c + 0,05 \cdot v_{fa} \quad (5.4)$$

Dieser lineare Modellansatz erklärt 70 % ($R^2 = 0,70$) der Zusammenhänge. Ferner wird das Modell dazu verwendet, repräsentative Beispiele aus dem Screening zur

Darstellung auszuwählen. Niedrige G-Verhältnisse um $G = 0,7$, die mit $v_c = 30$ m/s und $v_{fa} = 1$ mm/min erreicht werden, sind durch einen hohen Profilverschleiß auf der Schleifscheibe gekennzeichnet (Bild 5.6). Die mittlere Differenz in der Profilhöhe beträgt bei einer Schleifkorngröße von $d_g = 11,5$ μm $\Delta h_{\text{mid}} = 6,55$ μm und entspricht demnach in etwa der Hälfte der Höhe einer Kornebene. Bei größeren Schleifkorngrößen von $d_g = 50$ μm vergrößert sich die mittlere Differenz in der Profilhöhe auf $\Delta h_{\text{mid}} = 14,53$. Dies liegt im Bereich von $d_g/4$. Obwohl das Verschleißvolumen deutlich steigt, verändert sich das G-Verhältnis im Gegensatz zu den kleinen Schleifkorngrößen nicht wesentlich, da auch ein deutlich höheres Zerspanvolumen erreicht wird.

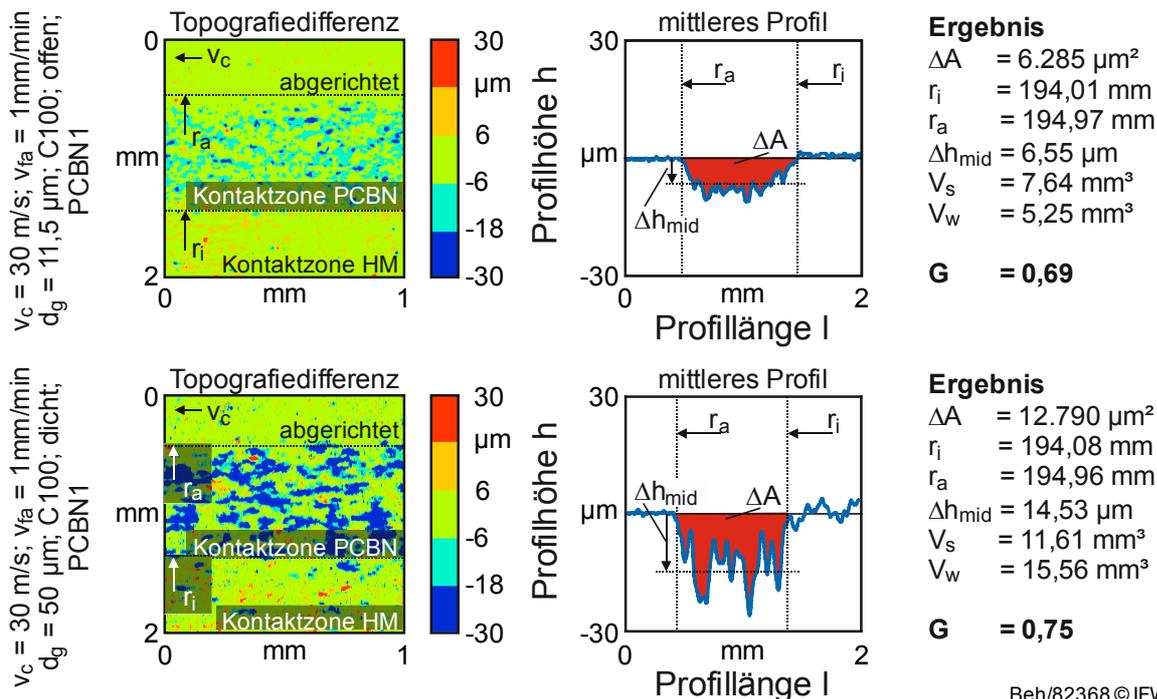


Bild 5.6: Makroskopischer Schleifscheibenverschleiß bei niedrigen G-Verhältnissen

Bei hohen G-Verhältnissen in Bereich von $G = 3,53$ und $G = 5,4$ zeigen die Topografiedifferenzen einen deutlich geringeren Profilverschleiß von $h_{\text{mid}} = 3,18$ μm bei kleinen und $h_{\text{mid}} = 3,26$ μm bei großen Schleifkorngrößen (Bild 5.7). Ferner liegen die erreichten Zerspanvolumina deutlich höher als bei niedrigen G-Verhältnissen, sodass auf einen effizienteren Schleifprozess geschlossen werden kann. Alle Topografiedifferenzen zeigen darüber hinaus keinen durchgehenden Profilverschleiß. Der Profilverschleiß ist eher durch ein partielles Ausbrechen des Schleifbelags gekennzeichnet. Erst durch die Mittelung der senkrecht zur Schnittgeschwindigkeit liegenden Profile wird ein mittlerer Profilfehler Δh_{mid} erzeugt.

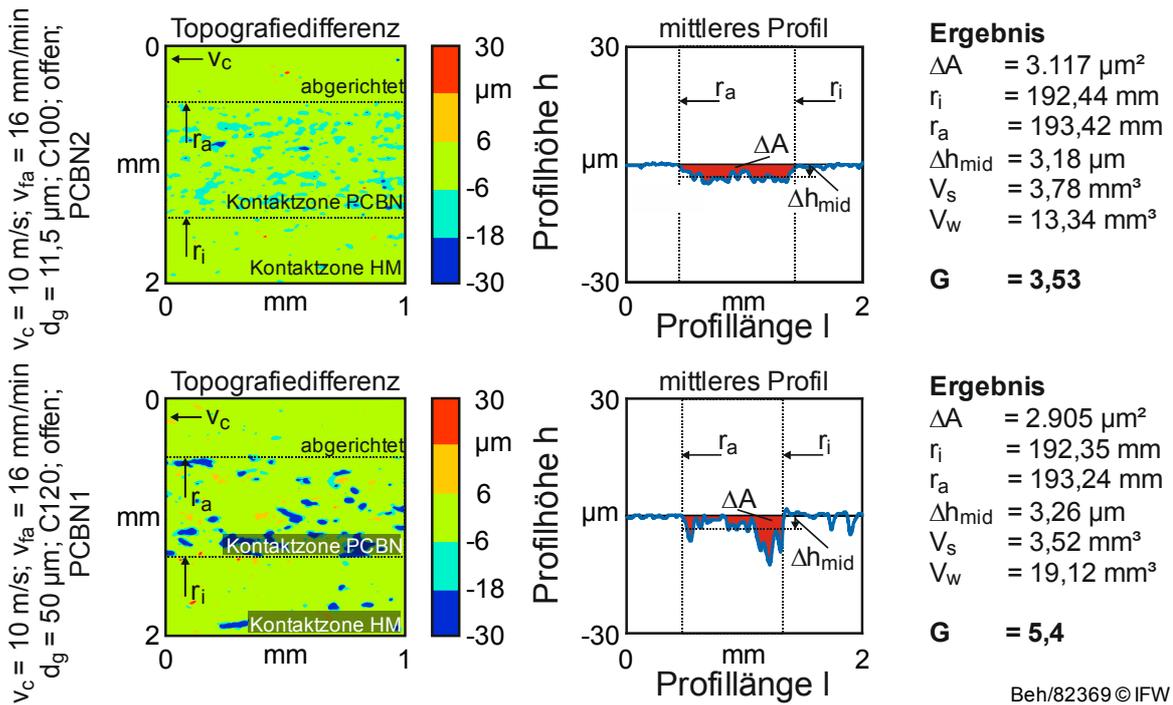


Bild 5.7: Makroskopischer Schleifscheibenverschleiß mit hohen G-Verhältnissen

Bei sehr geringem Profilverschleiß wird die Berechnung des Verschleißvolumens V_s sehr erschwert. In Bild 5.8 ist die besondere Notwendigkeit der Bildung der Topografiedifferenzen als Analyseverfahren dargestellt.

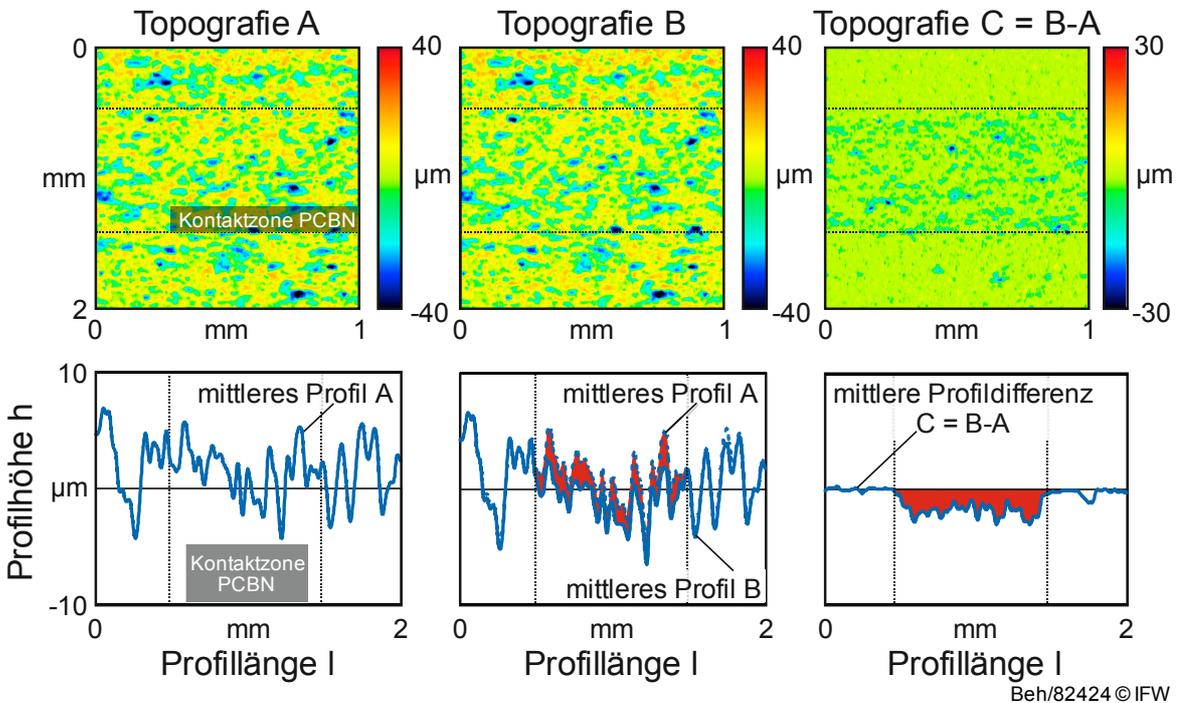


Bild 5.8: Notwendigkeit der Topografiedifferenzbildung bei hohen G-Verhältnissen von $G = 6,42$

Im direkten Vergleich der Topografieaufnahmen ist kein deutlich sichtbarer Unterschied zwischen einer konditionierten (Bild 5.8, Topografie A) und einer verschlissenen Topografie (Bild 5.8, Topografie B) im PCBN-Kontaktbereich vorhanden. Erst durch die Subtraktion der Topografien und Bildung der Topografiedifferenz (C) ist der Profilverschleiß zu erkennen und zu quantifizieren.

Signifikanzanalyse Wendeschneidplattenqualität

Neben der erzielten Produktivität beim Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten ist die erzeugbare Qualität hinsichtlich Schneidkantenqualität und Oberflächengüte auf der Freifläche von Bedeutung, da die Qualität die spätere Leistungsfähigkeit im Zerspanprozess bestimmt. In Bild 5.9 sind zunächst die in den Screening-Untersuchungen erzeugten mittleren Kantenschartigkeiten dargestellt. Die mittleren Kantenschartigen aller Untersuchungen liegen im Bereich $\Delta r_{mid} = 3,2 - 10,2 \mu m$. Die Ergebnisse zeigen einen dominanten Einfluss der mittleren Schleifkorngröße d_g . Bei der Verwendung von Diamantkörnern der Schleifkorngröße $d_g = 11,5 \mu m$ wird eine durchschnittliche mittlere Kantenschartigkeit von $\Delta r_{mid} = 3,58 \mu m$ erreicht. Ein Einfluss der geschliffenen Wendeschneidplatte ist hierbei nicht zu erkennen (Versuchsnr. 1 - 6). Werden größere Schleifkörner mit $d_g = 50 \mu m$ verwendet (Versuchsnr. 7 - 12) steigt die durchschnittliche mittlere Kantenschartigkeit auf $\Delta r_{mid} = 6,77 \mu m$ und der jeweilige Standardfehler σ_n .

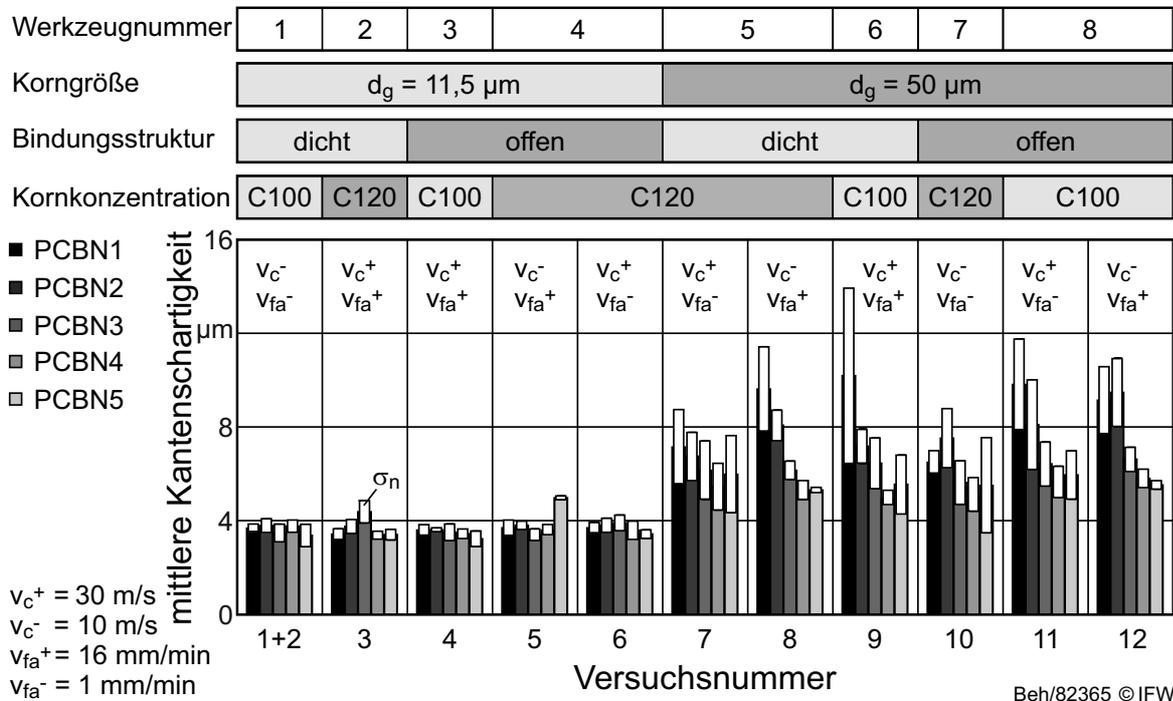


Bild 5.9: Ergebnisse des D-Optimalen Versuchsplans für die mittlere Kantenschartigkeit

Ferner wird bei dieser Schleifkorngröße Δr_{mid} auch durch die Wendschneidplatten-spezifikation beeinflusst. Ob der Einfluss der Wendschneidplattenspezifikation aus der Variation der CBN-Korngröße oder des CBN-Gehalts resultiert, muss durch die Signifikanzanalyse im Detail geklärt werden.

In Bild 5.10 ist die in den Screening-Untersuchungen erzeugte gemittelte Rautiefe Rz auf den geschliffenen Freiflächen der PCBN-Wendschneidplatten dargestellt. Die Rauheiten liegen hierbei im Bereich $Rz = 1,05 - 2,07 \mu\text{m}$. Der deutlichste Einfluss wird hierbei durch die Wendschneidplattenspezifikation PCBN1 - PCBN5 hervorgerufen. Rz sinkt entweder infolge steigender CBN-Korngrößen oder infolge erhöhter CBN-Gehalte. Welcher Einfluss hier gilt, muss durch die Signifikanzanalyse ermittelt werden. Darüber hinaus steigen die gemittelten Rauheiten mit zunehmender Korngröße leicht an. Die Signifikanz dieser Tendenz ist ebenfalls mit der Signifikanzanalyse zu klären.

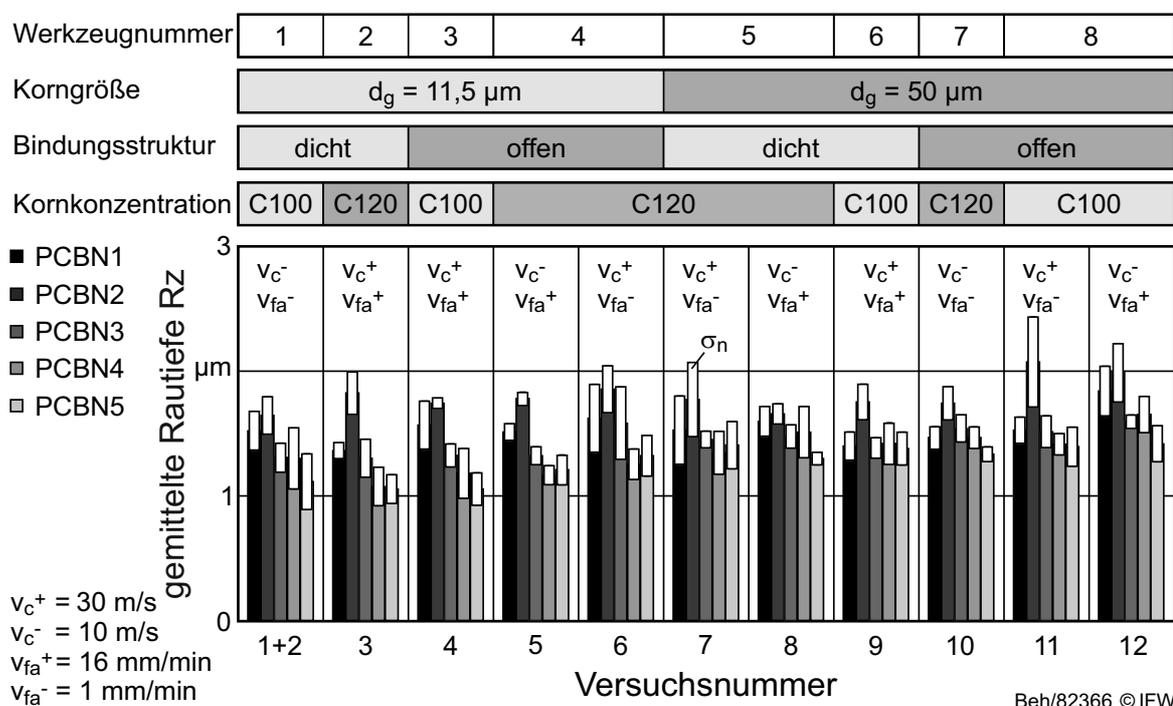
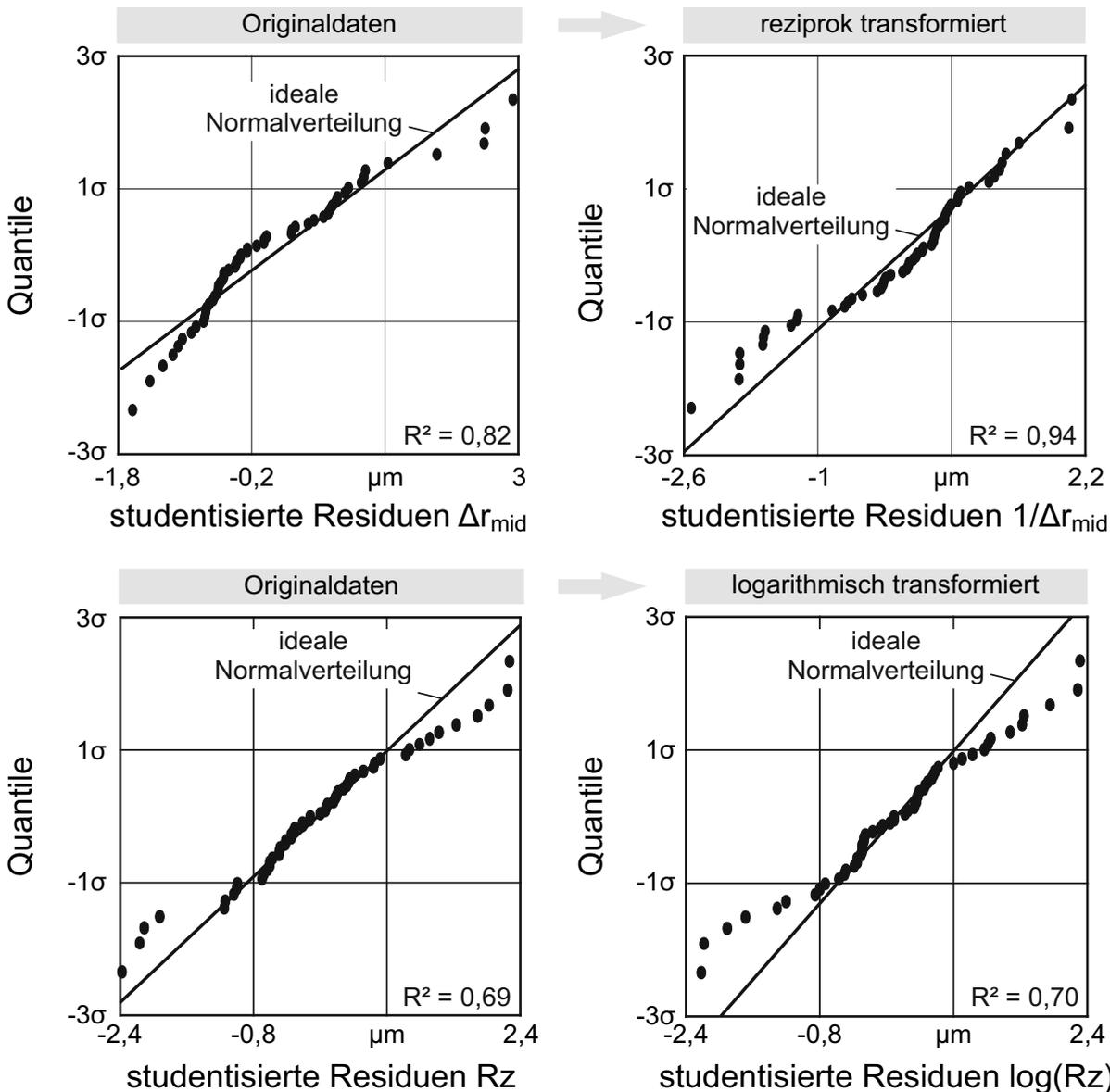


Bild 5.10 Ergebnisse des D-Optimalen Versuchsplans für die Freiflächenrauheit

Zur Durchführung der Signifikanzanalyse werden die Daten für die Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit so transformiert, dass eine möglichst gute Annäherung an eine Normalverteilung gegeben ist. Für die mittlere Kantenschartigkeit Δr_{mid} ist eine reziproke Transformation geeignet. Das heißt, dass die Kehrwerte der mittleren Kantenschartigkeit in der Regressionsrechnung verwendet werden (Bild 5.11, oben). Die Transformation bewirkt, dass die Zusammenhänge zwischen Einflussgrößen und mittlerer Kantenschartigkeit zu 94 % erklärt werden können. Ohne Transformation erklärt das empirische Modell 82 %. Eine logarithmische Transformation der Freiflächenrauheit verbessert das empirische Modell nur unwesentlich (Bild 5.11,

unten). Andere Transformationsvarianten zeigen bei der Freiflächenrauheit keine Verbesserung. In Tabelle 11.2 und Tabelle 11.3 sind die Ergebnisse der linearen Regression für die mittlere Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit dargestellt.



Beh/82367 © IFW

Bild 5.11: Transformation der mittleren Kantenschartigkeit und der Freiflächenrauheit

In Bild 5.12 sind die Effekte der Screening-Untersuchungen dargestellt. Sie zeigen, dass die Schleifkorngröße d_g und der CBN-Gehalt C_{CBN} einen hochsignifikanten Einfluss sowohl auf die mittlere Kantenschartigkeit als auch auf die Freiflächenrauheit haben. Alle weiteren beobachteten Effekte werden als zufällig beurteilt, da sie unter dem 99 %-Signifikanzniveau liegen.

Gemäß der linearen Regression steigt die mittlere Kantenschartigkeit um $3,5 \mu m$, wenn die Schleifkorngröße von $d_g = 11,5 \mu m$ auf $d_g = 50 \mu m$ erhöht wird. Dagegen fällt die mittlere Kantenschartigkeit im Durchschnitt um $1,1 \mu m$, wenn der CBN-Gehalt der Wendschneidplatten von $C_{CBN} = 55 \text{ Vol.-%}$ auf $C_{CBN} = 90 \text{ Vol.-%}$ erhöht wird. Die

Freiflächenrauheit steigt um $0,2 \mu\text{m}$, wenn die Schleifkorngröße von $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ auf $d_g = 50 \mu\text{m}$ erhöht wird. Dagegen sinkt diese, wenn der CBN-Gehalt der Wendschneidplatte von $C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$ auf $C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.-%}$ steigt. Beim Schleifen von PCBN stellen die Schleifkorngröße der Schleifscheibe d_g und der CBN-Gehalt C_{CBN} die Haupteinflussgrößen auf die Wendschneidplattenqualität dar.

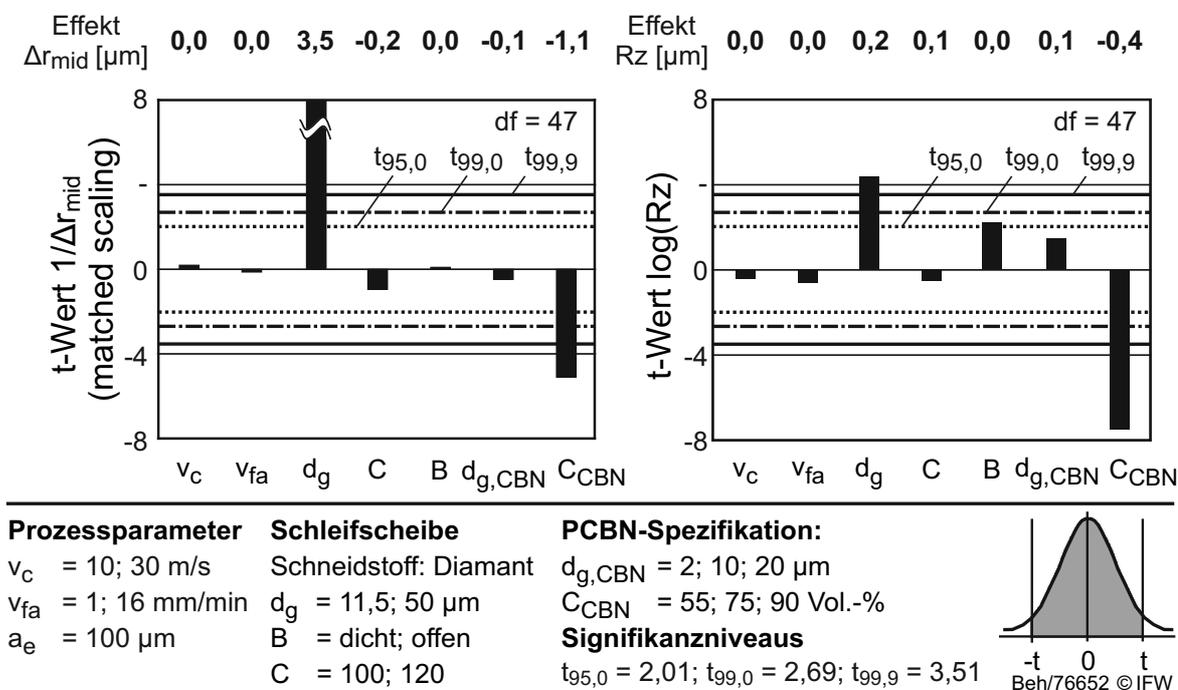


Bild 5.12: Signifikanzanalyse der Einflussgrößen auf die mittlere Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit

Die ermittelten lineareren Zusammenhänge können für die mittlere Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit wie folgt ausgedrückt werden:

$$\Delta r_{\text{mid}}^{-1} = 0,23 - 0,003 \cdot d_g + 0,001 \cdot C_{\text{CBN}} \quad (5.5)$$

$$\log(Rz) = 0,80 + 0,003 \cdot d_g - 0,007 \cdot C_{\text{CBN}} \quad (5.6)$$

Hierbei kann mit dem linearen Modellansatz bereits eine hohe Regressionsgüte mit $R^2 = 0,94$ für die Bestimmung der Kantenschartigkeiten erreicht werden. In Bild 5.13 ist der Effekt dargestellt, der durch die zweistufige Variation der Schleifkorngröße und dem CBN-Gehalt an der Schneidkante erzielt wird. Hohe Schartigkeiten an der Schneidkante von $\Delta r_{\text{mid}} = 7,7 \mu\text{m}$ unterscheiden sich im 3D-Profil optisch deutlich von den geringen Schartigkeiten bei $\Delta r_{\text{mid}} = 3,1 \mu\text{m}$ durch eine sehr unregelmäßig geformte Schneidkante (Bild 5.13, links). Diese Ausprägung ist auch in der Profilmessung über die Schneidkantenlänge wiederzufinden, da die Werte der mittleren Kantenschartigkeit nicht nur auf einem deutlich unterschiedlichen Niveau liegen, sondern auch eine unterschiedliche Streuweite ausweisen (Bild 5.13, rechts).

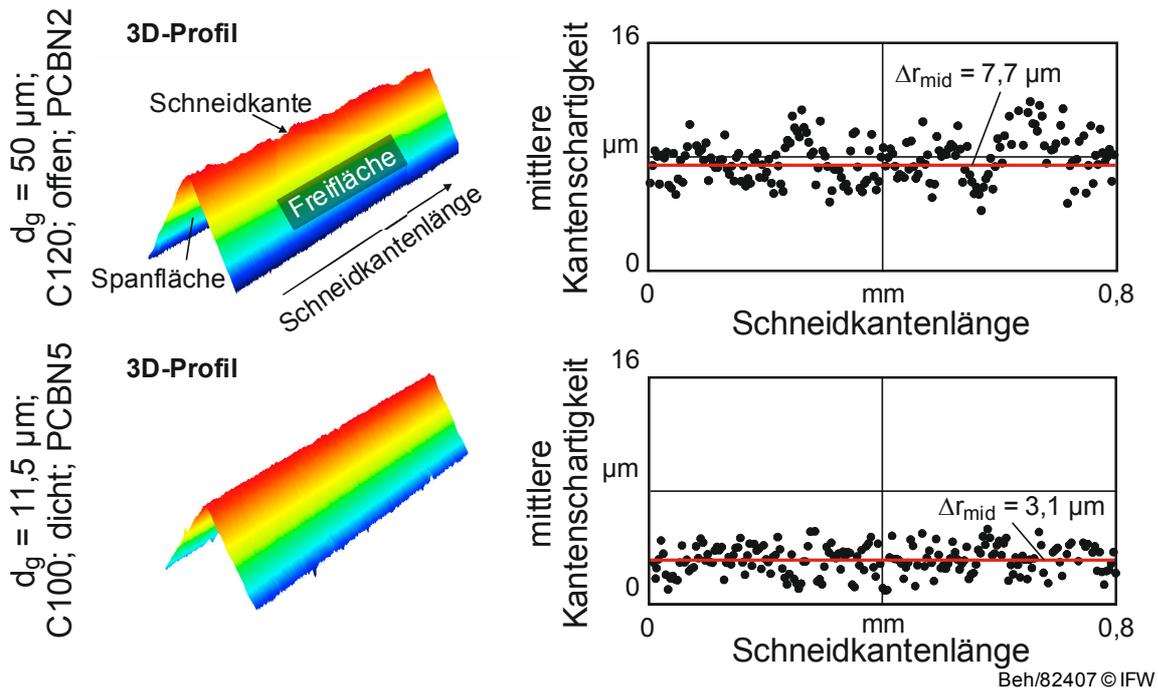


Bild 5.13: Effekt auf die mittlere Kantenschartigkeit

Der Effekt von $0,57 \mu\text{m}$, welcher durch die Variation der Schleifkorngröße und dem CBN-Gehalt auf die Freiflächenrauheit ausgelöst wird, ist demgegenüber schwächer ausgeprägt (Bild 5.14). Dazu kommt, dass durch die Regression lediglich 65 % ($R^2 = 0,65$) der Zusammenhänge zwischen den Haupteinflussgrößen und der Freiflächenrauheit erklärt werden und somit ein hohes Rausch-Effekt-Verhältnis vorliegt.

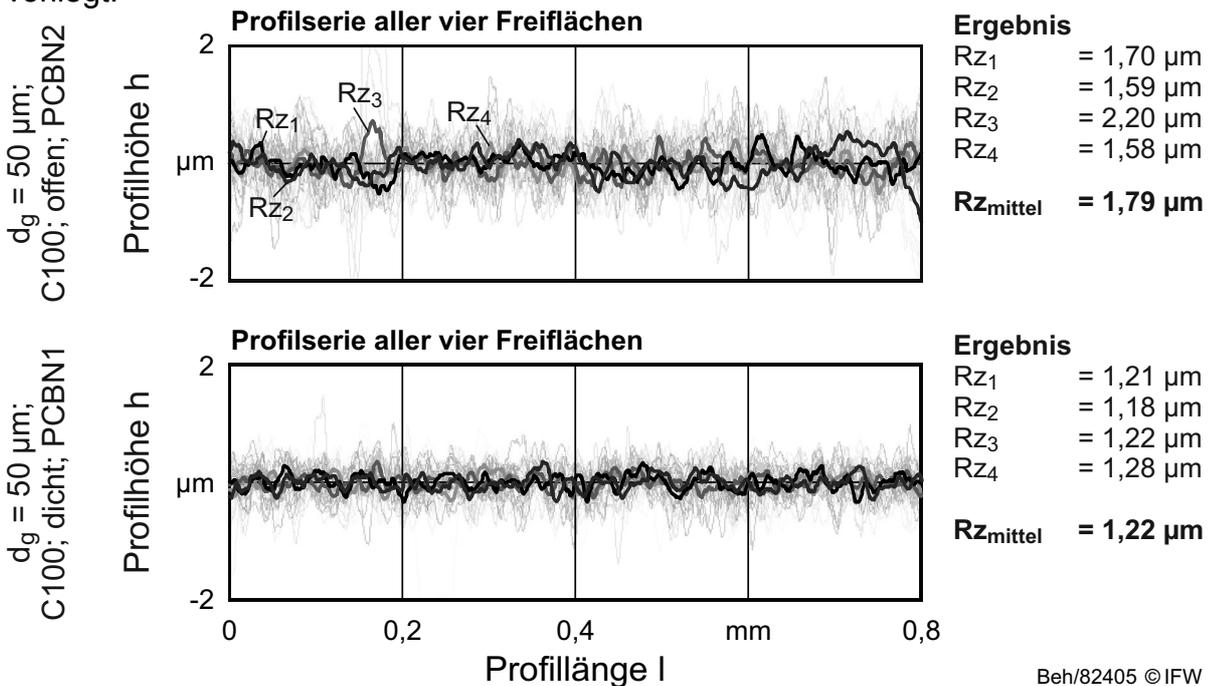
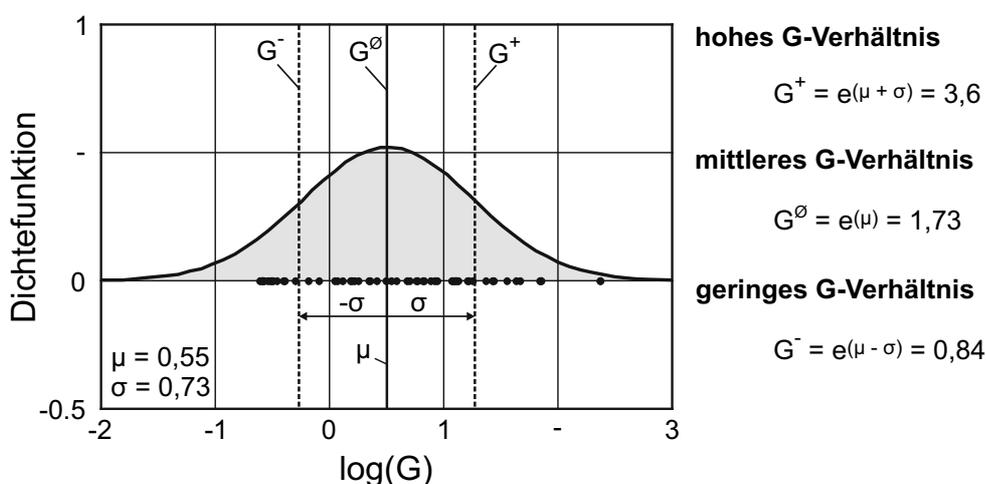


Bild 5.14: Effekt auf die Freiflächenrauheit

5.3 Kennwertbildung zur Beurteilung der Produktivität und der Qualität beim Schleifen von PCBN

Zur Beurteilung und richtigen Einordnung der erreichbaren Produktivität und Qualität beim Schleifen von PCBN werden die Ergebnisse gemäß ihrer statistischen Verteilung betrachtet. Anhand der statistischen Verteilung der Ergebnisse kann ermittelt werden, welches G-Verhältnis für das Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten im betrachteten Parameterraum Durchschnitt ist bzw. welche G-Verhältnisse als hoch oder als gering gelten. Hierzu wird die Normalverteilung der logarithmierten G-Verhältnisse genutzt (Bild 5.15). Hierbei gibt $G^\varnothing = 1,73$ an, welches G-Verhältnis als durchschnittlich angenommen werden kann.



Prozessparameter	Schleifscheibe	PCBN-Spezifikation:
$v_c = 10; 30 \text{ m/s}$	Schneidstoff: Diamant	$d_{g,PCBN} = 2; 10; 20 \mu\text{m}$
$v_{fa} = 1; 16 \text{ mm/min}$	$d_g = 11,5; 50 \mu\text{m}$	$C_{PCBN} = 55; 75; 90 \text{ Vol.-%}$
$a_e = 100 \mu\text{m}$	B = dicht; offen	
	C = 100; 120	

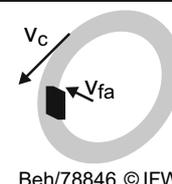


Bild 5.15: Bestimmung der Kennwertbereiche für das G-Verhältnis

Eine Bearbeitung mit hohen G-Verhältnissen wird so definiert, dass der Erwartungswert μ , addiert mit der Standardabweichungen σ , überschritten wird. Für das Schleifen von PCBN ist somit ein G-Verhältnis von $G > G^+ = 3,6$ als hoch einzustufen. Die Differenz von Erwartungswert und Standardabweichung wird als Grenze zu niedrigen G-Verhältnissen definiert. Für das Schleifen von PCBN ist ein G-Verhältnis $G < G^- = 0,84$ als gering zu bewerten. Die Ergebnisse der Voruntersuchungen zeigen ebenfalls die durchschnittlich erreichte Wendeschneidplattenqualität. Für die durchschnittliche Wendeschneidplatte hat eine mittlere Kantenschartigkeit von $\Delta r_{mid} = \Delta r_{mid}^\varnothing = 4,8 \mu\text{m}$ und eine Rauheit auf der Freifläche von $Rz = Rz^\varnothing = 1,5 \mu\text{m}$. Eine Wendeschneidplatte mit einer mittleren Kantenschartigkeit von $\Delta r_{mid} < \Delta r_{mid}^+ = 3,6 \mu\text{m}$ und einer Freiflächenrauheit von $Rz < Rz^+ = 1,3 \mu\text{m}$ besitzt eine hohe Wendeschneidplattenqualität. Beträgt die mittlere Kantenschartigkeit $\Delta r_{mid} > \Delta r_{mid}^- = 7,1 \mu\text{m}$ und die Freiflächenrauheit $Rz > Rz^- = 1,7 \mu\text{m}$, besitzt die Wendeschneidplatte eine geringe Qualität.

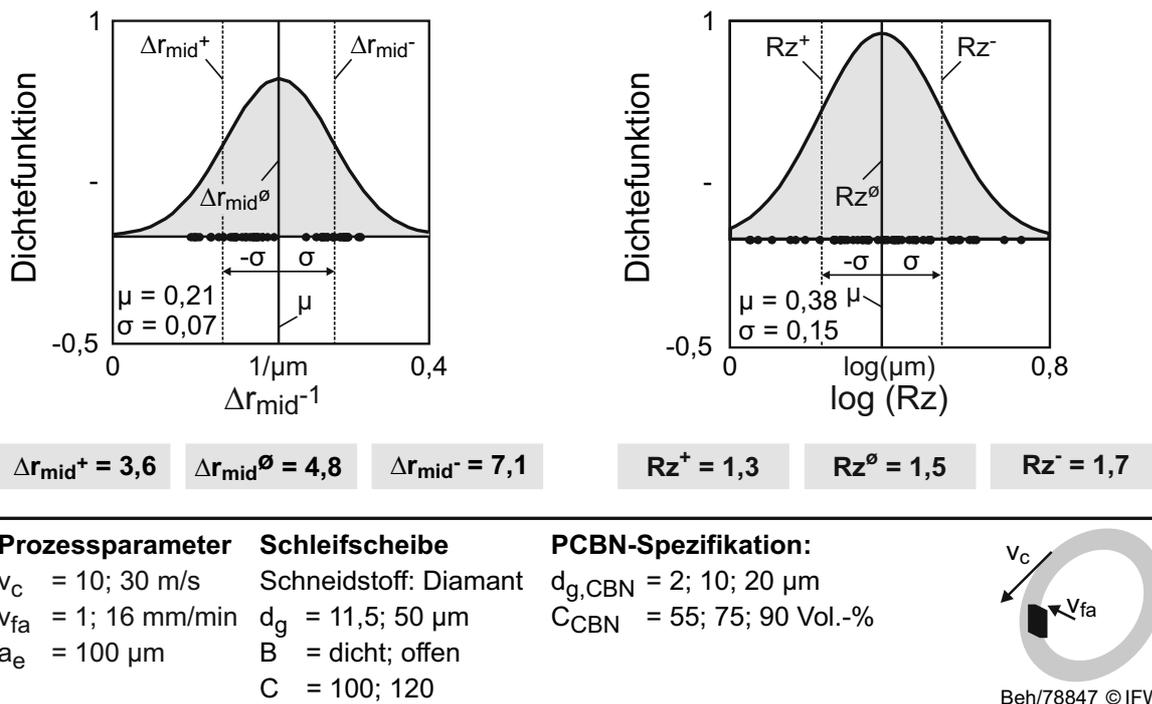


Bild 5.16: Bestimmung der Kennwertbereiche für die Wendschneidplattenqualität

Mittels der Kennwertbereiche können die Ergebnisse der nachfolgenden Untersuchungen mit denen der Signifikanzanalyse verglichen werden. Darüber hinaus stellen sie eine allgemeine Grundlage zur Beurteilung der Produktivität und Qualität beim Schleifen von PCBN für die Praxis dar.

5.4 Fazit der Voruntersuchungen

Die Signifikanzanalyse zeigt deutlich die Haupteinflüsse auf das G-Verhältnis, die mittlere Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit auf. Das G-Verhältnis, welches ein Maß der erzielten Produktivität darstellt, wird nur durch die Prozesseinstellgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c und axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} signifikant beeinflusst. Demgegenüber wird die Wendschneidplattenqualität hinsichtlich mittlerer Kantenschartigkeit und Freiflächenrauheit durch die verwendete Schleifkorngröße d_g und den vorliegenden CBN-Gehalt C_{CBN} signifikant beeinflusst. Für die produktive und qualitätsgerechte Bearbeitung von PCBN-Wendschneidplatten sind nach diesen Erkenntnissen hohe axiale Vorschubgeschwindigkeiten von $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ und niedrige Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 10 \text{ m/s}$ unter dem Einsatz eines Schleifwerkzeugs mit einer mittleren Schleifkorngröße von $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ empfehlenswert. Hiermit lassen sich G-Verhältnisse von $G = 4,06$ bei einer erzielbaren mittleren Kantenschartigkeit von $\Delta r_{mid} = 3,2 - 4,3 \mu\text{m}$ und einer Freiflächenrauheit von $Rz = 1,2 - 2,2 \mu\text{m}$ bei allen untersuchten Wendschneidplattenspezifikationen realisieren. Damit ist das **erste Teilziel** dieser Arbeit **erfüllt**.

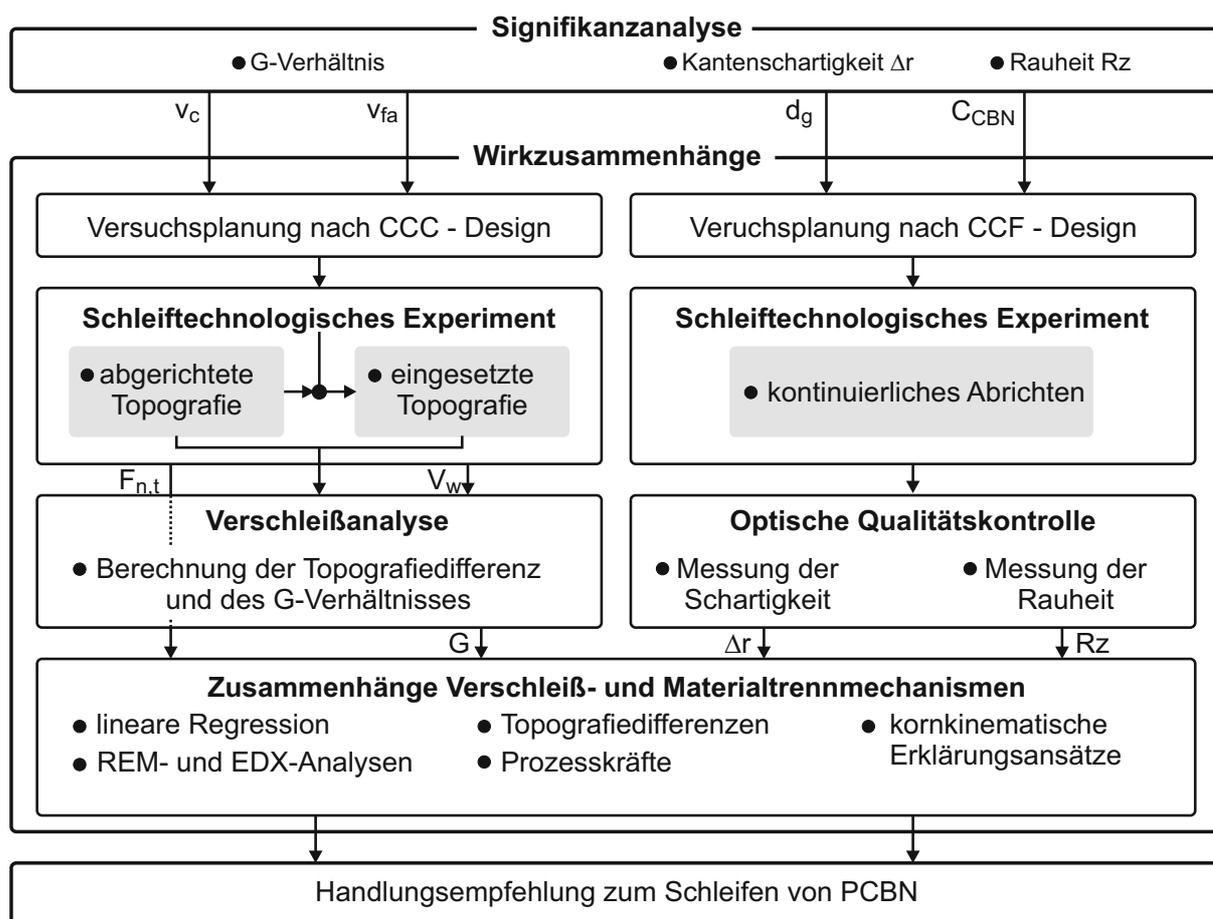
Die nachfolgenden Hauptuntersuchungen werden dazu genutzt, höhere funktionale Zusammenhänge zwischen den Haupteinflussgrößen und den Zielgrößen zu ermitteln. Ferner werden tiefere phänomenologische Wirkzusammenhänge ermittelt.

6 Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN

Die Signifikanzanalyse hat die Haupteinflussgrößen auf das G-Verhältnis, auf die mittlere Kantenschartigkeit und auf die Freiflächenrauheit aufgedeckt. Die Signifikanzanalyse ist jedoch nicht in der Lage, die vollständigen funktionalen sowie phänomenalen Zusammenhänge, die hinter den beobachteten Effekten liegen, zu beschreiben. Hierfür sind tiefergehende Untersuchungen mit folgendem Ziel notwendig:

Das Ziel ist die Kenntnis der Wirkzusammenhänge zwischen den Haupteinflussgrößen und dem Werkzeugverschleiß sowie der Wendeschneidplattenqualität.

Hierbei werden die Hauptuntersuchungen nach der in Bild 6.1 dargestellten Vorgehensweise durchgeführt. Zur Untersuchung des Wirkzusammenhangs zwischen dem G-Verhältnis und den entsprechenden Haupteinflussgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c und axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} werden unter Anwendung eines zentral zusammengesetzten Versuchsplans (CCC-Design) schleiftechnologische Experimente durchgeführt.



Beh/78852 © IFW

Bild 6.1: Vorgehensweise der schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen

Zur Berechnung des G-Verhältnisses werden das Zerspanvolumen V_w und das Verschleißvolumen V_s an der Schleifscheibe nach Erreichen des definierten Abbruchkriteriums oder nach vier geschliffenen Wendeschneidplatten ermittelt. Die

Formulierung des funktionalen Zusammenhangs erfolgt anhand von linearen Regressionsmodellen. Zur Beschreibung der Verschleißmechanismen und zur Bildung des Prozessverständnisses werden neben den im Prozess gemessenen Normal- und Tangentialkräften REM- und EDX-Analysen der Schleifscheibentopografie verwendet. Darüber hinaus liefert die Topografiedifferenz quantitative Verschleißmechanismus-Kennzahlen wie die Ausbruchstiefe t_A und die Zusetzungshöhe h_Z . Unter Berücksichtigung der kinematischen Randbedingungen wird eine maschinenunabhängige Beschreibung der Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN abgeleitet.

Zur Untersuchung der Zusammenhänge zwischen den Zielgrößen Schartigkeit Δr und Freiflächenrauheit R_z in Abhängigkeit ihrer Haupteinflussgrößen Schleifkorngröße d_g und CBN-Konzentration C_{CBN} werden unter Anwendung eines modifizierten zentral zusammengesetzten Versuchsplans (CCF-Design) schleiftechnologische Experimente durchgeführt. Um die erreichbare Wendeschneidplattenqualität unabhängig vom Schleifscheibenverschleißfortschritt ermitteln zu können, wird im Prozess kontinuierlich abgerichtet. Die funktionalen Zusammenhänge werden auch hier durch lineare Regressionsmodelle abgebildet. Unter Zuhilfenahme von REM-Analysen wird daraufhin auf die vorliegenden Materialtrennmechanismen geschlossen.

Sind die Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN bekannt, erfolgt eine allgemeine Handlungsempfehlung, welche die optimalen Parameter für das Schleifen von PCBN hinsichtlich Produktivität und Qualität liefert.

6.1 Verschleißmechanismen beim Schleifen von PCBN

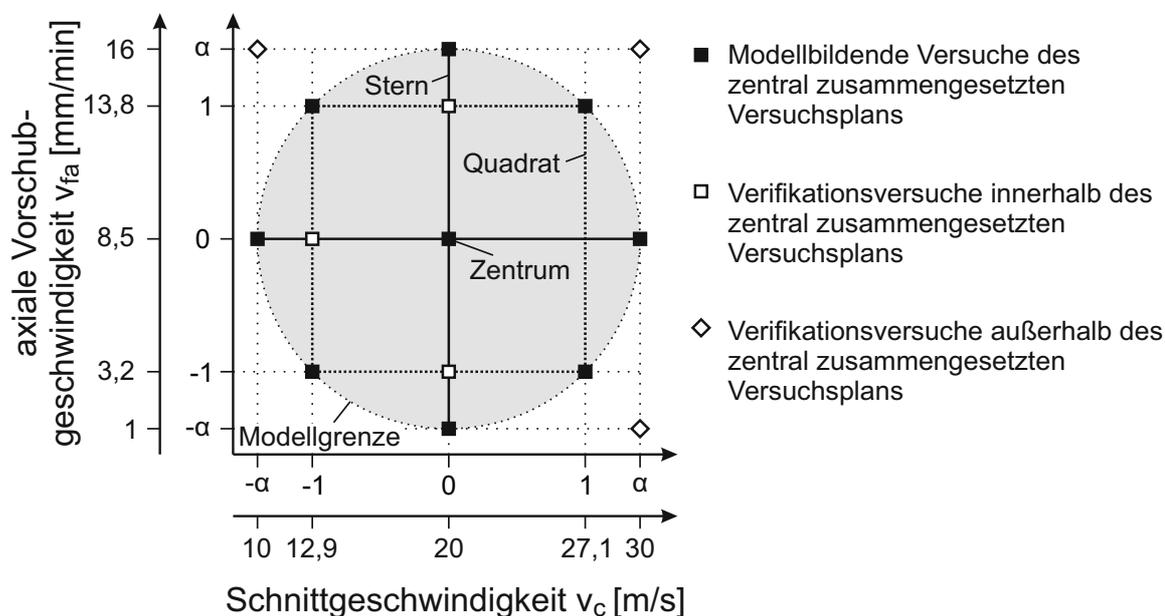
Die Screening-Untersuchungen zeigen, dass die Schnittgeschwindigkeit und die axiale Vorschubgeschwindigkeit hochsignifikante Einflüsse auf das G-Verhältnis besitzen. Das Design und somit die Menge der zur Verfügung stehenden Daten des Screenings geben lediglich Aussagen über einen linearen Zusammenhang zwischen Eingangs- und Zielgrößen. Im ersten Schritt ist zu klären, ob ein höherer funktionaler Zusammenhang zwischen Haupteinflussgrößen und G-Verhältnis besteht und sich gegebenenfalls Maxima oder Minima im Prozessraum abbilden. Danach werden zur Klärung der phänomenologischen Zusammenhänge die makro- und mikroskopische Veränderung der Schleifscheibentopografie sowie die Kräfte beim Schleifen analysiert.

Als Versuchsplan für die Hauptuntersuchungen wird ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan 2. Ordnung eingesetzt. In Tabelle 6.1 sind die Faktorstufen für diesen Plan für die Hauptfaktoren Schnittgeschwindigkeit und axiale Vorschubgeschwindigkeit dargestellt. Für die äußeren Punkte des Sterns ergibt sich gemäß der für diesen Plan verbindlichen Rechenvorschrift $\alpha = 1,41$ [KLE11]. Für die Konstruktion des zentral zusammengesetzten Versuchsplans werden die oberen und unteren Parametergrenzen von v_c und v_{fa} aus den Voruntersuchungen verwendet. Durch Rückrechnen auf die normierten Faktorstufen -1, 0 und 1 ergeben sich die in Tabelle 6.1 dargestellten Werte.

Tabelle 6.1: Faktorstufen des zentral zusammengesetzten Versuchsplans

normiert	Faktorstufen				
	$-\alpha$	-1	0	1	α
v_c [m/s]	10	12,9	20	27,1	30
v_{fa} [mm/min]	1	3,2	8,5	13,8	16

Die Faktorstufen erfüllen daraus folgend die Randbedingung der Drehbarkeit, welche für einen zentral zusammengesetzten Versuchsplan charakteristisch ist [KLE11]. Die in den Versuchen durchgeführten Faktorstufenkombinationen sind in Bild 6.2 sowohl als normierte Variante als auch in den tatsächlichen Faktorstufen dargestellt. Hierbei wird das Zentrum (0) vierfach ausgeführt, um den Standardfehler / puren Fehler des Prozesses zu ermitteln. Alle weiteren Faktorstufenkombinationen des Versuchsplans werden einfach durchgeführt.



Beh/76697 © IFW

Bild 6.2: CCC-Design zur Ermittlung der funktionalen Zusammenhänge zwischen den Haupteinflussgrößen und dem G-Verhältnis

Die ermittelten funktionalen Zusammenhänge sind innerhalb der Parametergrenzen gültig. Zusätzlich zu den modellbildenden Versuchen erfolgt die Verifikation durch drei weitere Untersuchungen innerhalb sowie drei Untersuchungen außerhalb des zentral zusammengesetzten Versuchsplans. Die Werkzeugspezifikation wird in diesen Untersuchungen mit $d_g = 11,5 \mu\text{m}$, C120 und offener Porenstruktur konstant gehalten. Als Werkstück dient die PCBN-Spezifikation mit $d_{g,\text{CBN}} = 10 \mu\text{m}$ und $C_{\text{CBN}} = 75 \text{ Vol.-%}$.

6.1.1 Funktionaler Zusammenhang zwischen dem G-Verhältnis und den Haupteinflussgrößen

In Bild 6.3 sind die ermittelten G-Verhältnisse dargestellt. Die G-Verhältnisse liegen zwischen $G = 0,83$ und $G = 4,04$ und bilden somit den vollständigen Kennwertbereich $G^- < G^\emptyset < G^+$, der in den Screening-Untersuchungen definiert wurde, ab.

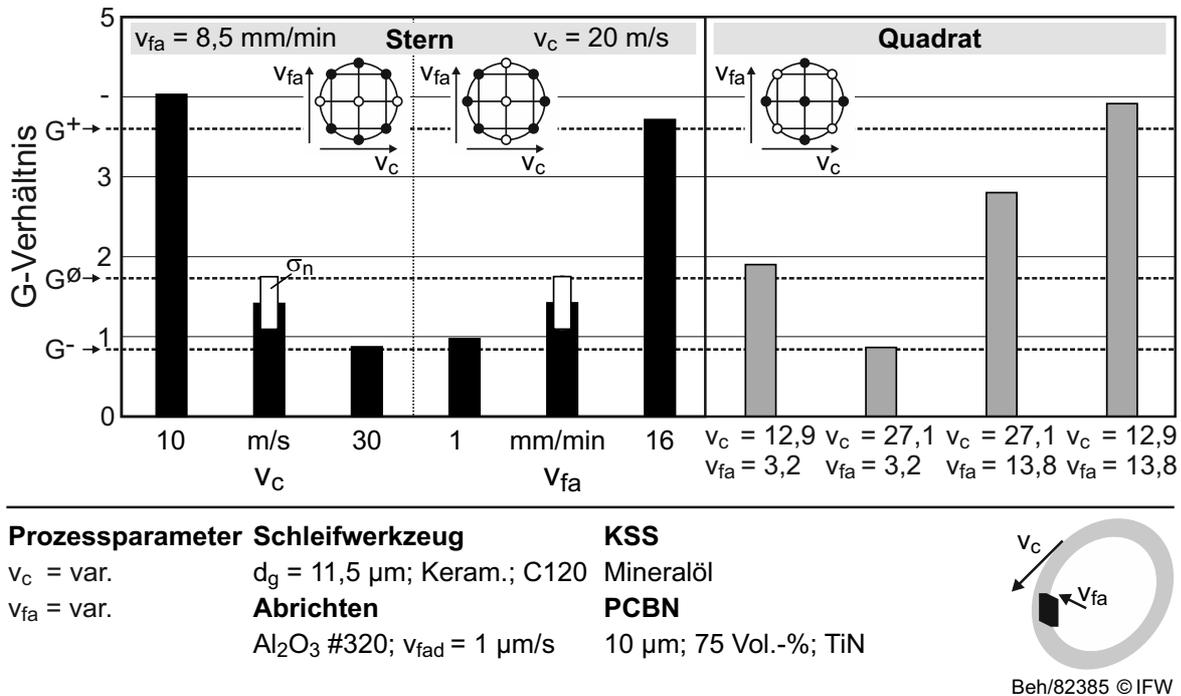


Bild 6.3: Ermittelte G-Verhältnisse unter Variation der Prozessparameter

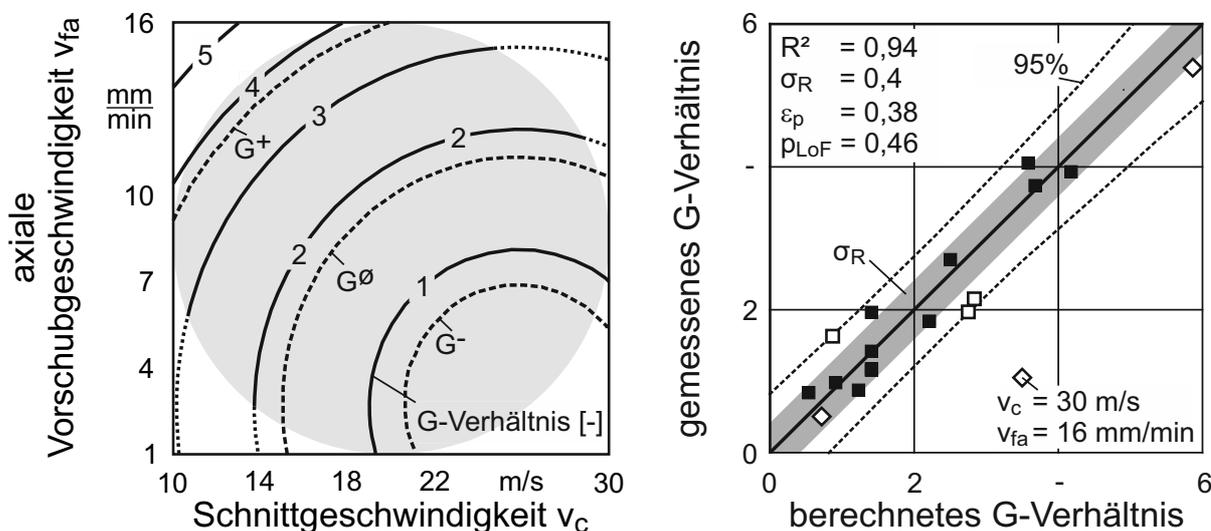
Durch das schrittweise Entfernen von insignifikanten Modelltermen ($p > 0,05$), welche die Modellgüte nicht wesentlich verbessern (Details in Tabelle 11.4), stellt sich der Zusammenhang wie folgt dar:

$$G = 7,327 - 0,516 \cdot v_c - 0,082 \cdot v_{fa} + 0,010 \cdot v_c^2 + 0,016 \cdot v_{fa}^2 \quad (6.1)$$

Das G-Verhältnis wird durch die Schnittgeschwindigkeit v_c und die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} sowohl linear als auch quadratisch beeinflusst (Bild 6.4 links). Das geringste ermittelte G-Verhältnis mit $G = 0,83$ liegt bei $v_c = 27,1 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 3,2 \text{ mm/min}$ vor. Das höchste gemessene G-Verhältnis wird bei $v_c = 10 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ erreicht. Das theoretische Minimum des G-Verhältnisses von $G = 0,52$ liegt bei $v_c = 25,8 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 2,7 \text{ mm/min}$ vor. Das theoretische größte G-Verhältnis liegt gemäß Modell bei $v_c = 10 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ mit einem G-Verhältnis von $G = 5,86$.

Ferner sind in dem Höhenliniendiagramm (Bild 6.4, links) die durch das Screening definierten Kennwerte G^+ , G^\emptyset und G^- eingetragen. Die Gegenüberstellung bestätigt die signifikante Wirkung der Prozessstellgrößen auf das G-Verhältnis, da alle Bereiche

erreicht werden können und die durchschnittliche Produktivität G^θ zentral im Modellraum liegt. Diese Tatsache ist auch der Grund dafür, dass im Gegensatz zu den Vorversuchen keine logarithmische Transformation der Messdaten notwendig ist.



Prozessparameter Schleifwerkzeug

$v_c = \text{var.}$

$v_{fa} = \text{var.}$

$d_g = 11,5 \mu\text{m}$; Keram.; C120
Abrichten
 $\text{Al}_2\text{O}_3 \#320$; $v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$

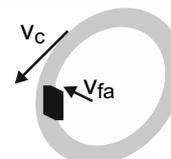
KSS

Mineralöl

PCBN

$10 \mu\text{m}$; 75 Vol.-%; TiN

- modellbildend
- Verifikation intern
- ◇ Verifikation extern



Beh/76683 © IFW

Bild 6.4: Funktionaler Zusammenhang des G-Verhältnisses in Abhängigkeit der Haupteinflussgrößen

Die Streuung der Messdaten um den funktionalen Zusammenhang wird in dem zugehörigen Streudiagramm gezeigt (Bild 6.4 rechts). Die Daten aus dem zentral zusammengesetzten Versuchsplan, welche zur Modellbildung beigetragen haben, befinden sich hierbei alle innerhalb des 95% - Vertrauensintervalls. Die Güte der Korrelation zwischen Eingangsgrößen und der Zielgröße liegt bei $R^2 = 0,94$ und kann als sehr hoch angesehen werden. Die Standardabweichung der Residuen beträgt $\sigma_R = 0,4$. Hierbei ist der zufallsbedingte Anteil $\epsilon_p = 0,38$. Die Reststreuung ist somit nicht signifikant größer ($p_{LoF} = 0,461$) als die zufälligen Fehler, welche aus der Versuchsdurchführung bzw. aus den Messfehlern stammen. Ferner wird dieser Zusammenhang auch durch die internen Verifikationsversuche bestätigt, da die G-Verhältnisse innerhalb des 95% - Vertrauensintervalls liegen und somit nicht signifikant vom Modell abweichen. Die externen Verifikationsdaten liegen nur teilweise innerhalb des eingezeichneten Vertrauensintervalls. Die G-Verhältnisse bei $v_c = 1 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ ($G = 5,37$) sowie $v_c = 30 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$ ($G = 0,5$) werden durch das Modell zufriedenstellend prognostiziert. Lediglich das erreichte G-Verhältnis von $G = 1,05$ bei $v_c = 30 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ weicht deutlich vom Modell ab, sodass die Extrapolation in diesem Bereich nicht zulässig ist. Ausgehend von diesem Ergebnis muss für eine produktive Bearbeitung von PCBN eine geringe Schnittgeschwindigkeit und eine hohe axiale Vorschubgeschwindigkeit eingesetzt werden. Jedoch lässt sich

aus den reinen funktionalen Zusammenhängen nicht die Ursache für die Ausbildung des G-Verhältnisses ableiten. Daher wird im folgenden Abschnitt die Topografie-differenz zwischen abgerichteter und verschlissener Schleifscheibentopografie sowie REM- und EDX-Analysen genutzt, um weitere Erkenntnisse über den vorliegenden Verschleißmechanismus zu erhalten.

6.1.2 Verschleißmechanismen

Makroskopischer Verschleiß

Der Zustand der Schleifscheibentopografie bestimmt die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe. Beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten verändert sich die Topografie ab dem ersten Schleifkontakt der Werkpartner teils sehr stark. Aufschluss über diese Veränderung und den damit zusammenhängenden Verschleißzustand der Schleifscheibe liefern die Differenzen der Schleifscheibentopografien, sowie die daraus ermittelten Größen Ausbruchtiefe t_A und Zusetzungshöhe h_Z (vgl. 4.5.3). Mittels Differenzenbildung kann beurteilt werden, welche makroskopischen Verschleißmechanismen primär während der Schleifbearbeitung wirken. In Bild 6.5 sind die Differenzenbilder der Schleifscheibentopografien gemäß ihrer Lage im zentral zusammengesetzten Versuchsplan, also in Abhängigkeit der Prozessparameter v_c und v_{fa} , aufgetragen. Die dargestellten Differenzenbilder stellen dabei die Bereiche auf der Schleifscheibe dar, welche mit der PCBN-Schicht der Wendeschneidplatte in Kontakt getreten sind. Bei der Bearbeitung von PCBN-Wendeschnidplatten treten starke Ausbrüche primär bei niedrigen axialen Vorschubgeschwindigkeiten von $v_{fa} < 8,5$ mm/min auf. Hierbei beträgt die mittlere Ausbruchtiefe bis zu $t_{A,mid} = 13$ μm , welches im Mittel circa einer Kornebene (hier $d_g = 11,5$ μm) entspricht. Der Zusetzungsgrad ist in diesem Fall mit einer mittleren Zusetzungshöhe von $h_{Z,mid} = 2,4$ μm gering. Die starken Ausbrüche stellen die primäre Ursache für die niedrigen G-Verhältnisse beim Schleifen von PCBN dar, weil sie direkt den Profilverschleiß beeinflussen und daher den unproduktiven Bearbeitungsbereich von PCBN-Wendeschnidplatten auszeichnen. Werden die axialen Vorschubgeschwindigkeiten bei mittleren bis hohen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 20 - 30$ m/s erhöht, treten vermehrt Zusetzungen auf, welche sich in den Differenzenbildern durch eine mittlere Zusetzungshöhe von $h_{Z,mid} > 4$ μm darstellen und lokal Werte von 18 $\mu\text{m} < h_Z < 30$ μm annehmen können. Zusetzungen setzen die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe herab und erhöhen die Reibfläche zwischen Schleifscheibe und Wendeschneidplatte. Der Materialabtrag wird bei diesem Verschleißmechanismus durch eine Verminderung des Spanraums sowie durch eine erhöhte Abdrängung infolge der erhöhten Kontaktflächen verringert. Der verringerte Materialabtrag beeinflusst das erzielbare Zerspanvolumen und verhindert somit hohe G-Verhältnisse. Darüber hinaus besteht die Gefahr, dass die entstehende Reibungswärme die PCBN-Wendeschnidplatte thermisch beschädigt. Die Zusetzungen werden darüber hinaus noch durch ausgebrochene Bereiche überlagert.

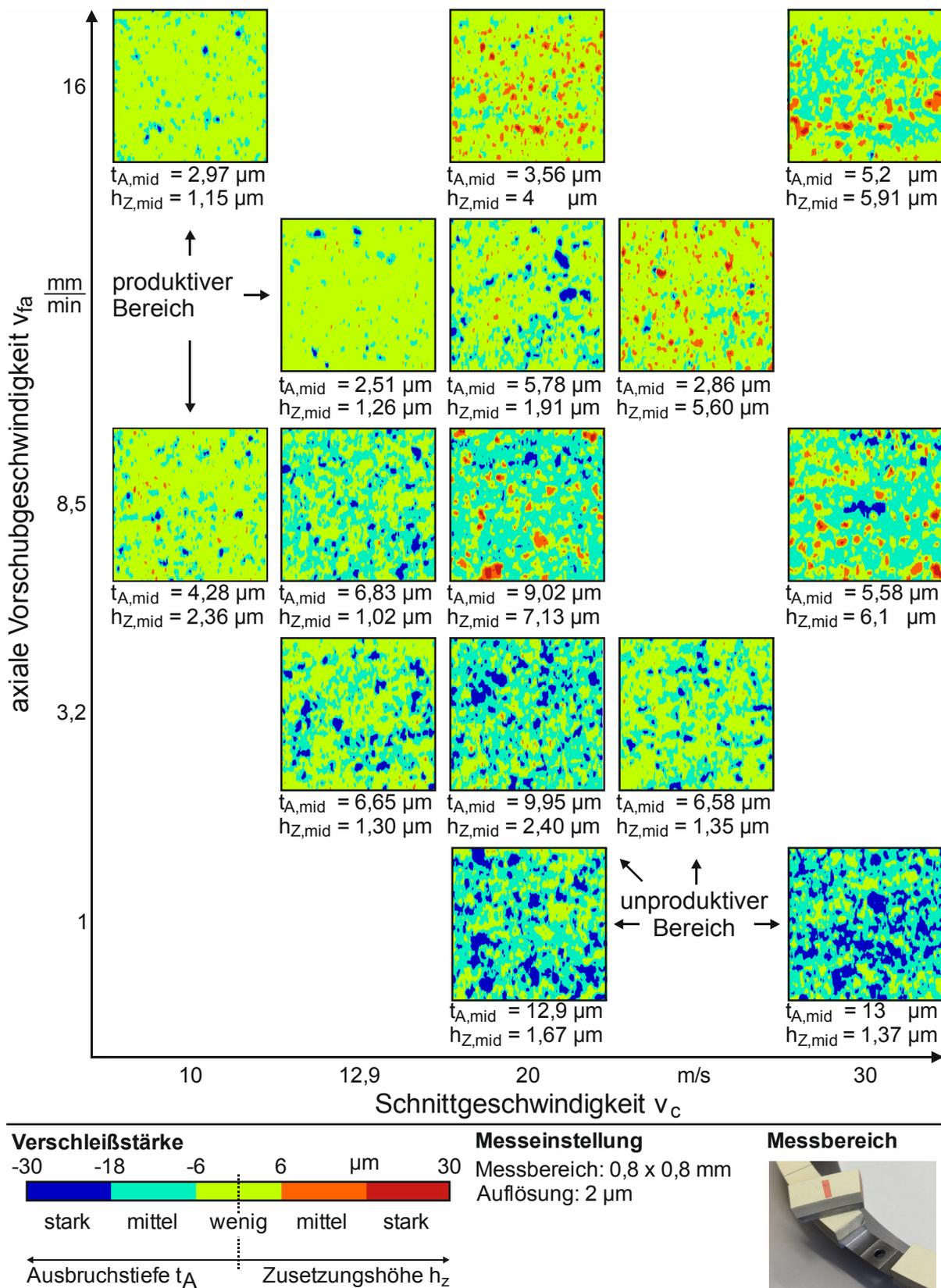


Bild 6.5: Differenzbilder der Schleifscheibentopografien

Die Topografiedifferenzen mit den geringsten Veränderungen liegen im produktiven PCBN-Bearbeitungsbereich vor. Hierbei ist zu beachten, dass bereits ein mittlerer Fehler von $2,55 \mu\text{m}$ durch die optische Messtechnik und den Autokorrelationsalgorithmus hervorgerufen wird (Kapitel 4.7). Wird diese Tatsache berücksichtigt, kommt es im produktiven Bearbeitungsbereich zu sehr geringen Veränderungen der Schleifscheibentopografie. Die Schnittfähigkeit und der hohe Materialabtrag können erhalten werden. Dies ermöglicht hohe G-Verhältnisse von $G > 3,6$. Niedriger makroskopischer Verschleiß wird durch den Einsatz von mittleren bis hohen axialen Vorschüben erreicht. Da die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} primär die vorliegende Prozesszeit beeinflusst, werden diese Parameterbereiche als „produktiv“ bezeichnet. Demgegenüber stehen die Bereiche bei geringem v_{fa} und hohem auftretendem Bindungsverschleiß. Diese Bereiche werden als „unproduktiv“ gekennzeichnet.

Mikroskopischer Verschleiß

Die Analysen der Topografiedifferenzen zeigen den makroskopischen Verschleiß der Schleifscheibe. REM-Analysen bestätigen darüber hinaus den mikroskopischen Unterschied zwischen einem produktiven und unproduktiven Schleifprozess mit der verwendeten Schleifscheibe mit der Korngröße $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ und einer Kornkonzentration von C120 und offener Bindungsstruktur (Bild 6.6). Der produktive Prozess, der bei $v_c = 10 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ vorliegt, weist auf der Schleifscheibe primär scharfe, zersplitterte Diamanten auf (Bild 6.6, mittig) und zeigt gegenüber der abgerichteten Topografie keine wesentlichen mikroskopischen Änderungen (Bild 6.6, links).

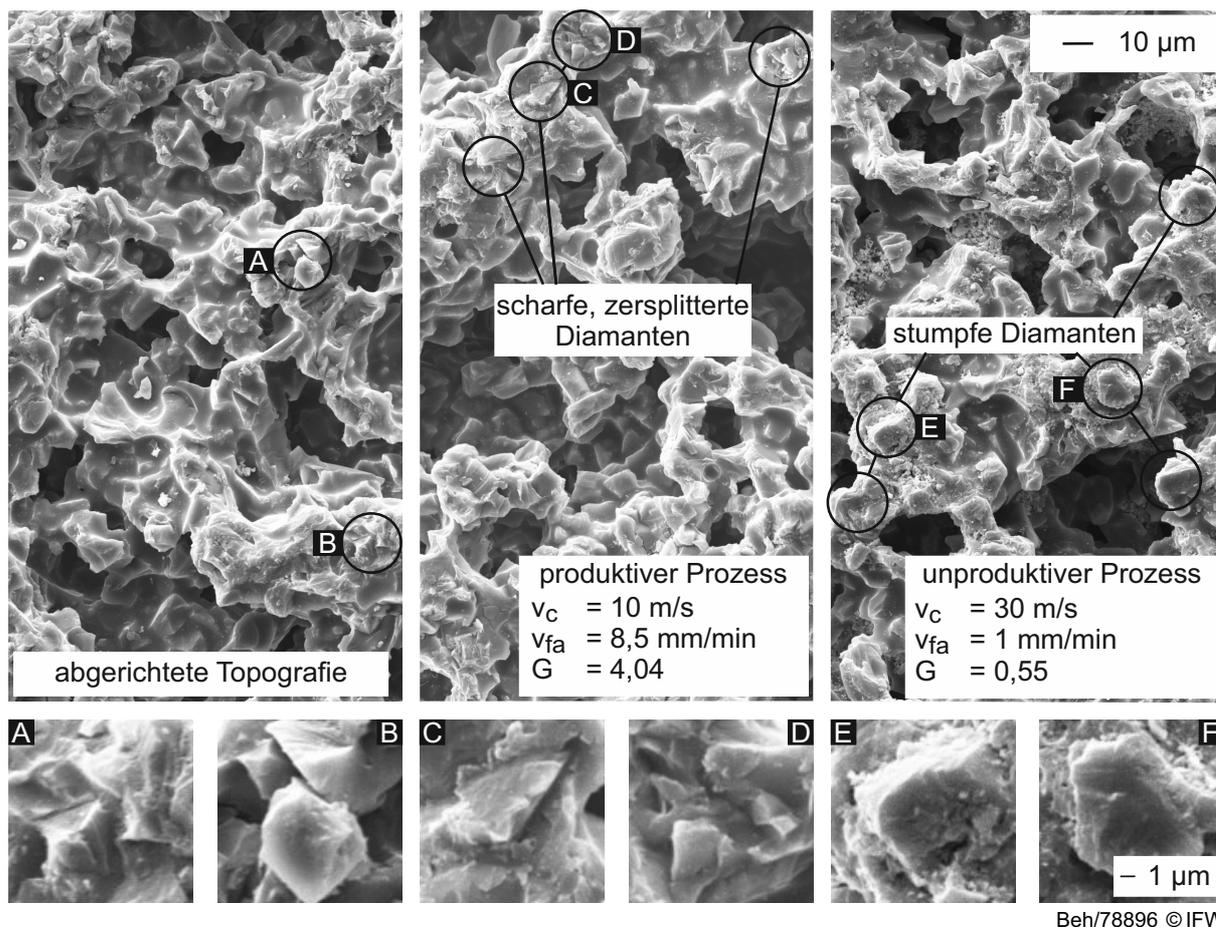


Bild 6.6: REM-Analysen des Kornverschleißes beim produktiven und unproduktiven Schleifprozess

Im Gegensatz dazu erzeugt der unproduktive Prozess, der bei $v_c = 30 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$ herrscht, verrundete Diamanten an der wirkenden Oberfläche des Schleifscheibenbelags (Bild 6.6, rechts). Diese Analyse zeigt, dass den starken makroskopischen Ausbrüchen im unproduktiven Bearbeitungsbereich immer ein mikroskopischer Kornverschleiß vorausgeht.

REM-Analysen der zugesetzten Topografien machen deutlich, dass der Schleifbelag deutlich zugesetzter ist, als die Topografiedifferenzen aufzeigen (Bild 6.7). Der Grund hierfür ist abhängig von der vorliegenden Parameterkombination. Die erste Zusetzungsvariante zeigt eine keramische Bindungsstruktur, welche durch die Belastung im Prozess kollabiert und zusammengefallen ist (Bild 6.7, links). Infolge der mittleren axialen Vorschubgeschwindigkeiten von $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ und den damit erhöhten Schleifdruck, werden die Bindungsbestandteile nicht aus dem Kontaktbereich entfernt, sondern in die nachfolgende Porenstruktur gepresst. In den Topografiedifferenzenbildern wird dieser Bindungskollaps als Ausbruch gewertet, weil es zu einer Abnahme der Topografiehöhenwerte kommt. Lediglich die gefüllten Porenräume werden als zugesetzt dargestellt.

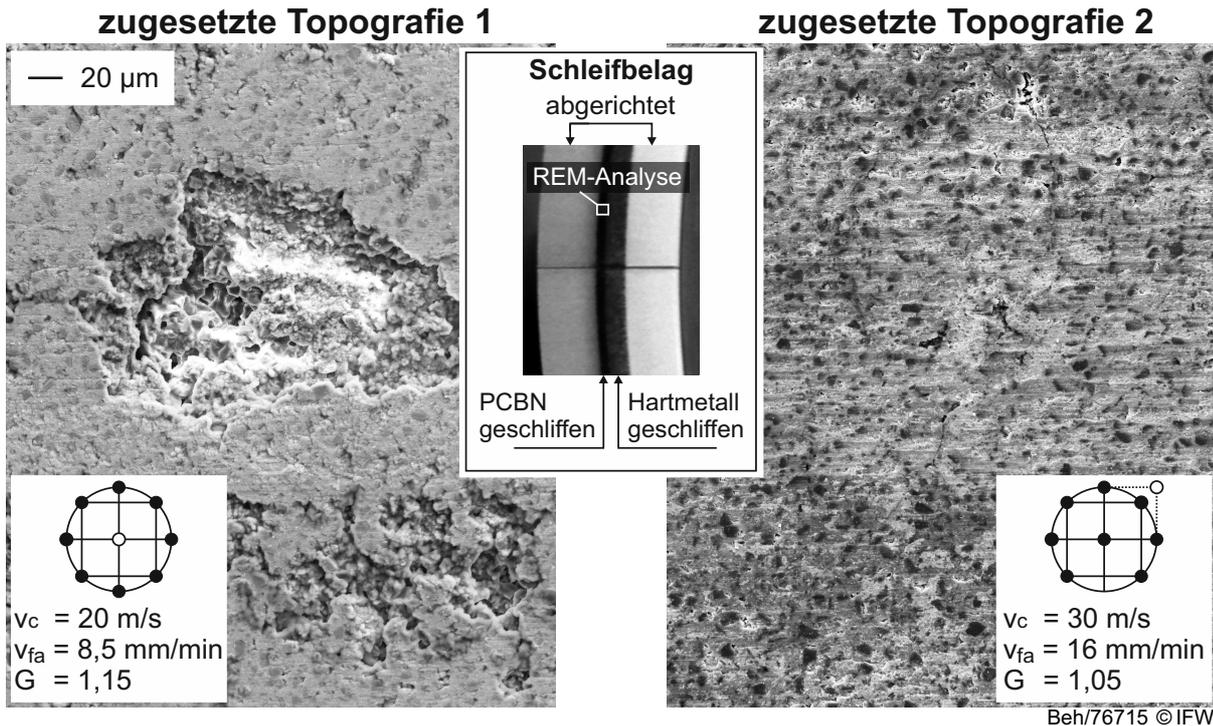


Bild 6.7: REM-Analyse der zugesetzten Schleifscheibentopografie im PCBN-Bearbeitungsbereich der Schleifscheibe

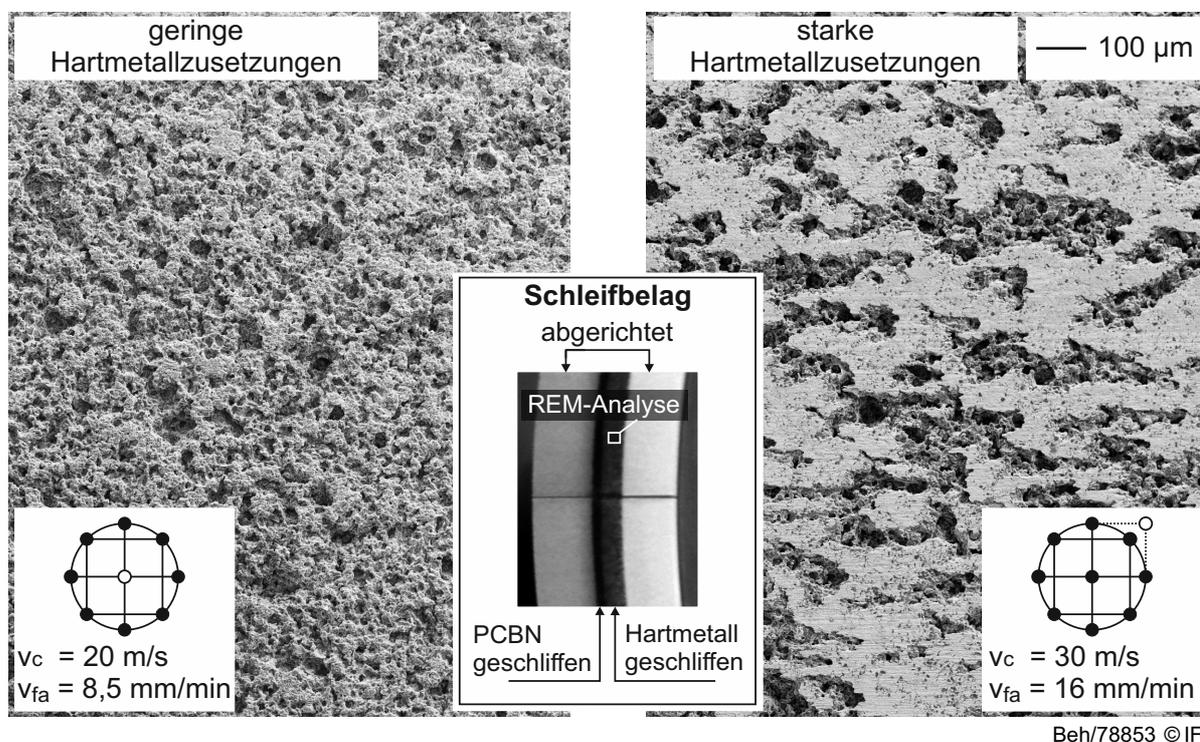
Die zweite Zusetzungsvariante (Bild 6.7, rechts) unterscheidet sich von der ersten Variante dahingehend, dass neben den kollabierten Bindungsbestandteilen ein deutlicher Massenanteil an Wolfram vom Hartmetallgrundkörper der Wendschneidplatte vorzufinden ist (Tabelle 6.2).

Tabelle 6.2: Elementanalyse der Schleifscheibentopografie nach dem Schleifen

	C	N	O	Al	Si	Ti	Co	W
abgerichtete Topografie	65,3	-	21,6	2,5	7,9	-	-	-
produktive Topografie	63,0	-	22,5	2,3	9,2	-	-	-
zugesezte Topografie 1	64,8	4,9	11,5	2,7	5,1	3,9	0,5	5,0
zugesezte Topografie 2	28,3	2,0	11,2	5,3	7,4	2,8	4,0	35,7

Die erste Zusetzungsvariante sowie die abgerichtete Topografie und die Topografie des produktiven Prozesses zeigen diesen hohen Masseanteil nicht. Bei beiden Zusetzungsvarianten können auch geringe Anteile an Titan und Stickstoff nachgewiesen werden, welche aus dem PCBN-Bindungsmaterial stammen, aber nicht dominant den Massenanteil der Zusetzungen bestimmen. Der Grund für das Vorliegen von Hartmetallelementen im PCBN-Bearbeitungsbereich der Schleifscheibe ist der steigende Zusetzungsgrad in dem Bereich, in dem der Hartmetallgrundkörper der Wendschneidplatte mit der Schleifscheibe im Eingriff ist (Bild 6.8). Die REM-Analysen dieses Bereiches zeigen, dass mit steigenden Stellgrößen der Zusetzungsgrad deutlich zunimmt. Die hohe Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 30 \text{ m/s}$ und die hohe axiale Vorschubgeschwindigkeit von $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ erzeugen eine hohe Reibungswärme, welche primär ins Werkstück abgeführt wird und somit die Zusetzungsneigung

erhöht. Durch den Topfschleifscheibenradius gibt es ferner Schleifscheibenbelagsbereiche, welche sowohl mit dem Hartmetallgrundkörper als auch mit dem PCBN der Wendschneidplatte im Eingriff sind. Diese Überlappungsbereiche sorgen dafür, dass der PCBN-Bearbeitungsbereich der Schleifscheibe mit Hartmetallelementen kontaminiert wird.



Beh/78853 © IFW

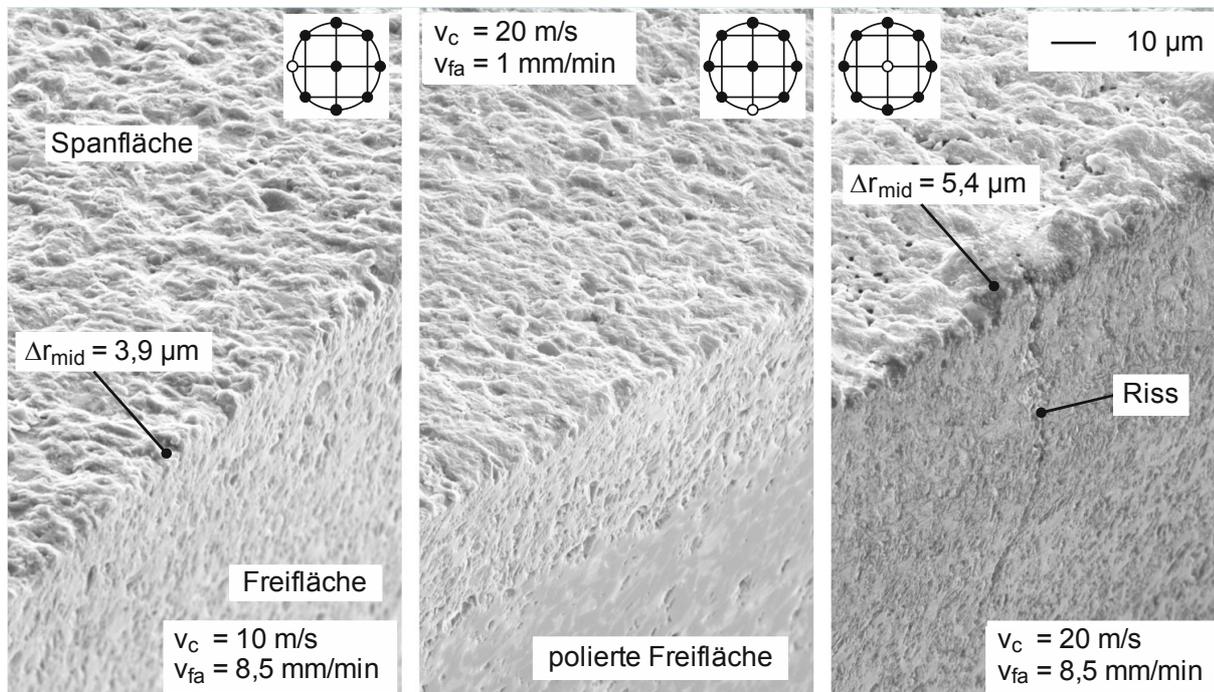
Bild 6.8: REM-Analyse der zugesetzten Schleifscheibentopografie im Hartmetall-Bearbeitungsbereich der Schleifscheibe

Dieser Zusammensetzungs-Sondereffekt tritt im betrachteten Parameterraum jedoch nur bei den maximalen Schnittwerten von $v_c = 30 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 16 \text{ mm/min}$ auf und ist damit der Grund für die hohe Abweichung des erzielten G-Verhältnisses von $G = 1,05$ vom Erwartungswert des Regressionsmodells (Bild 6.4).

6.1.3 Verschleißeinfluss auf die Wendschneidplattenqualität

Die Prozessparameter beeinflussen den Materialabtrag, den Schleifscheibenverschleiß und somit die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe signifikant. Je nach gewählter Parameterkombination treten wie beschrieben unterschiedliche Verschleißszenarien auf. Diese unterschiedlichen Verschleißmechanismen beim Schleifen von PCBN-Wendschneidplatten haben ebenfalls Auswirkungen auf die Wendschneidplattenrandzonenqualität, welche jedoch mit den Zielgrößen Kantenschartigkeit und Freiflächenrauheit nicht vollständig messtechnisch erfasst werden. In Bild 6.9 sind REM-Aufnahmen der geschliffenen PCBN-Wendschneidplatten, welche jeweils mit produktiven Parametern (links), mit Parametern, bei denen Kornverrundung und anschließendem Kornausbruch vorliegen (Mitte), sowie Parametern, bei denen starke Zusetzungen auftreten (rechts), dargestellt. Die produktiv geschliffene Wende-

schneidplatte hat eine sehr scharfe Schneidkante mit $\Delta r_{\text{mid}} = 3,9 \mu\text{m}$ und keine erkennbaren Ausbrüche an der Schneidkante. Dies wird dadurch erreicht, dass im produktiven Fall scharfe Diamantkörner als Folge von Kornsplitterung vorliegen und somit ein guter Materialabtrag gewährleistet wird.



Beh/78894 © IFW

Bild 6.9: Erzeugte Wendschneidplattenqualität infolge der Verschleißmechanismen

Die Wendschneidplatte, welche mit Parametern geschliffen wurde, die vorwiegend Kornanflachungen und Kornausbrüche erzeugen, zeigt ebenfalls eine scharfe Schneidkante mit $\Delta r_{\text{mid}} = 3,7 \mu\text{m}$ und keine starken Ausbrüche. Die verrundeten Schleifkörner polieren in diesem Bearbeitungsfall die Freiflächen der Wendschneidplatte. Dies ist an den geglätteten Bereichen (Bild 6.9, mittig) zu erkennen. Die polierte Fläche wird zwischendrin durch Ausbruchskrater unterbrochen. Die Krater sind der Grund, dass sich der Poliereffekt nicht in der gemittelten Rautiefe R_z widerspiegelt. Starke Zusetzungen können Schädigungen in der Randzone hervorrufen. Die Zusetzungen führen zum einen zu einer Schließung der zur Spanabfuhr und Kühlung notwendigen Porenstruktur der Schleifscheibe. Zum anderen wird die Reibfläche zwischen den Wirkpartnern deutlich erhöht. Im Prozess tritt vermehrt Reibung auf. Die Reibung erzeugt thermische Schädigungen an der Wendschneidplatte, welche im REM-Bild sowohl als Veränderung der Spanflächenstruktur als auch als Risse zu erkennen sind. Bei einer Bearbeitung der Wendschneidplatte über das für diese Versuche definierte Abbruchkriterium (Bild 4.21) hinaus führt diese thermische Schädigung zum Abplatzen von ganzen PCBN-Schichtverbänden und somit zur Zerstörung der Wendschneidplatte. Ferner können diese Risse im späteren Einsatz zum Versagen des Werkzeugs führen. Die Risse sind in ihrer Ausprägung sehr filigran,

sodass sie nicht durch Δr_{mid} abgebildet werden. Die Veränderung der Spanflächenstruktur zeichnet sich in der mittleren Kantenschartigkeit ab, sodass Δr_{mid} in diesem Fall $5,4 \mu\text{m}$ beträgt.

6.1.4 Mechanische, thermische und energetische Wirkung

Die Analyse der Schleifscheibentopografie mittels Differenzenbildung und Rasterelektronenmikroskop zeigen den Zustand der Schleifscheibe vor und unmittelbar nach dem Schleifprozess. Durch die Analyse der Prozesskräfte beim Schleifen von PCBN kann der Verschleißfortschritt und somit die Veränderung der Bearbeitungsbedingungen während des Schleifens beschrieben werden. Durch das Beziehen der Prozesskräfte auf die vorliegende Kontaktfläche zwischen Schleifwerkzeug und Wendeschneidplatte wird die kontinuierliche Verkleinerung der Wendeschneidplatte berücksichtigt. In Bild 6.10 werden diese flächenbezogenen tangentialen und normalen Schleifkräfte über das zerspannte Wendeschneidplattenvolumen V_w dargestellt, wie sie im produktiven (links) und unproduktiven Schleifprozess (rechts) vorliegen. Jeder Datenpunkt entspricht einer geschliffenen Wendeschneidplattenseite. Das produktive Schleifen von PCBN mit einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 10 \text{ m/s}$ und einer axialen Vorschubgeschwindigkeit $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ ist durch einen Anstieg der mechanischen Belastungen vom ersten Schleifkontakt an gekennzeichnet. Der Anstieg der flächenbezogenen Normalkräfte verläuft logarithmisch und nähert sich ab einem zerspannten Volumen von $V_w = 26,6 \text{ mm}^3$ einem Niveau von $F''_n = 7,39 \text{ N/mm}^2$ an. Die flächenbezogenen Tangentialkräfte steigen kontinuierlich an. Der Anstieg der Kräfte ist durch das Herausbrechen von Schleifkörnern zu erklären, welche nach dem Abrichtprozess dominant aus der Schleifscheibentopografie herausragen. Die initiale Einebnung der Topografie erhöht sukzessive die Anzahl der im Eingriff befindlichen Schleifkörner bis ein stationärer Traganteil erreicht wird. Die sukzessive Erhöhung der aktiven Kornanzahl geht immer mit dem Anstieg der globalen Schleifkräfte einher.

Die unproduktive Parameterkombination $v_c = 20 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$, bei der primär Kornanflachungen und -ausbrüche als Verschleißmechanismen auftreten, zeigt ein anderes Verhalten im Verlauf der flächenbezogenen Schleifkräfte über das Zerspanvolumen (Bild 6.10, rechts). Zwar steigen auch hier zunächst die flächenbezogenen Normalkräfte aufgrund der Anpassung des Traganteils logarithmisch an, jedoch erreichen die Normalkräfte ein höheres Kraftniveau von bis zu $F''_n = 11,5 \text{ N/mm}^2$ bei $V_w = 40,9 \text{ mm}^3$ als die Kräfte bei der produktiven Parameterkombination. Diese höheren mechanischen Belastungen treten trotz geringerer Einzelkornspannungsdicken auf, welche lediglich 5 % der Einzelkornspannungsdicken der produktiven Parameterkombinationen betragen. Der Grund für dieses Verhalten liegt bei der starken Unterforderung der Schleifscheibe. Bei zu geringer Einzelkornspannungsdicke erhöht sich der Reibanteil gegenüber dem Zerspananteil beim Schleifen. Diese Reibung, welche zusätzlich aufgrund der geringen axialen Vorschubgeschwindigkeiten bei konstanten Arbeitseingriffen auch noch länger wirkt, führt zu einer starken Verrundung der Schleifkörner (Bild 6.6, rechts). Dieser mikroskopische Verschleißmechanismus geht mit steigenden Kräften einher.

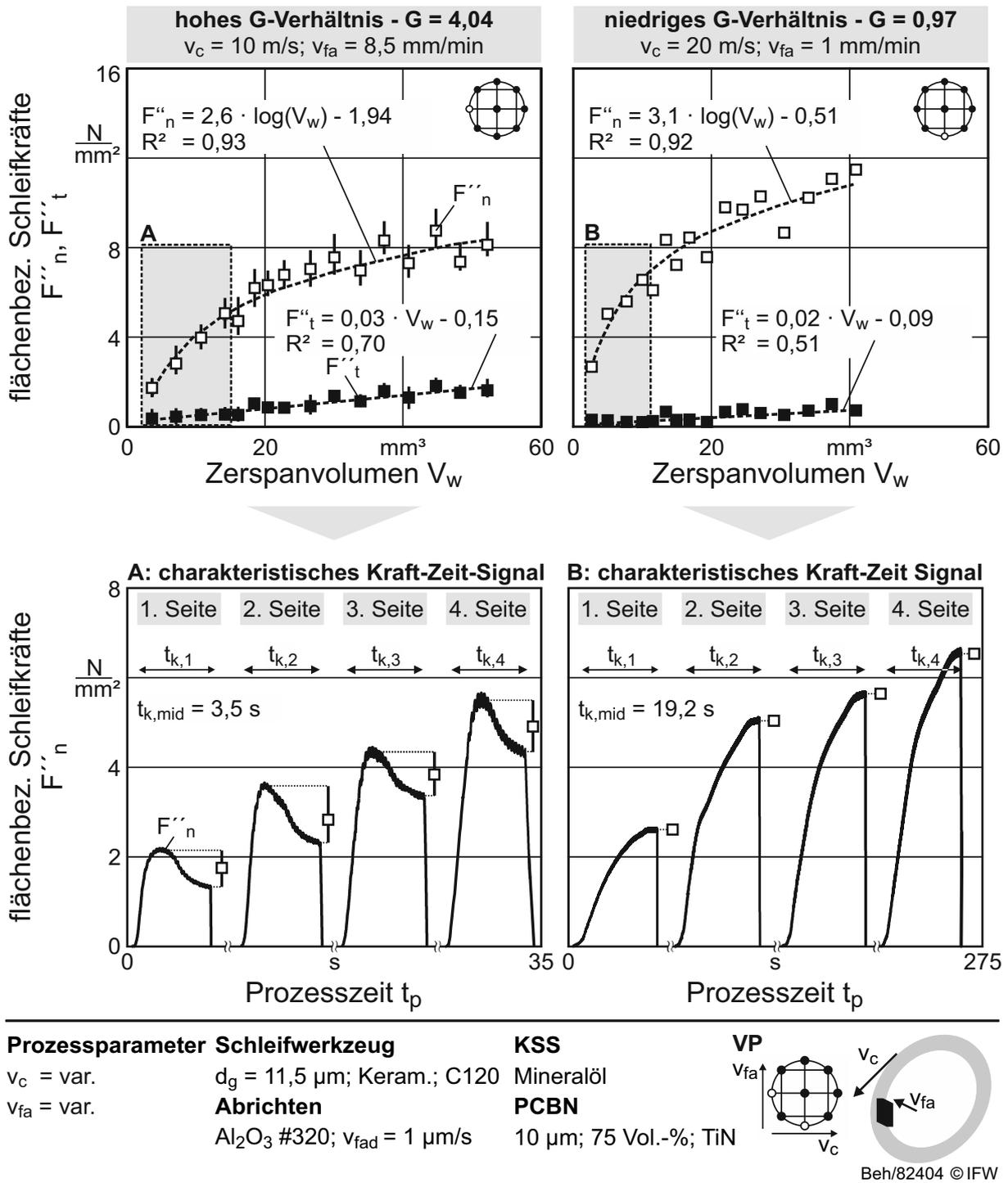


Bild 6.10: Flächenbezogene Kräfte beim produktiven und unproduktiven Schleifen von PCBN

Die zeitliche Wirkung der vorliegenden mechanischen Prozessbelastungen ist entscheidend für das Schleifen von Wendschneidplatten, wie die charakteristischen Kraft-Zeit-Signale der flächenbezogenen Normalkräfte einer produktiv und unproduktiv geschliffenen Wendschneidplatte zeigen (Bild 6.10, unten). Der charakteristische Kraftzeitverlauf eines produktiven Schleifprozesses ist dadurch gekennzeichnet, dass zunächst die Normalkräfte bei zunehmendem Arbeitseingriff a_e ein Maximum erreichen (Bild 6.10, unten links). Ist der programmierte Arbeitseingriff erreicht, erfolgt ein

Ausfeuerintervall von einer Sekunde, in dem die Verformungen im Maschinensystem abgebaut werden können. Dadurch, dass die im produktiven Fall vorliegende Topografie durchgehend scharfe Schneiden aufweist (Bild 6.6, mittig), wird auch im Ausfeuerintervall Material zerspant. Dieser Vorgang führt zu einem Abfall der Normalkräfte. Die durchschnittlich auftretende Kraft zwischen der maximalen Belastung und der Belastung am Ende des Schleifzyklus stellt in diesem Fall die repräsentative flächenbezogene Normalkraft F''_n für eine geschliffene Wendeschneidplattenseite dar. Die mittlere Kontaktzeit zwischen Werkstück und Werkzeug je Wendeschneidplattenseite im produktiven Fall beträgt $t_{k,mid} = 3,5$ s.

Im Kraft-Zeitsignal des unproduktiven Schleifprozesses wird die Wirkung der verrundeten Schleifkörner deutlich (Bild 6.10, unten rechts). Bei niedrigen Einzelkornspannungsdicken findet eine Materialtrennung primär in der Zustellbewegung statt. Im Ausfeuerzyklus liegt keine Materialtrennung mehr vor, weil die anliegende Normalkraft nicht ausreicht, damit das verrundete Schleifkorn in das PCBN eindringen kann. Die Körner reiben hier nur über das PCBN und verrunden noch stärker. Der Kraft-Zeitverlauf ist zunächst durch einen steigenden Anteil gekennzeichnet, der dann im Ausfeuerzyklus auf dem maximalen Niveau bleibt. Dieses Kraftniveau wird für den unproduktiven Schleifprozess als repräsentativ angenommen, da diese mechanischen Belastungen die Randzone der Wendeschneidplatte final beeinflussen und für den vorliegenden Verschleißmechanismus am Schleifwerkzeug primär verantwortlich sind. Die Dauer des hohen Kraftniveaus übersteigt sogar die gesamte mittlere Prozesszeit des produktiven Schleifprozesses. Die mittlere Kontaktzeit je Wendeschneidplatte im unproduktiven Fall beträgt $t_{k,mid} = 19,2$ s. Das ist mehr als das Fünffache der mittleren Kontaktzeit des produktiven Schleifprozesses.

Die unterschiedliche zeitliche Wirkung der mechanischen Belastungen wird deutlich, wenn die flächenbezogenen Normalkräfte des produktiven und unproduktiven Schleifprozesses über die jeweiligen Prozess- und Kontaktzeiten aufgetragen werden (Bild 6.11). Insbesondere bei der unproduktiven Bearbeitung mit $G = 0,97$ wird ein linearer Einfluss der Prozesszeit nach einer anfänglichen Einschleifphase erkennbar. Im produktiven Fall ($G = 4,04$) werden trotz höherer axialer Vorschubgeschwindigkeiten geringere Normalkräfte generiert. Diese Normalkräfte wirken darüber hinaus pro geschliffene Wendeschneidplattenseite auch noch kürzer (vgl. Bild 6.11, rechts). Aus diesen Beobachtungen wird geschlossen, dass nicht nur die Höhe der mechanischen Belastung entscheidend für den Verschleiß der Schleifscheibe ist, sondern auch deren Wirkdauer. Auf diese Hypothese wird im nachfolgenden Kapitel 6.1.5 detaillierter eingegangen.

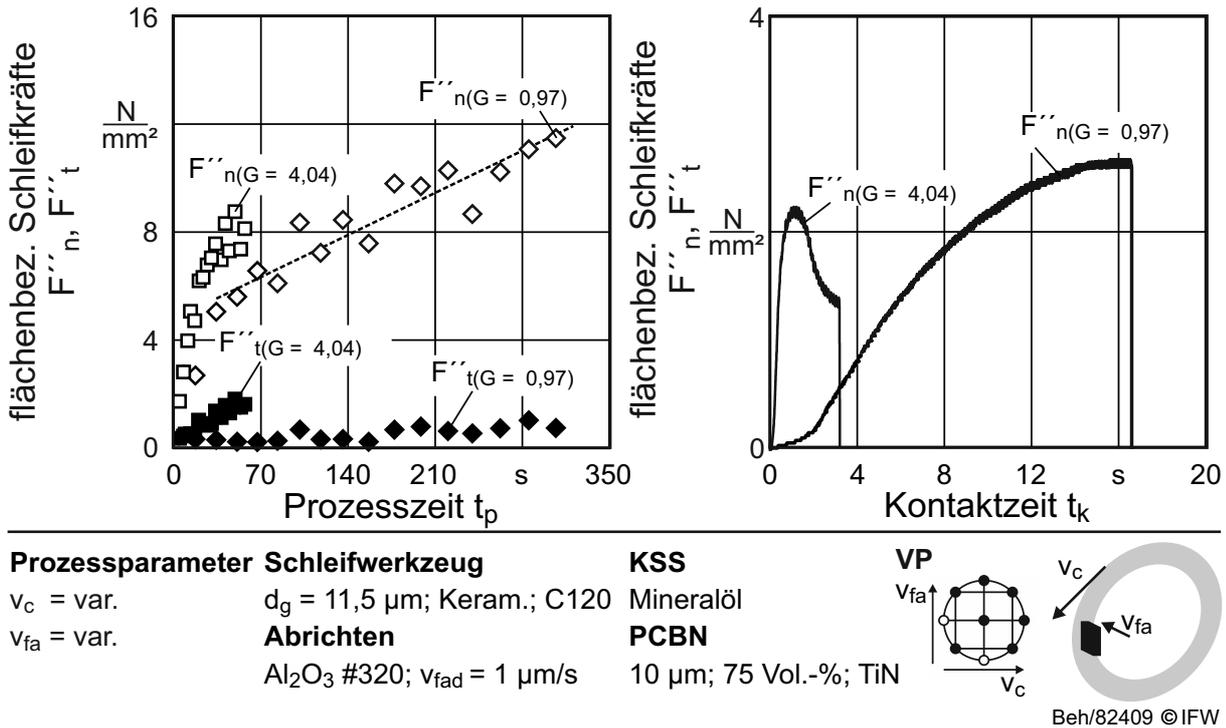


Bild 6.11: Flächenbezogenen Kräfte über die Prozess- und Kontaktzeit

Die flächenbezogenen Schleifkräfte der Parameterkombinationen, welche durch starke Zusetzungen infolge von Bindungsversagen gekennzeichnet sind, zeigen ebenfalls zunächst einen starken initialen Anstieg der flächenbezogenen Normalkräfte ab dem ersten Schleifkontakt (Bild 6.12). Für diesen Verschleißmechanismus ist jedoch ein plötzlich auftretender Einbruch der Normalkräfte charakteristisch, auf dem ein starker Anstieg der Tangentialkräfte folgt. Bei der zentralen Parameterkombination mit $v_c = 20 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ tritt der Effekt im Mittel bei $V_w = 26,8 \text{ mm}^3$ auf (Bild 6.12, links). Die Schleifkräfte bestätigen den Versagenscharakter des Bindungsverschleißes. Ferner bestätigen die Wiederholungen im Zentrum des Versuchsplans die Wiederholbarkeit dieses Effekts. Die rechte dargestellte Parameterkombination mit $v_c = 27,1 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 13,8 \text{ mm/min}$ zeigt den Verschleißmechanismus bereits nach einem Zerspanvolumen von $V_w = 12,7 \text{ mm}^3$, sodass die Experimente nach $V_w = 20,8 \text{ mm}^3$ das Abbruchkriterium (vgl. Bild 4.21) erfüllen.

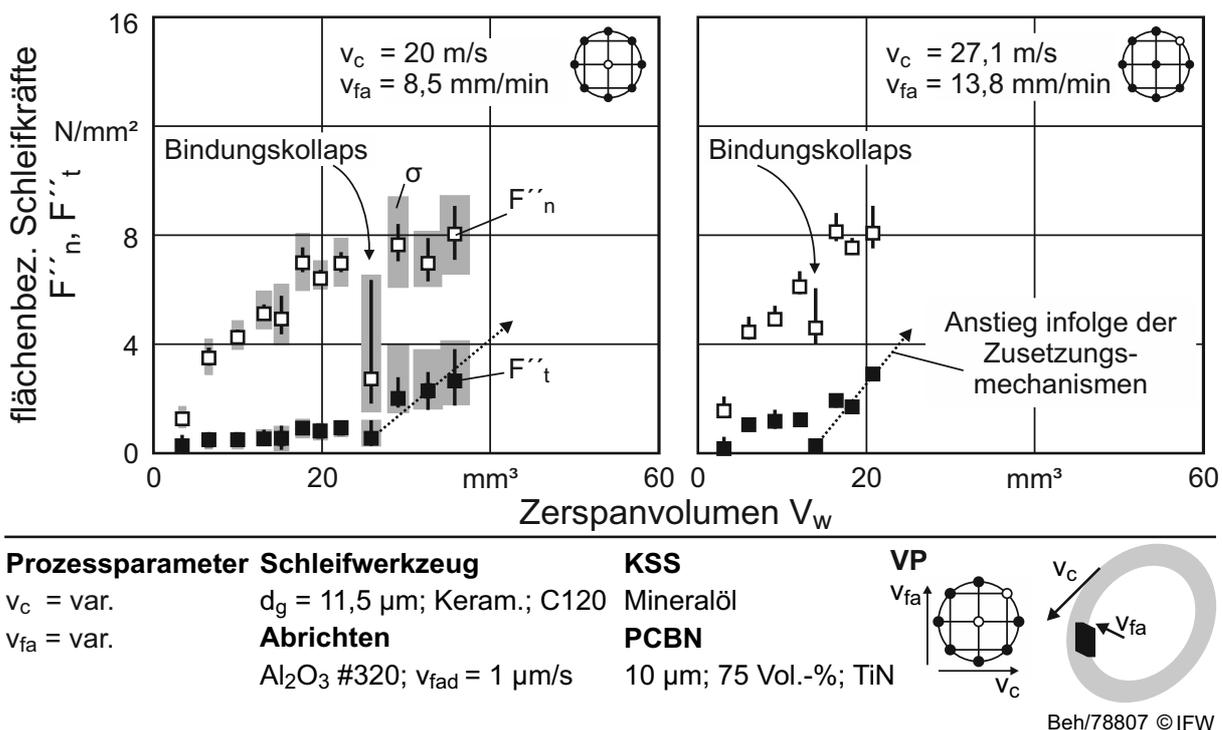


Bild 6.12: Verlauf der flächenbezogenen Schleifkräfte im Zusetzungsfall

Die Betrachtung der Schleifkräfte über den gesamten Parameterraum gibt Aufschluss über die vorliegenden mechanischen Prozessbelastungen in Abhängigkeit der gewählten Schnitt- und axialen Vorschubgeschwindigkeit. Hierbei werden zunächst die mittlere flächenbezogene Normalkraft $F''_{n,mid}$ (Bild 6.13, links) und die mittlere volumenbezogene Normalkraft $F'''_{n,mid}$ (Bild 6.13, rechts) betrachtet. $F''_{n,mid}$ ist das arithmetische Mittel aller erfassten flächenbezogenen Normalkräfte je Parameterkombination (Gl. 6.2)

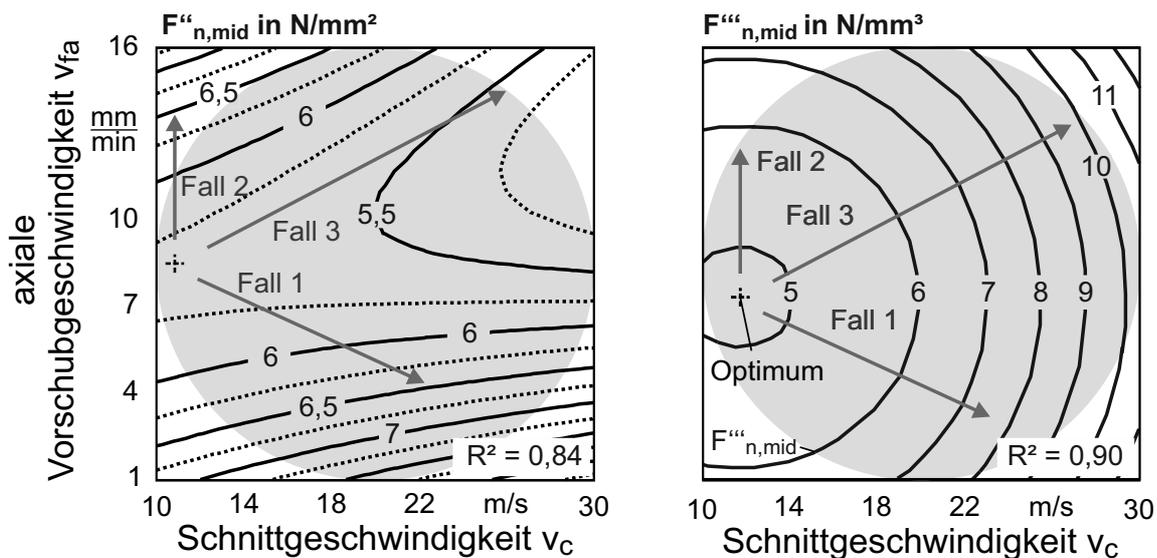
$$F''_{n,mid} = \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F''_{n,i} \right) \quad (6.2)$$

$F'''_{n,mid}$ ist hingegen das arithmetische Mittel der Normalkräfte, das auf das gesamte zerspante Wendeschneidplattenvolumen bezogen wird (Gl. 6.3). Es ermöglicht den Vergleich der mittleren mechanischen Belastungen unabhängig vom zerspannten Werkstoffvolumen und somit von der Größe der Wendeschneidplatte und zeigt, welche durchschnittlichen Kräfte für das Schleifen einer Volumeneinheit PCBN-Wendeschneidplatte in Abhängigkeit der Prozessparameter notwendig sind:

$$F'''_{n,mid} = \frac{\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F_{n,i} \right)}{V_{w,ges}} \quad (6.3)$$

Durch Regression kann die mechanische Wirkung beim Schleifen von PCBN in Abhängigkeit der Prozessparameter dargestellt werden (Bild 6.13, Details der Regression in Tabelle 11.5 und Tabelle 11.6). Ausgehend von den dargestellten Betrachtungspunkten (gestricheltes Kreuz) im produktiven Bearbeitungsbereich nehmen die mittleren bezogenen Normalkräfte zu, je weiter sich die Prozessparameter hin zum unproduktiven Bearbeitungsbereich verändern (Fall 1). Dies ist durch die Herabsetzung der Schnittfähigkeit infolge der Anflachungen und Ausbrüche der

Schleifkörner zu erklären. Bei einer Erhöhung der axialen Vorschubgeschwindigkeiten im produktiven Bearbeitungsbereich steigen sowohl $F''_{n,mid}$ als auch $F'''_{n,mid}$ an (Fall 2). Die Steigerung der bezogenen Kräfte im zweiten Fall wird hingegen weniger durch den Verschleißmechanismus hervorgerufen, da in diesem Prozessparameterbereich eine produktive Bearbeitung mit hohen G-Verhältnissen und geringem mikro- und makroskopischen Verschleiß vorliegt. Aufgrund des geringen Verschleißes der Topografie kann in diesem Parameterbereich die Steigerung der Prozesskräfte mit dem Anstieg der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , welche durch die Steigerung der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} hervorgerufen wird, erklärt werden.



Prozessparameter Schleifwerkzeug

v_c = var.

v_{fa} = var.

d_g = 11,5 μ m; Keram.; C120

Abrichten

Al_2O_3 #320; v_{fad} = 1 μ m/s

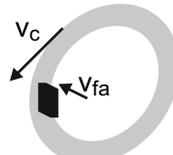
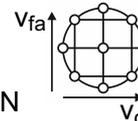
KSS

Mineralöl

PCBN

10 μ m; 75 Vol.-%; TiN

VP



Beh/82425 © IFW

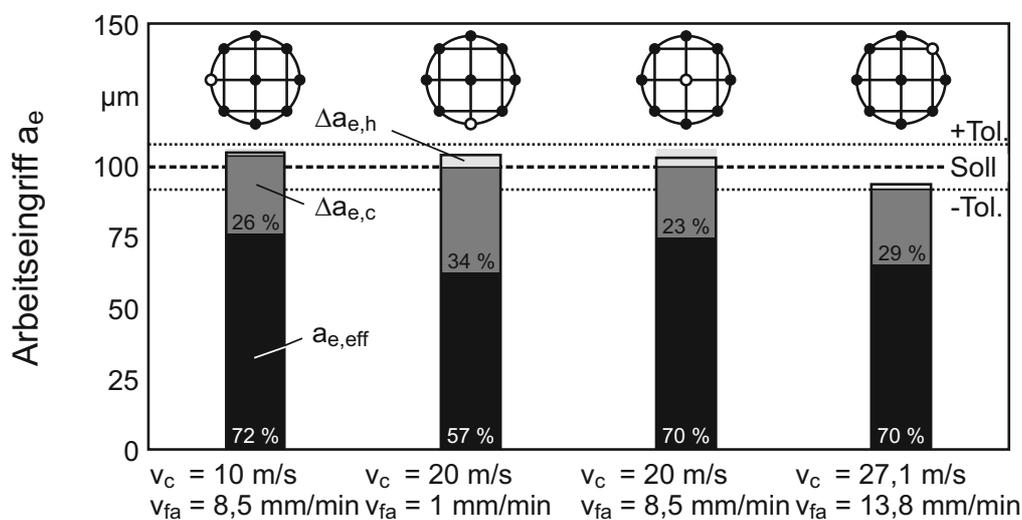
Bild 6.13: Globale mittlere flächen- und volumenbezogene Normalkräfte

Die Änderung der Parameter hin zum Bearbeitungsbereich, in dem vorwiegend Bindungsversagen und starke Zusetzungen auftreten, wirkt sich unterschiedlich auf die bezogenen Normalkräfte aus (Fall 3). Die flächenbezogenen Normalkräfte stellen in diesem Fall keine geeignete Prozessgröße zur Beschreibung der Schnitffähigkeit der Schleifscheibe dar, da sie teils sogar geringere Kräfte als im Ausgangspunkt darstellen. Die Gründe hierfür sind sowohl der drastische Abfall der Normalkräfte beim Bindungskollaps als auch die Tatsache, dass die Normalkräfte kein konstantes Kraftniveau erreichen (Bild 6.12). Erst durch das Beziehen auf das gesamte Zerspanvolumen in $F'''_{n,mid}$ wird die deutliche Verringerung der Schnitffähigkeit der Schleifscheibe sichtbar.

Wie beschrieben, beeinflussen die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und axiale Vorschubgeschwindigkeit die mechanische Wirkung des Prozesses, den Schleifscheibenverschleiß und somit auch die Schnitffähigkeit der Schleifscheibe und

den daraus resultierenden Materialabtrag signifikant. Je nach gewählter Parameterkombination treten wie dargestellt unterschiedliche Szenarien auf, die auch die erreichbare Maßhaltigkeit beeinflussen. Die Maßhaltigkeit einer Wendschneidplatte wird direkt durch vorliegende Schnittfähigkeit und den makroskopischen Verschleiß der Schleifscheibe beeinflusst.

Beim Querseiten-Planschleifen führen im Wesentlichen zwei Fehlerquellen zur Abweichung von der Sollkontur bzw. des Soll-Arbeitseingriffs a_e . Eine direkte Abweichung folgt aus dem Profilververschleiß der Schleifscheibe. Diese Abweichung wird als $\Delta a_{e,h}$ bezeichnet. Eine weitere Abweichung wird darüber hinaus aus der vorliegenden Normalkraft und der daraus resultierenden Maschinenverformung hervorgerufen. Diese Art der Abweichung wird nachfolgend als $\Delta a_{e,c}$ bezeichnet und wird aus dem Produkt der Normalkraft F_n und der vorliegenden Steifigkeit von $c_x = 9,24 \text{ N}/\mu\text{m}$ berechnet. Der infolge des Schleifens erreichte Ist-Arbeitseingriff bzw. effektive Arbeitseingriff $a_{e,eff}$ wird aus der Differenz der Wendschneidplattengröße vor und nach dem Schleifen ermittelt. Je nach vorliegendem Verschleißmechanismus und vorliegender Schnittfähigkeit liegen unterschiedliche Anteile von $\Delta a_{e,h}$, $\Delta a_{e,c}$ und $a_{e,eff}$ vor und ergeben in Summe unter Einbeziehung der Bearbeitungstoleranz von $\pm 5 \mu\text{m}$ sowie Messungenauigkeiten von $\pm 2,5 \mu\text{m}$ den zu erzielenden Arbeitseingriff von $a_e = 100 \mu\text{m}$ (Bild 6.14).



Prozessparameter Schleifwerkzeug

$v_c = \text{var.}$

$v_{fa} = \text{var.}$

$d_g = 11,5 \mu\text{m}$; Keramik; C120

Abrichten

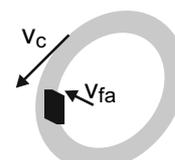
$\text{Al}_2\text{O}_3 \#320$; $v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$

KSS

Mineralöl

PCBN

$10 \mu\text{m}$; 75 Vol.-%; TiN



Beh/78861 © IFW

Bild 6.14: Bearbeitungsfehler infolge der mechanischen Belastungen und dem Schleifscheibenverschleiß

Das Schleifen von PCBN-Wendschneidplatten mit der produktiven Parameterkombination von $v_c = 10 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ erzielt in Summe einen Arbeitseingriff von $a_e = 104,9 \mu\text{m}$. Hierbei werden aufgrund der Schnittfähigkeit der

Schleifscheibe infolge der vorliegenden Kornsplitterung 72 % des Arbeitseingriffs a_e effektiv in Materialabtrag umgesetzt ($a_{e,eff} = 75,52 \mu\text{m}$). 26 % ($\Delta a_{e,c} = 27,27 \mu\text{m}$) des vorliegenden Arbeitseingriffs kann durch die Verformung der Maschinenstruktur erklärt werden. Bei dieser Parameterkombination liegt kaum Profilverschleiß vor, daher entfällt auf diese Fehlerquelle lediglich 2 % ($\Delta a_{e,h} = 2,1 \mu\text{m}$).

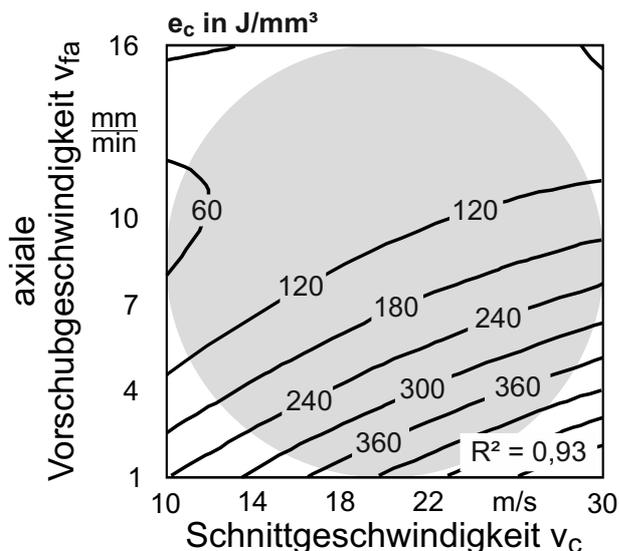
Herrscht primär der Verschleißmechanismus Kornanflachung und Kornausbruch bei der Parameterkombination $v_c = 20 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$ vor, liegt der Anteil des effektiv geschliffenen Arbeitseingriff $a_{e,eff}$ bei lediglich 57 % ($a_{e,eff} = 58,93 \mu\text{m}$) und damit deutlich geringer als bei der produktiven Parameterkombination. Demgegenüber steht ein deutlicher Anstieg des Maßfehlers $\Delta a_{e,c}$ infolge mechanischer Belastung auf 34 % ($\Delta a_{e,c} = 35,16 \mu\text{m}$). Der Anteil des Profilverschleiß $\Delta a_{e,h}$ liegt bei 9 % ($\Delta a_{e,h} = 9,31 \mu\text{m}$).

Im Falle des Bindungsversagens und den daraus resultieren Zusetzungen bei den Parameterkombinationen $v_c = 20 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ bzw. $v_c = 27,1 \text{ m/s}$ und $v_{fa} = 13,8 \text{ mm/min}$ werden effektive Arbeitseingriffe von $a_{e,eff} = 102,7 \mu\text{m}$ bzw. $a_{e,eff} = 93,2 \mu\text{m}$ erreicht. Die prozentuale Aufteilung des Materialabtrags und der Maßabweichungen ähneln der produktiven Bearbeitung. Jedoch ist bei diesen Parameterkombinationen zu berücksichtigen, dass die Bearbeitung jeweils nach dem Vorliegen des Bindungskollapses direkt abgebrochen wurde. Die Anteile der Fehler bestätigen weiterhin, dass bis zum Auftreten des Bindungskollapses ein produktiver Prozess vorliegt und bestätigen somit den Charakter des Werkzeugversagens.

Neben der mechanischen Beanspruchung des Prozesses ist die thermische Beanspruchung auf die beiden Wirkpartner ein wichtiges Kriterium. Die thermische Beanspruchung des Schleifprozesses kann durch die spezifische Schleifenergie P_c dargestellt werden, da der Hauptteil der zur Materialtrennung notwendigen Spindelleistung in Wärme umgewandelt wird. Sie beschreibt den notwendigen energetischen Aufwand, der je zerspantem Werkstoffvolumen notwendig ist [KLO05]. Die spezifische Schnittleistung ist ein Quotient aus der mittleren Schnittleistung je Parameterkombination und dem jeweilig anliegenden Zeitspannvolumen Q_w (Gl. 6.4).

$$e_c = \frac{\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n F_{t,i}\right) \cdot v_c}{Q_w} = \frac{P_c}{Q_w} = \frac{P_c}{(A_{k,mid} \cdot v_{fa})} \quad (6.4)$$

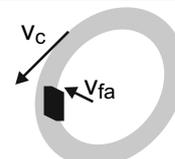
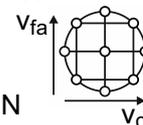
Die spezifische Schleifenergie wird auch als Maß für die Effektivität eines Schleifprozesses herangezogen. Der starke Anstieg der spezifischen Schleifenergie bei niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten zeigt deutlich die Ineffizienz des Schleifprozesses im unproduktiven Bearbeitungsfall (Bild 6.15, Details der Regression in Tabelle 11.7). Dies wird durch den hohen Reibungsanteil, der durch die verrundeten Schleifkörner erzeugt wird, erklärt. Im produktiven Bearbeitungsbereich wird für das Schleifen der PCBN-Wendescheidplatten im Vergleich hierzu nur sehr wenig Energie benötigt. Die Erhaltung der Schnittfähigkeit durch die Kornsplitterung ermöglicht demnach einen sehr effizienten Prozess.

**Prozessparameter Schleifwerkzeug** $v_c = \text{var.}$ $v_{fa} = \text{var.}$

$d_g = 11,5 \mu\text{m}$; Keram.; C120
Abrichten
 $\text{Al}_2\text{O}_3 \#320$; $v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$

KSS

Mineralöl

PCBN10 μm ; 75 Vol.-%; TiN**VP**

Beh/82408 © IFW

Bild 6.15: Spezifische Schleifenergie beim Schleifen von PCBN

Die beobachtete thermische Überbelastung des Prozesses infolge der starken Zusetzungen der Porenräume sowohl im PCBN-Kontaktzonenbereich als auch im Kontaktbereich des Hartmetallsubstrats der Wendeschneidplatte (Bild 6.7 und Bild 6.8) wird durch e_c nicht ausgedrückt. Dies liegt daran, dass bis zum Erreichen des Abbruchkriteriums und dem vollständigen Zusetzen des Porenraums weiterhin Material zerspannt wird. Diese Charakteristik bestätigt wiederum den starken Versagenscharakter der Vorgänge in diesem Prozessparameterbereich, welche letztendlich auch zur bereits dargestellten Rissbildung in der PCBN-Randzone führen (Bild 6.9, rechts).

Die Analyse der mechanischen Prozessbelastungen und der notwendigen Energien zum Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten spiegeln sehr gut die beobachteten makro- und mikroskopischen Verschleißmechanismen wieder. Hierdurch wird die Definition von Prozessgrenzen für das Schleifen von PCBN möglich.

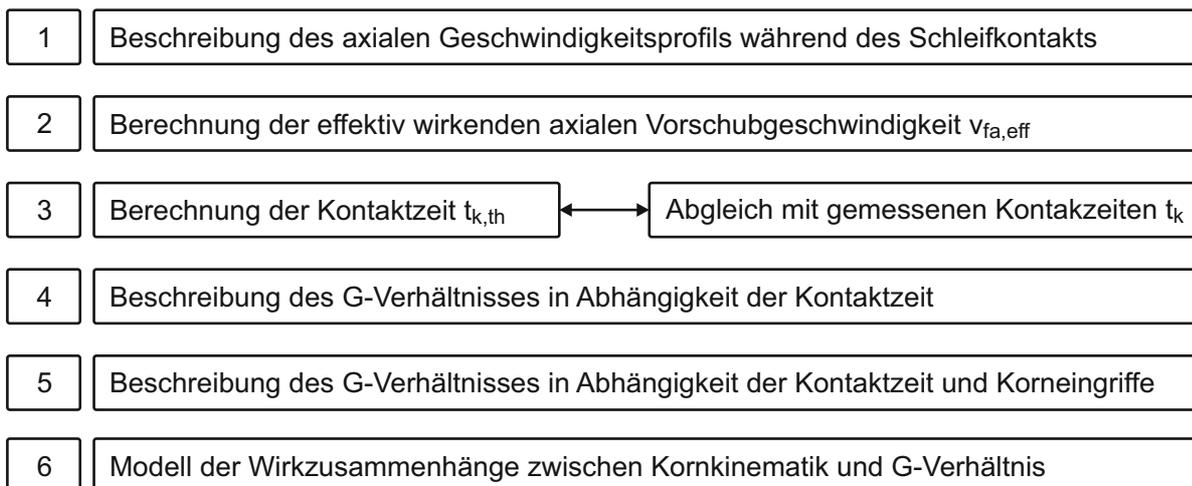
Im produktiven Bearbeitungsfall ist der Prozess ausschließlich durch die Steifigkeit der verwendeten Werkzeugmaschine begrenzt. Im unproduktiven Fall wird die Prozessgrenze durch die Abrasivfestigkeit der Diamanten sowie die Anbindung der Diamanten an die keramische Bindung definiert. Im Fall starker Zusetzungen bestimmt die Grenze die Festigkeit der verwendeten keramischen Bindung und somit ihren Widerstand gegen den beobachteten Bindungskollaps.

6.1.5 Wirkung der Korneingriffs kinematik auf den Verschleiß

Die bisherigen Erkenntnisse weisen eindeutig die Bedeutung der Schnittgeschwindigkeit v_c und der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} auf die vorliegenden Verschleißmechanismen und somit auf das erzielbare G-Verhältnis nach. Die Analyse der mechanischen Prozessbelastungen im vorangegangenen Kapitel macht deutlich, dass das Einsatzverhalten der keramischen gebunden Diamantschleifscheiben beim Schleifen von PCBN von der Wirkdauer der Belastungen abhängt. Jedoch erklärt dies nicht die Signifikanz der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß, da die Schleifprozessdauer ausschließlich vom vorliegenden Aufmaß der Wendeschneidplatte und der axialen Vorschubgeschwindigkeit abhängt. Die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst hingegen die Eingriffshäufigkeit des einzelnen Schleifkorns. Aus dieser Überlegung leitet sich folgende Arbeitshypothese ab:

Das G-Verhältnis lässt sich anhand der Belastungshäufigkeit eines einzelnen Schleifkorns beschreiben.

Um ein tieferes Verständnis der Zusammenhänge zu erhalten, wird in diesem Kapitel der kinematikspezifische Einfluss von v_c und v_{fa} auf die Belastungshäufigkeit untersucht. In Bild 6.16 sind die sechs Einzelschritte der hierbei verwendeten Vorgehensweise dargestellt. Zunächst ist eine mathematische Beschreibung des real anliegenden übergangsverschliffenen Geschwindigkeitsprofils (vgl. Bild 4.2) der axialen Vorschubgeschwindigkeit während des Schleifkontakts notwendig. Aus dieser mathematischen Beschreibung ist in einem zweiten Schritt die effektiv während des Schleifvorgangs wirkende axiale Vorschubgeschwindigkeit $v_{fa,eff}$ zu berechnen. Mit Hilfe von $v_{fa,eff}$ kann die theoretische Kontaktzeit $t_{k,th}$ berechnet werden. Dieser theoretische Wert wird mit den real vorliegenden Kontaktzeiten, die aus den Kraft-Zeitverläufen ermittelt werden, abgeglichen und verifiziert.



Beh/85508 © IFW

Bild 6.16 Vorgehensweise bei der Ermittlung des kinematischen Einflusses auf das G-Verhältnis

Daraufhin wird geprüft, inwiefern sich die erreichten G-Verhältnisse beim Schleifen von PCBN durch die Kontaktzeiten beschreiben lassen oder eine Erweiterung um die

Korneingriffe notwendig ist. Hieraus wird abschließend ein Modell zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge zwischen Kornkinematik und G-Verhältnis abgeleitet.

In Bild 6.17 ist das von der Schleifmaschine verwendete und vom Hersteller festgelegte Geschwindigkeitsprofil der axialen Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} dargestellt. Für das kinematische Verständnis des Schleifprozesses ist zunächst der Zusammenhang zwischen diesem Geschwindigkeitsprofil, der programmierten axialen Vorschubgeschwindigkeit und der resultierenden Kontaktzeit t_k zu ergründen. Das Geschwindigkeitsprofil ist vom Weg, der im Arbeitsgang insgesamt zurückgelegt wird, und von der programmierten Sollgeschwindigkeit abhängig. Der zurückgelegte Weg wird als Restweg s bezeichnet und beträgt in den experimentellen Untersuchungen $s = 1 \text{ mm}$ (Bild 6.17, links). Dieser Restweg ist notwendig, da vor Erreichen der Startposition des Arbeitsganges eine im Eilgang durchgeführte Dreh-Schwenkbewegung des Werkstücktisches und der Wendeschneidplatte erfolgt. Diese Bewegung bewirkt, dass sich die Freifläche der zu schleifenden Wendeschneidplattenseite parallel zur Schleifbelagsfläche befindet und die nachfolgende Zustellbewegung nur durch den axialen Vorschub umgesetzt wird.

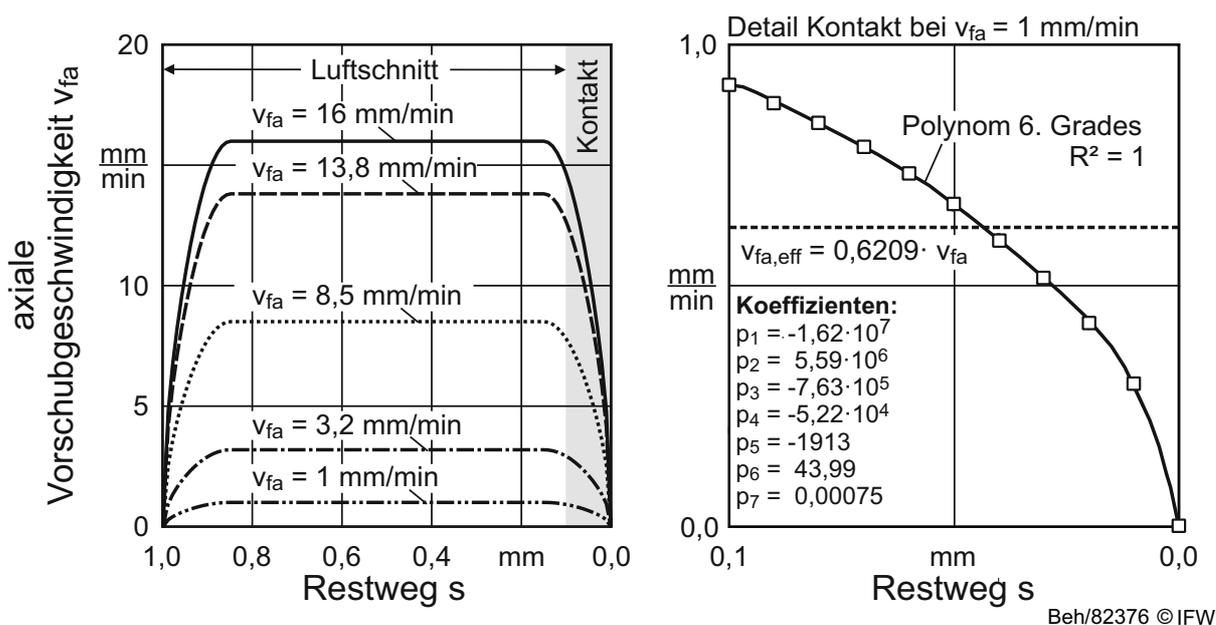
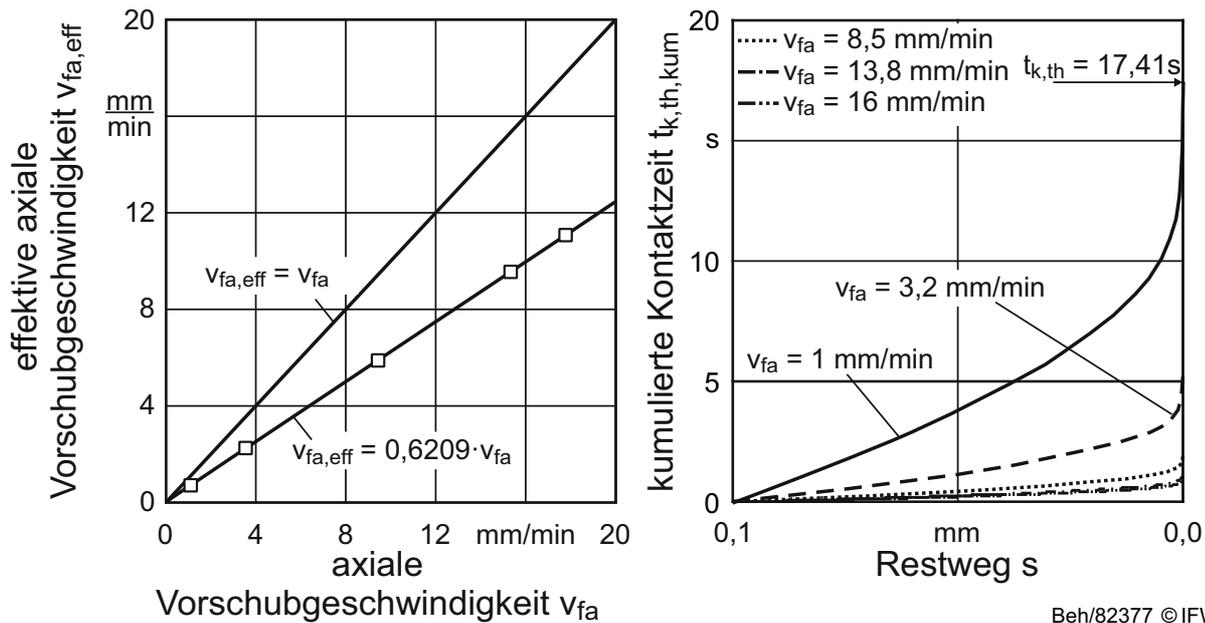


Bild 6.17: Geschwindigkeitsprofile der axialen Vorschubachse

Der Kontakt zwischen Schleifscheibe und Wendeschneidplatte und somit der eigentliche Schleifprozess findet erst in der Verzögerungsphase statt, da das Schleifaufmaß dem Arbeitseingriff $a_e = 100 \mu\text{m}$ entspricht. Die resultierende effektive axiale Vorschubgeschwindigkeit $v_{fa,eff}$ kann aus der Verzögerungskennlinie berechnet werden. Auf Basis der vom Maschinenhersteller bereitgestellten Stützpunkte der Verzögerungskennlinie kann die Verzögerung der axialen Vorschubgeschwindigkeit als Polynom sechsten Grades in Abhängigkeit der programmierten Sollgeschwindigkeit und dem vorliegenden Restweg s ausgedrückt werden (Gl. 6.5 und Bild 6.17, rechts):

$$v_{fa,Verzögerung} = v_{vfa} \cdot (p_1 \cdot s^6 + p_2 \cdot s^5 + p_3 \cdot s^4 + p_4 \cdot s^3 + p_5 \cdot s^2 + p_6 \cdot s + p_7) \quad (6.5)$$

Bild 6.18 zeigt, wie die programmierte axiale Vorschubgeschwindigkeit durch die Verzögerungskennlinie verzerrt wird. Es kann festgehalten werden, dass durch die Verzerrung die effektive axiale Vorschubgeschwindigkeit im Kontaktbereich 62 % der Sollgeschwindigkeit entspricht (Bild 6.18, links). Dies ist entsprechend bei der Berechnung der resultierenden theoretisch vorliegenden Kontaktzeit $t_{k,th}$ zu berücksichtigen. So ist zum Beispiel bei einer Sollgeschwindigkeit von $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$ eine theoretische Kontaktzeit von $t_{k,th} = 17,41 \text{ s}$ zu erwarten (Bild 6.18, rechts).



Beh/82377 © IFW

Bild 6.18: Effektive axiale Vorschubgeschwindigkeit bei $a_e = 100 \mu\text{m}$ und Schleifzeit

Der allgemeine Zusammenhang zwischen effektiver axialer Vorschubgeschwindigkeit und der theoretischen Kontaktzeit ist in Bild 6.19 dargestellt. Die theoretische Kontaktzeit sinkt demnach regressiv mit steigendem $v_{fa,eff}$ (Bild 6.19, links). Der bisher lediglich vermutete Zusammenhang zwischen der Kontaktzeit und der axialen Vorschubgeschwindigkeit bedarf eine Verifikation mit experimentell ermittelten Daten. Hierfür werden die Kontaktzeiten aus den Kraft-Zeitverläufen extrahiert. Die Gegenüberstellung der in den Experimenten gemessenen Kontaktzeiten t_k und der theoretischen Kontaktzeiten $t_{k,th}$ weist den vermuteten mathematischen Zusammenhang nach, wenn die Ausfeuerzeit von einer Sekunde berücksichtigt wird (Bild 6.19, rechts). Der ermittelte Zusammenhang gleicht ferner Einflüsse, die aus der endlichen Genauigkeit des maschineninternen Antastsystems und der Schleifscheibentopografie stammen, aus.

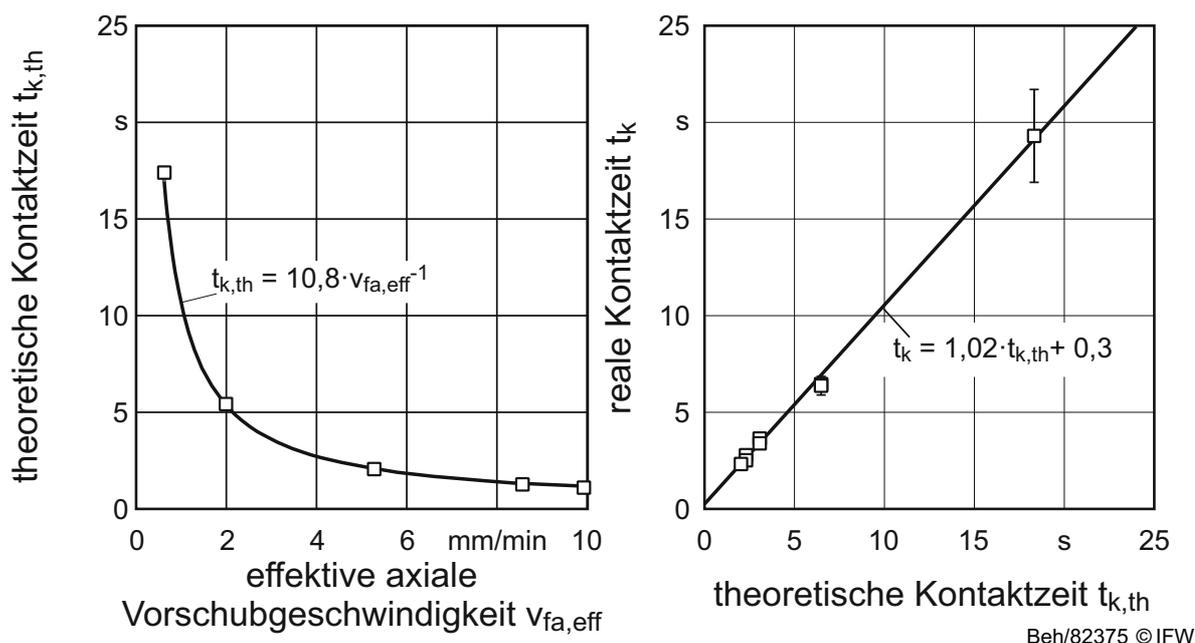


Bild 6.19: Gegenüberstellung der theoretischen und der gemessenen Kontaktzeit

Mit Hilfe der verifizierten kinematischen Zusammenhänge kann die Kontaktzeit in Abhängigkeit der programmierten axialen Vorschubgeschwindigkeit ausgedrückt werden (Gl. 6.6).

$$t_k = 17,67 \cdot \frac{1}{v_{fa}} + 0,3 \quad (6.6)$$

In Bild 6.20 ist dargestellt inwiefern sich das G-Verhältnis beim Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten durch die Kontaktzeit beschreiben lässt. Die Korrelation ermittelt einen regressiven Zusammenhang, welcher jedoch die Zusammenhänge nur unzureichend ($R^2 = 0,58$) erklärt. Erst durch die Erweiterung des Zusammenhangs mit der Schnittgeschwindigkeit in Form der Anzahl der Schleifkorneingriffe N_k , welche die Belastungshäufigkeit eines Schleifkorn repräsentiert, kann eine hohe Korrelation ($R^2 = 0,93$) mit dem G-Verhältnis hergestellt werden (Bild 6.20, mittig). Rechnerisch ergibt sich N_k unter Berücksichtigung der Kontaktzeit t_k , des Schleifscheibenradius r_s und der Schnittgeschwindigkeit v_c nach Gl. 6.7:

$$N_k = t_k \cdot n_s = t_k \cdot \frac{1}{2\pi \cdot r_s} \cdot v_c \quad (6.7)$$

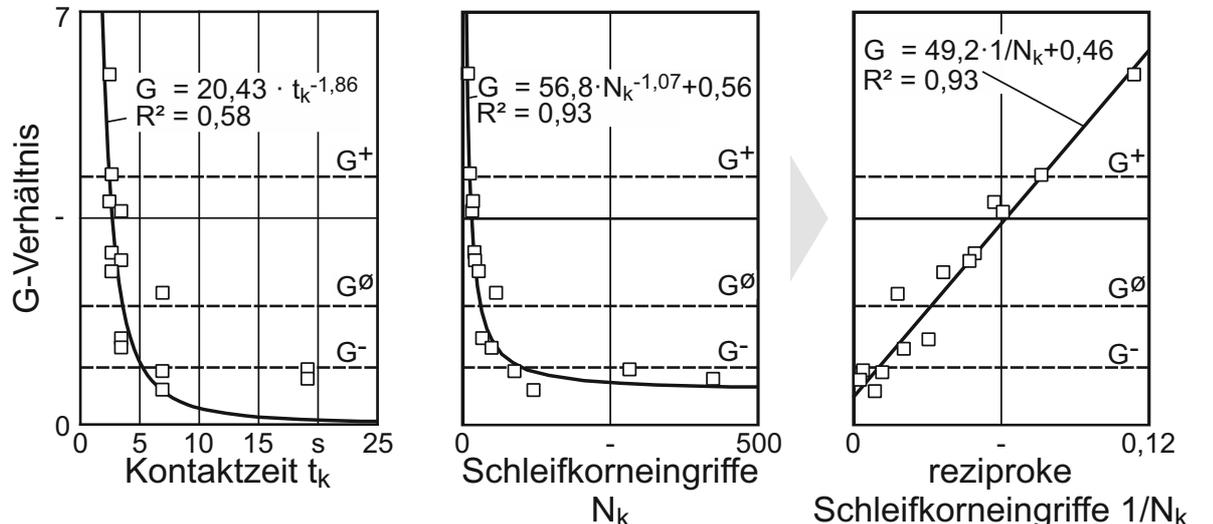
Wird nun in Gl. 6.6 in Gl. 6.7 eingesetzt ergibt sich Gl. 6.8 zu:

$$N_k = \left(17,67 \cdot \frac{1}{v_{fa}} + 0,3 \right) \cdot \frac{1}{2\pi \cdot r_s} \cdot v_c = \frac{17,67}{2\pi \cdot r_s} \cdot \frac{v_c}{v_{fa}} + \frac{0,3}{2\pi \cdot r_s} \cdot v_c \quad (6.8)$$

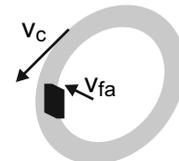
Die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst beide Terme der Summe in Gl. 6.8 wobei die Gewichtung mit 60:1 zu Gunsten des ersten Terms verläuft. Aus diesem Grund wird diese Gleichung vereinfacht zu:

$$N_k = \frac{\kappa_1}{\kappa_2} \cdot \frac{v_c}{v_{fa}} \quad (6.9)$$

Hierbei berücksichtigt κ_1 die kinematischen Verhältnisse zwischen axialer Vorschubgeschwindigkeit und der Schnittgeschwindigkeit sowie das Geschwindigkeitsprofil der Vorschubachse. Der Koeffizient κ_2 berücksichtigt den Radius der verwendeten Schleifscheibe von $r_s = 200$ mm.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = \text{var.}$	$d_g = 11,5 \mu\text{m}$; Keram.; C120	Mineralöl
$v_{fa} = \text{var.}$	Abrichten $\text{Al}_2\text{O}_3 \#320$; $v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	PCBN $10 \mu\text{m}$; 75 Vol.-%; TiN



Beh/82381 © IFW

Bild 6.20: G-Verhältnis in Abhängigkeit der Kontaktzeit und der Schleifkorneingriffe

Der reziproke Zusammenhang wird zur Vereinfachung als Kehrwert dargestellt (Bild 6.20, rechts). Der nun lineare Zusammenhang für das G-Verhältnis drückt sich wie folgt aus, wenn v_{fa} in mm/min und v_c in m/s angegeben sind:

$$G = 49,2 \cdot \frac{\kappa_2}{\kappa_1} \cdot \frac{v_{fa}}{v_c} + 0,46 \quad (6.10)$$

Hierbei gilt:

$$\frac{v_{fa}}{v_c} = \frac{1}{q} = h'_{eq} \quad (6.11)$$

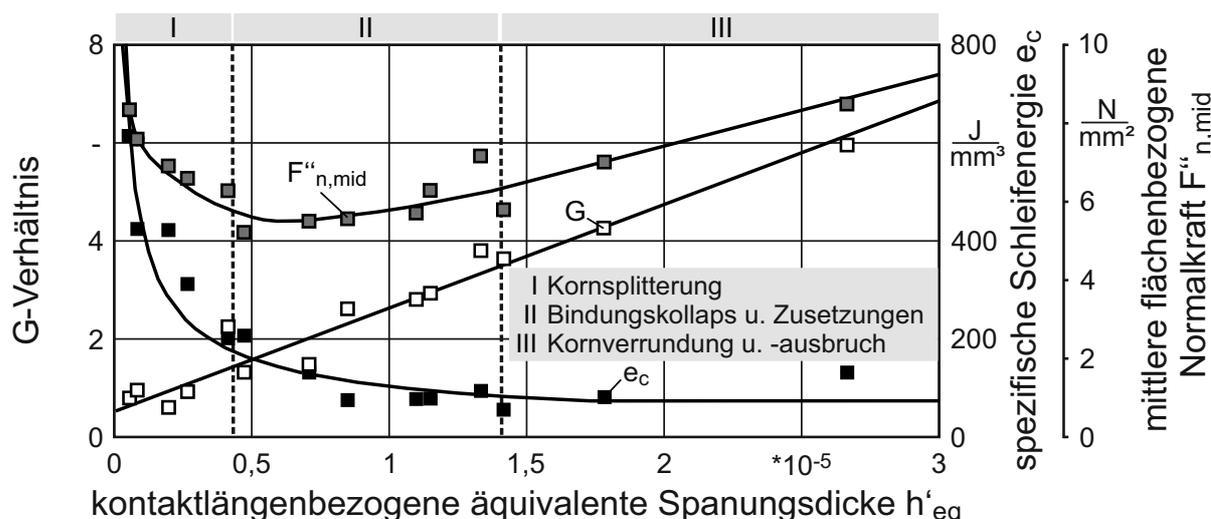
Der Quotient aus axialer Vorschubgeschwindigkeit und Schnittgeschwindigkeit wird in der Literatur auch als Umkehrfunktion des Geschwindigkeitsverhältnisses q oder als kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke h'_{eq} beschrieben und ist zentraler Bestandteil der meisten Modelle beim Schleifen [TÖN92, WOB92]. Letztendlich kann durch die Vereinheitlichung Gl. 6.10 wie folgt auch ausschließlich durch h'_{eq} ausgedrückt werden:

$$G = 2,1 \cdot 10^5 \cdot h'_{eq} + 0,46 \quad (6.12)$$

Demnach kann für das Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten folgende Beziehung als allgemein angenommen werden:

$$G \sim h'_{eq} \quad (6.13)$$

Die kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke eignet sich somit hervorragend zur Beschreibung der erreichbaren G-Verhältnisse. Diese Tatsache legt die Vermutung nahe, dass auch weitere prozessbeschreibende Größen durch h'_{eq} abgebildet werden können. Wesentliche Prozessgrößen beim Schleifen von PCBN sind die mittlere flächenbezogene Normalkraft und die spezifische Schleifenergie e_c . In Bild 6.21 werden $F''_{n,mid}$ und e_c über h'_{eq} aufgetragen. Die Darstellung zeigt, dass sich h'_{eq} sehr gut mit der berechneten mittleren flächenbezogenen Normalkraft und der spezifischen Schnittkraft e_c korrelieren und somit weitere detaillierte Informationen über die vorherrschenden Zusammenhänge ableiten lassen.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS	VP
$v_c = \text{var.}$	$d_g = 11,5 \mu\text{m}$; Keramik; C120	Mineralöl	
$v_{fa} = \text{var.}$	Abrichten	PCBN	
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}$; $v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}$; 75 Vol.-%; TiN	

Beh/82409 © IFW

Bild 6.21: Prozessbeschreibung mittels kontaktlängenbezogener äquivalenter Spannungsdicke h'_{eq}

Bei geringen h'_{eq} arbeitet die Schleifscheibe im Unterlastbereich (I). Das Schleifkorn dringt unzureichend in das PCBN ein und gleitet primär auf der Oberfläche ab. Dieses Abgleiten verrundet die Schleifkörner. Dadurch wird die Schnittfähigkeit des einzelnen Korns gesenkt und die Einzelkornkräfte aber auch die globalen Kräfte steigen stark an, bis das Korn aus der Bindung bricht. Der Prozess arbeitet aufgrund des hohen Reibungsanteils sehr ineffizient, was an den hohen spezifischen Schleifenergien zu erkennen ist. In Summe führt dieser Mechanismus zu einem hohen Profilverschleiß bei geringen Materialabtragsraten.

Bei mittleren h'_{eq} d.h. bei hohen axialen Vorschubgeschwindigkeiten und hohem Schnittgeschwindigkeiten tritt darüber hinaus auch Bindungsversagen auf (II). Bindungspartikel nebst gelösten Schleifkörnern setzen die Porenstruktur der Schleifscheibe zu. Der für das Schleifen benötigte Porenraum wird hierdurch geschlossen. Das Vorliegen dieses Verschleißmechanismus kann aufgrund seines

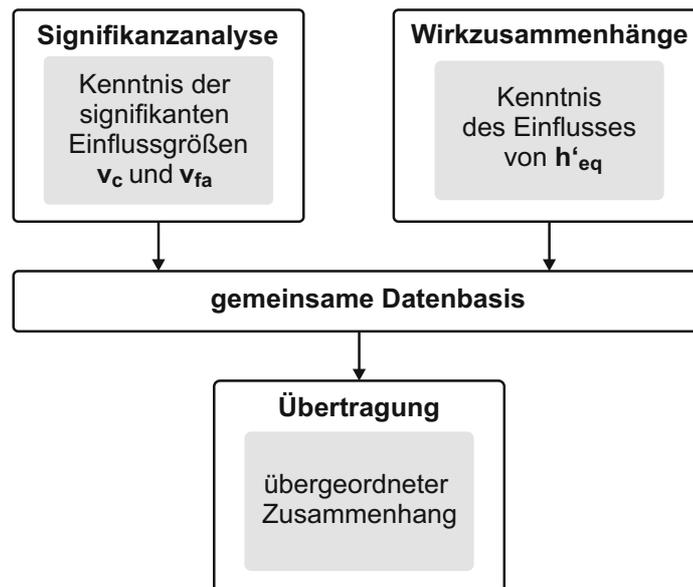
Versagenscharakters jedoch nicht in den dargestellten Erklärungsgrößen wiedergefunden werden.

Das G-Verhältnis steigt weiter linear mit steigendem h'_{eq} an. Hierbei werden hohe h'_{eq} durch niedrige Schnittgeschwindigkeiten und hohe axiale Vorschubgeschwindigkeiten erreicht. Der primäre Verschleißmechanismus ist hier Kornsplitterung (III). Dieser Mechanismus generiert laufend neue scharfe Schneiden. Die Schleifscheibe bleibt weitestgehend schnittfähig und der Prozess ist sehr effektiv, was durch die geringe spezifische Schleifenergie gezeigt wird. G-Verhältnisse von $G > 5$ werden hierbei erreicht. Jedoch kann das h'_{eq} nicht unendlich gesteigert werden, da mit ihm auch wieder ein Anstieg der mittleren flächenbezogenen Normalkräfte einhergeht.

Die Abbildung des G-Verhältnisses über die längenbezogene äquivalente Spannungsdicke ermöglicht darüber hinaus die Auslegung des Radiuschleifens und des Fasenschleifens. Unter Berücksichtigung der jeweiligen kinematischen Restriktionen kann eine optimal angepasste Auslegung erfolgen, damit auch bei der Fertigung der Eckenradien und der Schutzfase ein hohes G-Verhältnis und somit ein produktiver Prozess erreicht werden kann.

6.1.6 Übergeordneter Wirkzusammenhang der Verschleißmechanismen

Die gewonnenen Erkenntnisse aus der Signifikanzanalyse (Kap. 5) sowie der Untersuchungen zur Bildung der Wirkzusammenhänge (Kap. 6) lassen sich zur Übertragung auf die übergeordnete Zusammenhänge nutzen (Bild 6.22). Der D-Optimale Versuchsplan zur Identifizierung von signifikanten linearen Zusammenhängen wird durch die Kenntnis des linearen Einflusses der kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicke h'_{eq} dahingehend modifiziert, dass auch Wechselwirkungen zwischen den Eingangsgrößen abgebildet werden können.



Beh/82412 © IFW

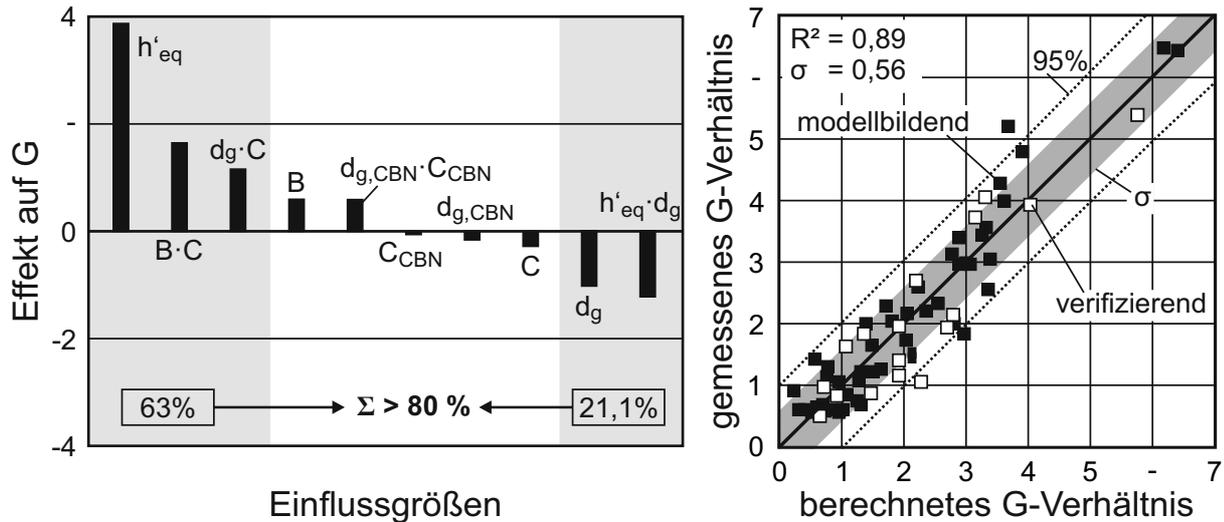
Bild 6.22: Übertragung der Erkenntnisse über die Verschleißmechanismen

Das wird dadurch erreicht, dass die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und axiale Vorschubgeschwindigkeit durch h'_{eq} ersetzt werden. Dies führt zur Erhöhung der Auflösung des D-Optimalen Versuchsplans und somit zur Identifizierbarkeit höherer signifikanter Effekte (Bild 6.23, links, Effekte mit $p < 0,01$). Der Anteil der Residuen kann durch diese Übertragung deutlich reduziert werden, welches eine Erhöhung des Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,76$ auf $R^2 = 0,89$ zur Folge hat. Ferner bezeugt die Verifizierung des berechneten Modells mit den in den Hauptuntersuchungen ermittelten G-Verhältnissen die Güte dieses globalen Ansatzes (Bild 6.23, rechts, Details in Tabelle 11.11).

Neben der deutlichen Dominanz der kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicke h'_{eq} auf das G-Verhältnis werden auf diese Weise auch signifikante Wechselwirkungen mit der Schleifscheibenspezifikation erkennbar. Der Einfluss der Wundeschnidplattenspezifikation hinsichtlich CBN-Korngröße $d_{g,CBN}$ und CBN-Gehalt C_{CBN} ist zwar vorhanden, kann jedoch mit einem Anteil von 7,7 % am Gesamteffekt gegenüber den anderen Einflüssen als vernachlässigbar angegeben werden (Pareto-Prinzip).

Die Wechselwirkung zwischen der Bindungsstruktur B und der Kornkonzentration C repräsentiert die Wichtigkeit des notwendigen Spanraums beim Schleifen von PCBN.

Liegt eine offene Bindungsstruktur mit genügend Spanraum vor, führt eine Steigerung der am Prozess teilnehmenden Schleifkörner infolge der gesteigerten Konzentration C zur Erhöhung des G-Verhältnisses. Die offene Bindungsstruktur vermindert die Wahrscheinlichkeit von Zusetzungen und das Eintreten von plötzlichem Bindungsversagen. Darüber hinaus wird die Schnittfähigkeit des Schleifbelags erhalten. Nimmt hingegen die Kornkonzentration bei dichter Bindungsstruktur zu, ist eine ausreichende Abfuhr des zerspannten Materials der zunehmenden Anzahl an Schneiden nicht mehr gegeben und das Auftreten von Zusetzungen wird begünstigt.



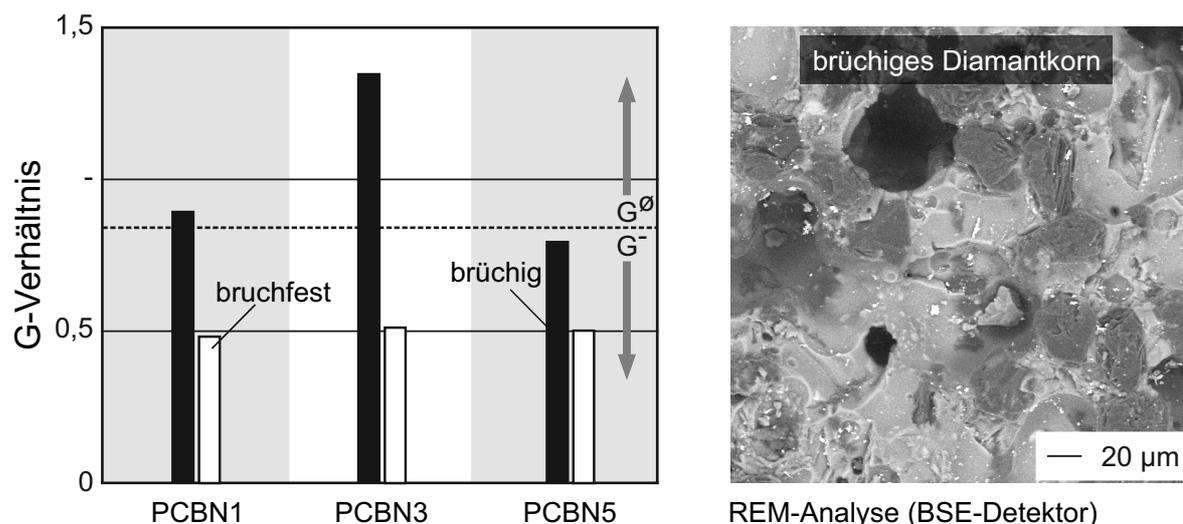
Prozessparameter	Schleifscheibe	PCBN-Spezifikation:	
$v_c = 10 - 30 \text{ m/s}$	Schneidstoff: Diamant	$d_{g,CBN} = 2; 10; 20 \mu\text{m}$	
$v_{fa} = 1 - 16 \text{ mm/min}$	$d_g = 11,5; 50 \mu\text{m}$	$C_{CBN} = 55; 75; 90 \text{ Vol.-%}$	
$a_e = 100 \mu\text{m}$	$V_B = \text{dicht; offen}$		
$h'_{eq} = v_{fa}/(v_c \cdot 60000)$	$C = 0,88; 1,056 \text{ g/cm}^3$		

Beh/82411 © IFW

Bild 6.23: Signifikante Effekte des übergeordneten Zusammenhangs für das G-Verhältnis beim Schleifen von PCBN

Die Wechselwirkung zwischen der Schleifkorngröße d_g und der Kornkonzentration C verdeutlicht deren Einfluss auf das Vorliegen von Kornanflachungen. Die Wechselwirkung zeigt, dass größere Schleifkörner bei steigendem C einen negativen Effekt auf das G-Verhältnis haben. Die steigende Kornkonzentration setzt die Spannungsdicke für jedes einzelne Korn herab. Jedoch benötigt ein großes Schleifkorn auch entsprechend große Spannungsdicken, um beim Schleifen von PCBN nicht zu verrunden und damit effektiv zu arbeiten. Kleine Schleifkorngrößen zeigen sich bei der Variation der Kornkonzentration weniger sensibel. Eine steigende Konzentration führt hier sogar zum Anstieg des G-Verhältnisses.

Selbiges drückt auch die negative Wechselwirkung zwischen d_g und h'_{eq} aus. Große Körner zeigen im gewählten Prozessfenster eine geringere Splitterneigung als kleinere Korngrößen. Diesem Effekt kann mit brüchigeren Diamantkörnern entgegengewirkt werden (Bild 6.24).

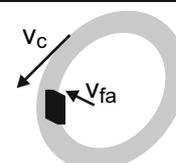
**Prozessparameter Schleifwerkzeug**

$v_c = 30 \text{ m/s}$
 $v_{fa} = 1 \text{ mm/min}$
 $h'_{eq} = 5,6 \cdot 10^{-7}$

$d_g = 50 \text{ }\mu\text{m}$; Keramik.; C100
Abrichten
 $\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}$; $v_{fad} = 1 \text{ }\mu\text{m/s}$

KSS

Mineralöl
PCBN
 var.



Beh/82419 © IFW

Bild 6.24: Vergleich bruchfestes und brüchiges Diamantkorn beim Schleifen von PCBN

Durch die Anwendung von brüchigem Schleifkorn bei unterschiedlichen Wendschneidplattenspezifikationen lassen sich auch mit sehr niedrigen h'_{eq} und großen Schleifkorngrößen G-Verhältnisse im mittleren Bereich von $G^- < G < G^0$ erreichen. Vergleichbare Untersuchungen mit bruchfesten, eher blockigem Korn erreichen dagegen eher geringe G-Verhältnisse um $G = 0,5$. Die ermittelten globalen Zusammenhänge für das G-Verhältnis lassen sich für ein offenes Schleifwerkzeug (s. werkzeugspezifische Definition Kap. 4.2) durch folgende Gleichung ausdrücken und prognostizieren:

$$G_o = 10,9 + 2,23 \cdot 10^5 \cdot h'_{eq} - 0,33 \cdot d_g - 7,43 \cdot C - 0,25 \cdot d_{g,CBN} - 0,04 \cdot C_{CBN} - 2.432,07 \cdot h'_{eq} \cdot d_g + 0,34 \cdot C \cdot d_g + 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot d_{g,CBN} \cdot C_{CBN} \quad (6.14)$$

Für ein Schleifwerkzeug mit geschlossener Bindungsstruktur gilt folgender quantitative Zusammenhang, wobei die Kornkonzentration in g/cm^3 und der CBN-Gehalt in Vol.-% angegeben werden:

$$G_g = 19,4 + 2,23 \cdot 10^5 \cdot h'_{eq} - 0,33 \cdot d_g - 16,82 \cdot C - 0,25 \cdot d_{g,CBN} - 0,04 \cdot C_{CBN} - 2.432,07 \cdot h'_{eq} \cdot d_g + 0,34 \cdot C \cdot d_g + 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot d_{g,CBN} \cdot C_{CBN} \quad (6.15)$$

Die Übertragung beweist, dass der Zusammenhang zwischen der kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicke h'_{eq} und dem G-Verhältnis im kompletten betrachteten Parameterraum gültig ist und zur Auslegung von produktiven Schleifprozessen zur Herstellung von PCBN-Wendschneidplatten genutzt werden kann.

6.2 Werkstofftrennmechanismen beim Schleifen von PCBN

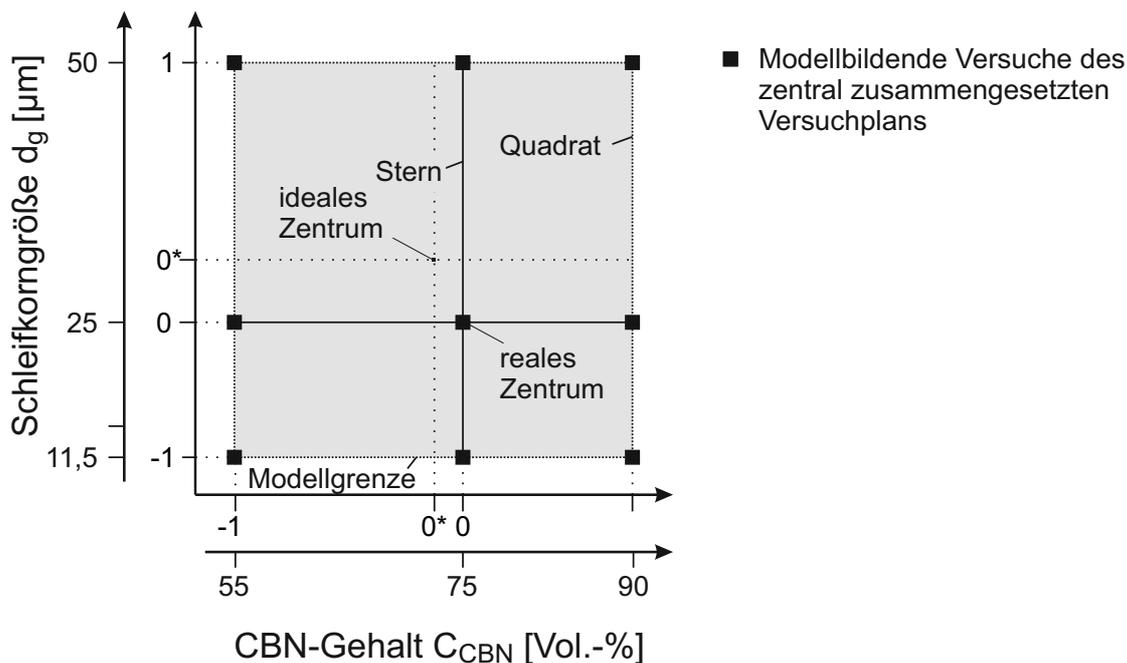
Beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten ist neben der Produktivität und den wirtschaftlichen Aspekten auch die Qualität der Wendeschnidplatte entscheidend. Qualitätsgebende Kriterien, wie die Kantenschartigkeit der Werkzeugschneide und die Rauheit auf der geschliffenen Freifläche, entscheiden über das Einsatzverhalten bzw. über die Leistungsfähigkeit der Wendeschnidplatte im späteren Bearbeitungsprozess. Die schleiftechnologischen Voruntersuchungen zeigen, dass die Schleifkorngröße d_g in den Schleifscheiben sowie der CBN-Gehalt signifikante Einflüsse auf die genannten qualitätsgebenden Größen haben. Das Design und somit die Menge der zur Verfügung stehenden Daten der Voruntersuchungen geben lediglich Aussagen über einen linearen Zusammenhang zwischen Eingangs- und Zielgrößen. Im Folgenden wird untersucht, welche wirklichen funktionalen Zusammenhänge zwischen diesen Zielgrößen und den Hauptfaktoren vorliegen. Ferner wird geklärt, welche Trennmechanismen zur Ausbildung dieser Zusammenhänge beitragen.

Als Versuchsplan für die Hauptuntersuchungen wird ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan 2. Ordnung eingesetzt. In Tabelle 6.3 sind die Faktorstufen für diesen Plan für die Hauptfaktoren Schleifkorngröße d_g und CBN-Gehalt C_{CBN} dargestellt.

Tabelle 6.3 Faktorstufen des zentral zusammengesetzten Versuchsplans

	Faktorstufe		
normiert [-]	-1	0	1
d_g [μm]	11,5	25	50
C_{CBN} [Vol.-%]	55	75	90

Die Schleifkorngröße und der CBN-Gehalt sind Systemgrößen, welche sich nicht so frei variieren lassen wie zum Beispiel die Prozessparameter. Daher ist die Anwendung eines zentral zusammengesetzten Versuchsplans der Variante „Central Composite Circumscribed (CCC)“ nicht möglich. Bei den Untersuchungen der Werkstofftrennmechanismen werden stattdessen Pläne der Variante „Central Composite Face (CCF)“ eingesetzt. Hierbei liegt der Sternpunkt des zentral zusammengesetzten Versuchsplans auf den Faktorstufen des Würfels. Für Pläne 2. Ordnung ähnelt diese Konstruktion denen von vollfaktoriellen Plänen. Darüber hinaus liegt das reale Zentrum aufgrund der zur Verfügung stehenden Wendeschnidplatten- und Schleifscheibenspezifikationen exzentrisch zum idealen Zentrum (Bild 6.25). Durch diese Modifikation ist der Versuchsplan nicht mehr rotierbar, was zu Lasten der Berechnung des Standardfehlers geht. Aus diesem Grund werden alle Faktorstufenkombinationen einmal wiederholt. Dadurch wird der Versuchsaufwand von 12 auf 20 Versuche gesteigert, um den Freiheitsgrad zur Berechnung der studentischen Verteilung von $df = 6$ auf $df = 12$ zu erhöhen.



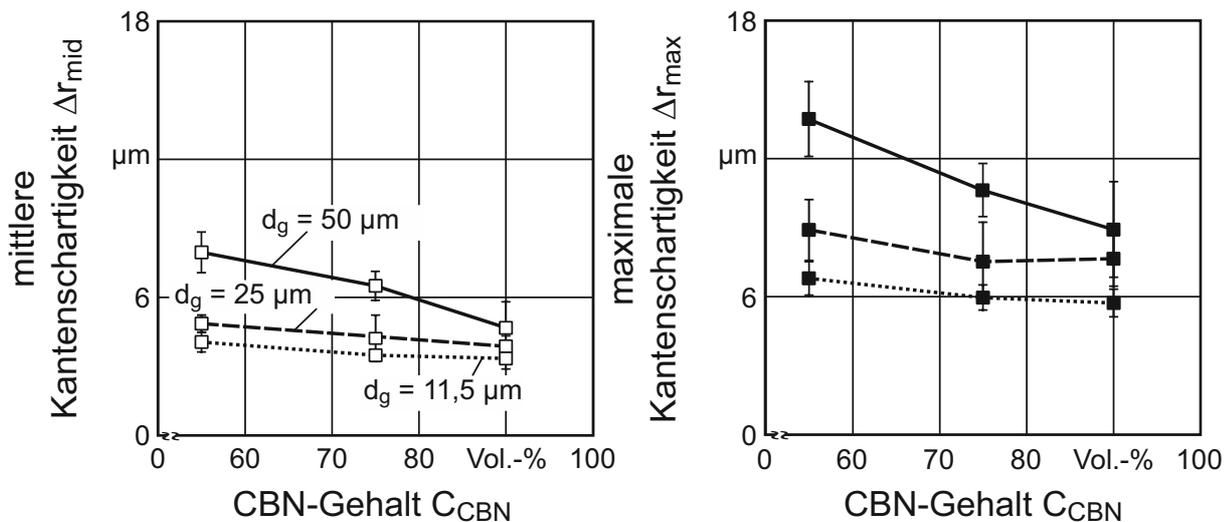
Beh/78833 © IFW

Bild 6.25: Zentral zusammengesetzter Versuchsplan der Untersuchungen zur Werkstofftrennung

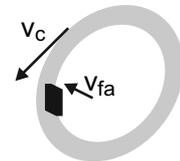
Die infolge dieses Versuchsplans ermittelten funktionalen Zusammenhänge gelten innerhalb der minimalen und maximalen Parametergrenzen. Alle weiteren Parameter werden konstant gehalten. Zur Minimierung des Werkzeugverschleißes werden produktive Prozessparameter von $v_c = 10$ m/s und $v_{fa} = 8,5$ mm/min, welche eine hohe kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke von $h'_{eq} = 1,41 \cdot 10^{-5}$ erzeugen, eingesetzt. Darüber hinaus wird während des Schleifprozesses kontinuierlich mit einer #320 Korundabrichtrolle abgerichtet. Die Abrichtschnittgeschwindigkeit beträgt $v_{cd} = 20$ m/s und die axiale Abrichtgeschwindigkeit ist $v_{fad} = 1$ $\mu\text{m/s}$. Die eingesetzten keramisch gebundenen Diamantschleifscheiben haben eine Kornkonzentration von C120 und eine offene Bindungsstruktur.

6.2.1 Funktionaler Zusammenhang zwischen der Kantenschartigkeit und den Haupteinflussgrößen

Die Ergebnisse der Untersuchungen bestätigen den linearen Zusammenhang zwischen mittlerer Kantenschartigkeit und CBN-Gehalt (Bild 6.26). Darüber hinaus ist auch wieder eine Zunahme der Kantenschartigkeit bei Erhöhung der Schleifkorngröße vorhanden. Neben der mittleren Kantenschartigkeit Δr_{mid} kann auch von der maximalen Kantenschartigkeit Δr_{max} einen entscheidenden Einfluss auf die Leistungsfähigkeit einer Schneidkante besitzen, da gerade von großen Fehlstellen eine hohe Versagensgefahr ausgeht.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$



Beh/82386 © IFW

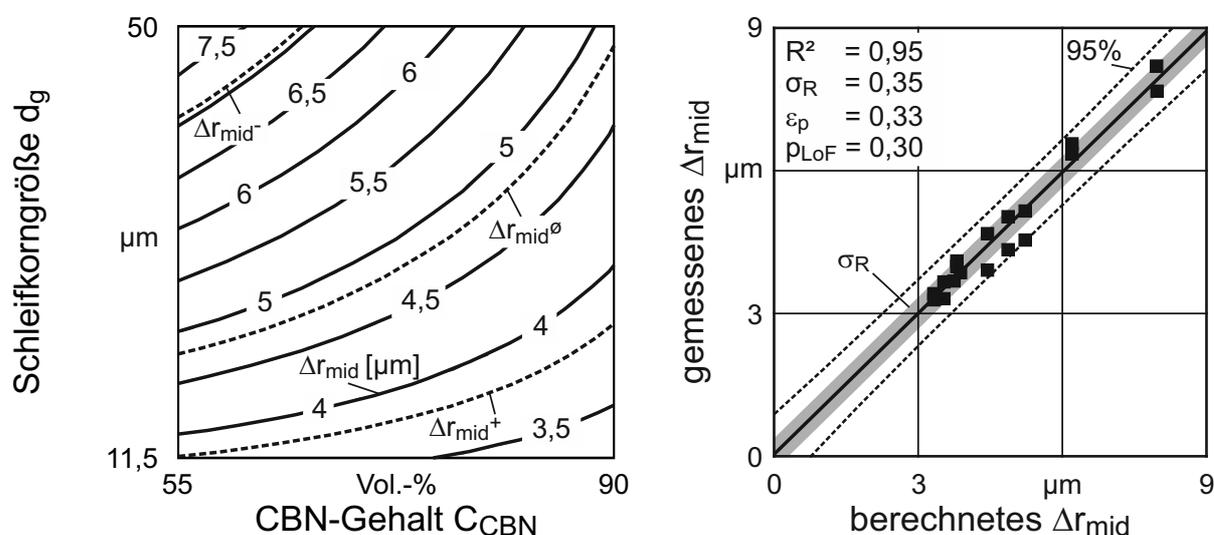
Bild 6.26: Kantenschartigkeiten bei Variation der Schleifkorngröße und des CBN-Gehalts

Erwartungsgemäß liegen die maximalen Kantenschartigkeiten auf einem höheren Niveau als die mittleren Kantenschartigkeiten. Sie weisen bis $C_{\text{CBN}} = 75 \text{ Vol.-%}$ ein ähnliches Verhalten in Abhängigkeit der Haupteinflussgröße auf. Der Einfluss des CBN-Gehalts auf die maximale Kantenschartigkeit lässt ab diesem Wert nach und läuft für mittlere bis geringe Schleifkorngrößen sogar asymptotisch aus. Die exakte Ermittlung der funktionalen Zusammenhänge erfolgt hier analog zum bisherigen Vorgehen durch lineare Regression (Details in Tabelle 11.8 und Tabelle 11.9). Mittels schrittweiser linearer Regression werden die quadratischen Einflüsse der Schleifkorngröße als auch der des CBN-Gehalts entfernt, da sie oberhalb des Signifikanzniveaus von $p = 0,05$ liegen. Wie bereits vermutet, wird die mittlere Kantenschartigkeit Δr_{mid} demnach durch die Schleifkorngröße und den CBN-Gehalt lediglich linear beeinflusst (Bild 6.27, links). Hierbei steigt Δr_{mid} mit steigenden Eingangsgrößen. Zudem besteht auch eine Wechselwirkung zwischen der Schleifkorngröße und dem CBN-Gehalt. Die geringsten Schartigkeiten werden demnach bei einem hohen CBN-

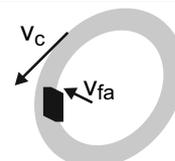
Gehalt und dem Einsatz von kleinen Schleifkorngrößen erzielt. Die größten Schartigkeiten treten bei niedrigen CBN-Gehalten und großen Schleifkörnern auf. Mathematisch kann der Zusammenhang durch Gl. 6.16 mit einer sehr guten Annäherung (Bild 6.27, rechts) beschrieben werden.

$$\Delta r_{mid} = 2,019 + 0,215 \cdot d_g + 0,0091 \cdot C_{CBN} - 0,0019 \cdot d_g \cdot C_{CBN} \quad (6.16)$$

Die Erklärung für diesen Zusammenhang liefern die mechanischen Eigenschaften der PCBN-Sorten. Die Härte von PCBN-Wendescheidplatten nimmt direkt proportional mit zunehmendem CBN-Gehalt zu [HOO91]. Darüber hinaus steigt die Bruchzähigkeit ebenfalls mit zunehmendem CBN-Gehalt [HOO91, TAK83, UES99]. Die Schneidkante wird somit mit höherem CBN-Anteil deutlich stabiler gegen Ausbrüche.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \#320; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{CBN} = \text{var.}; \text{TiN}$



Beh/78831 © IFW

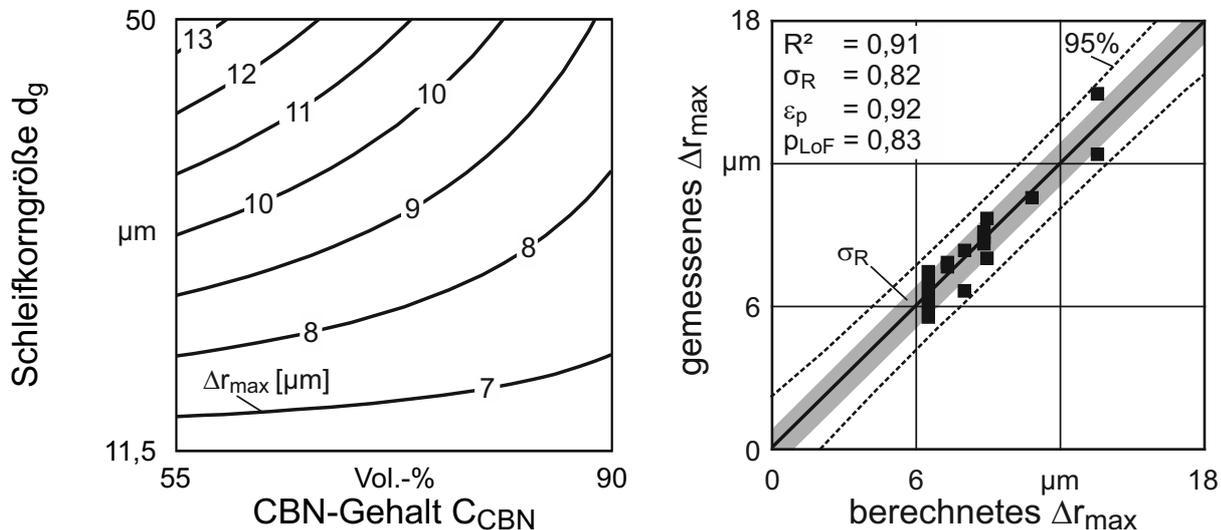
Bild 6.27: Funktionaler Zusammenhang der mittleren Kantenschartigkeit in Abhängigkeit der Haupteinflussgrößen

Der lineare Einfluss der Schleifkorngröße kann durch die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} erklärt werden. Infolge der produktiven Prozessparameter, welche einen geringen Verschleiß der Schleifscheibentopografie hervorrufen (vgl. Bild 6.5), und dem kontinuierlichen Abrichtprozess können gleichbleibende Korneingriffsverhältnisse erreicht werden. Etablierte Modelle zur Beschreibung der Einzelkornspannungsdicke zeigen ebenfalls einen linearen Anteil der Schleifkorngröße d_g (Bild 2.6) [FRI97, FRI99, KUR27, WOB92]. Diese Proportionalität spiegelt sich auch in der Ausbildung der mittleren Kantenschartigkeit wieder. Im Höhenliniendiagramm sind darüber hinaus die Qualitätsbereiche mit $\Delta r_{mid}^+ = 3,8 \mu\text{m}$, $\Delta r_{mid}^\emptyset = 4,8 \mu\text{m}$ und $\Delta r_{mid}^- = 7,1 \mu\text{m}$, welche in den schleiftechnologischen Voruntersuchungen ermittelt worden sind, dargestellt. Die Qualitätsbereiche liegen hierbei mittig im betrachteten Prozessparameterraum, sodass alle Bereiche durch die Variation von d_g und C_{CBN} erreicht werden.

Neben der mittleren Kantenschartigkeit können auch einzelne große Ausbrüche die Leistungsfähigkeit der Wendschneidplatte limitieren. Große Ausbrüche werden durch die maximale Kantenschartigkeit Δr_{\max} beschrieben. Die Regression für die maximale Kantenschartigkeit kommt zu einem ähnlichen Ergebnis wie bei der mittleren Kantenschartigkeit. Sowohl der quadratische Einfluss der Schleifkorngröße als auch der des CBN-Gehalts werden aufgrund zu hoher Wahrscheinlichkeitswerte aus dem Modell entfernt. Die Höhe der Güte der Regression (Bild 6.28, rechts) erlaubt die Beschreibung der maximalen Kantenschartigkeit durch Gl. 6.17.

$$\Delta r_{\max} = 2,067 + 0,378 \cdot d_g + 0,0413 \cdot C_{\text{CBN}} - 0,0035 \cdot d_g \cdot C_{\text{CBN}} \quad (6.17)$$

Somit steigt sie linear mit zunehmender Schleifkorngröße und sinkendem CBN-Gehalt. Darüber hinaus wird auch die Wechselwirkung zwischen d_g und C_{CBN} abgebildet (Bild 6.28). Im Grunde lassen sich hierfür auch die gleichen Erklärungsansätze verwenden, wie für die mittlere Kantenschartigkeit. Jedoch sind die Werte für die maximale Kantenschartigkeit kein konstantes Vielfaches der mittleren Schartigkeiten im beobachteten Parameterbereich. So entspricht z. B. Δr_{\max} bei $d_g = 50 \mu\text{m}$ und $C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$ im Mittel dem 1,73-fachen, aber bei einer Schleifkorngröße von $d_g = 11,5 \mu\text{m}$ und $C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.-%}$ dem 2,02-fachen. Dies lässt darauf schließen, dass die Schneidkanten bei hohen CBN-Gehalten durch wenige große Ausbrüche gekennzeichnet sind. Die mittlere Kantenschartigkeit nähert sich bei $C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$ der maximalen Kantenschartigkeit an. Dies weist darauf hin, dass die Schneidkante eher durch größere Ausbrüche gekennzeichnet ist.



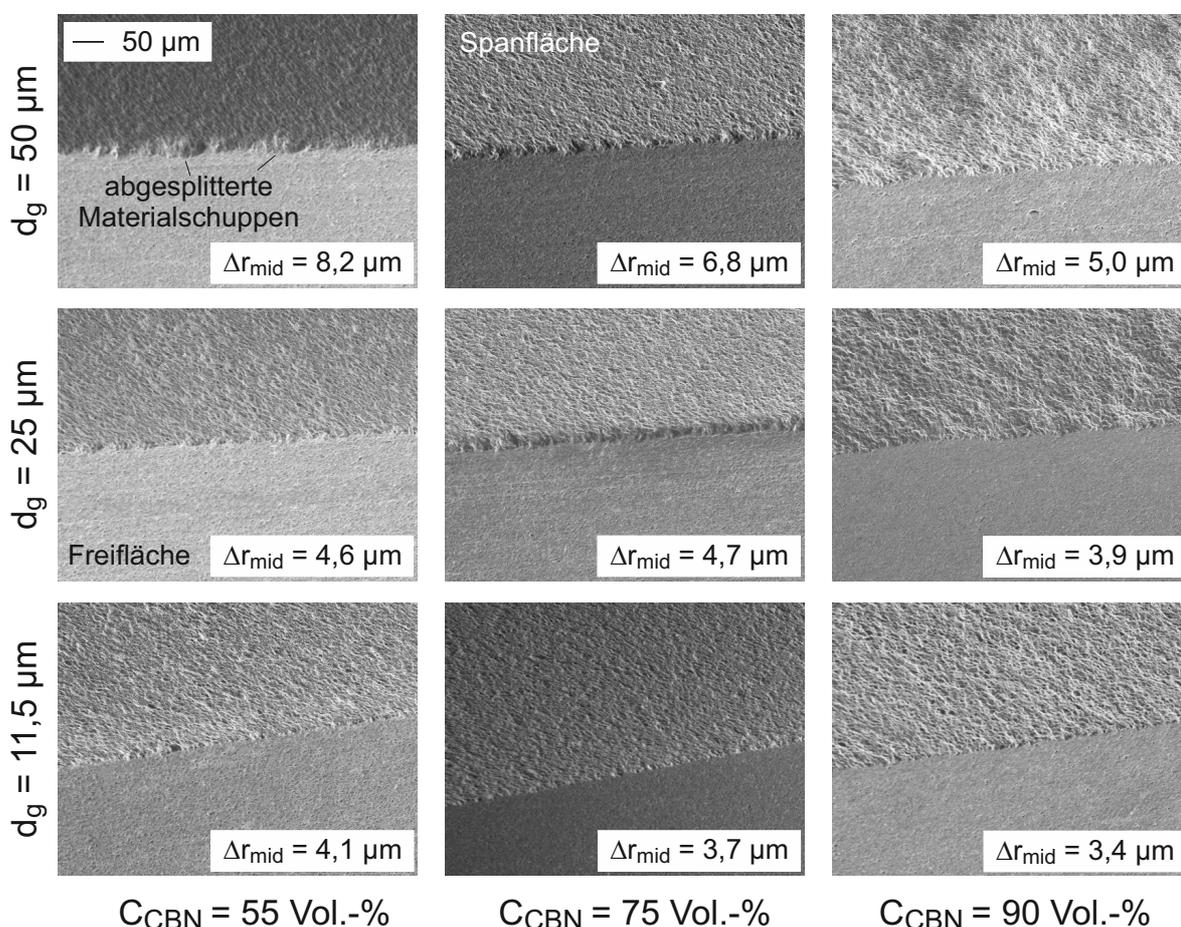
Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS	■ modellbildend
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl	
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN	
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$	

Beh/78893 © IFW

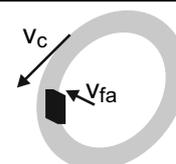
Bild 6.28: Funktionaler Zusammenhang der maximalen Kantenschartigkeit in Abhängigkeit der Haupteinflussgrößen

6.2.2 Trennmechanismen an der Schneidkante

REM-Analysen der Schneidkanten zeigen deutlich den Einfluss des CBN-Gehalts und den damit verbundenen Änderungen der mechanischen Eigenschaften (Bild 6.29). Liegen geringe Zähigkeiten bei geringen CBN-Gehalten vor, zeigen sich gerade bei der Anwendung von hohen Schneidstoffkörnern von $d_g = 50 \mu\text{m}$ starke Ausbrüche an der Schneidkante. Durch abgesplitterte Materialschuppen wird die Schneidkante sehr unregelmäßig. Werden geringe Schleifkorngrößen im Schleifwerkzeug eingesetzt, werden die großen Ausbrüche verhindert und eine homogene Schneidengestalt wird erreicht. Bei Erhöhung des CBN-Gehalts wird die Schneidkante hinsichtlich Härte und Zähigkeit stabiler. Hierbei zeigen sich die Wendeschneidplatten weniger anfällig gegenüber großen Ausbrüchen bei der Anwendung von großen Schleifkorngrößen.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$



Beh/82426 © IFW

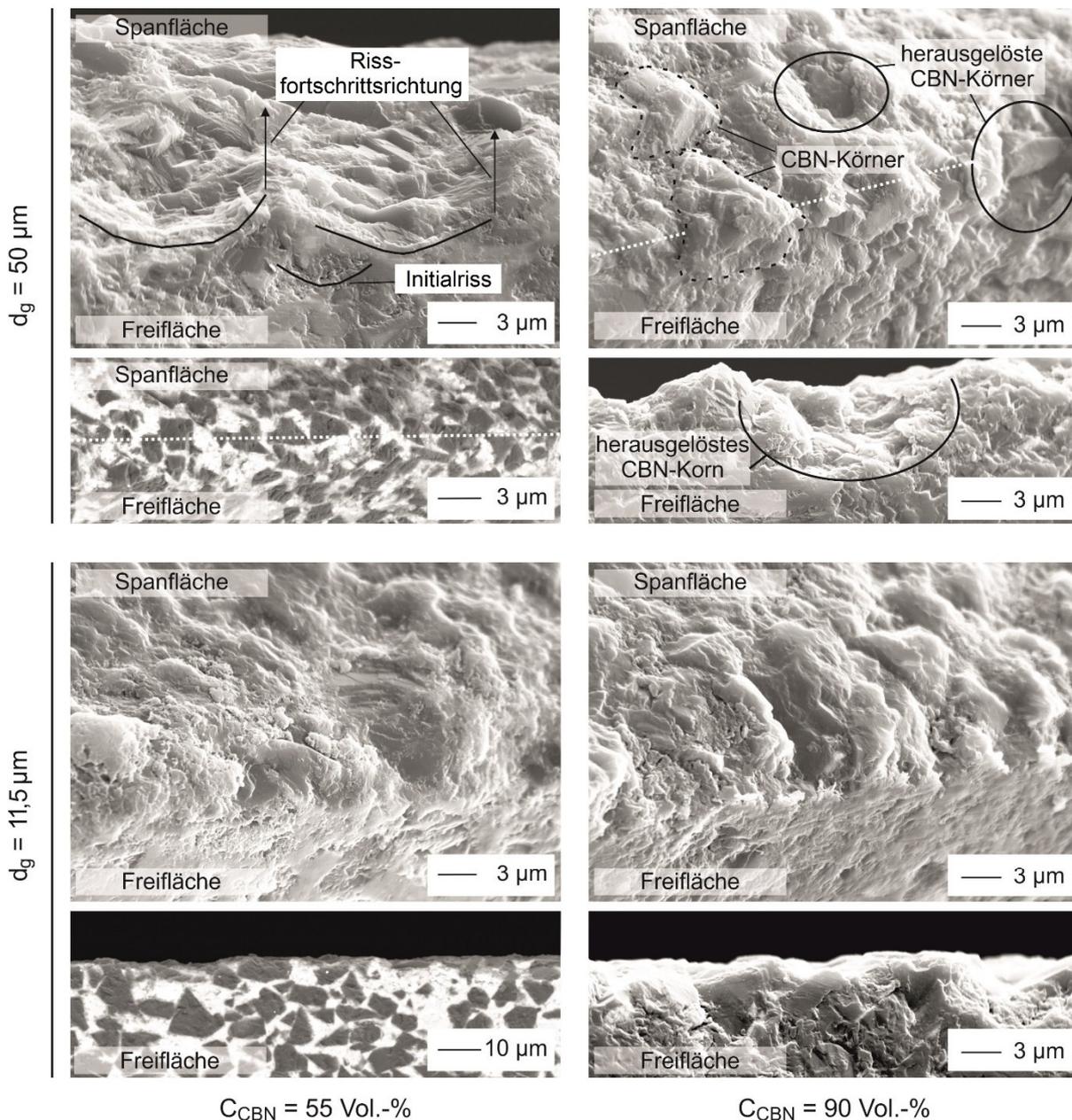
Bild 6.29: REM-Analysen der Kantschichtigkeit in Abhängigkeit der Haupteinflussgrößen

Dadurch können bei höheren CBN-Gehalten deutlich homogenere Schneidkanten geschliffen werden. Bei den Wendeschneidplatten mit hohen CBN-Gehalten von

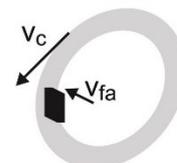
$C_{\text{CBN}} = 90$ Vol.-% kann darüber hinaus eine deutlich rauere und unebenere Spanfläche als bei geringeren CBN-Gehalten beobachtet werden. Dies ist durch den vorgeschalteten Prozessschritt des Dickenschleifens zu erklären. Gesinterte PCBN-Ronden werden vor dem Auftrennen in einzelne Wendschneidplattenrohlinge mittels Lasern oder Erodieren durch das Planschleifen oder Lappen auf eine vorgegebene Höhe geschliffen. Dieser Prozess ist durch eine große Kontaktfläche zwischen Schleifscheibe und Werkstück gekennzeichnet [EGG01]. Die großen Kontaktflächen bedingen hohe mechanische Kräfte, welche bei harten PCBN-Ronden mit hohem CBN-Gehalt zu Abweichungen in der Ebenheit führen können.

Die Rauheit der Spanfläche sowie der Freifläche begrenzen unmittelbar die minimal zu erreichende Kantenschartigkeit [HEI51]. Aus diesem Sondereffekt, der aus dem Dickenschleifen stammt, resultieren die in Gl. 6.16 und Gl. 6.17 ermittelten Wechselwirkungen zwischen Schleifkorngröße d_g und dem CBN-Gehalt C_{CBN} .

In Detailaufnahmen der REM-Analysen lassen sich die vorliegenden Trennmechanismen sowie deren Ort im Materialverbund lokalisieren (Bild 6.30). Grundsätzlich gibt es drei Möglichkeiten, wie eine Materialtrennung beim Schleifen von PCBN ablaufen kann. Die Trennung erfolgt entweder im CBN-Korn, in der Titannitrid-Bindung oder zwischen den beiden Materialien. Die Trennung in den Materialien ist entweder spröde oder duktil. Bei PCBN-Sorten mit geringem CBN-Gehalt treten bei der Verwendung von großen Schleifkorngrößen vermehrt Risse auf (Bild 6.30, oben links). Die Rissinitiierung erfolgt aufgrund der hohen hertzschen Pressung infolge der hohen Einzelkornspannungsdicken (hier $h_{\text{cu, Friemuth}} = 0,5 \mu\text{m}$) unterhalb des Schleifkorns senkrecht zur Freifläche. Dieser Initialriss liegt dabei sowohl im CBN-Korn als auch im Titanbinder vor. Liegt der Initialriss nahe genug an der Schneidkante, verläuft der Riss hin zur Spanfläche durch alle Verbundpartner, bis mit der Beendigung des Risses das Material schuppenartig an der Schneidkante herausbricht. Diese Materialabrüche sind daraufhin als hohe Kantenschartigkeit nachweisbar.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{CBN} = \text{var.}; \text{TiN}$



Beh/78883 © IFW

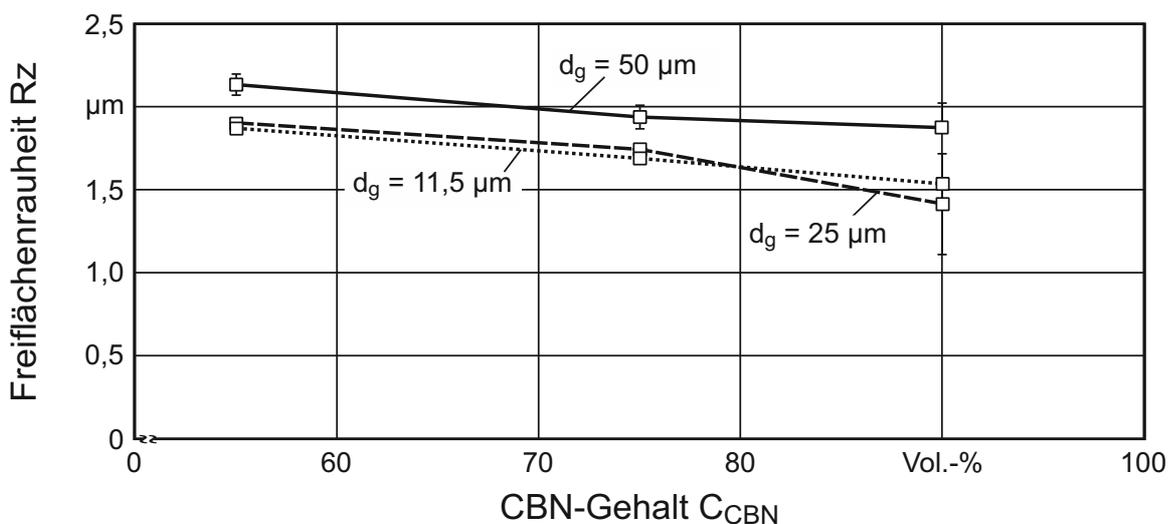
Bild 6.30: Trennmechanismen an der Schneidkante

Durch die Absenkung der Einzelkornspannungsdicke auf $h_{cu} = 0,12 \mu\text{m}$ ($d_g = 11,5 \mu\text{m}$) wird die hertzische Pressung unterhalb der Schleifkörner soweit reduziert, dass keine Risse im Materialverbund initiiert werden (Bild 6.30, unten links). Große Ausbrüche an der Schneidkante treten nicht auf. Durch Erhöhung des CBN-Gehalts werden die Härte und die Bruchzähigkeit des Materialverbunds erhöht. Schuppenartige Ausbrüche liegen nicht vor. Hohe Kantenschartigkeiten bei der Verwendung von großen Schleifkörnern entstehen durch das Herausbrechen von CBN-Körnern aus dem

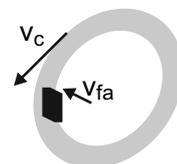
Verbund (Bild 6.30, oben rechts). Verstärkt wird dieser Effekt durch die Topografie der Spanfläche. Das Planschleifen der Spanfläche hat den ohnehin schon geringen Anteil an Bindermaterial zwischen den CBN-Körner herausgewaschen. Hierdurch wird die Haltekraft des CBN-Korns im Verbundsystem vermindert und der Kornausbruch begünstigt. Wird bei diesen hohen CBN-Gehalten die Einzelkornspannungsdicke reduziert, verringert sich ebenfalls das Vorliegen der Kornausbrüche an der Schneidkante. Die Haltekraft zwischen CBN-Korn und Titanbindung reicht aus, um eine scharfe Schneidkante zu erzeugen.

6.2.3 Funktionaler Zusammenhang zwischen der Freiflächenrauheit und den Haupteinflussgrößen

Die Beschaffenheit der Freifläche gibt darüber Aufschluss, welche grundsätzlichen Trennmechanismen beim Schleifen von PCBN-Wendescheidplatten vorliegen, ohne den Einfluss der Schneidkante berücksichtigen zu müssen. Genau wie bei der mittleren Kantenschartigkeit haben die Schleifkorngröße d_g und der CBN-Gehalt C_{CBN} signifikante Einflüsse auf die gemittelte Rautiefe an der Freifläche. Die Ergebnisse zeigen einen Abfall der Freiflächenrauheiten mit zunehmendem CBN-Gehalt (Bild 6.31). Die Rauheiten steigen mit steigender Schleifkorngröße.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$



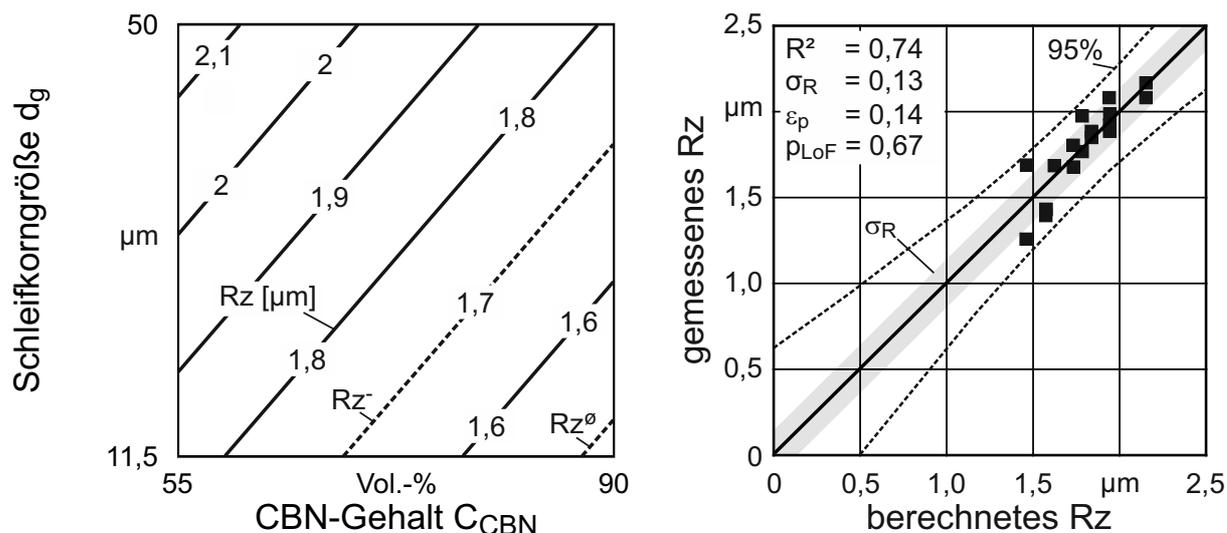
Beh/82427 © IFW

Bild 6.31: Freiflächenrauheit bei Variation der Schleifkorngröße und des CBN-Gehalts. Ferner ist zu erkennen, dass die Streuung der Ergebnisse beim CBN-Gehalt $C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.-%}$ deutlich höher ist als mit geringen CBN-Anteil. Das Regressionsmodell bestätigt mathematisch den linearen Zusammenhang. Wechselwirkungen zwischen den beiden Einflussgrößen liegen nicht vor (Details Tabelle 11.10). Die Güte der Korrelation ist mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,74$ als ausreichend zu bewerten. Die mittlere Reststreuung ist $s_R = 0,13 \mu\text{m}$ und nimmt von dem

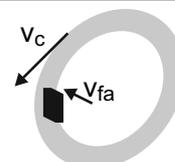
zufallsbedingten Fehler von $\varepsilon_p = 0,14 \mu\text{m}$ einen signifikanten Anteil ein ($p_{\text{LoF}} = 0,67$). Dies weist daraufhin, dass keine höheren Einflüsse zwischen Haupteinflussgrößen und Zielgröße vorliegen und somit das Modell zur Beschreibung der Zusammenhänge geeignet ist. Der Zusammenhang lautet:

$$Rz = 2,32 + 0,008 \cdot d_g - 0,011 \cdot C_{\text{CBN}} \quad (6.18)$$

Die gemittelte Rauheit auf der Freifläche steigt linear mit steigender Schleifkorngröße und sinkt linear mit zunehmendem CBN-Gehalt (Bild 6.32). Hierbei bewegen sich die Rauheitswerte bei $Rz = 1,22 - 2,18 \mu\text{m}$ in einem sehr engen Bereich. Gegenüber den Qualitätsbereichen, welche in den Voruntersuchungen ermittelt worden sind, liegen die Rauheiten insgesamt höher und somit zumeist über $Rz = 1,7 \mu\text{m}$ (vgl. Bild 5.15). Rauheiten unterhalb von $Rz^\ominus = 1,5 \mu\text{m}$ werden nur bei hohen CBN-Gehalten und kleinen Schleifkorngrößen erreicht. Einzelne Freiflächen bei $C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.-%}$ liegen mit $Rz = 1,22$ auch unterhalb von $Rz^+ = 1,3 \mu\text{m}$. Der Grund für diese Verschiebung ist der parallel durchgeführte Abrichtprozess. Dieser setzt kontinuierlich die Bindung zurück und erzeugt somit hohe Kornüberstände, welche sich in einer allgemeinen höheren Rauheit widerspiegeln.



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$10 \mu\text{m}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$



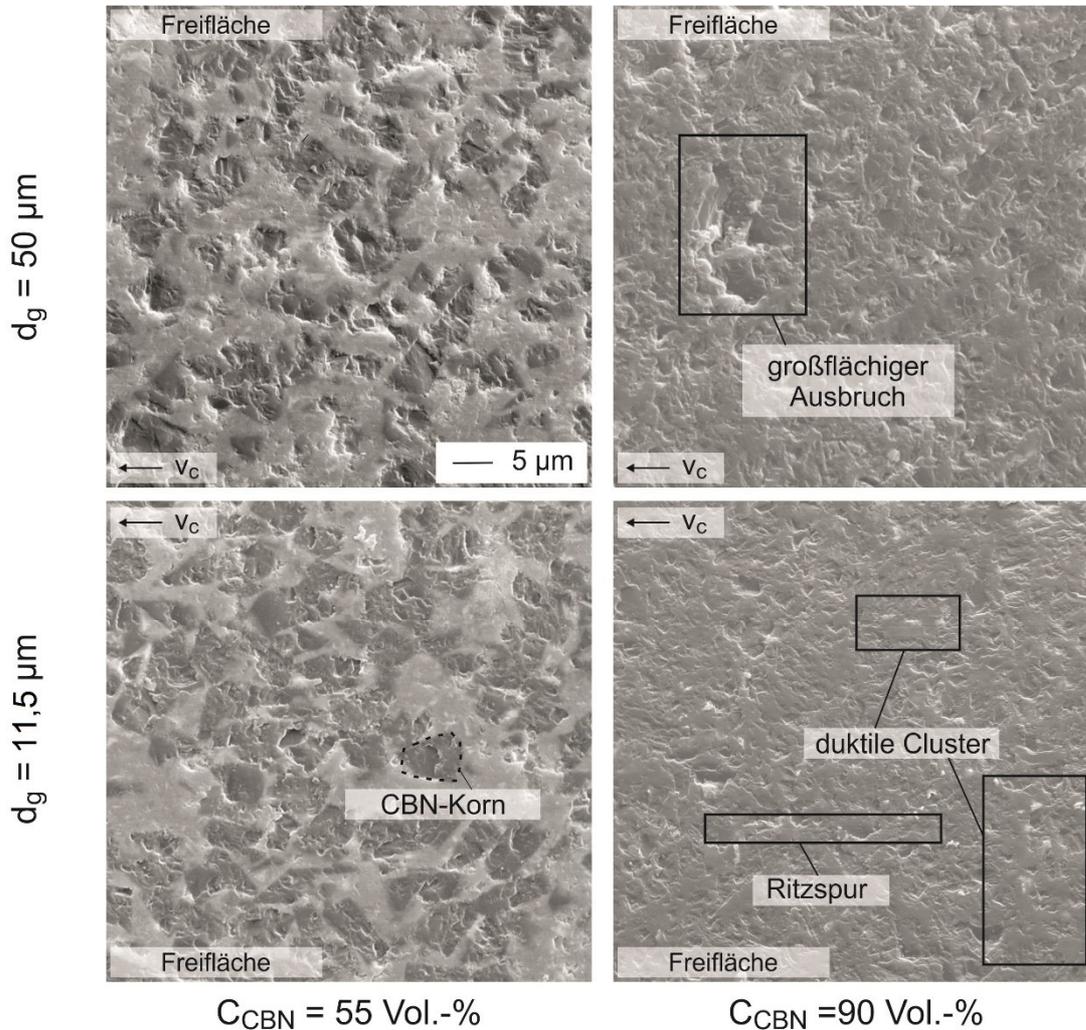
Beh/78842 © IFW

Bild 6.32: Freiflächenrauheit in Abhängigkeit der Schleifkorngröße und dem CBN-Gehalt

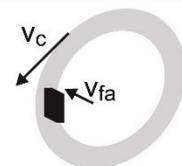
Allgemein lassen sich die gleichen Phänomene wie bei der Ausbildung der Kantenschartigkeit ableiten. Ein hoher CBN-Gehalt erhöht proportional sowohl die Härte aber auch die Bruchzähigkeit der PCBN-Wendescheidplatte und steigende Schleifkorngrößen erhöhen linear die Einzelkornspannungsdicke und damit die mechanische Belastung am Schleifkorn. Wie sich diese Veränderungen auf die Trennmechanismen auswirken, ist nachfolgend an REM-Analysen dargestellt.

6.2.4 Trennmechanismen auf der Freifläche

Die Rasterelektronenmikroskopaufnahmen zeigen deutlich den Einfluss der Einzelkornspannungsdicken auf das Trennverhalten an der Freifläche der PCBN-Wendescheidplatte (Bild 6.33).



Prozessparameter	Schleifwerkzeug	KSS
$v_c = 10 \text{ m/s}$	$d_g = \text{var.}; \text{Keram.}; \text{C120}$	Mineralöl
$v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$	kont. Abrichten	PCBN
	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}; v_{fad} = 1 \text{ µm/s}$	$10 \text{ µm}; C_{\text{CBN}} = \text{var.}; \text{TiN}$



Beh/78884 © IFW

Bild 6.33: REM-Analyse der geschliffenen Freiflächen

Bei geringen Einzelkornspannungsdicken kann sowohl bei der niedrig- als auch bei der hochhaltigen PCBN-Sorte spröde und duktile Materialtrennung beobachtet werden. Während beim CBN-Gehalt von $C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$ spröde Materialtrennung primär in den CBN-Körnern vorliegt und der duktile Trennmechanismus eher im Titanitrid vorliegt (Bild 6.33, unten links), können beim hochhaltigen PCBN auch duktile Cluster und sogar Ritzspuren am CBN beobachtet werden (Bild 6.33 und Bild 6.29, unten rechts). Hieraus lässt sich schließen, dass die vorliegende Einzelkornspannungsdicke

von $h_{cu} = 0,12 \mu\text{m}$ deutlich unterhalb der kritischen Einzelkornspannungsdicke $h_{cu,krit}$ vom Titanitrid liegt, aber nahe dem $h_{cu,krit}$ des CBN. Werden für beide PCBN-Sorten die Einzelkornspannungsdicken auf $h_{cu} = 0,5 \mu\text{m}$ erhöht, verringert sich auch der Anteil der duktilen Materialtrennmechanismen. Die Trennung des Titanitrids beim niedrighaltigen PCBN wird spröder, besitzt jedoch immer noch duktile Anteile. Beim hochhaltigen PCBN ist dagegen ausschließlich spröde Materialtrennung zu beobachten, welche sich auch in größeren Ausbrüchen zeigt.

6.2.5 Wirkung der Einzelkornspannungsdicke und der Kantenfestigkeit

Die Analyse der aufgetretenen Trennmechanismen an der Schneidkante und auf der Freifläche weisen auf einen Zusammenhang zwischen der Einzelkornspannungsdicke, der Festigkeit der PCBN-Wendeschnidplatte und der erreichten Schneiden- sowie Oberflächenqualität hin. Der Stand der Technik zeigt, dass die Kraft, welche beim Querseiten-Planschleifen durch ein einzelnes Schleifkorn auf den Werkstoff aufgebracht wird, linear mit der Einzelkornspannungsdicke steigt. Ferner wird beschrieben, dass die Festigkeit oder Zähigkeit von PCBN linear mit steigendem CBN-Anteil zunimmt. Die Theorie des „edge-chipping“ Effekts beschreibt darüber hinaus einen linearen Zusammenhang zwischen aufgebrachter Eindringkraft und entstehenden Ausbrüchen in der Nähe von Kanten bei sprödharten Materialien. Diese Häufung an linearen Zusammenhängen und die Tatsache, dass die ermittelten Regressionsmodelle (vgl. Gl. 6.16 – 6.18) ebenfalls lineare Zusammenhänge beschreiben, erlaubt die Formulierung folgender Arbeitshypothese:

Die Kantenschartigkeit und die Freiflächenrauheit lassen sich direkt durch die Einzelkornspannungsdicke und durch die Festigkeit der PCBN-Wendeschnidplatten beschreiben.

Um diese Arbeitshypothese zu bestätigen, muss erst der primäre Einfluss der Schleifkorngröße d_g auf die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} erklärt werden. Nach Friemuth besteht folgender vereinfachte Zusammenhang zwischen der Einzelkornspannungsdicke und den Eingangsgrößen Schleifkorngröße d_g , axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} , Schnittgeschwindigkeit v_c und Kornkonzentration C [FRI99]:

$$h_{cu} = 0,89 \cdot d_g \cdot \left(\frac{v_{fa}}{C \cdot v_c} \right)^{0,4} \quad (6.19)$$

Diese Gleichung steht eigentlich im Widerspruch mit der Arbeitshypothese und den bisher beobachteten Zusammenhängen. Wenn h_{cu} einen signifikanten Einfluss auf die Kantenschartigkeiten und die Freiflächenrauheiten besäße, müssten neben d_g auch die anderen Größen einen signifikanten Einfluss besitzen. Bild 6.34 zeigt jedoch einen Grund, wieso diese beim Querseiten-Planschleifen keinen wesentlichen Einfluss besitzen. Im Gegensatz zur Schleifkorngröße und der axialen Vorschubgeschwindigkeit verändert die Variation der Kornkonzentration und der Schnittgeschwindigkeit die Einzelkornspannungsdicke gemäß Gl. 6.19 nur unwesentlich im betrachteten Parameterraum. Im Falle der axialen Vorschubgeschwindigkeit muss das vorliegende Geschwindigkeitsprofil (vgl. Bild 4.2 und Bild 6.17) berücksichtigt werden. Dieses

Geschwindigkeitsprofil sorgt dafür, dass die final generierte Oberfläche bei $v_{fa} = 0$ mm/min erzeugt wird. Der Materialabtrag erfolgt ausschließlich im nachfolgenden Ausfeuerzyklus. Die im Ausfeuerzyklus vorherrschende Zustellbewegung aus der Rückfederung des Maschinensystems ist jedoch als sehr gering anzunehmen, sodass die Schleifkorngröße d_g der einzige effektive Einflussfaktor auf die Einzelkornspannungsdicke ist, der darüber hinaus einen linearen Charakter besitzt.

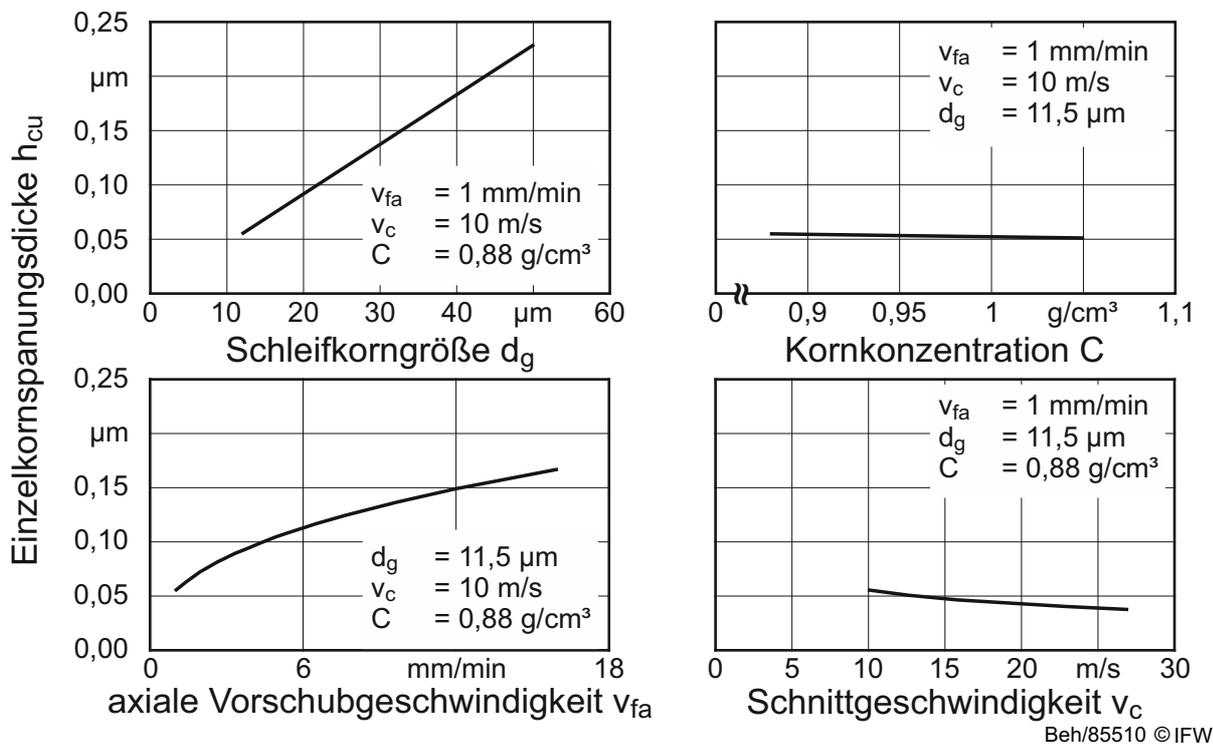
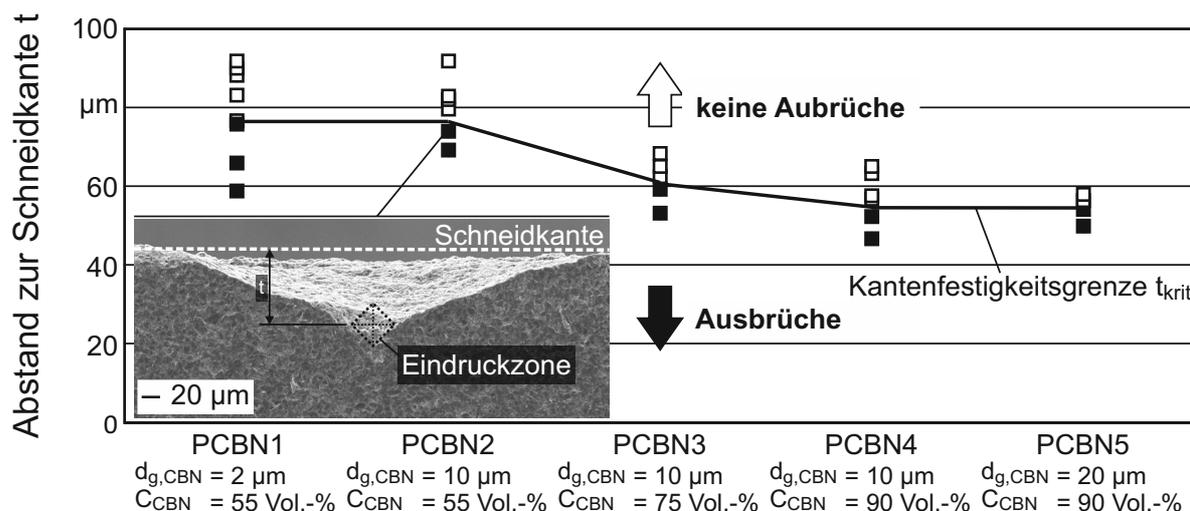


Bild 6.34: Einfluss der System- und Stellgrößen auf die Einzelkornspannungsdicke im betrachteten Parameterraum

Die Gl. 6.19 setzt jedoch voraus, dass $v_{fa} \neq 0$ ist. Aus diesem Grund wird v_{fa} für die Ergründung der Zusammenhänge konstant bei $v_{fa} = 8,5$ mm/min gehalten. Unter Berücksichtigung der Kornkonzentration $C = 1,056$ g/cm³ und der vorliegenden Schnittgeschwindigkeit $v_c = 10$ m/s ergibt sich aufbauend auf Gl. 6.19 folgende vereinfachte Annahme:

$$h_{cu} = 1 \cdot 10^{-2} \cdot d_g \quad (6.20)$$

Zur Beschreibung der Zusammenhänge durch die Festigkeit der PCBN-Wendeschneidplatten wird die Theorie des „edge-chipping“ Effekts herangezogen. Hierfür ist durch die Anwendung des Vickers-Härteprüfverfahrens für jede PCBN-Wendeschneidplatte die sogenannte Kantenfestigkeit ermittelt worden. In Bild 6.35 sind die Ergebnisse der Eindringprüfung im Kantenbereich dargestellt. Hierbei gibt die Kantenfestigkeitsgrenze t_{krit} an, ab welcher Entfernung t die konstant gehaltene Prüfkraft $F_p = 19,61$ N eine schuppenartige Absplitterung an der Schneidkante erzeugt.

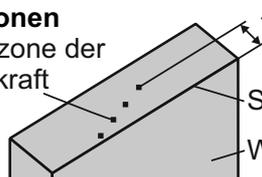


Härteprüfung

Vickers HV₂
 DIN EN ISO 6507-1:2005 (D)
 Prüfkraft F_p = 19,61 N
 Haltezeit t = 10 s

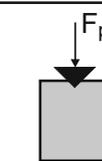
Messpositionen

Eindruckzone der Prüfkraft



Schneidkante

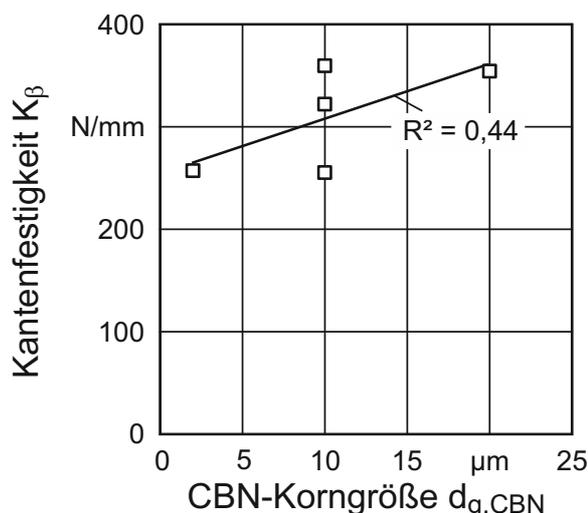
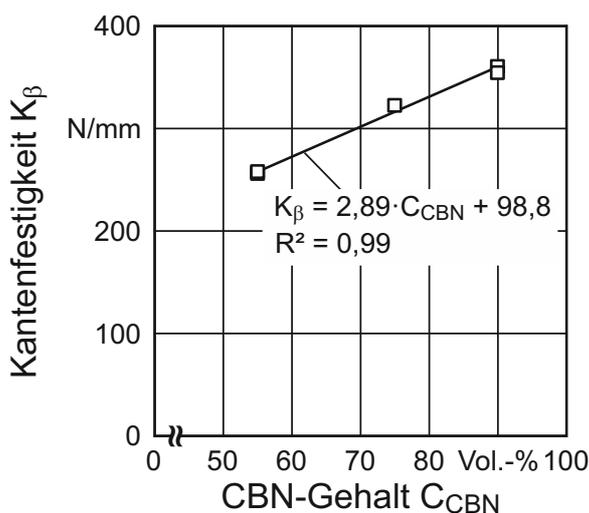
Wendescheidplatte



Beh/85512 © IFW

Bild 6.35: Messung der Kantenfestigkeitsgrenze von PCBN durch das Vickers-Härteprüfverfahren

Für die Sorte PCBN1 und PCBN2 liegt diese kritische Grenze bei $t_{krit} = 76 \mu\text{m}$ und für PCBN4 und PCBN5 beträgt die Kantenfestigkeitsgrenze im Mittel $t_{krit} = 55 \mu\text{m}$. Die Wendescheidplatte PCBN3 mit einem $t_{krit} = 61 \mu\text{m}$ liegt zwischen den anderen beiden Gruppen. In Bild 6.36 ist dargestellt, wie die Kantenfestigkeit K_β von der PCBN-Spezifikation abhängt.

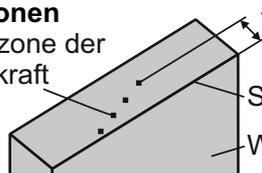


Härteprüfung

Vickers HV₂
 DIN EN ISO 6507-1:2005 (D)
 Prüfkraft F_p = 19,61 N
 Haltezeit t = 10 s

Messpositionen

Eindruckzone der Prüfkraft



Schneidkante

Wendescheidplatte

Kantenfestigkeit

$$K_\beta = F_p / t_{krit}$$



Beh/85513 © IFW

Bild 6.36: Kantenfestigkeit in Abhängigkeit der PCBN-Spezifikation

Die Kantenfestigkeit K_β ist der Quotient aus der Prüfkraft F_p und der Kantenfestigkeitsgrenze t_{krit} und sie liegt für die betrachteten Wendeschneidplatten im Bereich von $K_\beta = 255,3 - 359,5$ N/mm. Hierbei ist K_β linear vom CBN-Gehalt abhängig. Die CBN-Korngröße hat keinen messbaren Einfluss auf die Kantenfestigkeit.

Unter Einbeziehung des linearen Zusammenhangs zwischen der Schleifkorngröße d_g und der Einzelkornspannungsdicke (Gl. 6.20) und der linearen Beziehung zwischen dem CBN-Gehalt C_{CBN} und der Kantenfestigkeit K_β :

$$K_\beta = 2,89 \cdot C_{CBN} + 98,8 \quad (6.21)$$

ergibt sich mit den ermittelten Regressionsmodellen in Kap. 6.2.1 für die mittlere Kantenschartigkeit:

$$\Delta r_{mid} = 1,71 + 28,17 \cdot h_{cu} + 3,13 \cdot 10^{-3} \cdot K_\beta - 0,067 \cdot h_{cu} \cdot K_\beta \quad (6.22)$$

Für die maximale Kantenschartigkeit ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\Delta r_{max} = 0,66 + 49,77 \cdot h_{cu} + 1,43 \cdot 10^{-2} \cdot K_\beta - 0,121 \cdot h_{cu} \cdot K_\beta \quad (6.23)$$

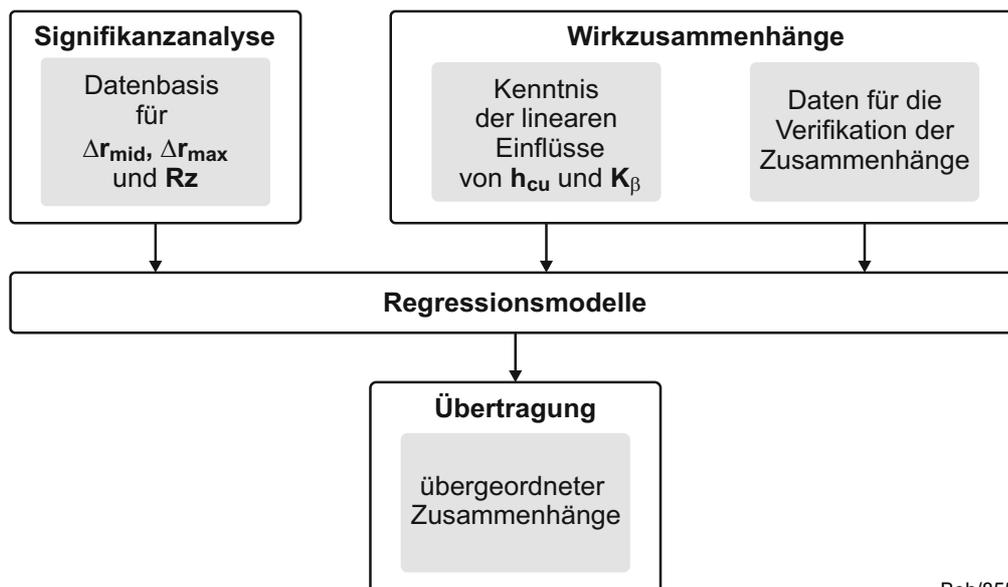
Analog ergibt sich mit dem Regressionsmodell für die Freiflächenrauheit in Kap. 6.2.3 folgende Gleichung:

$$Rz = 1,81 + 0,16 \cdot h_{cu} - 0,187 \cdot K_\beta \quad (6.24)$$

Die Gleichungen Gl. 6.21 – Gl. 6.24 stellen den Beweis für die Wahrheit der formulierten Arbeitshypothese dar. Die Kantenschartigkeiten und die Freiflächenrauheit lassen sich durch die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und durch die Kantenfestigkeit K_β beschreiben. Jedoch ist nicht klar, ob diese Zusammenhänge auch im gesamten Parameterraum Gültigkeit besitzen. Diese globale Gültigkeit muss eine Übertragung klären.

6.2.6 Übergeordneter Wirkzusammenhang der Trennmechanismen

Zur Übertragung der Zusammenhänge zwischen Einzelkornspannungsdicke h_{cu} , der Kantenfestigkeit K_β und den qualitätsbestimmenden Größen Kantenschartigkeit und Freiflächenrauheit wird die in Bild 6.37 gezeigte Vorgehensweise angewendet. Die Daten aus den D-Optimalen Versuchsplänen der Screening-Untersuchungen werden mit der Kenntnis der linearen Einflüsse der Einzelkornspannungsdicke h_{cu} und der Kantenfestigkeit K_β verheiratet. Das heißt, dass die Messdaten für die mittlere und maximale Kantenschartigkeit sowie für die Freiflächenrauheit aus den Screening-Untersuchungen ausschließlich durch h_{cu} und K_β mittels Regressionsmodellen beschrieben werden. Die Messdaten aus den Hauptuntersuchungen dienen darauf als Verifikationsdaten. Die Übertragung der Erkenntnisse wird als erfolgreich beurteilt, wenn sowohl das Regressionsmodell eine gute Beschreibung der Zusammenhänge ermöglicht, als auch die Verifikationsdatenpunkte im 95%-Vertrauensintervalls des Modells liegen. Ist die Übertragung möglich, wird der globale Zusammenhang als Gleichung angegeben.



Beh/85516 © IFW

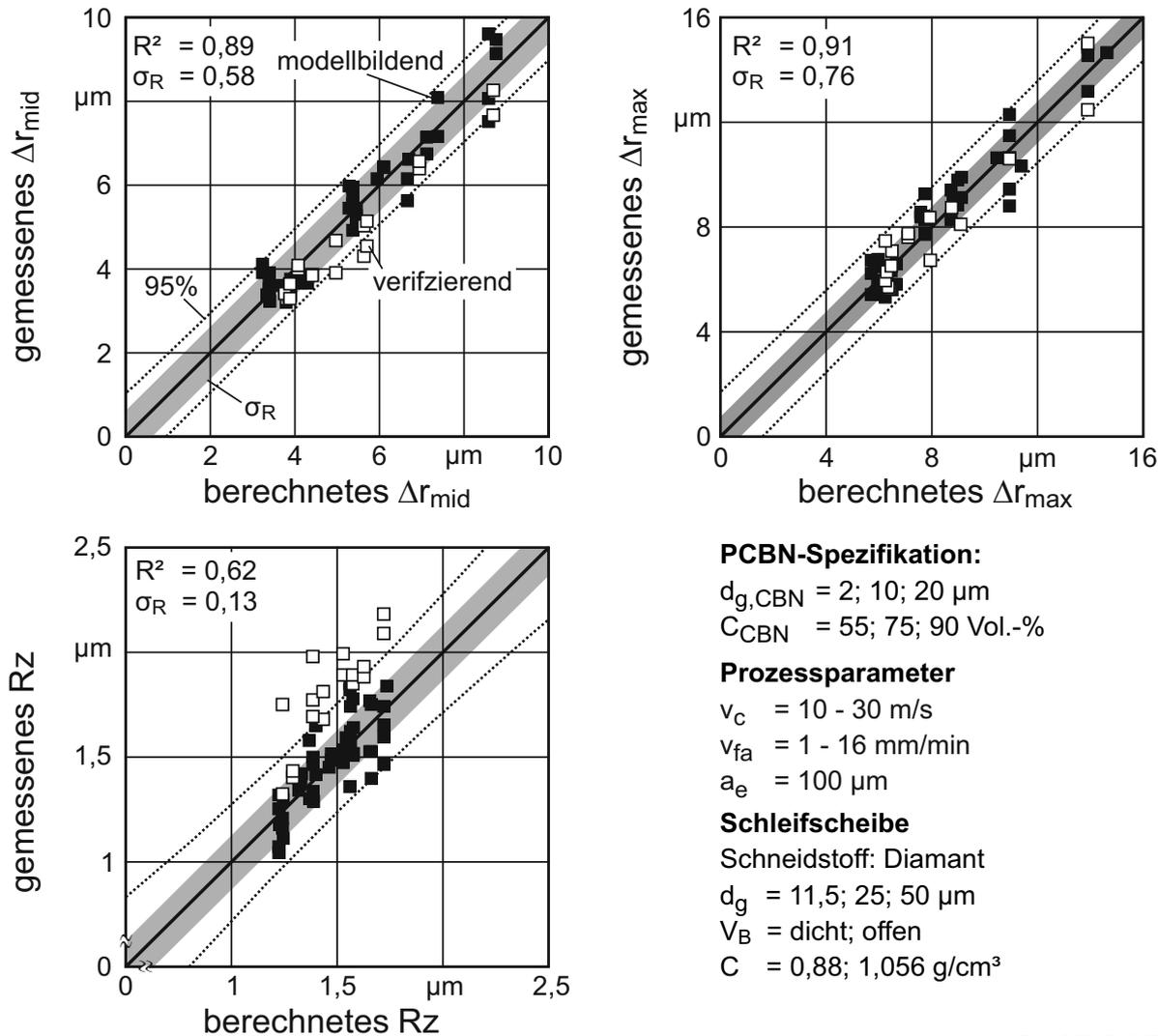
Bild 6.37: Übertragung der Erkenntnisse über die Trennmechanismen

In Bild 6.38 ist die Verifizierung der übergeordneten Zusammenhänge für die Kantenschartigkeit und der Freiflächenrauheit beim Schleifen von PCBN dargestellt. Diese weist für die mittlere und maximale Kantenschartigkeit die Übertragbarkeit auf den gesamten betrachteten Parameterraum nach. So werden mit den linearen Regressionsmodellen ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,89$ bei Δr_{mid} und ein $R^2 = 0,91$ bei Δr_{max} erreicht. Darüber hinaus liegen die verifizierenden Daten innerhalb der 95%-Vertrauensintervalle. Dieses Ergebnis erlaubt die Formulierung der globalen Zusammenhänge für die Kantenschartigkeit in Abhängigkeit der Einzelkornspannungsdicke und der Kantenfestigkeit durch Gl. 6.25 und Gl. 6.26.

$$\Delta r_{mid} = 1,46 + 69,57 \cdot h_{cu} + 4,63 \cdot 10^{-3} \cdot K_{\beta} - 0,164 \cdot h_{cu} \cdot K_{\beta} \quad (6.25)$$

$$\Delta r_{max} = 1,11 + 119,86 \cdot h_{cu} + 1,24 \cdot 10^{-2} \cdot K_{\beta} - 0,292 \cdot h_{cu} \cdot K_{\beta} \quad (6.26)$$

Die Verifikation macht jedoch auch deutlich, dass eine Übertragung der Erkenntnisse bei der Freiflächenrauheit nicht ohne weiteres möglich ist. Das Regressionsmodell erreicht hier lediglich ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,62$. Ferner liegen die Verifikationsdaten außerhalb des 95%-Vertrauensintervalls. Der Grund hierfür könnte der „edge-chipping“-Effekt sein, der die Grundlage für die Kantenfestigkeit darstellt. Dieser Effekt ist demnach alleine keine zufriedenstellende Erklärung für Materialtrennmechanismen auf der Freifläche der Wendschneidplatte. Für eine erfolgreiche Übertragung ist die Hinzunahme der CBN-Korngröße und des CBN-Gehalts als zusätzliche Freiheitsgrade notwendig. Durch sie werden die Anteile des CBN gegenüber des Binders an der Freiflächenoberfläche kalkulierbar. Ferner können somit die wechselnden Materialtrennmechanismen, wie duktile Zerspanung und sprödharter Bruch, besser berücksichtigt werden.



Beh/85515 © IFW

Bild 6.38: Verifizierung des übergeordneten Zusammenhangs für die Kantenschartigkeit und der Freiflächenrauheit beim Schleifen von PCBN

6.3 Fazit der Wirkzusammenhänge beim Schleifen von PCBN

Verschleißmechanismen

Die schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen zeigen den signifikanten Einfluss der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und axiale Vorschubgeschwindigkeit auf das G-Verhältnis deutlich auf. Dies liegt im Wesentlichen daran, dass durch die Variation der Prozessparameter deutlich unterschiedliche Verschleißmechanismen an der Schleifscheibe auftreten, welche die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe und damit deren Leistungsfähigkeit deutlich beeinflussen. Grundsätzlich lassen sich die beobachteten Verschleißmechanismen in drei Fälle aufteilen (Bild 6.39).

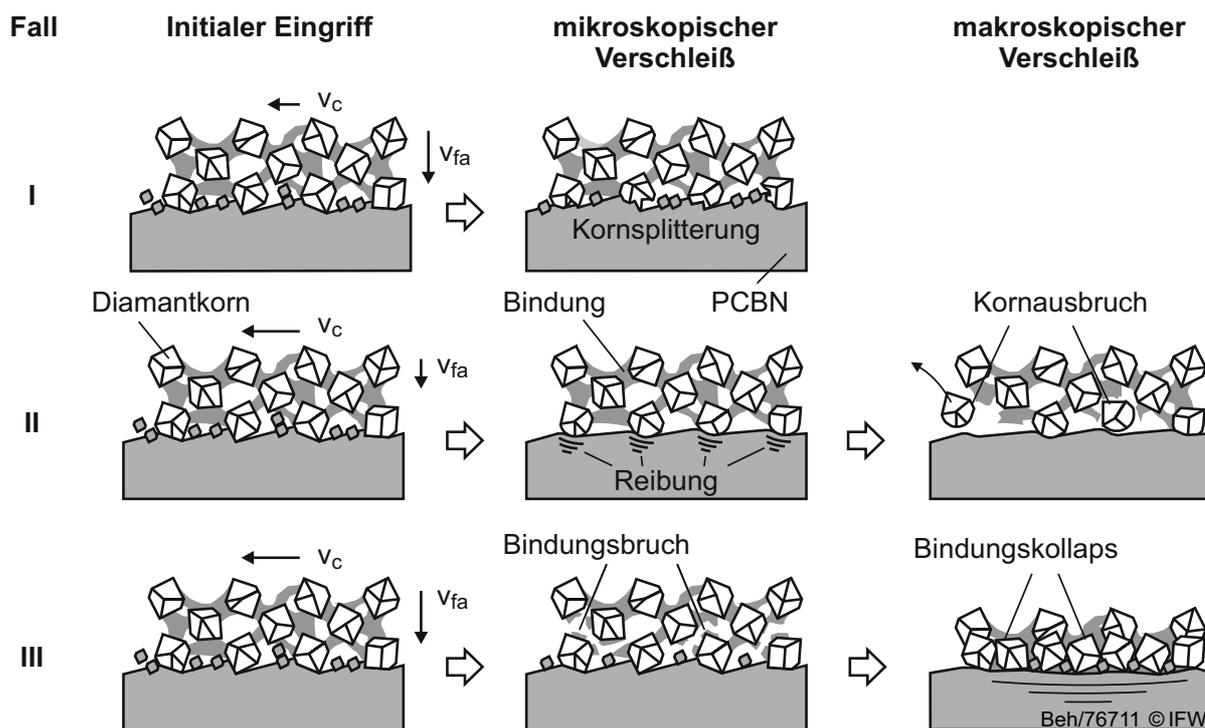
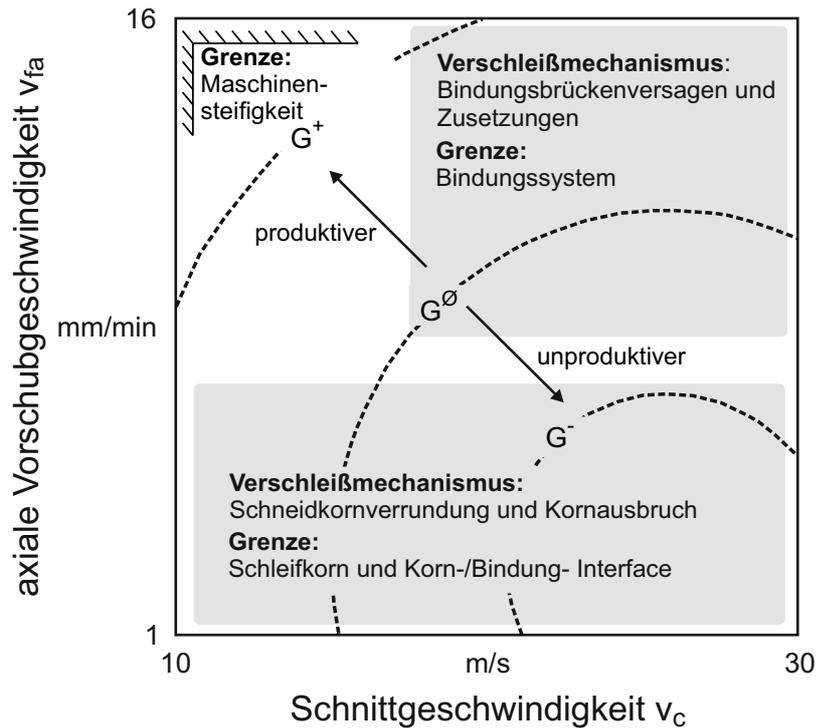


Bild 6.39: Zusammenfassung der identifizierten Verschleißmechanismen

Der erste Fall beschreibt die Vorgänge bei einem produktiven Schleifprozess mit hohen G -Verhältnissen, welche bei hohen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken auftreten. Dieser Verschleißmechanismus ist primär durch Kornsplitterung gekennzeichnet, der die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe nicht negativ beeinflusst und somit zu einem hohen Materialabtrag führt. Dieser mikroskopische Verschleißmechanismus verursacht darüber hinaus nur einen geringen Profilverschleiß. Der zweite Fall beschreibt die Vorgänge eines unproduktiven Schleifprozesses mit niedrigen G -Verhältnissen, welche bei niedrigen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken auftreten. Bei zu geringen Spannungsdicken herrscht ein hoher Reibanteil bei der Materialtrennung der PCBN-Wendeschnidplatte vor. Durch die Reibung werden die Schleifkörner zunehmend verrundet. Die Belastung am Einzelkorn steigt, bis das Schleifkorn aus der Bindung herausbricht. Diese Verschleißmechanismen ermöglichen nur einen geringen Materialabtrag bei einem hohen Profilverschleiß. Der dritte beobachtete Fall tritt vorwiegend bei mittleren längenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken und bei mittleren bis hohen Schnittgeschwindigkeiten auf und ist durch einen starken Bindungsverschleiß gekennzeichnet. Hierbei tritt ein plötzliches Versagen der Bindungsbrücken auf, welches zu einem Kollaps der ganzen Bindungsstruktur führt. Hierbei wird die an der Oberfläche liegende Bindung nebst Schleifkörnern in die nachfolgende Porenschicht gedrückt. Die Porenstruktur wird hierdurch geschlossen. Der Materialabtrag wird dadurch deutlich verringert, der Profilverschleiß nimmt mittlere Werte ein. Die beschriebenen Verschleißmechanismen in Abhängigkeit der Prozessparameter führen zu unterschiedlichen Prozessgrenzen (Bild 6.40).



Beh/78806 © IFW

Bild 6.40: Verschleißmechanismen und Grenzen beim Schleifen von PCBN

Liegt primär Verrundung des Schleifkorns und Kornausbruch vor, so liegen die Prozessgrenzen in der Abrasionsbeständigkeit des Diamantkorns sowie in den kritischen Kornhaltekräften, welche durch das Korn- / Bindungsinterface aufgenommen werden können. Wird vornehmlich Bindungsbrückenversagen und Zusetzungen beobachtet, limitiert die Bindungsfestigkeit bzw. Bindungsstabilität des keramischen Bindungssystems den Schleifprozess. Diese beiden Grenzen werden somit vom Schleifwerkzeug gebildet. Beim produktiven Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten ist das nicht der Fall. Da durch hohe Spannungsdicken die Schnitffähigkeit der Schleifscheibe infolge der Kornsplitterung erhalten bleibt, stellt die Maschinensteifigkeit die limitierende Grenze dar, da sie die erreichbare Maßhaltigkeit beim Schleifen von PCBN beeinflusst.

Werkstofftrennmechanismen

Die Schneidkantenqualität und die Qualität der geschliffenen Freifläche von PCBN-Wendeschnidplatten werden signifikant durch die Korngröße des Schneidstoffs sowie dem CBN-Gehalt beeinflusst. Hierbei steigt die mittlere Kantenschartigkeit und die gemittelte Rauheit auf der Freifläche proportional mit steigender Schleifkorngröße. Zum CBN-Gehalt verhalten sich diese Größen umgekehrt proportional. Die Gründe hierfür liegen in den vorliegenden Einzelkornspannungsdicken sowie in den mechanischen Eigenschaften der Wendeschnidplatte hinsichtlich Kantenfestigkeit. Die Einzelkornspannungsdicke wird dominant durch die Schleifkorngröße beeinflusst und geht proportional in die Berechnung ein [FRI99]. Die Kantenfestigkeit steigt proportional mit steigendem CBN-Gehalt. Die Schneidkante als auch die Freifläche werden resistenter gegen Risse und Brüche und somit widerstandsfähiger. Bei

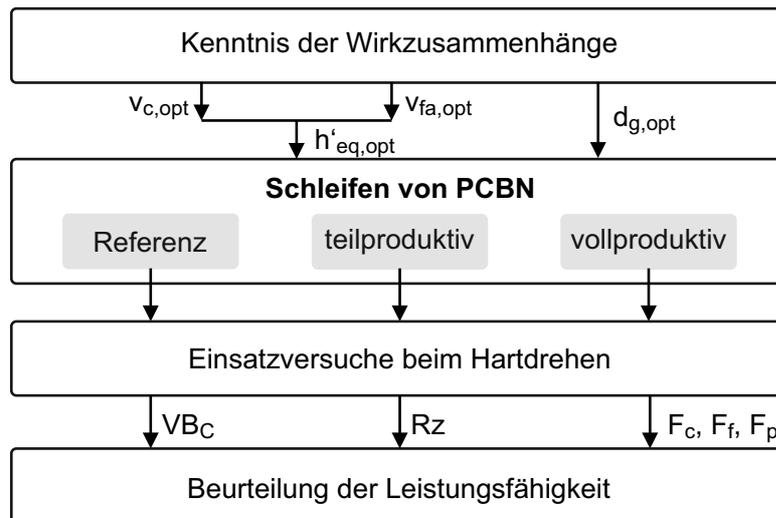
niedrigen CBN-Gehalten können hohe Einzelkornspannungsdicken von $h_{cu} = 0,5 \mu\text{m}$ zur Bildung von radialen und axialen Rissen nahe der Schneidkante führen, welche bei weiterer Ausbreitung hohe Kantenschartigkeiten an der Schneidkante erzeugen. Bei geringen Einzelkornspannungsdicken sowie bei hohen CBN-Gehalten tritt dieser Trennmechanismus nicht auf. Hierdurch können homogene Schneidkanten mit geringen Schartigkeiten erzeugt werden. Darüber hinaus können geringe Einzelkornspannungsdicken duktile Materialtrennung sowohl bei Titanitrid ($C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.}\%$) als auch beim CBN ($C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.}\%$) hervorrufen.

7 Einsatzverhalten beim Hartdrehen

Aus den schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen sind auf Basis der Signifikanzanalysen der Voruntersuchungen Empfehlungen zur Auswahl der Prozessparameterkombinationen herausgearbeitet worden, die die Grundlage für eine produktive und effektive Bearbeitung von PCBN-Wendeschnidplatten mit hoher Schneidkantenqualität gewährleisten. Es ist gezeigt worden, dass der Schleifprozess hinsichtlich G-Verhältnis und Bearbeitungsgeschwindigkeit verbessert werden kann, jedoch ist noch unklar, ob die auf Basis der herausgearbeiteten Empfehlungen erzeugten Wendeschneidplatten auch tatsächlich leistungsfähig sind.

Daher ist das Ziel dieses Kapitels die Verfügbarkeit von leistungsfähigen PCBN-Wendeschnidplatten, die durch einen produktiven Schleifprozess hergestellt werden.

Zur Erreichung dieses Ziels müssen die Erkenntnisse aus den schleiftechnologischen Grundlagenuntersuchungen auf das Radius Schleifen und das Schleifen von Schutzfasern übertragen werden. Die generelle Vorgehensweise zur Untersuchung des Einsatzverhaltens von PCBN-Wendeschnidplatten beim Hartdrehen ist in Bild 7.1 dargestellt.



Beh/78882 © IFW

Bild 7.1: Vorgehensweise der Untersuchungen des Einsatzverhaltens beim Hartdrehen

Ausgehend von den Empfehlungen der schleiftechnologischen Untersuchungen werden insgesamt drei PCBN-Wendeschnidplatten, die mit unterschiedlichen Parameterkombinationen geschliffen werden, für das Hartdrehen hergestellt. Damit stehen insgesamt 24 Schneidecken für die Drehversuche zur Verfügung. Eine Wendeschneidplatte wird mit Parameterkombinationen, wie sie im Stand der Technik zur Verfügung stehen, geschliffen (Referenz). Auf die beiden anderen Wendeschneidplatten werden die schleiftechnologischen Empfehlungen nur auf das Seitenschleifen angewendet (teilproduktiv) und darüber hinaus werden die Erkenntnisse des Seitenschleifens auf das Radius Schleifen übertragen (volloptimiert). Die Einsatzversuche der Wendeschneidplatten erfolgen beim Außenlängsdrehen von gehärtetem

100Cr6 im kontinuierlichen Schnitt. Als Bewertungskriterium für das Einsatzverhalten dient die Verschleißmarkenbreite VB_c an der Freifläche der Werkzeugschneide und die erzeugte Oberflächenqualität hinsichtlich der gemittelten Rautiefe R_z am Werkstück. Darüber hinaus werden die Prozesskräfte analysiert, welche während des Hartdrehens auftreten. Abschließend erfolgt die Beurteilung der Leistungsfähigkeit der PCBN-Wendescheidplatten. Die Leistungsfähigkeit gilt dann als bestätigt, wenn die Standzeit der optimiert geschliffenen PCBN-Wendescheidplatten mindestens der der Referenz entspricht.

7.1 Prozessauslegung des Wendeschneidplattenschleifens

Als Drehwerkzeug werden kommerziell erhältliche quadratische PCBN-Wendescheidplattenrohlinge mit einer mittleren CBN-Korngröße von $d_{g,CBN} = 2 \mu\text{m}$, einem CBN-Gehalt von $C_{CBN} = 55 \text{ Vol.-%}$ und einem Binder aus Titanitrid verwendet. Nach Angaben des Herstellers eignet sich diese Spezifikation besonders für die Hartbearbeitung von Stählen [DIA13]. Die durch das Schleifen eingebrachte Geometrie der Schneide hat einen Spanwinkel von $\gamma = -14^\circ$ und keinen Freiwinkel. Der Neigungswinkel des Wendeschneidplattenhalters beträgt $\lambda = -6^\circ$, sodass beim Hartdrehen ein effektiver Spanwinkel von $\gamma_{\text{eff}} = -20^\circ$ und ein effektiver Freiwinkel von $\alpha_{\text{eff}} = 6^\circ$ vorliegen. Der Keilwinkel der Schneide beträgt dementsprechend $\beta = 104^\circ$. Der verwendete Einstellwinkel beträgt $\kappa = 45^\circ$. Der Eckenradius bei diesen Untersuchungen ist $r_\varepsilon = 0,8 \text{ mm}$. Die Referenzwerte sowie die optimierten Parameter für das Schleifen der PCBN-Wendescheidplatten sind in Tabelle 7.1 dargestellt.

Tabelle 7.1: Schleifparameter zur Herstellung der PCBN-Wendescheidplatten

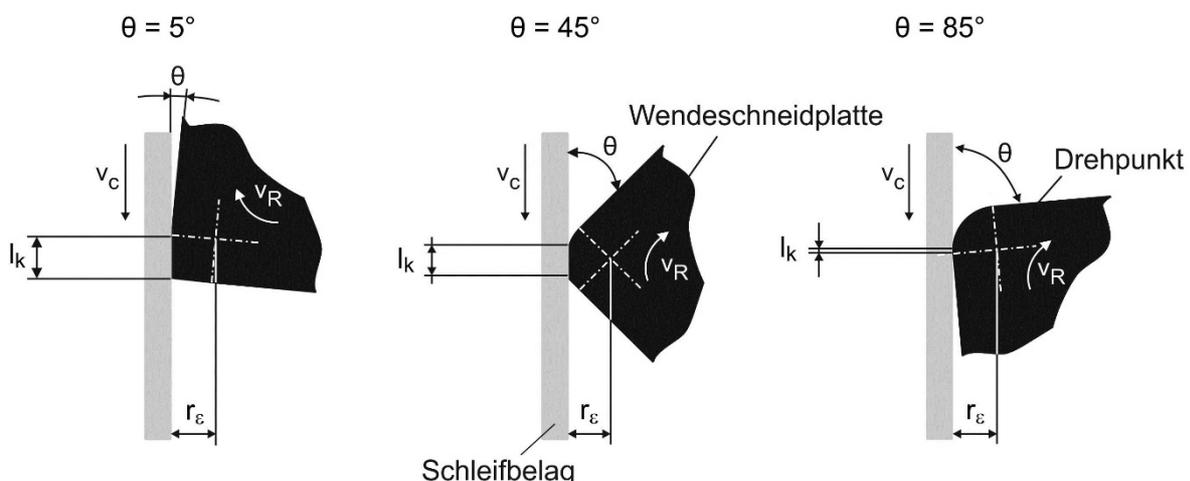
Prozessschritt		Referenz	teilproduktiv	vollproduktiv
Seitenschleifen	V_c	20 m/s	10 m/s	10 m/s
	V_{fa}	4 mm/min	8,5 mm/min	8,5 mm/min
Radiusschleifen	V_c	20 m/s	10 m/s	10 m/s
	V_R	2.778 °/min	2.778 °/min	var. = $f(\theta, h'_{eq})$
Fasenschleifen	V_c	20 m/s	10 m/s	10 m/s
	V_{fa}	4 mm/min	8,5 mm/min	8,5 mm/min
	V_R	2.778 °/min	2.778 °/min	2.778 °/min

Die Schleifparameterkombinationen werden in Parameter für das Seitenschleifen, das Radiusschleifen und das Fasenschleifen gegliedert. Das Seitenschleifen bearbeitet alle vier Seiten der Wendeschneidplatte. Dieser Prozessschritt entspricht dem Prozess aus den schleiftechnologischen Untersuchungen. Das Radiusschleifen erzeugt ausschließlich die Eckenradien und somit die beim Außenlängsdrehen zum Einsatz kommenden Schneiden. Das Fasenschleifen bringt eine Schutzfase ein, welche die Schneide durch die Vergrößerung des Keilwinkels im Hartdrehprozess verstärkt.

Diese drei Schleifprozesse besitzen unterschiedliche Anteile an dem zu zerspanenden Volumen. Der Zerspanvolumenanteil des Seitenschleifens liegt bei 89 % und der Anteil

des Radius Schleifens liegt bei 9 %, wenn die Wendeschneidplatten mit einem Arbeitseingriff von $a_e = 100 \mu\text{m}$ von $l_{wz} = 13 \text{ mm}$ auf $l_{wz} = 12,8 \text{ mm}$ geschliffen werden und der Eckenradius $r_\varepsilon = 0,8 \text{ mm}$ beträgt. Das Fasenschleifen der Schutzfase hat ein Zerspanvolumenanteil von 2 %, wenn eine Fase von $\gamma = 14^\circ$ und Fasenbreite von $b = 150 \mu\text{m}$ eingebracht wird. Diese Anteile verändern sich weiter zu Gunsten des Seitenschleifens, wenn der Maßunterschied zwischen dem Rohling und dem Endprodukt zunimmt. Die Parameterkombinationen für das Referenzwerkzeug entsprechen dem Stand der Technik [VEN14].

Diese Referenz-Parameterkombination hat eine niedrige kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke von $h'_{eq} = 3,3 \cdot 10^{-6}$ im Seitenschleifprozess. Deshalb wird die erste schleiftechnologische Optimierung primär beim Seitenschleifprozess durchgeführt. Es ist zu erwarten, dass der Großteil des Schleifscheibenverschleißes aufgrund des hohen Anteils am gesamten zerspannten Volumen dem Seitenschleifprozess zugeordnet werden kann. Die erste Optimierung orientiert sich bei der Wahl der Seitenschleifparameter an den Ergebnissen der schleiftechnologischen Hauptuntersuchungen. Durch die Reduzierung der Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 10 \text{ m/s}$ und Erhöhung der axialen Vorschubgeschwindigkeit auf $v_{fa} = 8,5 \text{ mm/min}$ wird h'_{eq} auf $1,42 \cdot 10^{-5}$ um den Faktor 4,3 gegenüber dem Referenzprozess gesteigert. Der hierbei angewendete Radius- und Fasenschleifprozess sieht lediglich eine Verringerung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 20 \text{ m/s}$ auf $v_c = 10 \text{ m/s}$ gegenüber der Referenz vor. Die Radiusgeschwindigkeit ist wie bei der Bearbeitung des Referenzwerkzeugs $v_R = 2.778 \text{ }^\circ/\text{min}$. Die zweite Optimierung nutzt darüber hinaus die Erkenntnis, dass das G-Verhältnis beim Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten proportional zur längenbezogenen äquivalenten Spannungsdicke h'_{eq} ist. Der Referenzprozess und die erste Optimierung sehen eine konstante Radiusgeschwindigkeit vor. Aufgrund der variierenden Kontaktlänge l_k beim Radius Schleifen verändert sich h'_{eq} in Abhängigkeit des Drehwinkels θ (Bild 7.2) [FRI99].



Beh/78881 © IFW

Bild 7.2: Kontaktlänge l_k in Abhängigkeit des Drehwinkels θ beim Radius Schleifen [FRI99]

Hierbei nimmt die Kontaktlänge nach folgender Funktion mit steigendem Drehwinkel ab:

$$l_k(\theta) = r_\varepsilon \cdot \tan\left(45^\circ - \frac{\theta}{2}\right) \tag{7.1}$$

Daraus folgt, dass das zerspannte Volumen je Winkelschritt $\Delta\theta$ ebenfalls abnimmt:

$$\Delta V_w(\theta) = \frac{b_{wz}}{2} \cdot l_k(\theta)^2 \cdot \sin \Delta\theta \tag{7.2}$$

Entsprechend verhält sich auch das vorliegende Zeitspanvolumen:

$$Q_w(\theta) = h'_{eq} \cdot v_c \cdot b_{wz} \cdot l_k(\theta) \tag{7.3}$$

Friemuth formulierte den Zusammenhang zwischen der Änderung des Zerspanvolumens und des Zeitspanvolumens über die vorliegende Radiusgeschwindigkeit folgendermaßen [FRI99]:

$$v_R = \frac{Q_w}{\Delta V_w} \tag{7.4}$$

Durch die Abhängigkeit des Zeitspanvolumens von der kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicke h'_{eq} kann für den Radiuschleifprozess eine variable Radiusgeschwindigkeit berechnet werden. Dieser Zusammenhang ist in Bild 7.3 grafisch dargestellt.

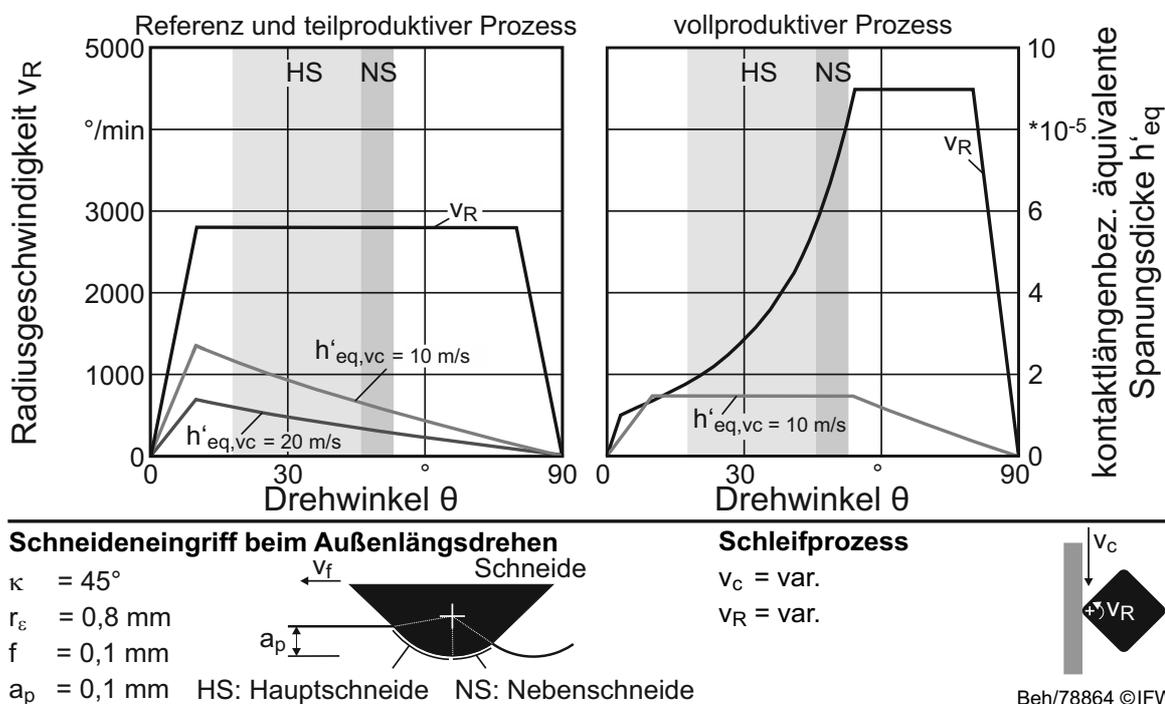
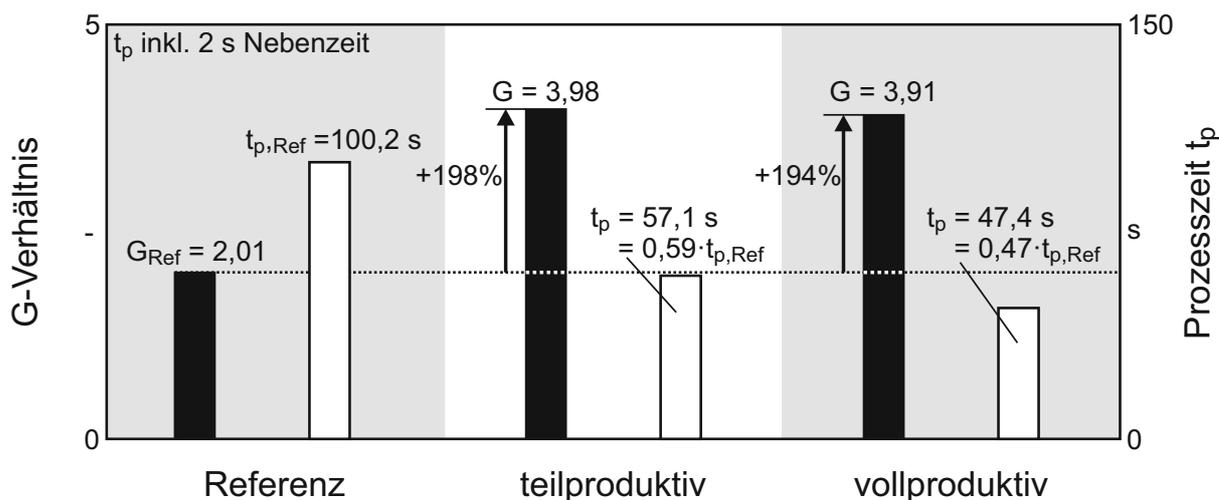


Bild 7.3: Referenz und modifiziertes Profil der Radiusgeschwindigkeit beim Schleifen der Eckenradiengeometrien

Wird die Radiusgeschwindigkeit wie im Fall des Referenzprozesses und des teilproduktiven Prozesses zwischen der Beschleunigungs- und der Abstoppphase bei $v_R = 2.778 \text{ }^\circ/\text{min}$ konstant gehalten, ändert sich der Wert von h'_{eq} mit steigendem Drehwinkel deutlich. Während der Beschleunigungsphase steigt h'_{eq} proportional mit steigenden Drehwinkel, bis die sinkende Kontaktlänge gegenüber der Radiusgeschwindigkeit dominiert und h'_{eq} daraufhin zu sinken beginnt. Der Wert von h'_{eq} vermindert sich kontinuierlich innerhalb des Radius Schleifprozesses für die Haupt- und der Nebenschneide, welche sich bei einem Eckenradius von $r_e = 0,8 \text{ mm}$ und den Prozessparametern $f = a_p = 0,1 \text{ mm}$ bei $18^\circ < \theta < 52^\circ$ einstellen (Bild 7.3, links). Mit der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 20 \text{ m/s}$ wird beim Referenzprozess im Radiusbereich ein mittleres h'_{eq} von $7,22 \cdot 10^{-5}$ erreicht. Durch die Verringerung der Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 10 \text{ m/s}$ sinkt das durchschnittliche h'_{eq} im teilproduktiven Prozess auf $1,44 \cdot 10^{-5}$ und liegt somit im Bereich des optimalen h'_{eq} des Seitenschleifprozesses von $1,42 \cdot 10^{-5}$.

Mit der Modifikation der Radiusgeschwindigkeit kann im Bereich der Haupt- und Nebenschneide die kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke bei $h'_{eq} = 1,42 \cdot 10^{-5}$ konstant gehalten werden. Sie entspricht damit der des Seitenschleifprozesses. Nach der Bearbeitung der Nebenschneide wird die Radiusgeschwindigkeit bei dem Drehwinkel $\theta = 60^\circ$ bei $v_R = 4500 \text{ }^\circ/\text{min}$ konstant gehalten. Die gegen Null strebende Kontaktlänge l_k würde sonst die Radiusgeschwindigkeit über die maximale Drehgeschwindigkeit der Maschinenachse ansteigen lassen. Im Durchschnitt wird bei der Bearbeitung eine kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke von $h'_{eq} = 1 \cdot 10^{-5}$ umgesetzt.

Die Schleifprozessmodifikationen unterscheiden sich hinsichtlich zu erwartender G-Verhältnisse sowie notwendiger Prozesszeit vom Referenzprozess (Bild 7.4). So wird durch den teilproduktiven Schleifprozess das theoretisch zu erwartende G-Verhältnis um 198 % gegenüber dem Referenzprozess auf $G = 3,98$ gesteigert, bei einer gleichzeitigen Senkung der Prozesszeit von $t_p = 100,2 \text{ s}$ auf $t_p = 57,1 \text{ s}$. Der vollproduktive Prozess ermöglicht eine Steigerung von 194 % gegenüber der Referenz und kann eine weitere Senkung der Prozesszeit auf $t_p = 47,4 \text{ s}$ erzielen.



Schleifprozess	Schleifscheibe	Schneidstoff	Schneidengeometrie
$v_c = \text{var.}; v_{fa} = \text{var.}$	$d_g = 15 \mu\text{m}; \text{C120}$	$d_{g,\text{CBN}} = 2 \mu\text{m}$	$\gamma_{\text{eff}} = -20^\circ$
$v_R = \text{var.}$	offene ker. Bindung	$C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$	$\alpha_{\text{eff}} = 6^\circ$
$v_{cd} = 20 \text{ m/s}$	Abrichtscheibe	Binder: TiN	$\kappa = 45^\circ$
$v_{fad} = 1 \mu\text{m/s}$	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ \#320}$		$r_\varepsilon = 0,8 \text{ mm}$

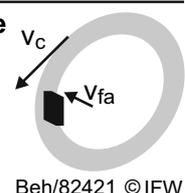


Bild 7.4: Produktivitätskennwerte der unterschiedlich geschliffenen PCBN-Wendeschnidplatten für das Hartdrehen

Die Schneidkantenengeometrie der PCBN-Wendeschnidplatten ist bei allen eingesetzten Werkzeugen konstant gehalten worden. Bild 7.5 stellt die gemittelten Geometrien von insgesamt 24 Schneiden dar. Die Abweichung von $\pm 22,6 \mu\text{m}$ bei der Fasenbreite b ist dem kleinen Schutzfasenwinkel γ_s in Verbindung mit der Maßtoleranz von $\pm 5 \mu\text{m}$ aus dem vorangegangenen Seitenschleifprozess geschuldet, da die Maßtoleranz bei sehr geringen Fasenwinkeln einen hohen Einfluss auf die Fasenbreite besitzt. Jedoch kann die Abweichung toleriert werden, solange die Fasenbreite größer als die Eingriffsbreite ist, die beim Hartdrehen vorliegt.

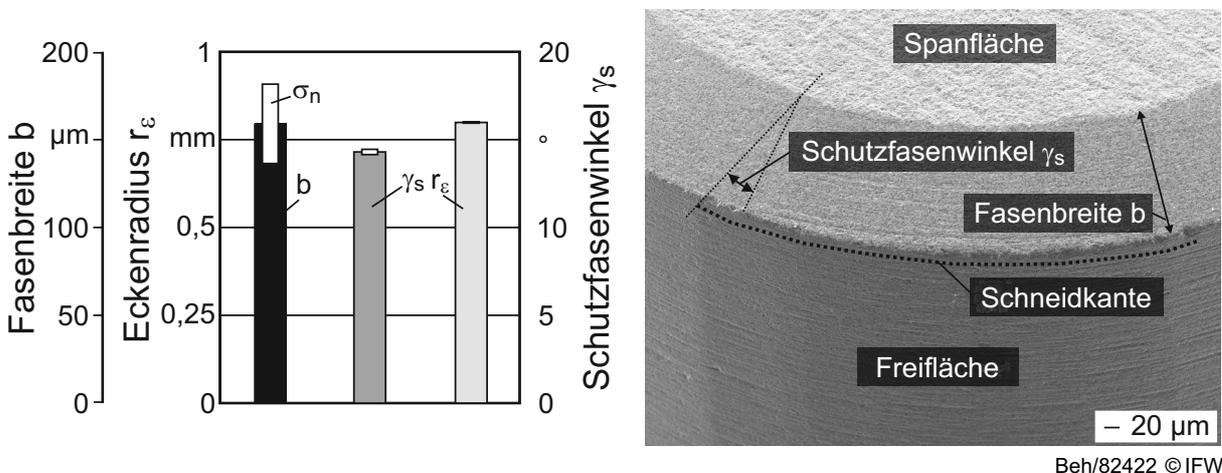


Bild 7.5: Messung der geschliffenen Wendeschnidplattengeometrien

Der Fasenschleifprozess ist der abschließende Schleifprozess bei der Bearbeitung von PCBN-Wendeschnidplatten und stellt somit die finale Kantenschartigkeit an der

Schneide im Radiusbereich ein. Diese finalen Kantenschartigkeiten sind in Bild 7.6 dargestellt. Verglichen mit dem empirischen Modell der Hauptuntersuchungen liegen die erzielten mittleren Kantenschartigkeiten Δr_{mid} im jeweiligen 95 %-Vertrauensbereich (Kap. 6.2.1, Gl. 6.16). Die vorliegenden maximalen Kantenschartigkeiten Δr_{max} werden durch das erarbeitete Regressionsmodell (Kap. 6.2.1, Gl. 6.17) unterschätzt und liegen bei der ersten Optimierung im Mittel sogar leicht außerhalb des 95%-Vertrauensintervalls. Zu erklären ist dies durch die Kornkinematik, die sich von der im Seitenschleifprozess unterscheidet. Beim Seitenschleifen erfolgt die Materialtrennung parallel zur erzeugten Schneidkante. Beim Fasenschleifen am Eckenradius erfolgt diese in einer Kreisbewegung, was dazu führt, dass an der Schneide sowohl der Schleifkorn Eintritt als auch der Schleifkornaustritt stattfindet. Beim Schleifkorn eintritt erfolgt die Materialtrennung in Richtung der Wende-schneidplatte, die hierbei eine stützende Wirkung ausübt und Materialausreißer verhindert. Beim Schleifkornaustritt liegt dieser Effekt nicht vor und Materialausreißer können zu erhöhten maximalen Kantenschartigkeiten führen.

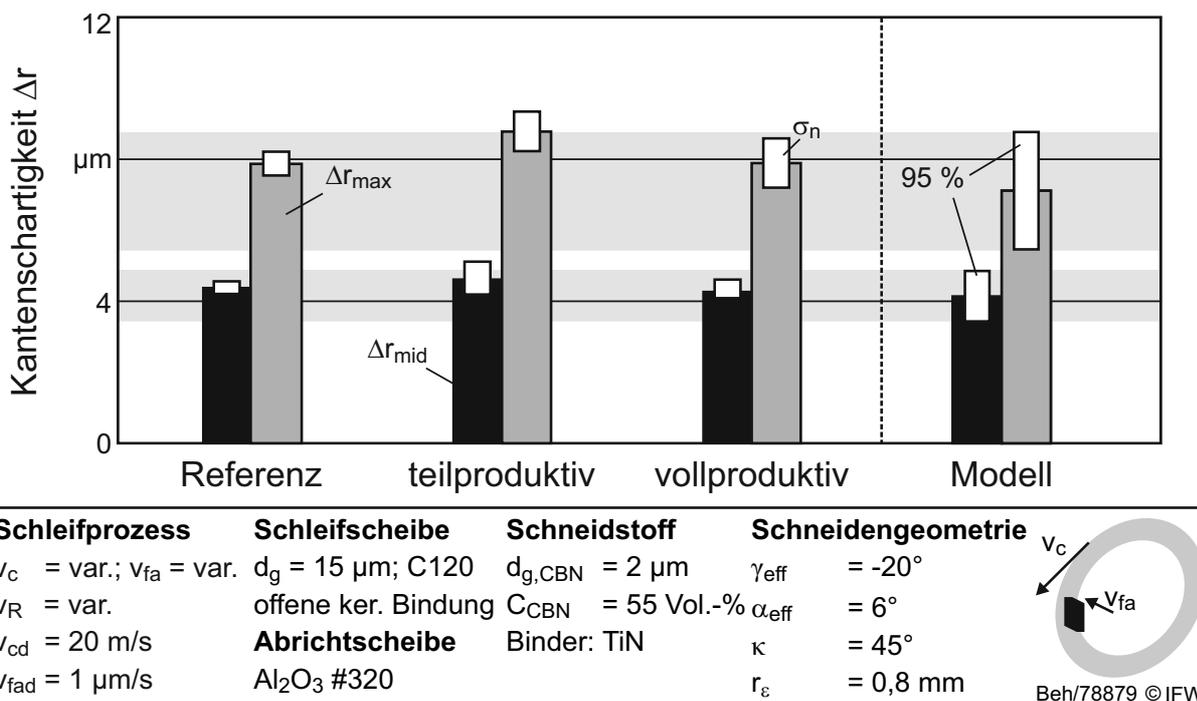
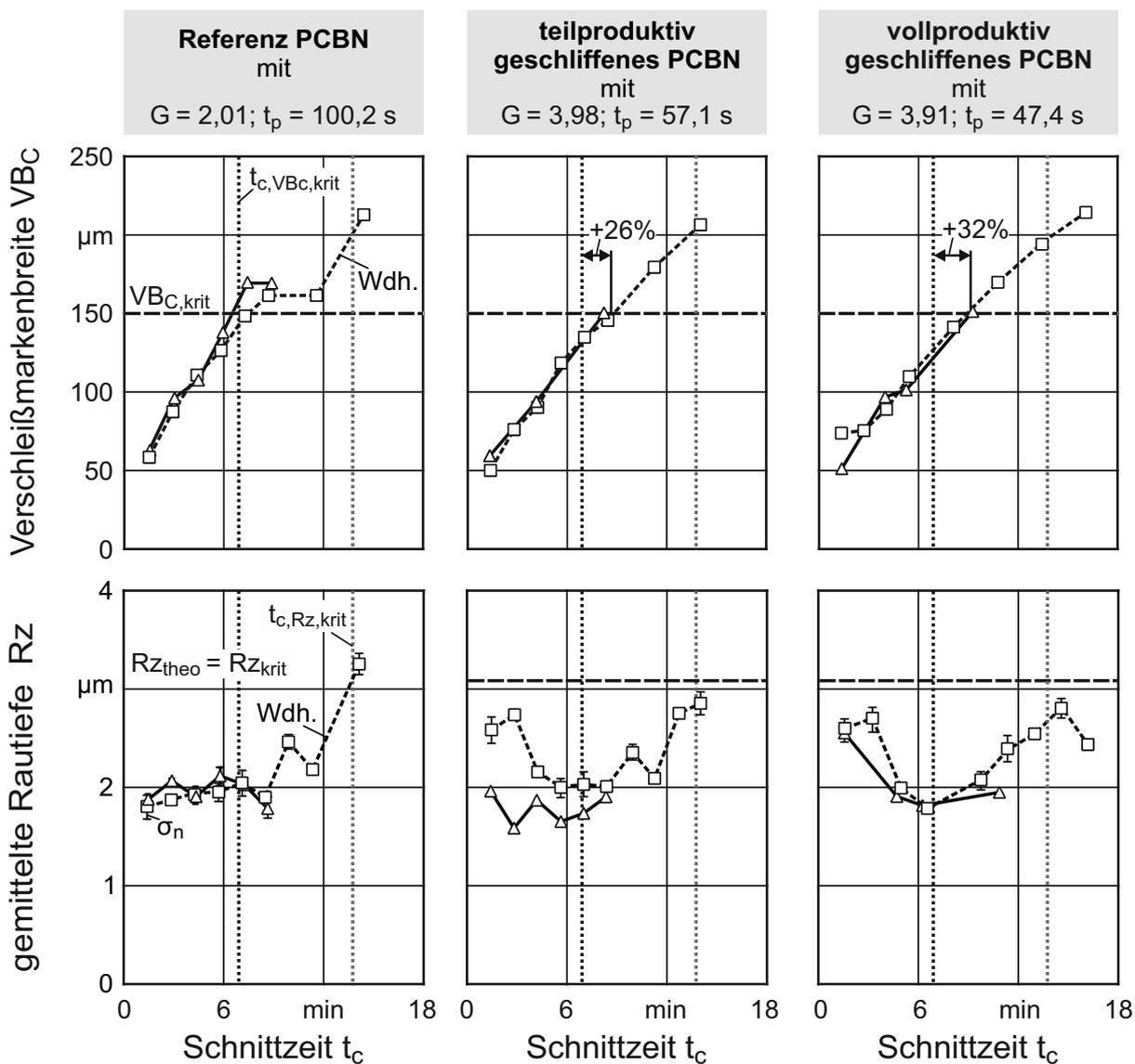


Bild 7.6: Kantenschartigkeit durch das Fasenschleifen

7.2 Ergebnisse der Einsatzversuche

In Bild 7.7 sind die Verschleißkurven der PCBN-Wendeschnidplatten und die durch das Hartdrehen erzielten gemittelten Rautiefen dargestellt. Die verwendete Schnittgeschwindigkeit beim Hartdrehen des gehärteten 100Cr6 liegt bei $v_c = 150 \text{ m/min}$. Der Vorschub und die Schnitttiefe betragen $f = a_p = 0,1 \text{ mm}$. Die Referenz-Wendeschnidplatte sowie die teilproduktiv und die vollproduktiv geschliffene Wende-schnidplatte sind jeweils mit einer Wiederholung eingesetzt worden. Der erste Versuchsdurchgang ist nach dem Erreichen der kritischen Verschleißmarkenbreite von

$VB_{C,krit} = 150 \mu\text{m}$ abgebrochen worden. Der Referenzprozess gibt hierbei die kritische Schnittzeit $t_{c,VBc,krit} = 6,9 \text{ min}$ vor. Der Wiederholversuch wird nach dem Erreichen der kritischen Schnittzeit $t_{c,Rz,krit}$ abgebrochen. Diese kritische Schnittzeit ist die Schnittzeit, ab der der Referenzprozess die theoretische gemittelte Rauheit $Rz_{theo} = 3,1 \mu\text{m}$ überschreitet. Hier beträgt sie $t_{c,Rz,krit} = 13,74 \text{ min}$.



Prozess	Schneidstoff	Schneidengeometrie
Außenlängsdrehen	$d_{g,CBN} = 2 \mu\text{m}$	$\gamma_{eff} = -20^\circ; \alpha_{eff} = 6^\circ$
$v_c = 150 \text{ m/min}$	$C_{CBN} = 55 \text{ Vol.-%}$	$\kappa = 45^\circ; r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}$
$f = 0,1 \text{ mm}$	Binder: TiN	Werkstoff
$a_p = 0,1 \text{ mm}$		100Cr6; 62 - 64 HRC

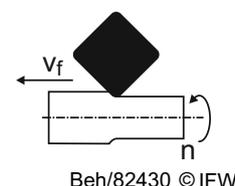


Bild 7.7: Verschleißmarkenbreite und erzielte Rauheiten beim Hartdrehen von 100Cr6

Die Entwicklung der Verschleißmarkenbreite VB_C verläuft sowohl beim Referenzwerkzeug als auch bei den produktiv geschliffenen Werkzeugen über die Schnittzeit t_c bis zum Erreichen von $VB_{C,krit}$ sehr linear. Beim Einsatz der produktiv geschliffenen Werkzeuge ist darüber hinaus ein Standzeitgewinn von 26 % beim teilproduktiv

geschliffenen Werkzeug und ein Gewinn von 32 % beim vollproduktiv geschliffenen Werkzeug zu sehen.

Mit fortschreitendem Verschleiß an der Wendeschneidplatte ändert sich auch die erzielte Oberflächenrauheit. Zunächst liegen die erzielten gemittelten Rautiefen R_z unterhalb der aus den Prozessparametern f und a_p sowie dem Schneideckradius r_ϵ berechneten theoretischen gemittelten Rautiefe von $R_{z,theo} = 3,1 \mu\text{m}$. Dieser Effekt ist durch elastische Verformungen des Werkzeugstahls infolge der hohen Passivkräfte zu erklären, welche eine Negativabbildung der Schneidengeometrie auf der Werkstückoberfläche verhindert. Ferner liegen die gemittelten Rautiefen für die produktiv geschliffenen Wendeschneidplatten bei Prozessbeginn teils über den R_z -Werten des Referenzwerkzeugs. Ab der Schnittzeit $t_c = 4,4 \text{ min}$ gleichen sich alle R_z -Werte um $R_z = 2 \mu\text{m}$ an. Mit fortlaufender Bearbeitung setzt sich der Freiflächenverschleiß als dominanter Effekt durch, sodass die gemessenen Rauheitswerte ansteigen. Hierbei überschreiten die produktiv geschliffenen Werkzeuge bis zum Erreichen der kritischen Schnittzeit $t_{c,Rz,krit}$ niemals die kritische bzw. die theoretische gemittelte Rautiefe und zeigen somit einen Qualitätsgewinn gegenüber dem Referenzwerkzeug.

Als primäre Verschleißformen sind nach Standzeitende Freiflächenverschleiß und Kolkverschleiß an den Schneiden zu erkennen (Bild 7.8). Der Freiflächenverschleiß wird durch Abrasionsmechanismen zwischen dem Werkstück und der Wendeschneidplatte verursacht. Bei dieser Verschleißursache werden die harten CBN-Körner aus dem PCBN-Verbund herausgelöst [HUA07].

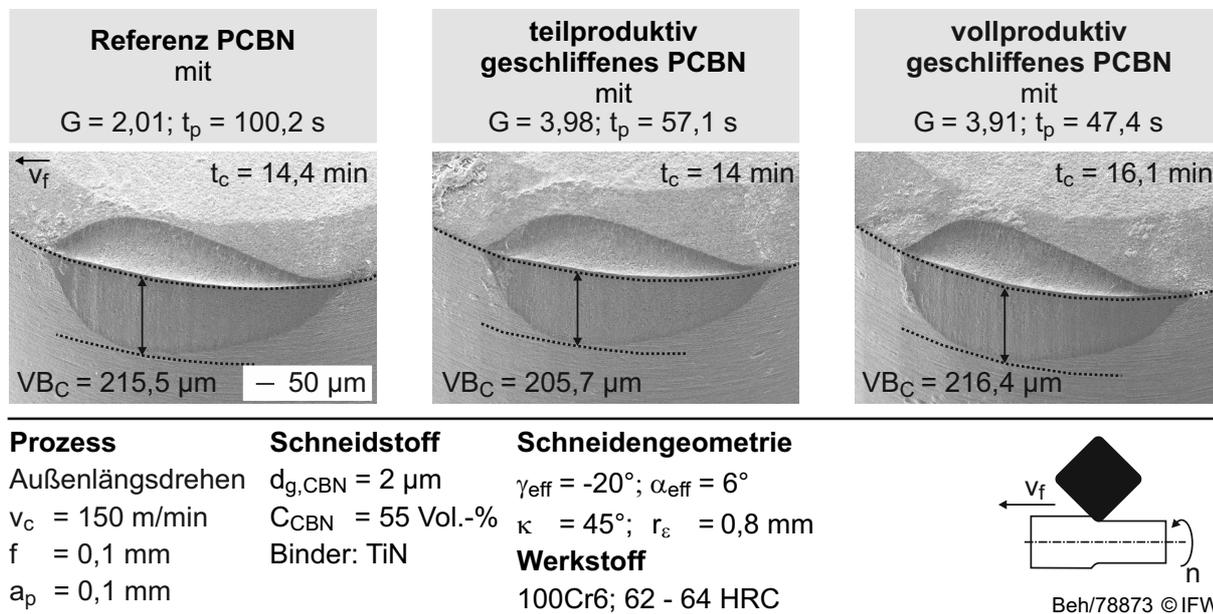


Bild 7.8: Verschleißformen beim Hartdrehen von 100Cr6 und unterschiedlich geschliffenen PCBN-Wendeschneidplatten

Der Kolkverschleiß findet seine Ursache in den Diffusionsvorgängen infolge der hohen Prozesstemperaturen, welche durch die vermehrte Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug kontinuierlich zunehmen. Beide Verschleißformen zeigen sich gleichmäßig analog zur variierenden effektiven Schnitttiefe über den Eckenradius. Verschleiß-

formen wie laterale Risse oder Kammrisse sowie Aufbauschneidenbildung werden nicht beobachtet.

Die in Bild 7.9 dargestellten Prozesskräfte bestätigen den gleichmäßig ansteigenden Verschleißfortschritt. Die Passivkraft F_p , die beim Hartdrehen aufgrund der geringen Schnitttiefen die dominante Kraftkomponente ist, steigt bei allen Werkzeugen von $F_p = 64 - 74 \text{ N}$ bei $t_c = 1,5 \text{ min}$ auf über $F_p = 195 \text{ N}$ ab $t_c = 14,4 \text{ min}$ linear an. Die Schnittkraft F_c und die Vorschubkraft F_f steigen ebenfalls linear, aber mit geringer Steigung gegenüber der Passivkraft.

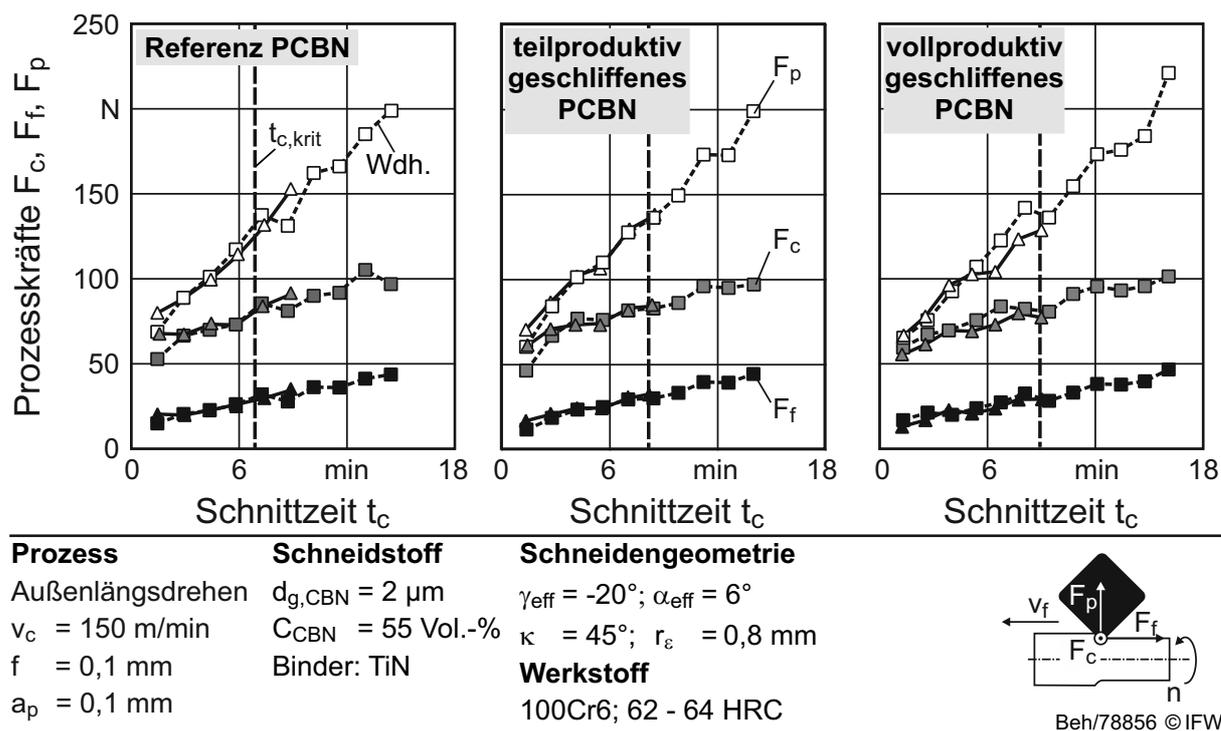


Bild 7.9: Prozesskräfte beim Hartdrehen von 100Cr6

Der Grund für den Anstieg der Prozesskräfte ist der fortschreitende Verschleiß an der Schneidkante [DEN11]. Alle drei Kraftkomponenten zeigen bei den unterschiedlich geschliffenen Wendschneidplatten keinen wesentlichen Unterschied.

Insgesamt beweisen die Einsatzversuche mit dem Referenzwerkzeug und den produktiv geschliffenen Wendschneidplatten beim Hartdrehen, dass durch die produktivitätssteigernden Maßnahmen im Schleifprozess der PCBN-Wendschneidplatten Werkzeuge hergestellt werden können, die eine höhere Leistungsfähigkeit hinsichtlich Verschleißverhalten sowie erzielbarer Oberflächenqualität aufweisen.

8 Folgerungen für die Praxis

Das Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten nimmt einen hohen Anteil an den Herstellkosten der Werkzeuge ein. Die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zeigen Maßnahmen auf, wie der Schleifprozess technologisch effizienter gestaltet werden kann. Darüber hinaus sind Grenzen des Prozesses ermittelt worden, die auf Seiten der PCBN-Wendeschnidplatten-, Schleifscheiben-, und Schleifmaschinenhersteller weiteren Entwicklungsbedarf generieren.

Erkenntnisse für den PCBN-Wendeschnidplattenhersteller

Beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten ist die Auswahl der Prozessparameter entscheidend, da sie sowohl das Schleifwerkzeug als auch die Schleifmaschine an ihre Grenzen bringen. Für einen produktiven Schleifprozess sind möglichst geringe Schnittgeschwindigkeiten und mittlere bis hohe Vorschubgeschwindigkeiten zu wählen. Hierdurch werden hohe kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicken erreicht, die das Splintern der Diamantkörner bewirken. Dieser Verschleißmechanismus ist durch seinen geringen Profilverschleiß gekennzeichnet. Zusätzlich bleibt durch die Bildung neuer Schneiden die Schnitffähigkeit der Schleifscheibe erhalten. Durch diese Maßnahme ist eine Erhöhung der Produktivität möglich.

Der Wendeschnidplattenhersteller profitiert direkt von der Erhöhung der Produktivität. Die neuen Erkenntnisse führen zur Senkung der Fertigungseinzelkosten K_{FE} . In Bild 8.1 ist die detaillierte Berechnung der Fertigungseinzelkosten für das Querseiten-Planschleifen von PCBN-Wendeschnidplatten nach den alten und neuen Erkenntnissen dargestellt. Zur Berechnung des Maschinenstundensatzes wird ein Neupreis der Werkzeugmaschine WAC 715 Centro der Wendt GmbH von 790.000 € angenommen. Die Energiekosten berechnen sich aus dem elektrischen Verbrauch der Maschine von 26 kWh und dem Energiepreis für Industrieunternehmen von 0,15 €/kWh (gemäß Statista). Der Lohnstundensatz wird zu $K_{LH} = 40$ €/h festgesetzt. Die alte Stückzeit orientiert sich an der Prozesszeit $t_{p,Ref}$ des Referenzprozesses aus Kapitel 7.1 und Bild 7.4 zuzüglich zwei Minuten Rüstzeit. Die neue Stückzeit ist die Prozesszeit des vollproduktiven Schleifprozesses zuzüglich Rüstzeit. Der nutzbare Schleifscheibenbelag pro Schleifscheibe beträgt $V_{SB} = 18.473$ mm³ bei einem Schleifscheibendurchmesser von $d_s = 400$ und einer Belaghöhe von $h_s = 5$ mm sowie einer Belagbreite von $b_s = 8$ mm unter Berücksichtigung des kontinuierlichen Abrichtens und einer angewendeten Oszillation mit der Schwingamplitude von drei Millimetern. Die Kosten der keramischen Schleifscheibe werden mit 2.000 € veranschlagt.

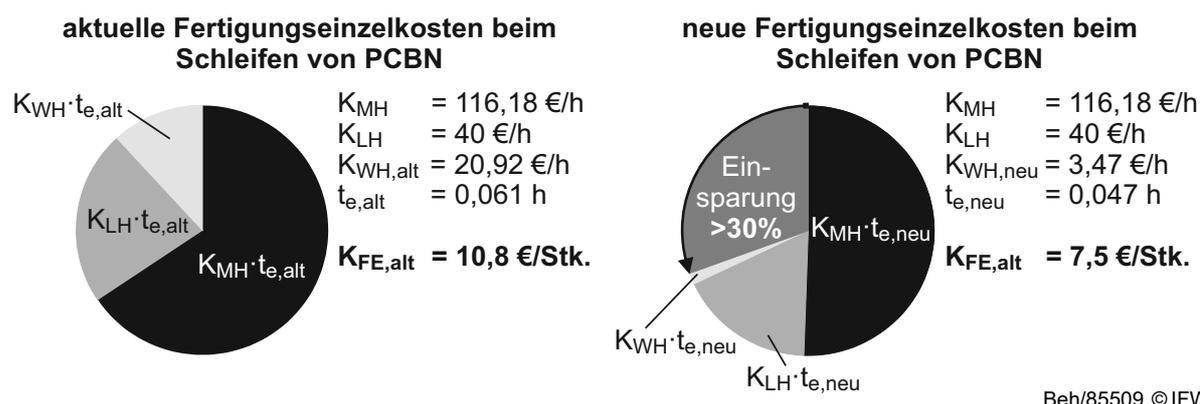
Fertigungseinzelkosten $K_{FE} = (K_{MH} + K_{LH} + K_{WH}) \cdot t_e$

→ Maschinenstundensatz $K_{MH} = 1 / T_L \cdot (K_A + K_Z + K_R + K_I + K_E)$		
→ Abschreibungskosten $K_A = WBW / T_N = 790 \text{ T€} / 5a$		= 158.000 €/a
→ Zinskosten $K_Z = WBW / 2 \cdot x_Z = 790 \text{ T€} / 2 \cdot 3 \text{ \%/a}$		= 11.850 €/a
→ Raumkosten $K_R = w \cdot i = 60 \text{ €/a} \cdot 25 \text{ mm}^2$		= 1500 €/a
→ Instandhaltungskosten $K_I = 5 \text{ Jahre Garantie}$		= 0 €/a
→ Energiekosten $K_E = T_L \cdot e \cdot P_{ges} \cdot ED$ = 1.500 h/a · 0,15 €/kWh · 26 kWh · 0,5		= 2.925 €/a
		$K_{MH} = 116,18 \text{ €/h}$
→ Lohnstundensatz $K_{LH} = 40 \text{ €/h}$		
→ alte Stückzeit $t_{e,alt} = t_{p,alt} + t_N = 1,67 \text{ min} + 2 \text{ min}$		= 0,061 h = 16,3 Wz/h
→ neue Stückzeit $t_{e,neu} = t_{p,neu} + t_N = 0,79 \text{ min} + 2 \text{ min}$		= 0,047 h = 21,3 Wz/h
nutzbarer Schleifscheibenbelag pro Schleifscheibe V_{SB}		= 18.473 mm ³
Kosten pro Schleifscheibe K_S		= 2.000 €
Kosten pro Schleifscheibenbelagvolumen $K_{VSB} = K_S / V_{SB}$		= 0,11 €/mm ³
PCBN-Zerspanvolumen pro PCBN-Wendeschneidplatte $V_{w,PCBN}$		= 5,8 mm ³
→ alte Werkzeugverschleißkosten $K_{WH,alt} = G_{alt}^{-1} \cdot V_{w,PCBN} \cdot t_{e,alt}^{-1} \cdot K_{VSB} = 20,92 \text{ €/h}$		
→ neue Werkzeugverschleißkosten $K_{WH,neu} = G_{neu}^{-1} \cdot V_{w,PCBN} \cdot t_{e,neu}^{-1} \cdot K_{VSB} = 3,47 \text{ €/h}$		

Beh/82423 © IFW

Bild 8.1: Alte und neue Fertigungseinzelkosten beim Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten

Zur Berechnung der alten Werkzeugverschleißkosten wird ein gemittelttes G-Verhältnis gemäß Stand der Technik von $G_{alt} = 0,5$ angenommen [MIC06, FRI02]. Das neue G-Verhältnis von $G = 3,91$ ist das G-Verhältnis des vollproduktiven Schleifprozesses aus Kapitel 7.1 und Bild 7.4. Durch die Senkung der Werkzeugverschleißkosten von $K_{WH,alt} = 20,92 \text{ €/h}$ auf $K_{WH,neu} = 3,47 \text{ €/h}$ sowie der Reduzierung der Stückzeit von $t_{e,alt} = 0,061 \text{ h}$ auf $t_{e,neu} = 0,047 \text{ h}$ wird eine Einsparung von > 30 % bei den Fertigungseinzelkosten erreicht (Bild 8.2).



Beh/85509 © IFW

Bild 8.2: Einsparung bei den Fertigungseinzelkosten beim Schleifen von PCBN

Erkenntnisse für den Schleifscheibenhersteller

Bei der Schleifscheibenentwicklung ist der Fokus auf die Bindungsentwicklung bzw. Kornauswahl zu legen. Die Bindungsstruktur reagiert sehr empfindlich auf die erhöhte Wärmeentwicklung, die typischerweise bei mittleren bis hohen Schnittgeschwindigkeiten auftritt. Die Festigkeit der Bindungsstruktur nimmt in diesem Prozessfenster ab, was zu einem Bindungskollaps und somit zu einer deutlichen Herabsetzung der Schnittfähigkeit führt. Durch eine geeignete Bindungsweiterentwicklung bzw. Verwendung eines metallischen Bindungssystems könnte dieser Kollaps vermieden werden. Darüber hinaus muss die Kornhaltekraft im Korn-Bindungsinterface erhöht werden, um den Kornausbruch bei niedrigen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken vorzubeugen. Dies kann ebenfalls durch die Verwendung von metallischen Bindungssystemen erreicht werden.

Durch die Verwendung von hohen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken wird Kornsplitterung als primärer Verschleißmechanismus hervorgerufen, der zu einem produktiven Prozess führt. Vom Schleifwerkzeughersteller ist zu prüfen, inwiefern dieser Mechanismus durch die gezielte Auswahl von Schleifkörnern unterschiedlicher Bruchfestigkeit gesteuert werden kann.

Erkenntnisse für den Hersteller von Wendeschneidplattenschleifmaschinen

Beim produktiven Schleifen von PCBN-Wendeschneidplatten stoßen die Schleifmaschinen an Grenzen. Infolge der hohen Normalkraftbelastungen verformt sich das Spannsystem sehr stark, sodass eine hohe Maßabweichung die Folge ist. Im Seitenschleifprozess kann dies durch eine Zustellkompensation korrigiert werden. Im Radiuschleifprozess ist dies jedoch nicht möglich. Für einen produktiven und prozesssicheren Schleifprozess müssen daher steifere Spannsysteme in die Maschine integriert werden, um den Belastungen beim Schleifen von PCBN gerecht zu werden.

Der Verschleißfortschritt beim Schleifen von PCBN ist, wie in Kapitel 7 gezeigt, sehr rasant. Diesem Fortschritt muss mit einer angepassten Abrichtstrategie begegnet werden, um nicht zu viel Schleifscheibenbelag zu verschwenden. Es ist daher ratsam durch eine Überwachung des AE-Anschnittsensors oder der Spindelströme, die mit dem Verschleißfortschritt korrelieren, eine online Abrichtparameteranpassung in die Maschinen zu integrieren.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Der Schleifprozess von PCBN ist durch einen schnellen Verschleißfortschritt gekennzeichnet, dessen primärer Mechanismus durch die Prozesseinstellgrößen Schnittgeschwindigkeit v_c und axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} bestimmt wird. Grundsätzlich liegen drei Arten von Verschleißmechanismen vor, die die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe und somit die Produktivität beeinflussen.

Die Kornsplitterungen der Diamantschleifkörner ermöglichen bei hohen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken ab $h'_{eq} = 1,41 \cdot 10^{-5}$ einen produktiven Schleifprozess mit hohen G-Verhältnissen von $G = 3,6 - 5,93$, da die Schnittfähigkeit der Schleifscheibe nicht negativ beeinflusst wird. Dieser mikroskopische Verschleißmechanismus verursacht darüber hinaus nur einen geringen Profilverschleiß.

Unproduktive Schleifprozesse sind durch Kornausbrüche, Bindungsbrückenversagen und Zusetzungen gekennzeichnet. Bei zu geringen kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken unter $h'_{eq} = 0,42 \cdot 10^{-5}$ herrscht ein hoher Reibanteil bei der Materialtrennung der PCBN-Wendeschnidplatte vor. Durch die Reibung werden die Schleifkörner zunehmend verrundet. Die Belastungen an den Einzelkörnern steigen, bis diese aus der Bindung herausbrechen. Diese Verschleißmechanismen ermöglichen nur einen geringen Materialabtrag bei einem hohen Profilverschleiß. Daher liegt das G-Verhältnis hier bei $G = 0,61 - 2,23$.

Bindungsversagen und Zusetzungen der untersuchten Schleifscheiben treten vorwiegend bei mittleren, kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spannungsdicken von $h'_{eq} = 0,42 \cdot 10^{-5} - 1,41 \cdot 10^{-5}$ und bei mittleren bis hohen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 20 - 30$ m/s auf. Das Versagen der Bindungsstruktur führt dazu, dass die an der Oberfläche liegende Bindung nebst Schleifkörnern in die nachfolgende Porenschicht gedrückt wird. Die Porenstruktur wird geschlossen und der Materialabtrag deutlich verringert. Der Profilverschleiß ist gegenüber dem Mechanismus des Kornausbruchs geringer, sodass mittlere Werte für das G-Verhältnis von $G = 2,23 - 3,6$ erreicht werden.

Die Wendeschneidplattenqualität hinsichtlich Kantenschartigkeit und Freiflächenrauheit wird signifikant durch die Größe des Schleifkorns sowie dem CBN-Gehalt der Wendeschneidplatte beeinflusst. Dies liegt in erster Linie daran, dass die Schleifkorngröße einen wesentlichen Einfluss auf die Einzelkornspannungsdicke h_{cu} ausübt und der CBN-Gehalt primär die Bruchzähigkeit des PCBN bestimmt. Wendeschneidplatten mit hohem CBN-Gehalt zeigen sich resistenter gegen Risswachstum und Brüchen. Bei niedrigen CBN-Gehalten können hohe Einzelkornspannungsdicken von $h_{cu} = 0,5$ μm zur Bildung von radialen und axialen Rissen führen, welche hohe Kantenschartigkeiten erzeugen. Bei geringen Einzelkornspannungsdicken sowie bei hohen CBN-Gehalten tritt dieser Trennmechanismus nicht auf. Hierdurch können homogene Schneidkanten mit geringen mittleren Kantenschartigkeiten von $\Delta r_{mid} = 3,8$ μm erzeugt werden. Darüber hinaus können geringe Einzelkornspannungsdicken duktile Materialtrennung sowohl bei Titanitrid

($C_{\text{CBN}} = 55 \text{ Vol.-%}$) als auch beim CBN ($C_{\text{CBN}} = 90 \text{ Vol.-%}$) hervorrufen, die eine Freiflächenrauheit von $R_z = 1,22 \mu\text{m}$ zulassen.

Einsatzversuche beim Hartdrehen von 100Cr6 im Außenlängsdrehprozess weisen die Leistungsfähigkeit von produktiv geschliffenen PCBN-Wendeschnidplatten nach. Bei der Herstellung der Zerspanwerkzeuge können die Erkenntnisse aus dem Seitenschleifprozess auf dem Radiuschleifprozess mittels Radiusgeschwindigkeitsanpassung übertragen werden. Die Anpassung stellt eine konstante, kontaktlängenbezogene äquivalente Spannungsdicke im Bereich der Haupt- und Nebenschneide sicher. Mit dieser Methode kann die Prozesszeit beim Schleifen gegenüber dem Referenzprozess mehr als halbiert werden bei gleichzeitig nahezu verdoppeltem G-Verhältnis. Die auf diese Weise bearbeiteten PCBN-Wendeschnidplatten sind nicht nur günstiger in der Herstellung, sie besitzen auch eine gegenüber dem Referenzwerkzeug um 32 % erhöhte Standzeit von $T = 9,1 \text{ min}$ bei einem Standzeitkriterium von $VB_{\text{B,krit}} = 150 \mu\text{m}$.

Mit den Erkenntnissen dieser Arbeit ist der Beweis erbracht, dass eine Steigerung des G-Verhältnisses um das 30-fache gegenüber dem aktuellen Stand der Technik grundsätzlich möglich ist. Darüber hinaus wird durch die notwendigen hohen axialen Vorschubgeschwindigkeiten zur Erreichung hoher kontaktlängenbezogener äquivalenter Spannungsdicken die effektive Prozesszeit um 50 – 400 % gegenüber aktuellen Prozessauslegungen vermindert. Das ermöglicht eine Einsparung bei den Fertigungseinzelkosten von PCBN-Wendeschnidplatten von mehr als 30 %. Unter Verwendung einer CBN-Gehalt-angepassten Schleifscheibe können darüber hinaus Schneidkantenqualitäten erzeugt werden, die einen leistungsfähigen Zerspanprozess gewährleisten.

Ausblick

In weiterführenden Arbeiten kann die Produktivität beim Schleifen von PCBN-Wendeschnidplatten weiter erhöht werden. Dies kann durch die Erweiterung der Erkenntnisse in den Teilgebieten der Schleifstrategie- und Schleifwerkzeugentwicklung erfolgen.

Der parallelgeschaltete, kontinuierliche Abrichtprozess muss an den vorliegenden Verschleißmechanismus und somit an die vorliegende Verschleißfortschrittsgeschwindigkeit angepasst werden. Die Anpassung kann mittels online Auswertung von In-Prozessgrößen wie Acoustic-Emission-Signalen oder Spindeldrehmomenten erfolgen. Diese Anpassung würde sicherstellen, dass nur verschlissener Schleifbelag und erzeugter Profilverschleiß entfernt bzw. ausgeglichen wird. Auf diese Weise wären weitere Steigerungen des G-Verhältnisses in der Serienproduktion möglich.

Darüber hinaus können erweiterte Erkenntnisse hinsichtlich der Kornkinematik weitere Produktivitäts- und Qualitätssteigerungen ermöglichen. Hierbei muss das aktuelle Wissen über die Einflüsse von h'_{eq} auf den Schleifscheibenverschleiß um den Einfluss der Schleifscheibenoszillation erweitert werden. Die Variation der Oszillation verändert die Anzahl der insgesamt am Prozess teilnehmenden Schleifkörner. Es wird erwartet,

dass diese Veränderung einen wesentlichen Einfluss auf das Prozess- bzw. Verschleißverhalten besitzt. Darüber hinaus kann die Anstellung der Wendeschneidplatte die Kornein- und -austrittswinkel beeinflussen. Gerade bei niedrig CBN-haltigen Werkzeugen könnte durch die Einstellung von hohen Korneintrittswinkeln der Nachteil der hohen Bruchzähigkeit kompensiert und eine Verbesserung der Schneidkantenqualität erzielt werden.

Des Weiteren ist in zukünftigen Arbeiten zu prüfen, ob durch die Anwendung von verschleißfesteren Bindungssystemen, wie metallischen Bindungen, eine Steigerung der Zerspanrate möglich ist. Wenn der Bindungsverschleiß bei mittleren kontaktlängenbezogenen äquivalenten Spanungsdicken mit hohen Schnittgeschwindigkeiten verhindert wird, könnte die maschinensteifigkeitsbedingte Grenze, die bei hohen Spanungsdicken mit hohen axialen Vorschubgeschwindigkeiten vorliegt, umgangen werden.

10 Literaturverzeichnis

- [ABR93] Abrao, A. M.; Aspinwall, D. K.; Wise, M. L. H.: A Review of Polycrystalline Cubic Boron Nitride Cutting Tool Developments and Applications. Proc. of the 13th Matador Conference, Manchester (UK), March 31-April 1, 1993
- [ALM86] Almond, E. A.; McCormick, N. J.: Constant geometry edge-flaking of brittle materials. *Nature*, Vol. 321, S. 53-55, 1986
- [ARS06] Arsecularatne, J. A.; Zhang, L. C.; Montross, C.: Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46, S. 482-491, 2006
- [BAR01] Barry, J.; Byrne, G.: Cutting tool wear in the machining of hardened steels: Part II: cubic boron nitride cutting tool wear. *Wear*, Vol. 247, Issue 2, S. 152-160, 2001
- [BAR12] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer Verlag, 2012
- [BAS14] Bassett, E.: Belastungsspezifische Auslegung und Herstellung von Schneidkanten für Drehwerkzeuge. Dr.-Ing. Dissertation. Leibniz Universität Hannover, 2014
- [BHA76] Bhattacharyya, S.K.; Moffatt, V.L.: Characteristics of micro wheel wear in grinding. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 16, Issue 4, S. 325-334, 1976
- [BIF88] Bifano, T. G.: Ductile-regime grinding of brittle materials. PhD thesis, North Carolina State University, 1988
- [BOH95] Bohr, S.; Haubner, R.; Lux, B.: Comparative aspects of CBN and Diamond CVD. *Diamond and Related Materials*, Vol. 4, S. 714-719, 1995
- [BÖT92] Böttger, H. C.: Feinfräsen mit CBN. Hochleistungsschneidstoffe für die Endbearbeitung von Stahl und Gusseisen. *Der Maschinenmarkt*, Band 98, Heft 34, S. 40-45, 1992
- [BRA01] Braghini, A. jun.; Coelho, R. T.: An investigation of the wear mechanisms of polycrystalline cubic boron nitride (PCBN) tools when end milling hardened steels at low/medium cutting speeds. *IJAMT*, Vol. 17, Issue 4, S. 244-251, 2001
- [BRE85] Brenner, I.: Amborite bestätigt ausgezeichnetes Leistungsverhalten bei der Bearbeitung von Ni-Hard in Ungarn. *IDR*, Band 19, Heft 2, S. 90-91, 1985
- [BRO89] Broskea, T. J.: Praktische Anwendungsbeispiele für den Einsatz von PCBN in der Industrie. *VDI Berichte 762*, S. 21-26, 1996
- [BUR81] Burmester, H. J.; Burmester, H. G.: Drehen gehärteter Eisenwerkstoffe. Tz für Metallbearbeitung. Vol. 75., Nr. 7, S. 39-40, 1981

- [BUT03] Butler-Smith, P.: The economics of rapid grinding of PCD and PCBN cutting tools. *Industrial Diamond Review*, Heft 1, S. 20-23, 2003
- [DEM93] Demazeau, G.: Growth of Cubic Boron Nitride by Chemical Vapor Deposition and High-Pressure High-Temperature Synthesis. *Diamond and Related Materials*, Vol. 2, S. 197-200, 1993
- [DEM95] Demazeau, G.: High Pressure Diamond and Cubic Boron Nitride Synthesis. *Diamond and Related Materials*, Vol. 4, Issue 4, S. 284-287, 1995
- [DEN11] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen*. VDI-Buch, Springer Verlag, 2011
- [DEN12] Denkena, B.; Köhler, J.; Rehe, M.: Optimierte Herstellung von Schneidkanten-Mikrogeometrien. *VDI-Z*, Heft 1, S. 34-37, 2012
- [DEN14] Denkena, B.; Biermann, D.: Cutting edge geometries. *CIRP Annals – Manufacturing Technologies*, Vol. 63, S. 631-653, 2014
- [DIA13] N. N.: *BZN Compacts – Tool Blanks and Inserts*. Firmenprospekt Diamond Innovations, 2013
- [DIE03] Diersen, P.: *Werkstoffeigenschaften und Spanbildung bei der Dreh- und Bohrungsbearbeitung antriebstechnischer Bauteile*. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Bremen, 2003
- [DIN4768] DIN4768, Ermittlung der Rauheitsmeßgrößen Ra, Rz und Rmax, Berlin, Beuth-Verlag, 1990
- [DIN8589] DIN8589-0:2003-09, Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth-Verlag, 2003
- [EGG01] Egger, R.: *Planschleifen von Keramik mit zyklodischer Wirkbewegung*. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 2001
- [ELE13] N. N.: *PCBN Metalworking*. Firmenprospekt Elementsix, 2013
- [EVA76] Evans, A.G.; Charles, E.A.: Fracture Toughness Determinations by Indentations. *Journal of American Ceramic Society*, Vol. 59, S.371-372, 1976
- [EZU03] Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Yamane, Y.: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *JMPT*, Vol. 134, Issue 2, S. 233-253, 2003
- [FAL97] Fallböhmer, P.: Advanced cutting tools for the finishing of dies and molds. *VDI: Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik*, Band 489, 1997
- [FAR03] Farhat Z.N.: Wear mechanism of CBN cutting tool during high-speed machining of mold steel. *Material Science Eng.*, Vol. 361, Issues 1-2, S.100-110, 2003

- [FLO91] Flom, D. G.; Reed, W. R. jr.; Hibbs, L. E. jr.; Broskea, T. J.: High-speed machining of cast iron with BZN compacts. *Wear*, Vol. 147, Issue 2, S. 253-265, 1991
- [FRI97] Fritsch, A.: Schleifen von Cermets. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1997
- [FRI99] Friemuth, T.: Schleifen hartstoffverstärkter keramischer Werkzeuge. Dr.-Ing., Universität Hannover, 1999
- [FRI02] Friemuth, T.: Herstellung spanender Werkzeuge. Habilitation, Universität Hannover, 2002
- [GAR88] Gardenier, C. F.: Physical Properties of Superabrasives. *Ceramic Bulletin*, Vol. 67, Issue 6, S. 1006-1009, 1988
- [GIM07] Giménez, S.; Van der Bies, O.; Vleugels, J.: The role of chemical wear in machining iron based materials by PCD and PCBN super-hard tool materials. *Diamond and Related Materials*, Vol. 16, Issue 3, S. 435-445, 2007
- [GRA88] Grabner, T.: Leistungspotenziale keramisch gebundener CBN-Werkzeuge. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1988
- [GRO97] Großmann, G.: Bevorzugte Anwendungsgebiete für PKB-Schneidstoffe. *VDI Berichte Spezial Werkzeuge*, S. 18-22, 1997
- [GRO11] Gross, D.; Seelig, T.: *Bruchmechanik*. Springer Verlag. 5. Auflage, 2011
- [GRU06] Grundler, E.: Erodieren und Schleifen von PKD-Werkzeugen. *VDI-Z Special Werkzeuge*, S. 175-185, 2006
- [GRÜ74] Gründwalt, F.; Böswetter, B.: Einsatz sowjetischer hochharter Schneidstoffe für die Feinbearbeitung. *Fertigungstechnik und Betrieb*, Band 24, Heft 2, S. 713-718, 1974
- [HAN96] Hangl, M.; Danzer, R.; Paar, R.: Edge toughness of brittle materials. In: Petit J, editor. *Mechanisms and mechanics of damage and failure, Proceedings of the 11th biennial European conference on fracture – ECF 11*, Vol. 1., Engineering Materials Advisory Services, Warley, S. 707–13, 1996
- [HAR04] Harris, T. K.; Brookes, E. J.; Taylor, C. J.: The effect of temperature on the hardness of polycrystalline cubic boron nitride tool materials. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Vol. 22, Issue 2-3, S. 105-110, 2004
- [HEA89] Heath, P. J.: The Development of Polycrystalline Diamond (PCD) and Polycrystalline CBN (PCBN) for special purposes. *VDI Berichte*, Band 768, S. 37-59, 1989

- [HEI51] Heiß, A.: Schartigkeit von Werkzeugenschneiden. Theorie und Messung derselben mittels Saphir-Messschneide. Werkstatttechnik und Maschinenbau, Vol. 41, S. 233-238, 1951
- [HIB74] Hibbs, L. E.; Wentorf, R. H.: Borazon and Diamond Compact Tools. High Temperature - High Pressures, Vol. 6, Issue 4, S. 409-413, 1974
- [HIB75] Hibbs, L. E.; Lee, M.: The Effects of Heat Treatment on the Performance of Borazon Compact Cutting Tools Machining Alloy Steels. ASM, No. 7, S. 363-369, 1975
- [HIT84] Hitchiner, M.-P.; Wilks, J.: Factors effecting chemical wear during machining. Wear, Vol. 93, Issue 1, S. 63-80, 1984
- [HOL09] Holsten, S.: Grundlagen: Mikroprozesse an der Schneidkante. In: Tikal, F. (Hrsg.): Schneidkantenpräparation: Ziele, Verfahren und Messmethoden. Kassel: Kassel University Press, 2009
- [HOM81] Hommel, B.: Fräsen von gehärteten Stählen und gehärtetem Guss mit Komposit 10. Fertigungstechnik und Betrieb, Band 31, Heft 3, S. 141-144, 1981
- [HOO89] Hooper, R. M.; Shakib, J. I.; Parry, A.; Brookes, C. A.: Mechanical Properties, Microstructure and Wear of DBC50. Industrial Diamond Review, Vol. 4, S. 170-173, 1989
- [HOO91] Hooper, R. M.: Indentation Studies of cBN-TiC Composites. Journal of Hard Materials, Vol. 2, Issue 3-4, S. 223-231, 1991
- [HUA07] Huang, Y.; Chou, Y. K.; Liang, S. Y.: CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses. Int. Journal Advanced Manufacturing Technology, Vol. 35, S. 443-453, 2007
- [HUN85] Hunold, K.: Hexagonales Bornitrid - ein ungewöhnlicher sonderkeramischer Werkstoff. Sprechsaal - Internationales Ceramic and Glass Magazine, Band 118, Heft 10, S. 957-959, 1985
- [IND13] N.N.: PCD-PCBN-Inserts. Fa. Indexable, Produktkatalog, 2013
- [JAE42] Jaeger, J.C.: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts; Proc. of the Royal Soc. of New South Wales, Vol. 76, S. 203-224, 1942
- [JEF99] Jeffrey, D.; Shreyes, N.M.: Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface residual stresses in finish hard turning of AISI52100 steel, MED-Vol. 10, Manufacturing Science and Engineering, ASME 10, S. 805-979, 1999
- [JEN93] Jennings, M.: DBC80 machining cast iron brake discs, IDR, Vol. 53, Issue 556, S. 86-88, 1993

- [JIV08] Jivishov, V.: Mikrogeometrische Einflüsse beim Weich- und Hartzerspanen. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2008
- [KAR96] Karpuschewski, B.; Friemuth, T.: Feinschleifen tribologisch beanspruchter Oberflächen. Werkstoffwoche, Stuttgart, 1996
- [KAS69] Kassen, G.: Beschreibung der elementaren Kinematik des Schleifvorgangs. Dr.-Ing. Dissertation, TH Aachen, 1969
- [KEN90] Kenter, I. M.: Schleifen von polykristallinen Diamant. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Bremen, 1990
- [KEN87] Kenter, M.; Werner, G. Juling, H.; Mayr, P. Untersuchung der Mikro-Verschleißprozesses an Diamantschleifscheiben bei der Bearbeitung von polykristallinen Schneidwerkzeugen. ZWF, Vol. 82, S. 97-102, 1987
- [KEN91a] Kenter, M.: Einfluss der Prozessparameter auf den Materialabtrag beim Schleifen von PKD – Teil 1. Industriediamantenrundschaue, Vol. 2, S. 90-96, 1991
- [KEN91b] Kenter, M.: Einfluss der Prozessparameter auf den Materialabtrag beim Schleifen von PKD – Teil 2. Industriediamantenrundschaue, Vol. 3, S. 158-164, 1991
- [KEN13] Kennametal: Gesamtkatalog Zerspanwerkzeuge, 2013
- [KIM74] Kim, B. A., Ando, K.; Sato, S.: Effect of Grinding Cracks and the Strength of Ceramics, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. Vol. 17, Issue 2, S. 187-200, 1994
- [KIS13] Kistler: Datenblatt Sensor Typ 9213, 2013
- [KLE11] Kleppmann, W.: Versuchsplanung – Produkte und Prozess optimieren. Hanser Verlag, 7. Auflage, 2011
- [KLI00] Klinger, M.; Boost, H. P.: Hochleistungszerspannung mit neuen Schneidstoffen, Werkzeugen und Strategien. mav Ausgabe 10, S. 58-59, 2000
- [KLI92] Klimenko, S. A.; Mukovoz, Yu, A.; Lyashko, V. A.; Vashchenko, A. N.; Ogorodnik, V. V.: On the Wear Mechanism of Cubic Boron Nitride Base Cutting Tools. Wear, Vol. 157, Issue 1, S. 1-7, 1992
- [KLO99] Klocke, F.; Gerschwiler, K.: Zerspanung von Nickelbasis- und Titanlegierungen. Lösung aus Forschung und Industrie, 9. Internationales Braunschweiger Feinbearbeitungskolloquium (FBK), Braunschweig, Deutschland, 12. -14. Okt., Schriftenreihe des IWF, S. 17-18, Essen: Vulkan-Verlag, 1999
- [KLO05] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 2 – Schleifen, Honen, Läppen, 2005

- [KLO05b] Klocke, F.; Brinksmeier, E.; Weinert, K.: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes. *Annals of the CIRP*, Vol. 54, Issue 2, S. 557-580, 2005
- [KLO05c] Klocke, F.; Kratz, H.: Advanced tool edge geometry for high precision hard turning. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 54, Issue 1, S. 47-50, 2005
- [KLO08] Klocke, F.; König, W.; *Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren*. 8. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2008
- [KÖN84] König, W.; Komanduri, R.; Tönshoff, H. K.; Ackershott, G.: Machining of hard materials. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 33, Issue 2, S. 417-427, 1984
- [KÖN87] König, W.; Kleinevoß, R.: Spiegelglanz an keramischen Bauteilen. *Industrieanzeiger*, Ausgabe 97, S.11-13, 1987
- [KÖN89] König, W.; Lung, D.; Klinger, M.: Angepasste Schneidstoffe für die Hartbearbeitung. *VDI Berichte*, Band 762, S. 302-305, 1989
- [KÖN93] König, W.; Neises, A.: Wear mechanisms of ultrahard, non-metallic cutting materials. *Wear*, Vol. 162-164, Part A, S. 12-21, 1993
- [KRA12] Kramer, N.: Grinding of Ceramic-Steel-Compounds. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2012
- [KRE07] Kress, J.: Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, 2007
- [KÜM90] Kümmel, D.: Zerspanen von Gusseisen mit hochharten Schneidstoffen. *IDR*, Band 112, Heft 65, S. 40-41, 1990
- [KUR27] Kurrein, M.: Die Messung der Schleifkraft. *Werkstatttechnik* 20, S. 585-594, 1927
- [LAW68] Lawn, B.: Hertzian Fracture in Single Crystals with Diamond Structure. *Journal of Applied Physics*, S. 4828-4836, 1968
- [LAW77] Lawn, B.; Evans, A.G.: A Model for Crack Initiation in Elastic/Plastic Indentation Fields. *Journal of Material Sciences*, S. 2195-2199, 1977
- [LEA13] Leahy, W.: CBN-Werkstoff mit formkontrolliertem Bruchverhalten. Ein neues Haus für Innovationen. *Werkstatt und Betrieb*, Ausgabe 3, S. 70-72, 2013
- [LUI02] LUI, J.; Yamazaki, K.; Ueda, H.; Narutaki, N.; Yamane, Y.: Machinability of pearlitic cast iron with cubic boron nitride (CBN) cutting tools. *JMSE*, Vol. 124, Issue 4, S. 820-832, 2002

- [LUO99] Luo, S. Y.; Liao, Y. S.; Tsai, Y. Y.: Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools. JMPT, Vol. 88, Issues 1-3, S. 114-121, 1999
- [MAL89] Malkin, S.: Grinding technology - Theory and applications of machining with abrasives. Ellis Horwood Ltd., Chichester, 1989
- [MAM00] Mamalis, A. G.; Horvath, M.; Grabchenko, A. I.: Diamond grinding of super-hard materials. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 97, Issue 1-3, S. 120-125, 2000
- [MAR04] Marinescu, J.D.; Rowe, W.B.; Dimitrow, B.; Inasaki, I.: Tribology of abrasive machining processes. William Andrew Publishing, Norwich NY, 2004
- [MER06] Mertens, U.: Härteste Schneidstoffe produktiv geschliffen. VDI-Z Special Werkzeug-/Formenbau, S. 59, November 2006
- [MEY11] Meyer, R.: Neue Schneidengeometrien zu Verbesserung des Werkzeug-einsatzverhaltens beim Hartdrehen. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2011
- [MIC03] Michels, C.: Nur mit optimalen System: Schleifen von CBN-/PKD-Werkzeugen. VDI-Z Special Werkzeuge, S. 59-61, September 2003
- [MIC06] Michels, C.; Kaiser, B.: Schleifen von PKD- und PCBN-Werkzeugen. VDI-Z Spezial Werkzeug-/Formenbau, S. 56-58, November 2006
- [MOR01] Morrell, R.; Gant, A. J.: Edge chipping of hard materials. Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials, Vol. 9, S. 293 – 301, 2001
- [NAK93] Nakano, S.; Fukunaga, O.: New Scope of High Pressure-High Temperature Synthesis of Cubic Boron Nitride, Vol. 2, Heft 11, S. 1409-1413, 1993
- [NAR79] Narutaki, N.; Yamane, Y.: Tool wear and cutting temperature of CBN tools in machining of hardened steels. Ann CIRP, Vol. 28, Issue 1, S. 23–28, 1979
- [NN04] N. N.: PKD-Werkzeuge in einer Aufspannung komplett bearbeiten – Zuverlässig Erodieren und Schleifen im flexiblen Wechsel. Werkzeug Technik, Vol. 86, Issue 11-12, S. 45-50, 2004
- [NOA91] Noaker, P. M.: Super speeds for superalloys. Manufacturing Engineering, Band 107, Heft 4, S. 63-68, 2001
- [NOV93] Novikov, N. V.; Sirota, Y. V.; Malnev, V. I.; Petrusha, I. A.: Mechanical properties of diamond and cubic BN at different temperatures and deformation rates. Diamond and Related Materials, Vol. 2, Issue 9, S. 1253-1256, 1993

- [NYQ28] Nyquist, H.: Certain Topics in Telegraph Transmission Theory. In: Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Vol. 47, April 1928
- [ÖZE08] Özel, T.; Karpaz, Y.; Srivastava, A.: Hard turning with variable micro-geometry PCBN tools. CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 57, Issue 1, S. 73-76, 2008
- [PAC99] Packeisen, A.; Theisen, W.: Spanende Bearbeitung von Hartlegierungen – Drehen und Schleifen. Teil II: Drehen von Hartlegierungen. Materialwissenschaften und Werkstofftechnik, Band 30, Heft 4, S. 208-220, 1999
- [PAH41] Pahlitzsch, G.: Das Verhalten von Diamantschleifscheiben beim Schleifen von Hartmetall, insbesondere Hartmetallschneiden. Schleif- und Poliertechnik, Vol. 18, Heft 3, S. 39-55, 1941
- [POU04] Poulachon, G.; et. al.: Wear behavior of CBN tools while turning various hardend steels. Wear, Vol. 256, Issues 3–4, S. 302-310, February 2004
- [PHA65] Phaal, C.: Surface Studies of Diamond. IDR, Vol. 25, S. 486-489, 1965
- [RAF58] Rafflenbeul, G.: Schleifen von Hartmetall mit Diamantschleifscheiben unter Berücksichtigung von Hartmetallabschliff, Schleifscheibenverschleiß und Schartentiefe der Schneidkante. Dr.-Ing. Dissertation, TU Braunschweig, 1958
- [REI56] Reichenbach, G. S.; Shaw, M. C.; Mayer, J. E.; Kalpakcioglu, S.: The role of chip thickness in grinding. Transaction of the ASME, Vol. 78, S. 847-859, 1956
- [REI02] Reisner, S.; Vogt, B.: Prozessumstellung von Schleifen auf Hartfeindrehen. IDR, Vol. 36, Nr. 3, 2002
- [REN99] Ren, X.-J.; James, R.-D.; Brookes, E. J.: Application of PCBN materials in the machining of welded hard-facings. 3rd International Machining and Grinding: "Turning of Hardened Steel" 4. Okt. 1999, Cincinnati, OH, USA, Technical Paper – Society of Manufacturing Engineers. MR99-233, S. 1 – 13, Dearborn: Society of Manufacturing Engineers (SME), 1999
- [SAI10] N. N.: Werkzeuge - Winter Diamant- und cBN-Werkzeuge für die Werkzeugindustrie. Firmenschrift der SAINT-GOBAIN Diamantwerkzeuge GmbH & Co. KG, Norderstedt, 2005.
- [SAL87] Saljé, E.; Möhlen, H.: Prozessoptimierung beim Schleifen keramischer Werkstoffe. IDR, Vol. 2, Keramikbearbeitung, S. 243-247, 1987
- [SAL07] Salmag, H.; Scholze, H.: Keramik. Springer Verlag, 2007
- [SAO13] M'Saoubi, R.; Johansson, M. M.; Andersson, J. M.: Wear mechanisms of PVD-coated PCBN cutting tools. Wear, Vol. 302, Issue 1-2, S. 1219-1229, 2013

- [SAW83] Sawaoka, A.: Boron Nitride: Structural Changes by Shock Compression and Preparation of Superhard Compacts. *Ceramic Bulletin*, Vol. 62, Issue 12, S. 1379-1382, 1983
- [SCH81] Schwetz, K. A.; Reinmuth, K.; Lipp, A.: Herstellung und industrielle Anwendung refraktärer Borverbindungen, *Radex-Rundschau*, Heft 3, S. 568-585, 1981
- [SCH99] Schneider, J.: Ceramics and CBN. For high-speed, dry, and hard machining, these cutting tools may provide the ideal solution. *Manufacturing Engineering*, Vol. 122, Issue 1, S. 66, 68-73, 1999
- [SPU89] Spur, G.; Puttrus, M.: Untersuchung des Schleifprozesses bei der Bearbeitung von polykristallinen Diamanten. Forschungsbericht für das Vorhaben ERP 2554, Technische Universität Berlin, 1989
- [STE74] Stetiu, G.; Lal, G.K.: Wear of grinding wheels. *Wear*, Vol. 30, Issue 2, S. 229-236, 1974
- [STE93] Steinmetz, K.; König, N.; Hoffmann, J.: Bearbeitung harter Eisenwerkstoffe mit polykristallinen CBN-Schneidstoffen. *VDI-Berichte*, Band 988, S. 225-240, 1993
- [SUM00] Sumiya, H.; Uesaka, S.; Satoh, S.: Mechanical properties of high purity polycrystalline cBN synthesized by direct conversation sintering method. *Journal of Materials Science*, Vol. 35, S. 1181-1186, 2000
- [TAB78] Tabuchi, N.; Hara, A.: Performance of Sumiboron BN 200. *Sumitomo Electrical technical review*, Issue 18, S. 57-65, 1978
- [TAK83] Takatsu, S.; Shimoda, H.; Otani, K.: Effect of CBN content on the cutting performance of polycrystalline CBN tools. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, S. 175-178, 1983
- [TÖN92] Tönshoff, H.K.; Peters, J.; Inasaki, I.; Paul, T.: Modelling and Simulation of Grinding Processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 41, Issue 2, S. 677-688, 1992
- [TÖN00] Tönshoff, H. K.; Arendt, C.; Ben Amor, A.: Cutting of hardened steel. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 49, Issue 2, S. 547-566, 2000
- [TRE96] Treffort, C.: Bearbeitung von Nickelbasislegierungen am Beispiel einer Triebwerkskomponente. *Bearbeitung neuer Werkstoffe. VDI-Berichte*, Band 1276, S. 511-525, 1996
- [TSO02] Tso, P.-L.; Lui, Y.-G.: Study on PCD machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 42, S. 331-334, 2002
- [UES99] Uesaka, S.; Sumiya, H.: Mechanical properties and cutting performances of high purity polycrystalline CBN compact. *Manufacturing Science and Engineering-1999 (The ASME International Mechanical Engineering*

- Congress and Exhibition), Nov. 14-Nov. 19 1999, Nashville, TN, USA, American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED, Vol. 10, S. 759-766, 1999
- [UHL01] Uhlmann, E.; High-speed turning of Inconel 718. IDR, Vol. 61, Issue 590, S. 169-170, 173-174, 2001
- [UHL14] Uhlmann, E.: Übungsskript Feinbearbeitung – Schleifen, Läppen, Honen. Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikanlagen der Technischen Universität Berlin, 2014
- [VEL91] Vel, L.; Demazeau, G.; Etourneau, J.: Cubic boron nitride: synthesis, physicochemical properties and applications. Material Science and Engineering, Vol. 10, Issue 2, S. 149-164, 1991
- [VEN14] Ventura, C. E. H.: Herstellung von Schneidkanten geometrien an PKB-Wendeschneidplatten durch Querseiten-Planschleifen. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2014
- [WAL87] Walmsley, J. C.; Lang, A. R.: A transmission electron microscope study of a cubic boron nitride-based compact material with AlN and AlB₂ binder phases. Journal of Material Science, Vol. 22, S. 4093-4102, 1987
- [WEI99] Weinert, K.; Biermann, D.; Buschka, M.; Liedschulte, M.: Be- und Verarbeitungstechnologien für Verbundstoffe. In: Metallische und metallkeramische Verbundwerkstoffe, Hrsg: Bach, Fr.-W.; Steffen, H.-D., Kontec Gesellschaft für technische Kommunikation mbH, Hamburg, Abschlussband zum SFB 316, 1. Auflage, S. 133-169, 1999
- [WEI02] Weinert, K.; Hagedorn, M.: Single-blade reaming tools – Possible fields of application and process limits. Production Engineering. Research and Development, Vol. 9, Issue 2, S. 39-42, 2002
- [WEN57] Wentorf, R. H.: Cubic Form of Boron Nitride. Journal of Chemical Physics, Vol. 26, S. 956, 1957
- [WEN80] Wentorf, R. H.; De Vries, R C.; Bundy, F. P.: Sintered Superhard Materials Science. Vol. 208, S. 873-880, 1980
- [WEN03] Wendt GmbH: Know-how gesucht – und gefunden – Systemanbieter präsentiert optimale Lösungen beim Schleifen von CBN-/PKD-Werkzeugen. NC-Fertigung, S. 84-87, Mai 2003
- [WER71] Werner, G.: Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses, Dr.-Ing. Dissertation, TH Aachen, 1971
- [WER88] Werner, G. Kenter, M.: Schleifbarkeit von polykristallinem Diamant. Industriediamantenschau, Vol. 3, S. 162-168, 1988
- [WOB92] Wobker, H.-G.: Schleifen keramischer Schneidstoffe. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1992

- [YAS07] Yasui, H.: Ductile-mode ultra-smoothness grinding of fine ceramics with coarse-grain-sized diamond wheels. In: Marinescu, I. D.; Handbook of advanced ceramic machining. Boca Raton: CRC Press, 2007
- [ZAA09] Zaayman, E.; Morrison, G.; Field, J. E.: Edge flaking in diamond. Int. Journal of Refractory & Hard Materials, Vol. 27, S. 409-416, 2009
- [ZEL98] Zeller, R.: Hartdrehen von Stahl (60 HRC) als Alternative der Prozesskettengestaltung. Berichte aus dem IWU, Vol. 3, S. 241 – 250, 1998
- [ZHA13] Zhang, Y.; Lee, J. J.-W.; Srikanth, R.; Lawn, B.: Edge chipping and flexural resistance of monolithic ceramics. Dental Materials, Vol. 13, S. 1201-1208, 2013
- [ZIM97] Zimmermann, M.; Lahres, M.; Viens, D. V.; Laube, B. L.: Investigations of the wear of cubic boron nitride cutting tools using Auger electron spectroscopy and X-ray analysis by EPMA. Wear, Vol. 209, Issues 1-2, S. 241-246, 1997

11 Anhang

11.1 Ergebnisse der Signifikanzanalyse

Tabelle 11.1: Koeffiziententabelle der Signifikanzanalyse für $\log(G)$

X_i	β_i	σ_n	t	p
Konstante	2,20	0,796	2,76	0,005
V_c	-0,048	0,006	-8,47	0,000
V_{fa}	0,050	0,008	6,69	0,000
d_g	-0,007	0,003	-2,28	0,027
C	-0,004	0,006	-0,67	0,504
B	0,117	0,011	2,08	0,043
$d_{g,CBN}$	0,000	0,013	0,00	0,996
C_{CBN}	-0,002	0,005	-0,41	0,683

Tabelle 11.2: Koeffiziententabelle der Signifikanzanalyse für Δr_{mid}^{-1} (matched scaling)

X_i	β_i	σ_n	t	p
Konstante	4,808	0,902	5,33	0,000
V_c	0,001	0,007	0,14	0,886
V_{fa}	-0,001	0,009	-0,12	0,905
d_g	0,091	0,004	25,59	0,000
C	-0,007	0,007	-1,02	0,311
B	0,001	0,007	0,02	0,985
$d_{g,CBN}$	-0,009	0,016	-0,54	0,589
C_{CBN}	-0,031	0,006	-5,20	0,000

Tabelle 11.3: Koeffiziententabelle der Signifikanzanalyse für $\log(R_z)$

X_i	β_i	σ_n	t	p
Konstante	0,925	0,168	9,20	0,000
V_c	-0,000	0,001	-0,42	0,675
V_{fa}	-0,001	0,002	-0,58	0,565
d_g	0,003	0,001	4,37	0,001
C	-0,001	0,001	-0,5	0,620
B	0,028	0,013	2,20	0,032
$d_{g,CBN}$	0,003	0,003	1,47	0,149
C_{CBN}	-0,008	0,001	-7,49	0,000

11.2 Ergebnisse der Regressionsanalysen

Tabelle 11.4: Lineare Regression für das G-Verhältnis

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,001	7,32781
V_c	0,005	-0,515951
V_{fa}	0,430	-0,0821881
V_c^2	0,015	0,00995291
$V_c * V_{fa}$	0,800	-
V_{fa}^2	0,025	0,0157196
Modellgüte		
R^2		0,935
Korr. R^2		0,897
σ_R		0,395
ε_p		0,375
p_{LoF}		0,461
df		7
Transformation		-

Tabelle 11.5: Lineare Regression der mittleren flächenbezogenen Normalkraft

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,001	6,38820
V_c	0,161	-0,0886437
V_{fa}	0,115	-0,320173
V_c^2	0,625	-
$V_c * V_{fa}$	0,060	-0,0138102
V_{fa}^2	0,005	0,0333831
Modellgüte		
R^2		0,838
Korr. R^2		0,730
σ_R		0,450
ε_p		0,338
p_{LoF}		0,232
df		7
Transformation		-

Tabelle 11.6: Lineare Regression der mittleren volumenbezogenen Normalkraft

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,010	8,64488
V_c	0,162	-0,371731
V_{fa}	0,052	-0,431218
V_c^2	0,029	0,0159845
$V_c * V_{fa}$	0,410	-
V_{fa}^2	0,026	0,0295053
Modellgüte		
R^2		0,905
Korr. R^2		0,850
σ_R		0,746
ϵ_p		0,359
ρ_{LoF}		0,073
df		7
Transformation		-

Tabelle 11.7: Lineare Regression der spezifischen Schleifenergie

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,000	2,19073
V_c	0,010	1,26034
V_{fa}	0,000	-2,75223
V_c^2	0,441	-
$V_c * V_{fa}$	0,036	-1,88443
V_{fa}^2	0,007	2,13017
Modellgüte		
R^2		0,927
Korr. R^2		0,886
σ_R		0,732
ϵ_p		0,228
ρ_{LoF}		0,021
df		7
Transformation		-

Tabelle 11.8: Lineare Regression für die mittlere Kantenschartigkeit

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,040	2,01897
d_g	0,000	0,215410
C_{CBN}	0,399	0,00905349
d_g^2	0,180	-
$d_g * C_{CBN}$	0,000	-0.00194929
C_{CBN}^2	0,468	-
Modellgüte		
R^2		0,954
Korr. R^2		0,944
σ_R		0,351
ε_p		0,328
ρ_{LoF}		0,304
df		14
Transformation		-

Tabelle 11.9: Lineare Regression für die maximale Kantenschartigkeit

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,336	2,06720
d_g	0,000	0,377883
C_{CBN}	0,159	0,0412682
d_g^2	0,878	-
$d_g * C_{CBN}$	0,000	-0,00352352
C_{CBN}^2	0,146	-
Modellgüte		
R^2		0,906
Korr. R^2		0,886
σ_R		0,816
ε_p		0,921
ρ_{LoF}		0,829
df		14
Transformation		-

Tabelle 11.10: Lineare Regression für die Freiflächenrauheit

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,000	2,32
d_g	0,000	0,008
C_{CBN}	0,000	-0,011
d_g^2	0,160	-
$d_g * C_{CBN}$	0,451	-
C_{CBN}^2	0,588	-
Modellgüte		
R^2		0,737
Korr. R^2		0,702
σ_R		0,133
ϵ_p		0,142
p_{LoF}		0,667
df		15
Transformation		-

Tabelle 11.11: Lineare Regression für das globale G-Verhältnis (nur signifikante Terme)

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,000	15,0390523
h'_{eq}	0,000	223435
d_g	0,000	-0,325011
C	0,000	-12,1245
B	0,000	$\pm 4,24873$
$d_{g,CBN}$	0,003	-0,254909
C_{CBN}	0,001	-0,0390523
$h'_{eq} * d_g$	0,000	-2432,07
$d_g * C$	0,000	0,342697
$C * B$	0,000	$\pm 4,69789$
$d_{g,CBN} * C_{CBN}$	0,002	0,00339120
Modellgüte		
R^2		0,894
Korr. R^2		0,866
σ_R		0,557
ϵ_p		-
p_{LoF}		-
df		41
Transformation		-

Tabelle 11.12: Lineare Regression für die globale mittlere Kantenschartigkeit

Term	Signifikanz		Koeffizient
		p_i	β_i
Konstante		0,361	1,45565
h_{cu}		0,000	69,5726
K_β		0,002	0,00462510
$h_{cu} * K_\beta$		0,000	-0,163536
Modellgüte			
R^2			0,888
Korr. R^2			0,883
σ_R			0,583
ε_p			0,386
ρ_{LoF}			0,315
df			66
Transformation			-

Tabelle 11.13: Lineare Regression für die globale maximale Kantenschartigkeit

Term	Signifikanz		Koeffizient
		p_i	β_i
Konstante		0,113	1,10960
h_{cu}		0,000	119,858
K_β		0,115	0,0123985
$h_{cu} * K_\beta$		0,000	-0,291899
Modellgüte			
R^2			0,917
Korr. R^2			0,913
σ_R			0,757
ε_p			0,732
ρ_{LoF}			0,000
df			62
Transformation			-

Tabelle 11.14: Lineare Regression für die globale Freiflächenrauheit

Term	Signifikanz	Koeffizient
	p_i	β_i
Konstante	0,000	2,38573
h_{cu}	0,000	0,0882485
K_β	0,000	-0,00330631
Modellgüte		
R^2		0,625
Korr. R^2		0,610
σ_R		0,128
ε_p		0,135
p_{LoF}		0,734
df		50
Transformation		-

Lebenslauf

Persönliche Daten

Leif Behrens

Geburtsdatum: 15.12.1982

Geburtsort: Schleswig

Familienstand: verheiratet

Kinder: eine Tochter



Schulbildung

1999 Mittlere Reife
an der Geestlandschule in Kropp

2002 Allgemeine Hochschulreife
an der Kreisberufsschule in Schleswig

Grundwehrdienst

10/2002 – 05/2003 Zivildienst bei der Arbeiterwohlfahrt in Büdelsdorf

Studium

10/2003 – 08/2009 Studium des Maschinenbaus an der Gottfried Wilhelm
Leibniz Universität Hannover,
Abschluss: Dipl.-Ing.

Berufstätigkeit

09/2009 – 06/2016 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungs-
technik und Werkzeugmaschinen (IFW), Gottfried Wilhelm
Leibniz Universität

Hannover, August 2016

Dipl.-Ing. Leif Behrens