

Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten

Vom Fachbereich Produktionstechnik

der

Universität Bremen

zur Erlangung des Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Alexander Giwerzew

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. E. Brinksmeier

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. P. Mayr

Tag der mündlichen Prüfung: 18.03.03

Danksagung

Das Entstehen dieser Dissertationsschrift wäre undenkbar ohne die maßgebliche Unterstützung von Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. E. Brinksmeier, dem Leiter der Hauptabteilung Fertigungstechnik der Stiftung Institut für Werkstofftechnik (IWT) in Bremen. Ihm gilt mein besonderer Dank für die fachliche Betreuung dieser Arbeit und die kontinuierliche Förderung meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am IWT. Ich bedanke mich herzlichst bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. P. Mayr für die Übernahme des Korreferats sowie bei den weiteren Mitgliedern des Prüfungsausschusses Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. F. Vollertsen, Herrn Dr.-Ing. E. Minke, Herrn Dr.-Ing. O. Riemer und Herrn cand.-ing. A. Gerlach.

Viele Ergebnisse dieser Arbeit resultieren aus Forschungsaktivitäten, die über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) aus Haushaltsmitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) gefördert wurden. Diese Forschungsaktivitäten wurden vom Arbeitskreis VIII „Verzahntechnik“ der Forschungsvereinigung Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik (FWF) begleitet und besonders intensiv durch die Firmen Gleason-Hurth Maschinen und Werkzeuge GmbH, Gleason-Pfauter Maschinenfabrik GmbH und Liebherr-Verzahntechnik GmbH betreut. Die Herren Dr.-Ing. I. Faulstich, Dr.-Ing. G. Sulzer und Dr.-Ing. J. Becker haben die Richtung meiner Arbeit stark mitbestimmt und zahlreiche Anregungen für die durchgeführten Untersuchungen gegeben. Den genannten Förderinstitutionen, Firmen und Personen möchte ich an dieser Stelle meinen großen Dank aussprechen.

Ich bedanke mich weiterhin bei den Firmen Hermes Schleifmittel GmbH & Co und Zeller+Gmelin GmbH & Co für die Bereitstellung der Werkzeuge und Kühlschmierstoffe. Herzlichst gedankt sei Herrn Dr.-Ing. R. Stabenow für die intensiven fachlichen Diskussionen der Versuchsergebnisse. Ich danke auch Herrn Dr.-Ing. T. Völker vom Zentrum für Angewandte Raumfahrtforschung und Mikrogravitation (ZARM) der Universität Bremen für die experimentelle Ermittlung der Viskositätskurven der Öle.

Dank schulde ich außerdem zahlreichen Kollegen, die meine Arbeit tatkräftig unterstützt haben. In danke aufrichtig den Herren cand.-ing. S. Kovac, cand.-ing. A. Gerlach, cand.-ing. P. Grün, cand.-phys. A. Tausendfreund und cand.-ing. Ö. Demircioglu für ihre Hilfe bei der Durchführung und Auswertung experimenteller Untersuchungen. Den Herren Dipl.-Ing. B. Klusmeyer, Dipl.-Ing. E. Berthold, J. Tavakkoli und H. Kosenski sei gedankt für den Aufbau und die Betreuung der Versuchsstände. Herrn Dipl.-Ing. L. Nowag danke ich für die Durchführung der röntgenographischen Eigenspannungsmessungen. Den Herren Dr.-Ing. E. Minke, Dr.-Ing. C. Heinzl und Dr.-Ing. O. Riemer danke ich vom ganzen Herzen für die umfangreichen Diskussionen der Ergebnisse und die kritische Durchsicht der Arbeit. Vielen Dank auch Herrn Dr.rer.nat. T. Koch für die Rechtschreibprüfung des Manuskripts.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Ehefrau Julia, meinen Eltern und Schwiegereltern für ihre wertvolle Unterstützung bedanken.

Bremen im Juni 2003

Alexander Giwerzew

In Erinnerung an Dr.-Ing. Holger Eichhorn

<u>Inhaltsverzeichnis</u>		Seite
0	Formelzeichen und Abkürzungen	IV
1	Einleitung	1
2	Stand der wissenschaftlichen Kenntnisse	3
2.1	Tribologische Systemanalyse eines Schleifprozesses	3
2.1.1	Reibungs- und Verschleißmechanismen im Tribosystem Schleifen	4
2.1.2	Charakterisierung der Mechanismen des abrasiven Verschleißes mit Ansätzen der Plastomechanik	11
2.2	Klassische Theorien der Spanbildung beim Schleifen	16
2.3	Prozeßwirkungen und Randzonenbeeinflussung beim Schleifen	22
2.4	Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten.....	26
2.4.1	Kinematik des Verzahnungshonens	26
2.4.2	Technologische Grundlagen	27
2.4.3	Maschinenkonzepte	31
2.4.4	Werkzeuge	32
2.4.5	Zerspanmechanismen und Randzonenbeeinflussung	34
3	Zielsetzung	36
4	Versuchsbedingungen und Meßtechnik	39
4.1	Methodische Vorgehensweise	39
4.2	Einkornritzen	40
4.2.1	Versuchsstand zum Einkornritzen	40
4.2.2	Prozeßführung beim Einkornritzen	42
4.2.3	Ritzwerkzeuge	44
4.2.4	Messung der Prozeßkräfte beim Ritzen.....	45
4.3	Schleifen	46
4.3.1	Versuchsstand zum Schleifen	46
4.3.2	Prozeßführung beim Schleifen.....	49
4.3.3	Schleifscheiben.....	50
4.3.4	Abrichtbedingungen.....	51
4.3.5	Messung der Prozeßkräfte beim Schleifen	52
4.4	Werkstücke	52
4.5	Kühlschmierstoffe	54

4.5.1	Bestimmung der Ölviskosität	55
4.6	Charakterisierung der Oberflächenfeingestalt.....	55
4.6.1	Rasterkraftmikroskopische Vermessung von Ritzspuren.....	55
4.6.2	Rasterelektronenmikroskopische Analyse von Oberflächen.....	56
4.6.3	Lichtmikroskopische Analyse von Oberflächen	56
4.6.4	Taktile Rauheitsmessung.....	57
4.7	Charakterisierung der Werkstückrandzone	58
4.7.1	Metallographische Gefügeanalyse.....	58
4.7.2	Härtemessung	58
4.7.3	Röntgenographische Eigenspannungsmessung.....	58
5	Untersuchungen der Spanbildungsmechanismen mittels Einkornritzen	60
5.1	Kenngößen zur Bewertung von Prozeß- und Ergebnisgrößen beim Einkorneingriff.....	60
5.1.1	Prozeßkräfte	60
5.1.2	Relatives Spanvolumen	60
5.1.3	Spezifische Ritzenergie	62
5.2	Längsritzen	64
5.3	Tauchritzen	69
5.3.1	Separate Betrachtung einzelner Ritzspuren	72
5.3.2	Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren	74
5.4	Auswirkung gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten auf die Spanbildung	75
5.5	Analyse der Prozeßkraftverläufe	79
5.6	Analyse von Spanformen	82
5.7	Schlußfolgerungen zu den Spanbildungsmechanismen	84
6	Charakterisierung tribologischer Vorgänge beim Schleifen	86
6.1	Untersuchungen zum Einfluß der Reibungsverhältnisse	86
6.1.1	Experimentelles Nachbilden der Stribeck-Kurve durch Variation von Stellgrößen	86
6.1.2	Experimentelles Nachbilden der Stribeck-Kurve durch Variation von Systemgrößen	95
6.1.3	Rückschlüsse auf Reibungszustände	100
6.1.4	Rückschlüsse auf Spanbildungsmechanismen.....	102
6.2	Untersuchungen zum Einfluß der Werkzeugspezifikation	108

6.2.1	Vergleichende Schleifscheibentests	108
6.2.2	Deutung von Materialtrennmechanismen mit Hilfe eines Verschleißdiagramms	111
6.2.3	Einfluß gesteigerter Schnittgeschwindigkeit auf den Werkzeugverschleiß	114
6.2.4	Analyse der Einzelkornbelastung.....	116
6.2.5	Beeinflussung der Werkstückrandzone	121
6.3	Schlußfolgerungen zum tribologischen Prozeßverhalten	123
7	Übertragung der Erkenntnisse auf die Technologie des Verzahnungshonens	126
7.1	Methodische Vorgehensweise beim technologischen Nachbilden des Verzahnungshonens	126
7.2	Versuchsergebnisse	128
7.3	Rückschlüsse auf Spanbildungs- und Verschleißmechanismen	131
7.4	Einzelkornbelastung und Werkstückrandzonenbeeinflussung	136
7.5	Schlußfolgerungen aus der technologischen Nachbildung des Verzahnungshonens	137
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	140
9	Literaturverzeichnis	143
10	Anhang.....	155
10.1	Ermittlung der Temperatur- und Druckabhängigkeit der dynamischen Ölviskosität	155
10.2	Ermittlung von Schleifscheibentopographiekenngößen	157
10.3	Berechnung der dynamischen Schneidenzahl und der Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone beim Schleifen	160
10.4	Berechnung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke beim Schleifen	161

0 Formelzeichen und Abkürzungen**Formelzeichen**

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	°	Schnittwinkel
α	°	halber Öffnungswinkel des Kegels eines furchenden Teilchens
α	1 / bar	Viskositätsdruckkoeffizient
α	mm ² / s	Temperaturleitfähigkeit
β	-	wahrer Anteil der Berührungsfläche in der Kontaktzone
γ	°	Spanwinkel
ΔA_i	µm ²	Vergrößerung der wahren Berührungsfläche zweier Festkörper infolge der Relativbewegung
Δd_w	mm	bearbeitungsbedingte Durchmesseränderung des Werkstück
Δr	µm	radiale Vorspannzustellung
δ_1	°	Ablenkwinkel der Spanfläche am Schleifkorn relativ zur Schleifrichtung
η	°	Neigungswinkel der kinematischen Bahn eines Schleifkorns zur Werkstückoberfläche
η	Pa·s	dynamische Viskosität
ν	mm ² / s	kinematische Viskosität
λ	W / (m·K)	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Reibungskoeffizient
μ	-	Schleifkraftverhältnis
Θ	°	Achsversatzwinkel
Θ	°	Neigungswinkel eines Abrasivkorns zur Werkstoffoberfläche
ρ	°	Reibungswinkel
ρ	kg / m ³	Dichte
ρ	mm	Krümmungsradius
σ	MPa	Reibschubspannung in der Kontaktzone zweier Festkörper
$\sigma_{ }$	MPa	Eigenspannung in Bearbeitungsrichtung

0 Formelzeichen und Abkürzungen

σ_{mech}	MPa	mechanisch bedingte Eigenspannung
σ_n	MPa	Fließdruck normal zur Werkstoffoberfläche
σ_{res}	MPa	resultierende Eigenspannung
σ_{therm}	MPa	thermisch bedingte Eigenspannung
σ_{yl}	MPa	Druck im Flüssigkeitsfilm
τ	MPa	Fließspannung des Werkstoffs
τ_l	MPa	Scherfestigkeit im Flüssigkeitsfilm
τ_S	MPa	Scherfestigkeit von Kaltverschweißungen infolge der Adhäsion
χ	°	mittlerer halber Spitzenöffnungswinkel der Schleifkörner einer Schleifscheibe
A_1, A_2	μm^2	Querschnittsflächen der seitlichen Aufwürfe entlang einer Ritzspur
A_R	μm^2	Spannungsquerschnittsfläche entlang einer Ritzspur
A_w	mm^2	wahre Berührungsfläche
a	μm	auf die Schnittrichtung projizierte Kontaktlänge einer Schneide
a_e	μm	Zustellung
a_p	mm	Eingriffsbreite
b_N	μm	Wirkbreite der Spitze einer Tastnadel
b_w	mm	Werkstückbreite
C_1	$1 / \text{mm}^3$	Proportionalitätskoeffizient
D	-	Eindringtiefe bezogen auf die Kontaktlänge in Schnittrichtung
d	μm	Schmierfilmdicke zwischen zwei aufeinander gleitenden Körpern
d_{eq}	mm	äquivalenter Schleifscheibendurchmesser
$d_{\text{eq,c}}$	mm	äquivalenter Schleifscheibendurchmesser in Wirkrichtung
d_s	mm	Schleifscheibendurchmesser
d_w	mm	Werkstückdurchmesser
E_c	J	Schleifenergie
E_R	J	Ritzenergie
E'_c	J / mm	Schleifenergie bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe

0 Formelzeichen und Abkürzungen

e_c	J / mm^3	Schleifenergie bezogen auf eine Volumeneinheit des zerspannten Materials (spezifische Schleifenergie)
e_k	J / mm^3	mittlere Schleifenergie bezogen auf ein Schleifkorn und auf eine Volumeneinheit des zerspannten Materials (spezifische Schleifenergie pro Korn)
e_R	$N / \mu\text{m}^2$	Ritzenergie bezogen auf eine Volumeneinheit des zerspannten Materials (spezifische Ritzenergie)
F_n	N	Normalkraft senkrecht zur Werkstoffoberfläche bzw. Schleifnormalkraft
F'_n	N / mm	Schleifnormalkraft bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
$\bar{F}_{n,k}$	N	mittlere Einzelkornnormalkraft
F_{nR}	N	Ritznormalkraft
F_R	N	Tangentialkraft parallel zur Spanfläche einer Schneide
F_t	N	Tangentialkraft parallel zur Werkstoffoberfläche bzw. Schleiftangentialkraft
F'_t	N / mm	Schleiftangentialkraft bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
$\bar{F}_{t,k}$	N	mittlere Einzelkorntangentialkraft
F_{tR}	N	Ritztangentialkraft
f	mm	Längsvorschub
f_{ab}	-	relatives Spanvolumen
f_r	μm	radialer Vorschub
G	$\text{mm}^3 / \text{mm}^3$	Schleifverhältnis
H	N / mm^2	Werkstoffhärte
h	μm	Eindringtiefe einer Schneide
h	μm	Profilhöhe
h_{cu}	μm	Spanungsdicke
$h_{cu,eff}$	μm	effektive Spanungsdicke
$h_{cu,max}$	μm	maximale Spanungsdicke
$\bar{h}_{cu,max}$	μm	mittlere maximale Spanungsdicke
h_{eq}	μm	äquivalente Spanungsdicke
K	-	Verschleißkoeffizient

0 Formelzeichen und Abkürzungen

k	-	Proportionalitätsfaktor
k	1 / m	Parameter der Stribeck-Kurve
L	-	dimensionslose halbe Länge der Wärmequelle
L	mm	Länge einer Ritzspur
L	mm	Gleit- bzw. Schleifweg
L	µm	mittlerer Schneidenabstand
L _{grenz}	µm	kinematischer Mindestabstand
l	µm	Ortskoordinate
l ₀ , l ₁ , l*	µm	diskrete Werte der Ortskoordinate
l _g	mm	geometrische Kontaktlänge
l _e	mm	effektive Kontaktlänge
l _R *	-	normierte Ritzlänge
l _t	mm	Meßstreckenlänge
N	N	Normalkraft senkrecht zur Spanfläche einer Schneide
N _{akt}	-	aktive Schneidenzahl in der Kontaktzone
N _{dyn}	1 / mm ²	dynamische Schneidenzahl
N _k	-	Anzahl der Werkzeugüberläufe in einem Schleifzyklus
N _{stat}	1 / mm ²	statische Schneidendichte
n	-	Anzahl von Schleifzyklen in einem Versuch
n _s	1 / min	Drehzahl der Schleifscheibe
n _w	1 / min	Drehzahl des Werkstücks
P _c '	W / mm ²	Schleifleistung bezogen auf die Kontaktfläche
p	bar	Druck
Q _w	mm ³ / s	Zeitspanungsvolumen
Q _w '	mm ³ / (mm·s)	Zeitspanungsvolumen bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
Q _{w,eff} '	mm ³ / (mm·s)	effektives Zeitspanungsvolumen bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
q	-	Geschwindigkeitsverhältnis der Schleifscheiben- umfangsgeschwindigkeit zur tangentialen Vorschubgeschwindigkeit
q	W / m ²	Wärmestromdichte
q _c	-	Geschwindigkeitsverhältnis in Wirkrichtung

0 Formelzeichen und Abkürzungen

R	N	resultierende Kraft auf eine Schneide
R _t	µm	maximale Spitze-zu-Tal-Höhe
R _z	µm	gemittelte Rauhtiefe
S _{stat}	1 / mm	statische Schneidenzahl
T	°C	Werkstofftemperatur
T _µ	µm	Schnitteinsatztiefe
t	s	Zeit
t ₀ , t ₁ , t*	s	diskrete Zeitpunkte innerhalb der Kontaktzeit
t _c	s	Gesamtbearbeitungsdauer bzw. Kontaktzeit
t _k	s	Bearbeitungsdauer in einem Schleifzyklus
t _R	µm	Korneingriffstiefe
V _w	mm ³	Zerspanvolumen bzw. abrasiv abgetragenes Werkstoffvolumen
V _{w,eff}	mm ³	effektives Zerspanvolumen
V' _{w,eff}	mm ³ / mm	effektives Zerspanvolumen bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
V' _{w,kont}	mm ³ / mm	Anteil am nominellen Zerspanvolumen resultierend aus der kontinuierlichen Zustellung bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
V' _{w,nom}	mm ³ / mm	nominelles Zerspanvolumen bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
V' _{w,Vorsp}	mm ³ / mm	Anteil am nominellen Zerspanvolumen resultierend aus der Vorspannzustellung bezogen auf die Eingriffsbreite der Schleifscheibe
V _s	µm ³	Spanvolumen
V _s	mm ³	Verschleißvolumen der Schleifscheibe
V' _s	mm ³ / mm	Verschleißvolumen der Schleifscheibe bezogen auf ihre Eingriffsbreite
v	m / s	Gleitgeschwindigkeit
v _c	m / s	Schnittgeschwindigkeit
v _e	m / s	Effektivgeschwindigkeit
v _s	m / s	Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit
v _{fr}	µm / s	radiale Vorschubgeschwindigkeit
v _{ft}	m / s	tangentiale Vorschubgeschwindigkeit
\vec{v}_H	m / s	Vektor der Höhengleitgeschwindigkeit in Richtung der Evolvente

\vec{v}_L	m / s	Vektor der Liniengleitgeschwindigkeit in Richtung der Zahnflanke
\vec{v}_{rel}	m / s	Vektor der Relativgeschwindigkeit (Schnittgeschwindigkeit) auf der Zahnflanke
U_R	J	Ritzarbeit
Z	-	dimensionslose Tiefe unter der Werkstückoberfläche
z	mm	Tiefe unter der Werkstückoberfläche
z_e	μm	dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe

Abkürzungen

AE	Acoustic Emission
AFM	Atomic Force Microscope
cBN	kubisch-kristallines Bornitrid
D	Diamant
EDX	Energy Dispersive X-Ray Analysis
Eht	Einsatzhärtungstiefe
GH	Grenzhärte
HRC	Härte Rockwell Cone
HSC	High Spot Count
HV	Härte Vickers
KSS	Kühlschmierstoff
MMKS	Minimalmengenkühlschmierung
NC	Numerical Control
RE	Rückstreuelektronen
REM	Rasterelektronenmikroskop
SE	Sekundärelektronen
WST	Werkstück
WZ	Werkzeug

1 Einleitung

Lange Zeit stand in der Schleiftechnik die Entwicklung von Hochgeschwindigkeits- und Hochleistungsschleifverfahren im Mittelpunkt des industriellen Interesses und der wissenschaftlichen Forschungstätigkeiten. Das Bestreben nach höheren Schnittgeschwindigkeiten liegt in der Möglichkeit einer Steigerung der Zerspanleistung bei gleichbleibender Werkstückoberflächengüte begründet, die insbesondere in der Massenproduktion mit deutlichen Kostenersparnissen verbunden sein kann. Wenn- gleich die genannten Vorteile auf der Hand liegen, existieren oft technologische, geometrische oder maschinentechnische Restriktionen, die der Anwendung hoher Schnittgeschwindigkeiten beim Schleifen Grenzen setzen.

In Bild 1-1 ist eine schematische Aufteilung der Schleifverfahren nach Schnittgeschwindigkeit und Zustellung vorgenommen. In die Kategorien des Hochgeschwindigkeits- und Hochleistungsschleifens lassen sich überwiegend Plan- und Außenrundscheifverfahren einordnen, die mit Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von etwa $v_c = 80 \dots 250 \text{ m/s}$ bei Zustellungen von einigen Hundertstel bis wenigen Zehn Millimeter arbeiten. Mit diesen Verfahren werden heute beim Schleifen von Stahlwerkstoffen durchschnittlich bezogene Zeitspannungsvolumina in der Größenordnung von $10 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ (Hochgeschwindigkeitsschleifen) bis mehreren $100 \text{ mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$ (Hochleistungsschleifen) erreicht. Die konventionell geführten Schleifprozesse arbeiten meist mit den technologischen Parametern des Pendel- oder Tiefschleifens, die sich in der Regel durch Schnittgeschwindigkeiten von etwa $v_c = 20 \dots 80 \text{ m/s}$, Zu-

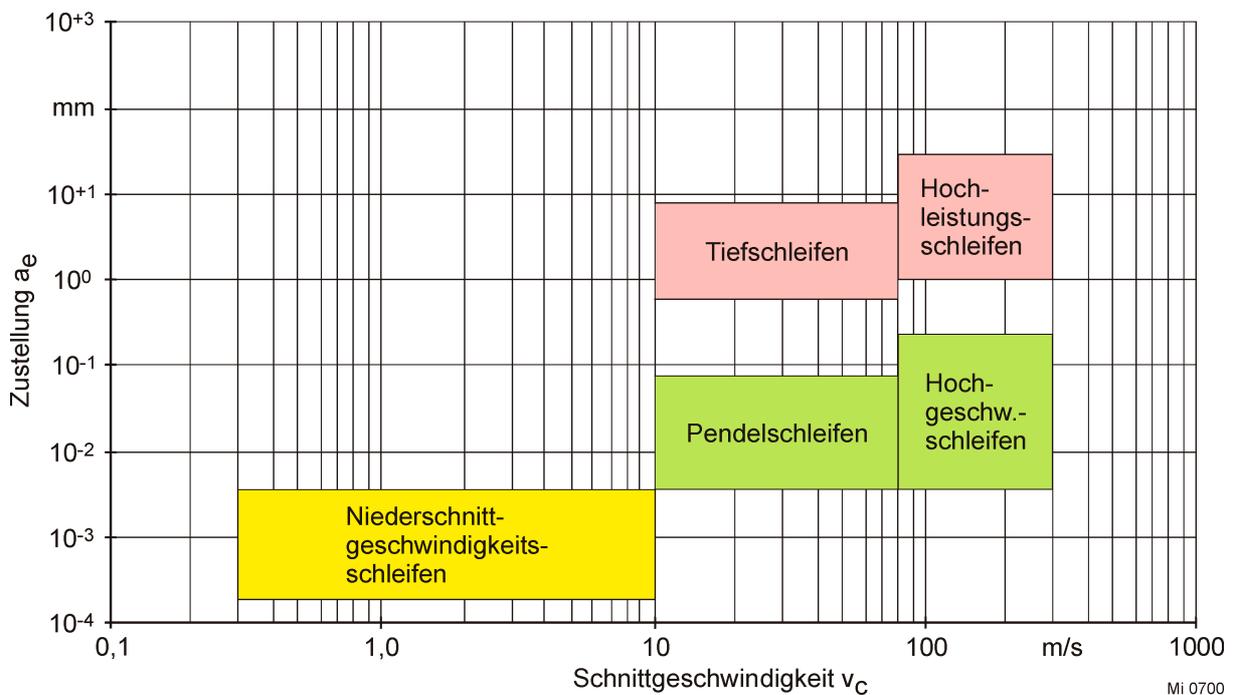


Bild 1-1: Zustellung und Schnittgeschwindigkeit für unterschiedliche Schleifverfahren

stellungen von $a_e = 0,01 \dots 10$ mm und bezogene Zeitspannungsvolumina von ca. $1 \dots 50$ mm³/(mm·s) auszeichnen. Der Bereich des Niederschnittgeschwindigkeits-schleifens liegt noch unter den Bedingungen, wie sie für das konventionelle Schleifen üblich sind, und kann mit Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 0,3 \dots 10$ m/s und Zustellbeträgen von wenigen Mikrometern charakterisiert werden. Mit diesen Bedingungen sind relativ geringe Zerspanleistungen von weniger als 1 mm³/(mm·s) verbunden.

Spanabhebende Verfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide und niedrigen Schnittgeschwindigkeiten lassen sich insbesondere dann mit wirtschaftlichen Vorteilen einsetzen, wenn die Erzielung hoher Maß- und Formgenauigkeiten bei nur geringen Zeitspannungsvolumina und geringen Aufmaßen gefordert wird. Hier haben sich in der Vergangenheit einige industrielle Anwendungsgebiete herauskristallisiert, in denen bevorzugt Schleifprozesse mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten zum Einsatz kommen. Das größte dieser Anwendungsgebiete stellt heute die Verzahnungshartfeinbearbeitung dar.

Aufgrund der hohen wirtschaftlichen Bedeutung der Verzahnungshartfeinbearbeitung unternahm man in den vergangenen zwei Jahrzehnten besonders große Anstrengungen, die Gesamtkette der hier angewandten Schleifverfahren technologisch optimal zu gestalten. Die Optimierung der Schleifprozesse mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten mußte dabei meist auf empirischem Wege erfolgen, da die entsprechenden Grundlagenkenntnisse oft nur unvollständig vorlagen und zum Teil auch gar nicht vorhanden waren. Die Forschungsarbeiten der letzten Jahre [Schn99, Köll00, Rütt00, Marz01, Schw01] haben einen wesentlichen Beitrag zur Schaffung einer Transparenz der Verfahrensgrundlagen geleistet, insbesondere im Hinblick auf eine systematische Prozeßanalyse und das Verständnis wesentlicher technologischer Zusammenhänge. Dennoch bleiben die bei diesen Verfahren wirksamen Spanbildungsmechanismen bis heute weitgehend unbekannt. Die mangelhafte Kenntnis der Spanbildungsmechanismen macht eine zielgerichtete Technologieoptimierung insofern schwierig, als sie nach wie vor einen großen experimentellen Aufwand erfordert und nur in kleinen Schritten vorangetrieben werden kann.

Die Motivation und gleichzeitig die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit besteht daher darin, die bestehende Wissenslücke zu schließen und somit eine universelle Grundlage für das Prozeßverständnis zu schaffen. Auf der Basis eines verbesserten Prozeßverständnisses können dann nicht nur heutige, sondern auch künftige potentielle industrielle Anwendungen dieser Technologie gezielt auf den konkreten Bearbeitungsfall angepaßt werden.

2 Stand der wissenschaftlichen Kenntnisse

2.1 Tribologische Systemanalyse eines Schleifprozesses

Aus physikalischer Sicht kann ein Schleifprozeß als Zusammenwirken verschiedener tribologischer Vorgänge aufgefaßt werden. Um die beim Schleifen wirkenden Reibungs- und Verschleißvorgänge aus tribologischer Sicht zu betrachten, wird ein System definiert, im Rahmen dessen diese Vorgänge in ihrer Gesamtheit beschrieben werden. Die Funktion des Tribosystems Schleifen liegt in der Bearbeitung von Werkstoffen durch Zerspanung. Sie wird dadurch erfüllt, daß vorgegebene Eingangsgrößen mittels der Struktur des Tribosystems in Nutzgrößen umgewandelt werden [Czic92].

Die Struktur des Tribosystems Schleifen wird von vier stofflichen Elementen gebildet, nämlich dem Grundkörper (Schleifscheibe), dem Gegenkörper (Werkstück), dem Zwischenstoff (Kühlschmierstoff) und dem Umgebungsmedium (Luft). Die einzelnen Bestandteile der Struktur werden gekennzeichnet durch ihre tribologisch relevanten Eigenschaften (Werkstoff- und Formeigenschaften) sowie durch physikalische, chemische und technologische Kenngrößen der Systemkomponenten. Zwischen den Elementen treten Wechselwirkungen auf, die sich in Reibung und Verschleiß äußern.

Die von außen auf die Struktur des Tribosystems einwirkenden Größen werden Eingangsgrößen genannt. Die Eingangsgrößen bestimmen das Beanspruchungskollektiv des Tribosystems. Das Beanspruchungskollektiv wird durch die Bewegungsform (beim Schleifen in der Regel Gleiten), den Bewegungsablauf (kontinuierlich, oszillierend usw.) sowie weitere technisch-physikalische Beanspruchungsparameter beschrieben. Zu den Beanspruchungsparametern zählen [DIN50320]:

- Normalkraft F_n , mit der die Wirkpartner gegeneinander gepreßt werden. Die Normalkraft stellt bei der Mehrzahl von Schleifverfahren eine Prozeßgröße dar, auf die von außen nur indirekt Einfluß genommen werden kann.
- Geschwindigkeit v der Wirkpartner. Diese ist im allgemeinen Fall einer tribologischen Beanspruchung die Relativgeschwindigkeit zwischen den Kontaktflächen. Beim Schleifen wird sie auch Schnittgeschwindigkeit v_c genannt.
- Temperatur T , die sich während der Beanspruchung zwischen den Kontaktflächen einstellt. Für die tribologischen Vorgänge beim Schleifen ist fast ausschließlich die Kontaktzonentemperatur von Bedeutung.
- Beanspruchungsdauer t_B . Diese ist gleich der Schleifzeit t_c .

Nutzgrößen sind beim Schleifen Werkstückoberflächen- und Randzoneneigenschaften. Diese können durch Oberflächenrauheit, Randzonenzustand (Gefüge, Eigen-

spannungen) sowie geometrische Maße charakterisiert werden [Brin91]. Wie bei allen Bearbeitungsverfahren, sind auch beim Schleifen die Eingangsgrößen des Tribosystems größtenteils vorgegeben, so daß die Umsetzung der Systemfunktion im wesentlichen von der Struktur des Tribosystems bestimmt wird. Die Umsetzung der Eingangs- in die Nutzgrößen erfolgt mittels tribologischer Prozesse, die mit Reibungs- und Verschleißvorgängen verbunden sind [Czic92]. Eine wesentliche Voraussetzung für die Optimierung dieses Systems ist daher das Verständnis der in ihm wirksamen Reibungs- und Verschleißvorgänge.

2.1.1 Reibungs- und Verschleißmechanismen im Tribosystem Schleifen

Aufgrund der oben beschriebenen Wechselwirkungen in einem Tribosystem sind die in ihm auftretenden Reibungs- und Verschleißmechanismen immer als Systemeigenschaften anzusehen [Habi83-1].

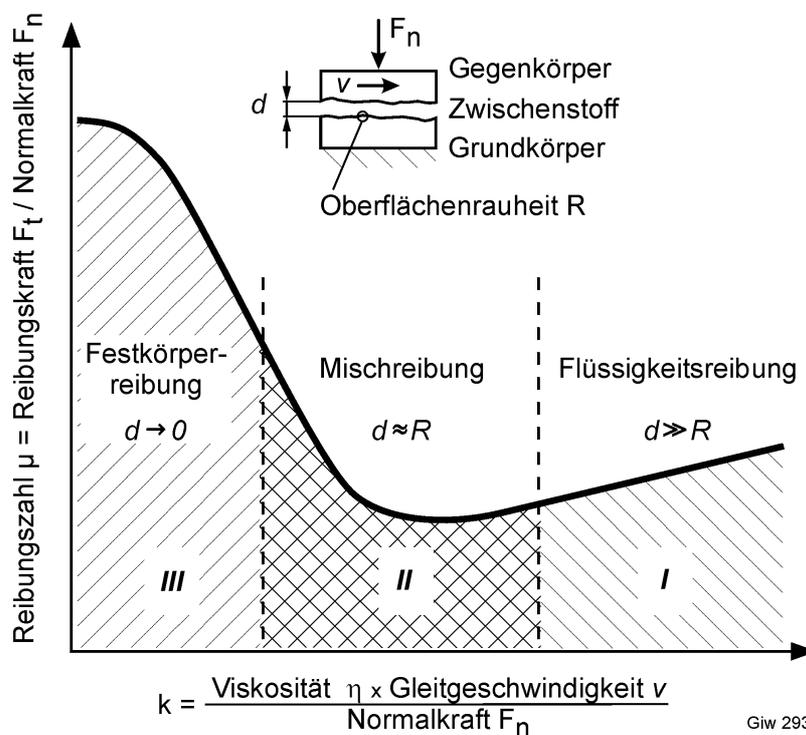
Die Gesamtheit aller Reibungsvorgänge im Kontaktbereich sich relativ zueinander bewegender Körper (dynamische Reibung) kann nach der Art der Relativbewegung der Reibpartner (Reibungsart) und dem Aggregatzustand der beteiligten Stoffbereiche (Reibungszustand) unterteilt werden [DIN50323-3]. Bei den Reibungsarten wird allgemein zwischen Gleit-, Roll-, Wälz-, Bohr- und Stoßreibung unterschieden. Bedingt durch die Prozeßkinematik reduziert sich beim Schleifen die Vielfalt der möglichen Reibungsarten fast ausschließlich auf die Gleitreibung. Als Reibungszustände können dabei je nach Kontaktzustand der Wirkpartner Festkörper-, Grenz- oder Mischreibung auftreten. Während sich die Reibpartner bei Festkörperreibung unmittelbar kontaktieren, liegt bei Mischreibung neben dem Festkörperkontakt eine stellenweise Trennung von Grund- und Gegenkörper durch einen Flüssigkeitsfilm vor. Grenzreibung stellt einen Sonderfall der Festkörperreibung dar, bei dem die Oberflächen der Wirkpartner mit adsorbierten Schmierstoffmolekülen bedeckt sind [Habi83-2].

Bei konformem Kontakt der Wirkpartner und Verwendung von Öl als Schmiermedium können die Reibungszustände der Gleitreibung allgemein mit Hilfe der Stribeck-Kurve charakterisiert werden. Die Stribeck-Kurve beschreibt die Änderung des Reibungskoeffizienten μ in Abhängigkeit von einer Parameterkombination aus den Systemgrößen Ölviskosität η , Gleitgeschwindigkeit v und Normalkraft F_n , siehe Bild 2-1.

Setzt man die Gleitgeschwindigkeit v gedanklich gleich der Schnittgeschwindigkeit v_c und die Normalkraft F_n gleich der Schleifnormalkraft F_n , so können die mit der Stribeck-Kurve beschriebenen allgemeinen Zusammenhänge wie folgt auf das Tribosystem Schleifen übertragen werden.

Der rechte Teil I der Kurve kennzeichnet den Zustand der Flüssigkeitsreibung (hydrodynamischen Schmierung), der entsteht, wenn die Summe der Oberflächenrauh-tiefen des Grund- und Gegenkörpers kleiner als die Schmierfilmdicke d ist. Der Zu-

stand reiner Flüssigkeitsreibung ist für das Schleifen unrelevant, da ein (zumindest lokaler) Kontakt zwischen den Wirkpartnern in der Kontaktzone stets gegeben ist. Folgt man dem Verlauf der Stribeck-Kurve von rechts nach links, so gelangt man zunächst in das Gebiet der Mischreibung (II), in dem die Schmierfilmdicke in etwa gleich der Gesamtrautiefe von Werkzeug und Werkstück ist. Im Gebiet der Mischreibung erreicht der Reibungskoeffizient sein Minimum. Mit weiter abnehmendem Wert der Parameterkombination aus η , v und F_n (beispielsweise durch Verringerung der Schnittgeschwindigkeit und/oder Anstieg der Schleifnormalkraft) geht die Mischreibung in die Festkörperreibung über. Im Gebiet der Festkörperreibung (III) ist die Schmierfilmdicke verschwindend klein, der Reibungskoeffizient steigt stark an. Der Zustand der Grenzreibung wäre beim Schleifen z.B. bei Verwendung von minimalen Mengen des Schmierstoffs (Minimalmengenschmierung, MMKS) vorstellbar und würde den äußersten linken Teil der Stribeck-Kurve innerhalb des Gebiets der Festkörperreibung beschreiben.



Giw 293

Bild 2-1: Die Stribeck-Kurve (schematisch) [Habi83-2]

Die beim Schleifen auftretende Gleitreibung zeichnet sich im Vergleich zu den anderen Reibungsarten (Rollreibung, Wälzreibung, Bohrreibung, Stoßreibung) durch die größten tribologischen Beanspruchungen der beiden Wirkpartner aus [Czic92]. Suh *et al.* zeigten in mehreren theoretischen und experimentellen Arbeiten [Suh86, Suh87, Suh94], daß bei dieser Reibungsart hauptsächlich drei Reibungsmechanismen wirksam sind: Adhäsion, plastische Deformation und Furchung. Der Beitrag dieser einzelnen Mechanismen zum Reibungskoeffizienten ist abhängig von den Reibungsbedingungen und weniger von den Materialeigenschaften der Wirkpartner.

Adhäsion ist gekennzeichnet durch das ständige Bilden und Trennen von atomaren Bindungen (Mikroverschweißungen) zwischen dem Grund- und Gegenkörper. Sie gewinnt an Bedeutung, wenn die Kontaktzone während der Bearbeitung nicht oder nur unzureichend mit dem Kühlschmierstoff versorgt ist und spielt außer bei Reibungs- auch bei Verschleißvorgängen eine große Rolle. Der Anteil der Adhäsionskomponente an der Reibungskraft beim Schleifen kann unter Bedingungen der Grenzreibung durch grenzflächenaktive chemische Additive im Kühlschmierstoff signifikant gesenkt werden [Suh86].

Die plastische Deformation von Rauheitshügeln an den Oberflächen der Wirkpartner ist im allgemeinen für den höheren Bewegungswiderstand zu Beginn der Gleitreibung verantwortlich. Sobald die Rauheitsspitzen durch die Relativbewegung von Oberflächen geglättet sind, nimmt ihre Bedeutung ab [Suh86]. Beim Schleifen werden allerdings durch die voreilenden Schleifkörner ständig neue Rauheitshügel auf der Werkstückoberfläche gebildet, auf die die nachfolgenden Kornspitzen treffen. Auf diese Weise entsteht ein Gleichgewichtszustand, bei dem immer wieder neue Rauheitsspitzen der Werkstückoberfläche mit den Schleifkörnern in Kontakt kommen. Plastische Deformation spielt insbesondere beim Trockenschleifen eine große Rolle und ist unter diesen Bedingungen genauso wie die Adhäsion kennzeichnend für die Reibungs- und Verschleißvorgänge in der Kontaktzone [Daut89].

Das Eindringen von harten mineralischen Teilchen des Grundkörpers in die weichere Oberfläche des Gegenkörpers bei deren Relativbewegung führt über Furchung zum eigentlichen Werkstoffabtrag beim Schleifen [Gahr83-1]. Unter Berücksichtigung der Reibungsanteile durch Adhäsion, Furchung, Werkstoffverfestigung und der Reibungsminderung durch einen Flüssigkeitsfilm formuliert zum Gahr in Anlehnung an die Theorien von Bowden und Tabor [Bowd54] in allgemeiner Form die nachfolgende Gleichung für den Reibungskoeffizienten μ beim Gleitreiben [Gahr83-2]:

$$\mu = \frac{\tau_s}{\tau} \cdot \left[\frac{\beta + (1 - \beta) \cdot \frac{\tau_l}{\tau_s}}{\beta + (1 - \beta) \cdot \frac{\sigma_{yl}}{\tau}} + \frac{1 + \frac{\Delta A_l}{A_w}}{1 + \frac{\Delta \tau}{\tau}} \right] + \frac{2}{\pi} \cdot \cot \alpha \quad (1)$$

Hierbei ist τ_s die Scherfestigkeit der Kaltverschweißungen infolge der Adhäsion, τ_l die Scherfestigkeit innerhalb des Flüssigkeitsfilms, τ die Fließspannung im Festkörper, σ_{yl} der Druck im Flüssigkeitsfilm, β der wahre Anteil der Berührungsfläche in der Kontaktzone ($\beta \rightarrow 0$ bei reiner Flüssigkeitsreibung bzw. $\beta \rightarrow 1$ bei reiner Festkörperreibung), A_w die wahre Berührungsfläche, ΔA_l die Vergrößerung der wahren Berührungsfläche infolge der Relativbewegung, $\Delta \tau$ die Erhöhung der Fließspannung im Festkörper infolge der Kaltverfestigung und α der halbe Öffnungswinkel des Kegels des furchenden Teilchens (siehe Bild 2-2).

Die in der Kontaktzone auftretende Reibung verursacht Verschleißprozesse gleichermaßen an beiden Wirkpartnern. Während der Werkstoffabtrag erwünscht ist und nicht als Verschleiß bezeichnet wird, nimmt man den Werkzeugverschleiß als Folge des Bearbeitungsprozesses in Kauf. Dies ändert aber nichts an der Tatsache, daß die im Grenzflächenbereich zwischen Werkzeug und Werkstück ablaufenden Vorgänge im tribologischen Sinne dem Verschleiß zuzuordnen sind [Habi83-1].

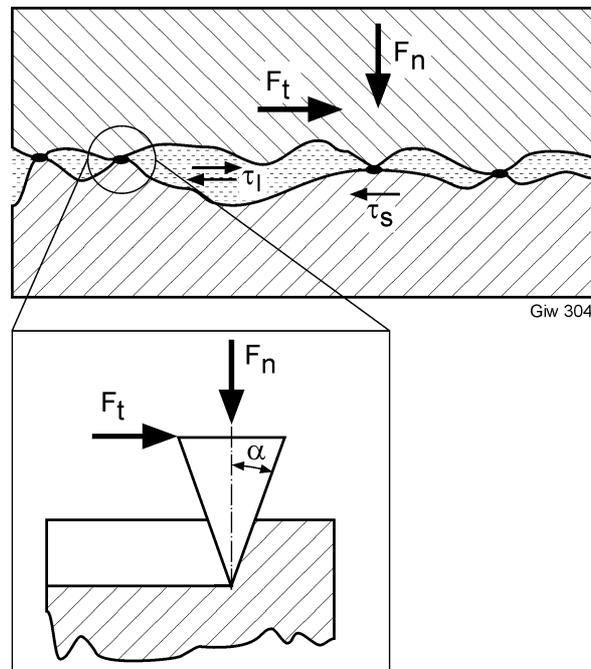


Bild 2-2: Reibung durch furchende kegelförmige Körper bei Gegenwart eines Flüssigkeitsfilms [Gahr83-2]

Analog zur Reibung werden alle Verschleißvorgänge nach ihrer Art sowie den Mechanismen und Erscheinungsformen unterteilt [DIN50320]. Die für das Tribosystem Schleifen relevanten Verschleißarten sind Gleit- und Furchungverschleiß [DIN50323-2], wobei für die Zerspanvorgänge am Werkstück hauptsächlich die zweite von Bedeutung ist.

Als Hauptmechanismen der Gleitverschleißvorgänge beim Schleifen treten die Adhäsion, die Oberflächenermüdung und die tribochemische Reaktion auf. Die bei der Adhäsion ablaufenden elementaren Vorgänge wurden bereits bei der Betrachtung der Reibungsmechanismen behandelt. Für den Verschleiß ist in diesem Zusammenhang von Bedeutung, daß bei adhäsiver Beanspruchung der Bildung von Verschleißpartikeln die Phasen der Aufräumung der Oberflächenbereiche von Grund- und Gegenkörper mit anschließendem Materialübertrag vorangehen. Die bekannteste Ursache für den adhäsiven Verschleiß beim Schleifen ist die Zusetzung des Schleifscheibenporenraums mit anhaftenden Spänen.

Reibungsbedingte Tangentialkräfte in der Kontaktzone führen zur plastischen Verformung der Randschicht duktiler metallischer Werkstoffe [Gahr89]. Wiederholter

Reibkontakt bewirkt eine Dehnungsakkumulation in der Randschicht, die bei Überschreiten der Verformungsfähigkeit des Werkstoffs zu lokaler Rißbildung führt. Die Rißbildung kann je nach Beanspruchungsbedingungen in oder unterhalb der Oberfläche eintreten. Nach anschließender Rißausbreitung bilden sich die für den Mechanismus der Oberflächenermüdung typischen dünnen, plattenförmigen Verschleißteilchen.

Die Tribooxidation wird beim Schleifen dann wirksam, wenn infolge einer reibungsbedingten (thermischen oder mechanischen) Aktivierung in tribologisch beanspruchten Bereichen der Oberfläche von Grund- und/oder Gegenkörper chemische Reaktionen mit dem Zwischenstoff oder Umgebungsmedium ablaufen können [Brin00-1, Brin00-2, Walt02]. Es können sowohl fest haftende Reaktionsschichten als auch lose Reaktionsprodukte gebildet werden.

Beim Furchungverschleiß tritt als wesentlicher Mechanismus die Abrasion auf. Der Vorgang der Werkstoffabtragung bei der abrasiven Beanspruchung lässt sich durch Mikropflügen, Mikrospanen, Mikrobrechen und Mikroermden beschreiben [Gahr83-3], siehe Bild 2-3.

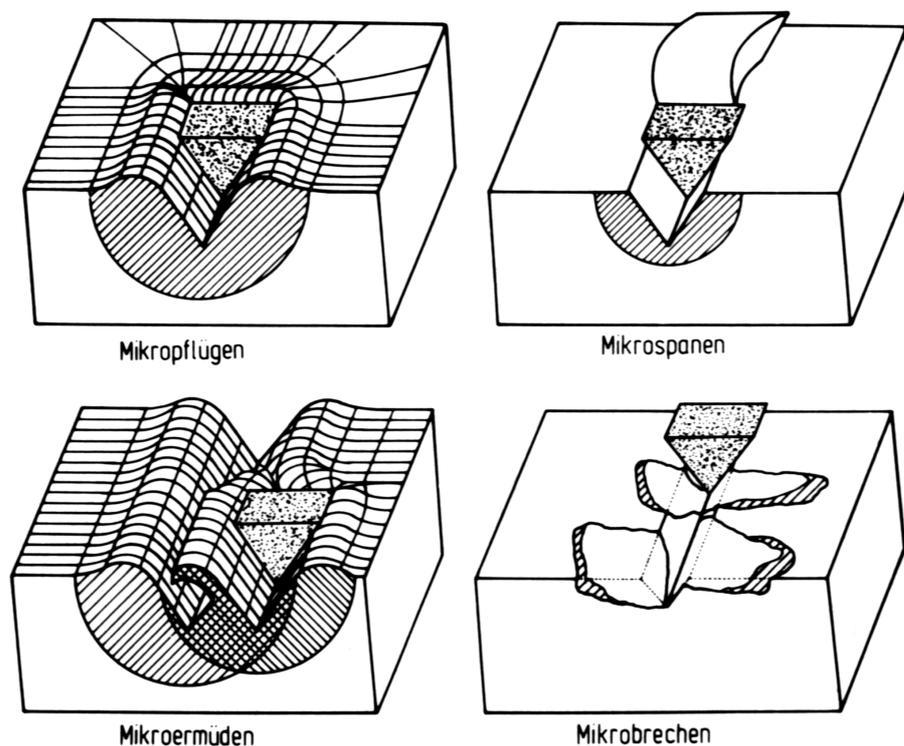


Bild 2-3: Mechanismen der Werkstoffabtragung beim Furchungverschleiß [Gahr83-3]

Beim Mikropflügen wird der Werkstoff innerhalb der Verschleißfurche plastisch verformt und zu den Furchungsrndern verdrängt. Dabei findet im Idealfall noch kein Werkstoffabtrag statt. Zum Werkstoffabtrag kommt es erst bei gleichzeitiger Wirkung vieler Partikel oder bei mehrfacher Wirkung eines einzelnen abrasiven Teilchens. Der eigentliche Trennvorgang geschieht hierbei durch Mikroermdung. Das ideale

Mikrospanen ist durch Werkstoffabtrag in Form eines Spanes charakterisiert, dessen Volumen dem Volumen der entstehenden Verschleißfurche entspricht. Zum Mikrobrechen kommt es an Stellen überkritischer Spannungskonzentration bei abrasiver Beanspruchung spröder Materialien. Die Abtragsteilchen besitzen beim Mikrobrechen in der Regel ein wesentlich größeres Volumen als das Volumen der Verschleißfurche [Gahr83-3].

Zur Beschreibung der Effektivität gewollter Zerspanungsvorgänge beim Spanen mit geometrisch unbestimmter Schneide führen zum Gahr und Mewes [Gahr81, Gahr83-1] in Anlehnung an die früheren Arbeiten von Mulhearn und Samuels [Mulh62], Rabinowicz [Rabi65], Buttery und Archard [Butt70] das Verhältnis aus dem abgetragenen Werkstoffvolumen zum Volumen der Verschleißfurche, den sogenannten f_{ab} -Wert, ein, siehe Bild 2-4.

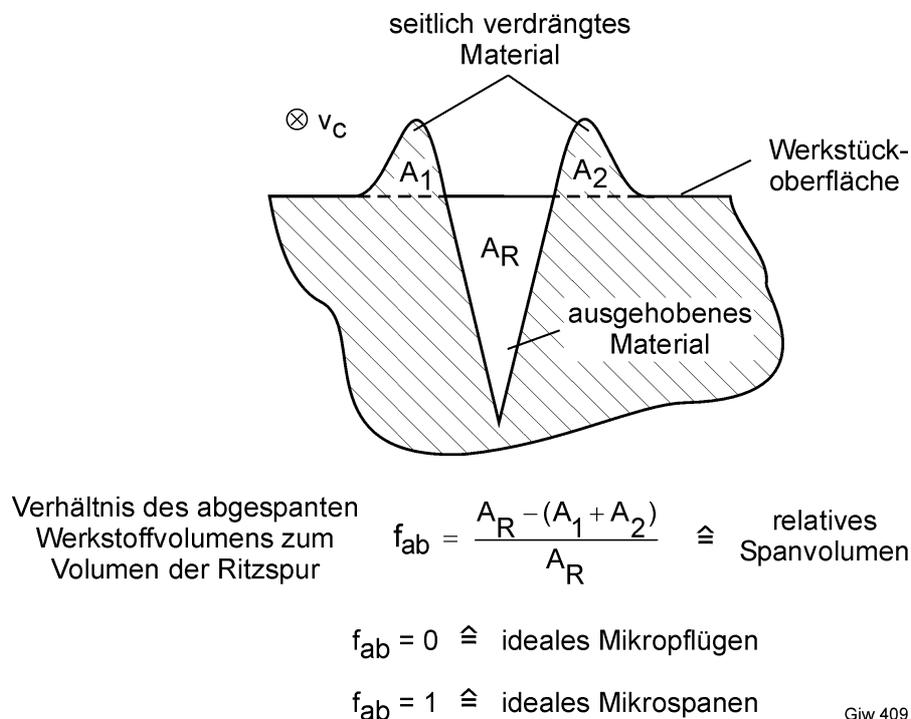


Bild 2-4: Definition des f_{ab} -Wertes [Gahr83-1]

Für das ideale Mikropflügen gilt $f_{ab} = 0$, es erfolgt keine Materialabtragung, der Werkstoff wird lediglich zu den Rändern der Verschleißfurche verdrängt. Der Fall $f_{ab} = 1$ tritt beim idealen Mikrospanen auf, wenn das gesamte Volumen der Verschleißfurche in Form eines Spans abgetragen wird. Die Vorgänge des Mikrobrechens oder der Werkstoffermüdung als Wechselwirkung einzelner Verschleißfurchen bleiben dabei unberücksichtigt.

In umfangreichen Untersuchungen [Gahr83-1, Mewe86] wurden die wichtigsten Einflußgrößen auf den f_{ab} -Wert für verschiedene Werkstoffe und Beanspruchungsbedingungen in Ritzversuchen ermittelt. Die Bestimmung der f_{ab} -Werte erfolgte hierbei experimentell anhand der Auswertung metallographischer Schrägschliffe der Fur-

chungsprofile. Der f_{ab} -Wert wird im wesentlichen von der auf die Schneide wirkenden Normalkraft F_n , dem effektiven Neigungswinkel Θ (Winkel zwischen der gleitenden Frontfläche der Schneide und der beanspruchten Werkstoffoberfläche) und dem Gleitreibungskoeffizienten μ beeinflusst. Demnach steigt die Effektivität gewollter Zerspanung (der f_{ab} -Wert) mit zunehmender Werkstoffhärte und steigendem Neigungswinkel Θ . Abnehmende Verformungsfähigkeit des Werkstoffs und zunehmende Eindringtiefe der Schneide begünstigen weiterhin den Zerspanvorgang.

Der Einfluß der Reibung an den Berührungsflächen zwischen der abrasiven Schneide und der Werkstoffoberfläche auf die Effektivität der Zerspanung wird abhängig vom Mechanismus der Werkstoffabtragung unterschiedlich beschrieben [Gahr81]. Beim Mikrospanen führen höhere Werte des Reibungskoeffizienten μ zu höheren f_{ab} -Werten. Beim Mikropflügen, dagegen, nehmen die f_{ab} -Werte mit zunehmender Reibung ab.

Der f_{ab} -Wert bestimmt neben der auf der Werkstückoberfläche wirkenden Normalkraft F_n und weiteren Prozeßgrößen wie Reibungswinkel ρ , Neigungswinkel Θ (komplementär zum Spanwinkel γ in der Terminologie der Zerspantechnik) und Fließdruck σ_n senkrecht zur beanspruchten Werkstückoberfläche (Bild 2-5) maßgeblich das auf den Gleitweg L bezogene abgetragene Werkstoffvolumen V_w [Gahr83-2]:

$$\frac{V_w}{L} = f_{ab} \cdot \frac{F_n \cdot \cos \rho \cdot \sin \Theta}{\sigma_n \cdot \sqrt{\cos \frac{\Theta}{2} \cdot \cos (\Theta - \rho)}} \quad (2)$$

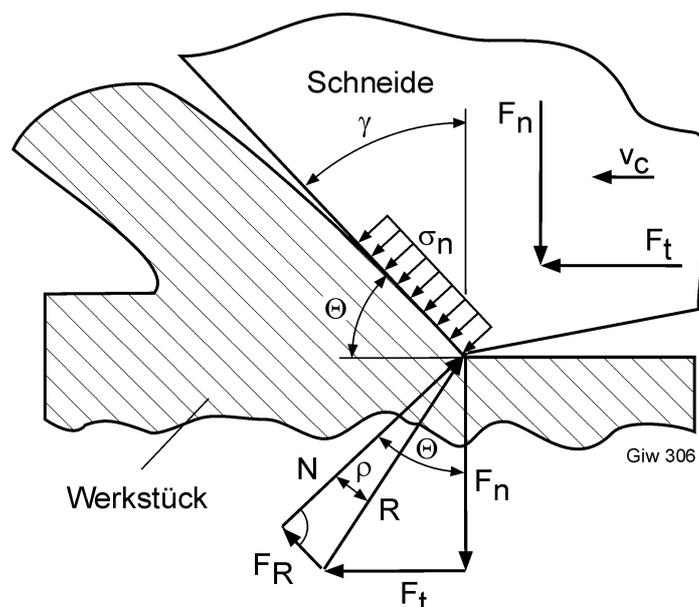


Bild 2-5: Werkstoffbeanspruchung durch eine Schneide mit negativem Spanwinkel [Gahr83-2]

Überträgt man gedanklich den in Beziehung (2) für tribologisch-abrasive Werkstoffbeanspruchung aufgestellten Zusammenhang auf das Fertigungsverfahren Schleifen, so sind bei einem vorgegebenen Schleifweg L hohe effektive Zerspanvolumina V_w unter folgenden Bedingungen zu erwarten.

- Im Spanbildungsmechanismus dominiert das Mikrospannen (idealerweise $f_{ab} \rightarrow 1$).
- Es wird mit scharfen Schleifkörnern gearbeitet (geringe Spanwinkel γ bzw. große Neigungswinkel Θ). Durch scharfe Schneiden wird einerseits der Wert des $\sin \Theta$ erhöht und andererseits bei einem vorgegebenen Wert der Normalkraft F_n pro Schleifkorn der Fließdruck σ_n senkrecht zur Werkstückoberfläche gesenkt.
- Der Reibungswinkel ρ nimmt kleine Werte an. Bei negativen Spanwinkeln γ bzw. Neigungswinkeln $0 < \Theta < 90^\circ$ bedeuten kleine Reibungswinkeln große Werte des Verhältnisses der Tangential- zur Normalkraft F_t/F_n (vgl. Bild 2-5).

Im Unterschied zum allgemeinen Fall tribologisch-abrasiven Gleitens stellt sich die Normalkraft F_n pro Schleifkorn im Prozeß abhängig von den Bearbeitungsbedingungen ein. Es ist anzunehmen, daß durch die Wahl hoher Zustellungen die Normalkraft pro Schleifkorn erhöht und somit nach Beziehung (2) das effektive Zerspanvolumen V_w ebenfalls gesteigert werden kann.

2.1.2 Charakterisierung der Mechanismen des abrasiven Verschleißes mit Ansätzen der Plastomechanik

Zur analytischen Charakterisierung rein abrasiver Verschleißvorgänge bei Gleitbeanspruchung metallischer Oberflächen wurden in der Vergangenheit unterschiedliche Modelle entwickelt, die auf plastomechanischen Ansätzen basieren. Wie bereits erwähnt, subsumiert man in der Tribologie unter dem Begriff „Verschleißprozeß“ auch Spanbildungsvorgänge bei abrasiven Bearbeitungsverfahren wie Schleifen, Honen oder Läppen. Diese Systematik wird im weiteren bei der Vorstellung ausgewählter plastomechanischer Modelle übernommen.

Das meistverwendete Hilfsmittel zur Beschreibung elementarer Vorgänge an der Wirkstelle Abrasivkorn-Werkstückoberfläche stellt in der Plastomechanik das Gleitlinienverfahren dar. Der räumliche Vorgang des plastischen Fließens des Gegenkörpermateri als beim Eindringen eines harten Partikels des Grundkörpers wird hierbei unter Verwendung von Vereinfachungsannahmen auf ein ebenes Problem reduziert [Steff83]. Die getroffenen Annahmen bezüglich der Geometrie des Abrasivpartikels, des Werkstoffverhaltens, der Reibungsbedingungen an der Wirkstelle und dergleichen führen zu deutlichen Abweichungen zwischen Modell und Realität [Köni78], so daß bis heute keine allgemein gültige Modellierung des Schleifprozesses mit der Methode der Gleitlinientheorie gelungen ist. Dennoch zeigen neuere Arbeiten [Petr87, Hokk88-2, Chil88, John95, Will99], daß mit verfeinerten Ansätzen, die das

gleichzeitige Auftreten vieler verschiedenen Spanbildungsmechanismen erlauben, eine Klassifizierung der Vielfalt der abrasiven Verschleißprozesse bei Gleitreibung auf analytischem Wege möglich ist. Im nachfolgenden werden die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeiten mit dem Fokus auf den Materialabtrag beim Schleifen vorgestellt.

Petryk [Petr87] gibt an, daß mögliche Zustände des plastischen Fließens eines starr-idealplastischen Werkstoffs, auf dessen Oberfläche ein keilförmiges hartes Partikel gleitet, grundsätzlich mit sechs verschiedenen Typen von Gleitlinienfeldern beschrieben werden können, siehe Bild 2-6. Damit generalisiert er frühere Modellvorstellungen anderer Autoren [Lee51, Lort75, Chal84, John85] und ordnet jedem Typ des Fließzustands ein bestimmtes Gleitlinienfeld zu. Je nach vorliegenden Reibbedingungen und der Geometrie des Indenters können unterschiedliche Fließzustände gleichzeitig in gegenseitiger Beeinflussung auftreten.

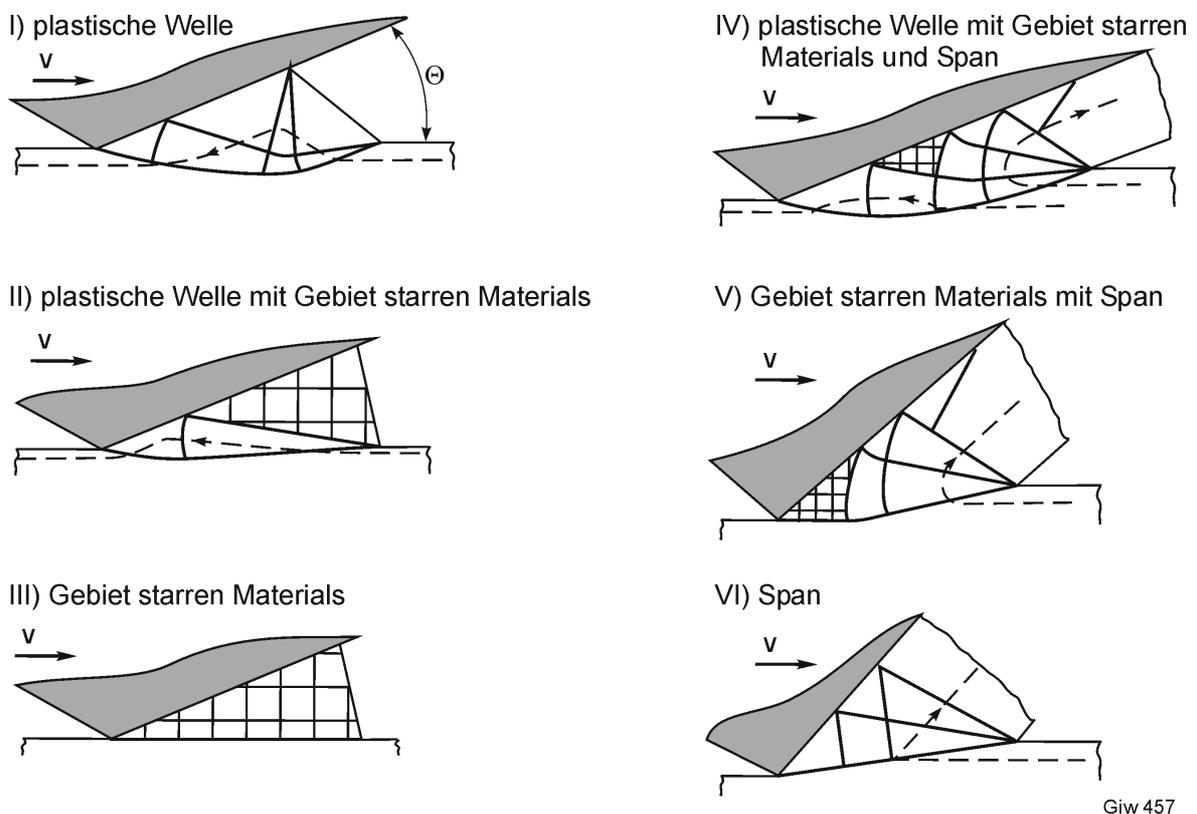


Bild 2-6: Gleitlinienfelder zur Beschreibung des Fließverhaltens eines starr-idealplastischen Werkstoffs beim Eindringen eines keilförmigen Indenters [Petr87]

Mit dem Aufstellen einer Hypothese der minimalen Energie des plastischen Fließens konstruierte er ein Diagramm, in dem sich die möglichen Fließzustände in Abhängigkeit des Neigungswinkels des Indenters Θ zur Werkstückoberfläche und der dimensionslosen Reibschubspannung σ/τ (dem Verhältnis der Reibschubspannung σ zwischen den Kontaktflächen zur Fließspannung des Werkstoffs τ) darstellen lassen. Wie Bild 2-7 zeigt, können für bestimmte $\Theta - \sigma/\tau$ Kombinationen gleichzeitig mehrere

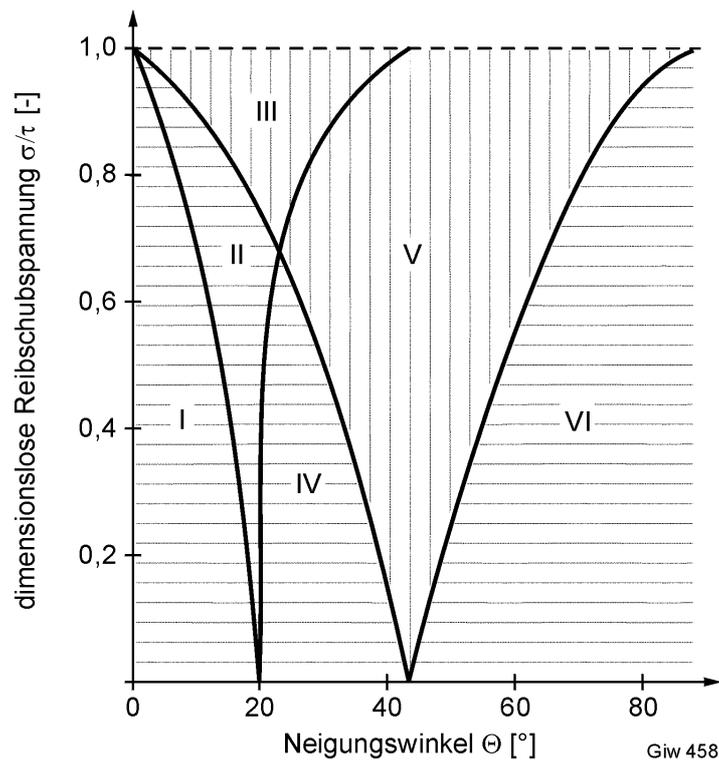


Bild 2-7: Darstellung möglicher Fließzustände in einem Diagramm [Petr87]

unterschiedliche Fließzustände auftreten. Beispielsweise kann der Zustand I (plastische Welle in Bild 2-6-I) neben den Zuständen II und IV (plastische Welle mit Gebiet starren Materials in Bild 2-6-II und plastische Welle mit Gebiet starren Materials und Span, Bild 2-6-IV) existieren.

Hokkirigawa und Kato haben unabhängig von Petryk den Nachweis erbracht [Hokk88-1, Hokk88-2], daß die genannten Größen dimensionslose Reibschubspannung und Neigungswinkel die wesentlichen Faktoren sind, die den Fließzustand des Werkstoffs bzw. den Abtragsmechanismus bei abrasiver Beanspruchung beeinflussen. Wie in Bild 2-8 gezeigt, können die relevanten Mechanismen Mikrospanen und Mikropflügen (identisch mit dem Fließzustand der plastischen Welle in der Terminologie von Petryk) mit seiner Sonderform Gebiet starren Materials bei Verändern der Θ - bzw. σ/τ -Werte ineinander übergehen. Der Neigungswinkel Θ läßt sich hierbei über die dimensionslose bezogene Eindringtiefe D ausdrücken, die proportional zur Eindringtiefe h des Indenters ist.

Childs [Chil88] erweitert das von Petryk [Petr87] aufgestellte Diagramm, indem er neben dem idealplastischen auch das elastische Werkstoffverhalten berücksichtigt. Unter Zuhilfenahme elastomechanischer Ansätze [John85] definiert er Gebiete rein elastischer sowie Übergangsbereiche elastisch-plastischer Beanspruchungen. Weiterhin implementiert er ins Diagramm Linien konstanter Verschleißrate, um so den Werkstoffverschleiß bzw. -abtrag im Falle gewollter Abrasion in Abhängigkeit von Θ

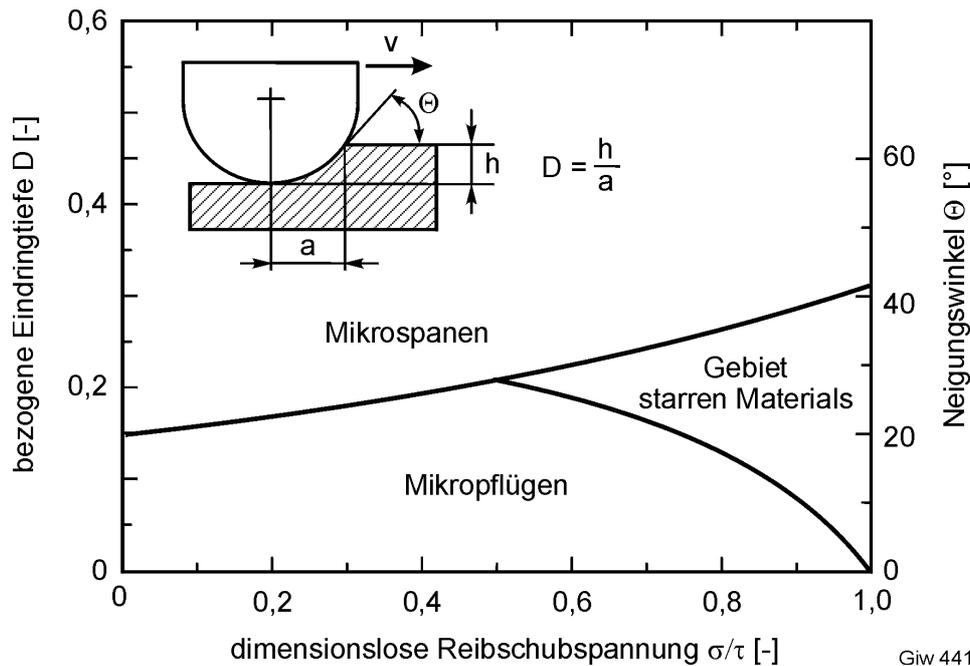


Bild 2-8: Mechanismen des abrasiven Verschleißes [Hokk88-2]

und σ/τ abschätzen zu können. Für diesen Zweck verwendete er die Definition des Verschleißkoeffizienten K aus der Archard-Gleichung [Arch53]:

$$K = V_w \cdot \frac{H}{F_n \cdot L} \quad (3)$$

mit dem abgetragenen Werkstoffvolumen V_w , der Werkstoffhärte H , der Normalkraft F_n und dem Gleitweg L auf der Werkstückoberfläche. Die K -Werte im Falle einer Spanbildung errechnete er direkt aus den entsprechenden Gleitlinienfeldern (Bild 2-6-IV bis -VI), zur Berechnung der K -Werte der restlichen Fließzustände (Bild 2-6-I bis -III) wurde das von Challen und Oxley [Chal86, Chal87] aufgestellte Modell der Werkstoffermüdung infolge zyklischer plastischer Beanspruchung angewandt. Eine von Williams [Will99] für den allgemeinen Fall abrasiver Beanspruchung einer weichen Werkstückoberfläche durch harte Partikel überarbeitete Form des Childs-Diagramms mit gekennzeichneten Gebieten unterschiedlicher Verschleißmechanismen ist in Bild 2-9 dargestellt.

Mit der gewählten Form des Diagramms lassen sich einige für die Zerspanung wichtige Grundzusammenhänge physikalisch erklären. Die im Diagramm dick eingezeichneten Linien trennen Wirkungsbereiche unterschiedlicher Verschleißmechanismen, die dünnen Linien kennzeichnen Bereiche gleicher Verschleißkoeffizienten K . Für das gesamte Diagramm gilt, daß der Materialabtrag maßgeblich von der Reibung in der Kontaktzone und vom Neigungswinkel des Abrasivs zur Werkstückoberfläche beeinflusst wird. Der für die abrasiven Bearbeitungsverfahren relevante Teil befindet sich rechts im Diagramm mit mittleren Neigungswinkeln der Abrasivkörner in der

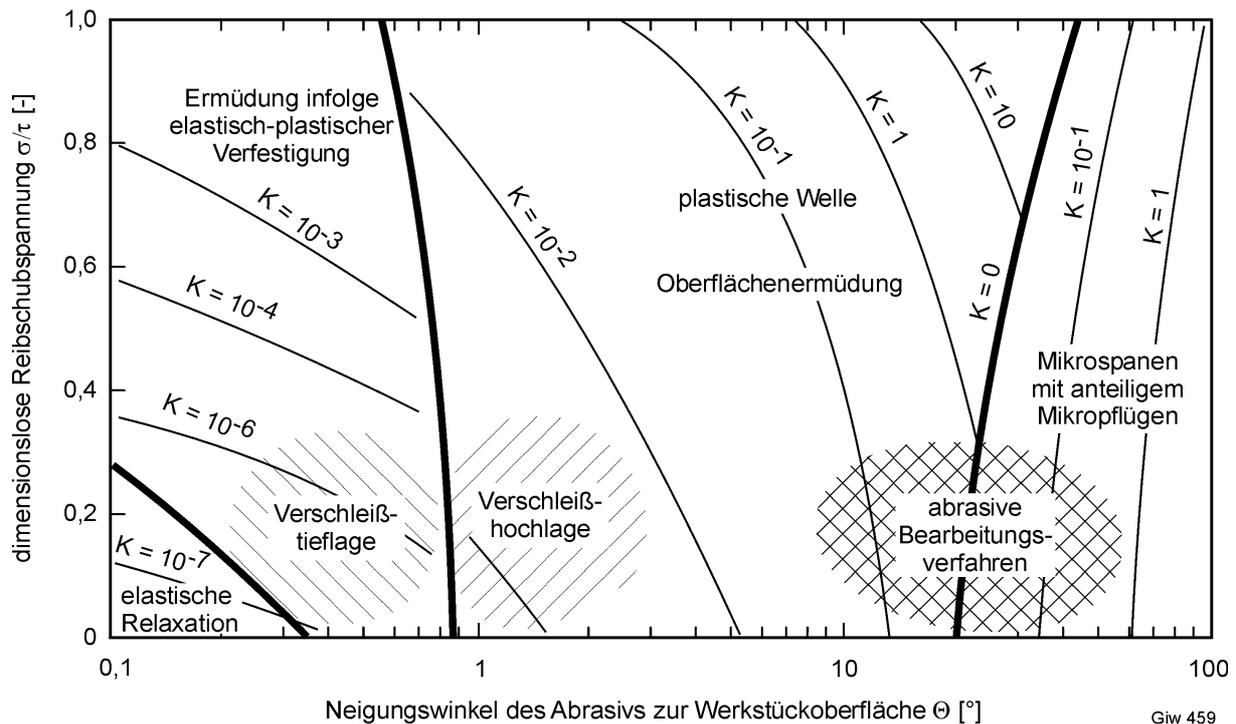


Bild 2-9: Diagramm zur Charakterisierung mechanisch-abrasiver Verschleißmechanismen [Will99]

Spannweite von einigen Grad bis wenigen Zehn Grad. Die im Gebiet der Abrasivverfahren wirksamen Materialtrennmechanismen können demnach entweder die Oberflächenermüdung (Ausbildung einer plastischen Welle mit anschließendem Materialabtrag bei wiederholter Beanspruchung) oder das Mikrospanen mit anteiligem Mikropflügen sein. Dem Mechanismus der Oberflächenermüdung sind die Fließzustände I bis III in Bild 2-6 zuzuordnen, dem Mikrospanen mit anteiligem Mikropflügen entsprechen die Fließzustände IV bis VI. Während die Vorgänge der Oberflächenermüdung in den meisten Fällen mit vergleichsweise niedrigen Werten des Verschleißkoeffizienten K in Verbindung gebracht werden, können die K -Werte beim Mikrospanen deutlich höher liegen. Lediglich bei sehr hohen Anteilen des Mikropflügens nimmt der Verschleißkoeffizient sehr niedrige Werte an, beim idealen Mikropflügen ist $K = 0$ (dick eingezeichnete Linie).

Nimmt man vereinfachend an, daß für ein gegebenes Schleifwerkzeug bei konstanten Schleifbedingungen ein konstanter mittlerer Neigungswinkel angegeben werden kann, so wird das effektive Zerspanvolumen einzig durch die Reibschubspannung beeinflusst. Der mit der dimensionslosen Reibschubspannung beschriebene Reibungseinfluß auf den Materialabtrag (Verschleißrate) wird im Bereich abrasiver Verfahren unterschiedlich charakterisiert:

- Beim Mikrospanen mit anteiligem Mikropflügen führt eine Reibungsreduzierung (Absenkung der Reibschubspannung) zu höheren Werten von K .

- Bei Werkstoffabtrag durch Mikroermüdung ist das Gegenteil der Fall: eine Erhöhung des Materialabtrags kann nur bei höheren Werten der Reibschubspannung erreicht werden.

Der mit dem Wechsel des Abtragsmechanismus verbundene Wechsel des Reibungseinflusses wird von Williams [Will99] als objektives Kriterium zur Unterscheidung zwischen „wahren“ Verschleißvorgängen und spanender Bearbeitung angesehen.

Es soll weiterhin angemerkt werden, daß der zur Beschreibung des Materialabtrags verwendete dimensionslose Verschleißkoeffizient K in der Archard-Gleichung dem von zum Gahr zur Beschreibung der Effektivität gewollter Abrasion eingeführten ebenfalls dimensionslosen f_{ab} -Koeffizienten direkt proportional ist. Stellt man die Beziehung (3) nach V_w/L um, so erhält man durch das Gleichsetzen der Ausdrücke für V_w/L in Beziehungen (2) und (3):

$$K = f_{ab} \cdot \frac{H \cdot \cos \rho \cdot \sin \theta}{\sigma_n \cdot \sqrt{\cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos (\theta - \rho)}} \quad (4)$$

Die bei der Betrachtung der Beziehung (2) diskutierten Überlegungen zur Übertragungsmöglichkeiten der Erkenntnisse aus der Verschleißforschung auf die Schleiftechnologie gelten sinngemäß für Beziehung (4). Demzufolge sind bei einem Werkstoff vorgegebener Härte H , der durch Schleifen bearbeitet werden soll, hohe Werte des Verschleißkoeffizienten K gleichbedeutend mit hohen effektiven Zerspanvolumina V_w .

2.2 Klassische Theorien der Spanbildung beim Schleifen

Theorien zur Spanbildung beim Schleifen wurden überwiegend für den bahngelagerten Schneideneingriff erstellt, der dadurch gekennzeichnet ist, daß das auf einem Trägerkörper starr gehaltene Korn auf einer vorgegebenen Bahn in das Werkstück eindringt.

In theoretischen Betrachtungen zum bahngelagerten Korneingriff im Orthogonalschnitt wird auf mikroskopischer Ebene zwischen den Bereichen elastischer Verformung, elastischer und plastischer Verformung sowie elastischer und plastischer Verformung und Spanabnahme unterschieden [Mass52, Lort75, Köni89]. Das Korn dringt dabei auf einer relativ flachen Bahn in das Werkstück ein und löst dort nach einer Phase elastischer Verformung (I) plastisches Fließen des Materials (II) aus, siehe Bild 2-10. Das plastische Fließen ist mit Werkstoffverdrängung und Bildung von seitlichen Aufwürfen verbunden, die Phase der eigentlichen Spanbildung (III) beginnt erst nach Erreichen einer kritischen Spannungsdicke, der Schnitteinsatztiefe T_μ . Da die elastischen und plastischen Vorgänge parallel zur Spanabnahme ablaufen, hängt

die Effektivität des Materialabtrags von einer Vielzahl weiterer Faktoren ab, zu denen die Korngeometrie, der Eintrittswinkel des Kornes η in die Werkstückoberfläche, die Wirkgeschwindigkeit des Kornes v_e sowie die Reibungsverhältnisse und die Fließeigenschaften des Werkstoffs zählen [Köni89].

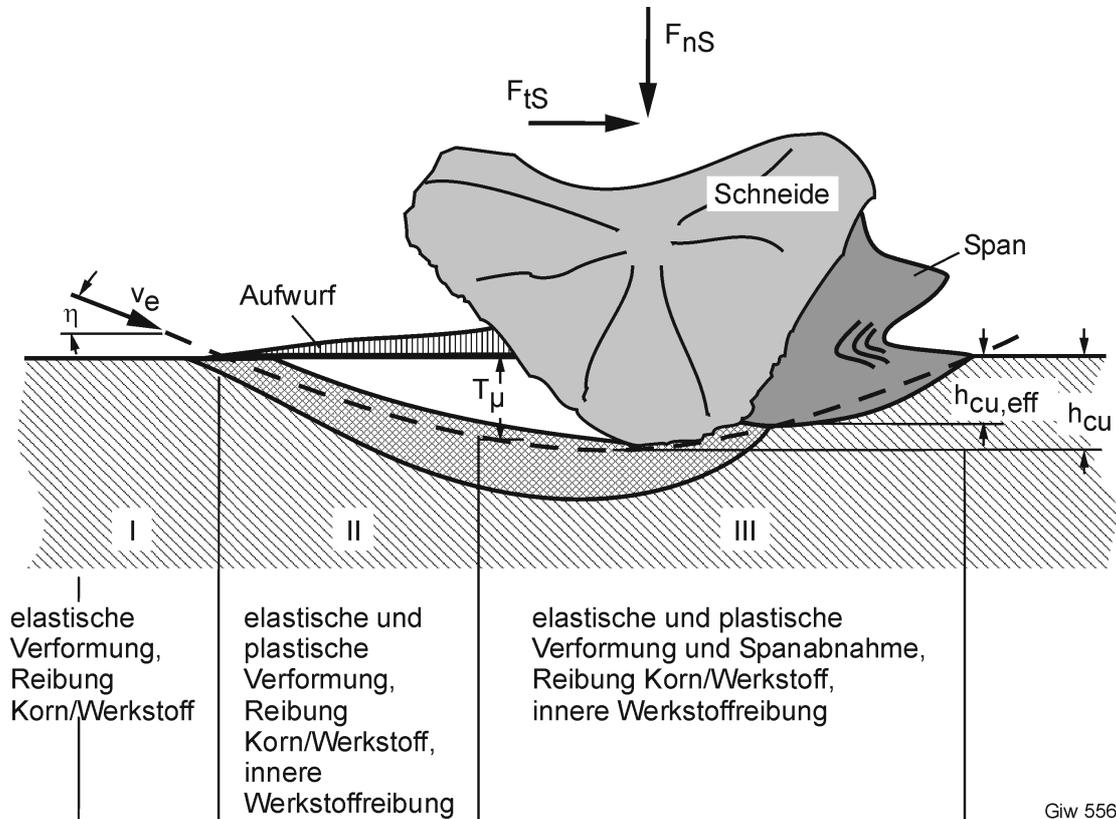


Bild 2-10: Zonen elastischer und plastischer Verformung während des Korneingriffs beim Schleifen [Köni89]

Grof [Grof77] betrachtet die Spanbildung beim Schleifen von Metallen am Beispiel eines Außenrund-Einsteichschleifprozesses mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60$ m/s. Er unterteilt den Spanbildungsprozess je nach Korneingriffstiefe in sechs verschiedene Phasen (Bild 2-11).

Nach Grof vollführt das Schleifkorn zunächst einen Furchungsprozess, der erst mit elastischer, später auch mit plastischer Werkstoffverformung und Verfestigung verbunden ist (Phase 1). Mit zunehmender Eingriffstiefe bildet sich ein Fadenspan (Fließspan), dessen Oberfläche groß genug für eine ausreichende Wärmeabfuhr durch Strahlung und Konvektion ist (Phase 2). Bei geringen Werten der Zustellung bzw. der Vorschubgeschwindigkeit endet in Phase 3 der Kontakt des Kornes mit dem Werkstoff und es werden fast ausschließlich Fadenspäne gebildet. Bei tieferem Eindringen des Kornes bildet sich unter hoher Wärmeentwicklung eine ausgeprägte Scherzone aus. Hoher Druck vor der Schneide und starke Reibung an der Spanfläche können über einen plastischen Zustand zum Schmelzen des Spanes führen. Ist

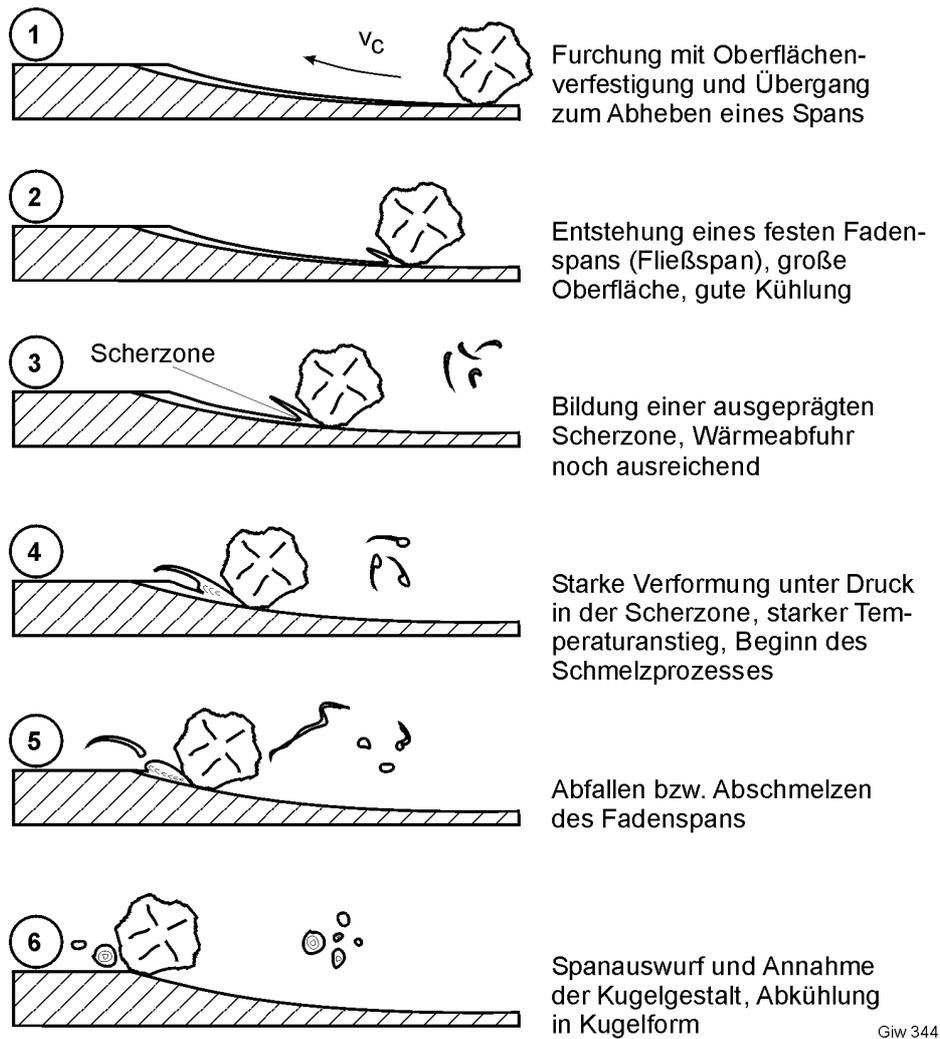


Bild 2-11: Spanbildungsphasen beim Schleifen [Grof77]

der Spannungsvorgang hier beendet, bildet sich ein kaulquappenartiger Span (Phase 4). Durchläuft das Korn seine gesamte Eingriffslänge, kommt es unter Abfallen des Fadenspans zur vollständigen Verflüssigung des Werkstoffs im Porenraum der Schleifscheibe (Phase 5). Anschließend nimmt in Phase 6 der ausgetragene Schmelzspan unter Einfluß der Oberflächenspannung eine Kugelgestalt an.

Martin [Mart92] erweitert die in der tribologischen Verschleißforschung aufgestellten Theorien zum Furchungverschleiß [Gahr83-1, Gahr83-3, Mewe86] mit den neuen Erkenntnissen über die Abtragsvorgänge beim Schleifen. Wie in Bild 2-12 gezeigt, definiert er abhängig von der Korneingriffstiefe, der Schnittgeschwindigkeit und der Lage der Spanfläche des Korns zur Schleifrichtung die Abtragsmechanismen Mikrospanen-Schälspanen, Mikrospanen-Fließspanen, Mikropflügen und Mikrofur-chen.

Das Mikrospanen-Schälspanen tritt auf, wenn die Spanfläche eines Kornes wie beim orthogonalen Fräsprozeß senkrecht zur Bearbeitungsrichtung steht ($\delta \approx 90^\circ$) und die

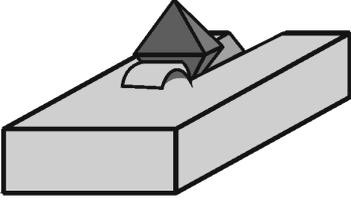
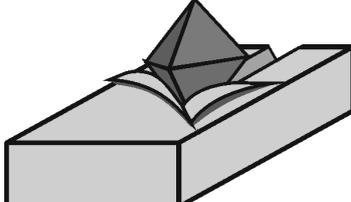
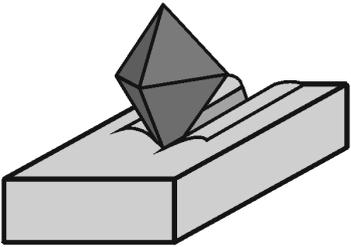
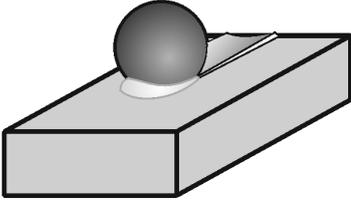
Spannungsdicke h_{cu}	groß	Mikrospanen-Schälspanen 	Spannbildung durch Abschälen wie bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide, sehr starke Spanstauchung Voraussetzungen: <ul style="list-style-type: none"> • große Eingriffstiefe • große Schnittgeschwindigkeit • Ablenkwinkel $\delta_1 \approx 90^\circ$ 	Schnittgeschwindigkeit v_c	groß
	Mikrospanen-Fließspanen 	Spanbildung ähnlich wie beim Schälspanen, schnelles Fließen des Werkstoffs, starker Stau des Spans vor der Kornspitze, Span löst sich vom Rillenrand Voraussetzungen: <ul style="list-style-type: none"> • große Eingriffstiefe • große Schnittgeschwindigkeit • Ablenkwinkel $\delta_1 < 90^\circ$ 			
	Übergang bei $R_t = 5 \dots 15 \mu m$				
	Mikropflügen 	Langsames Fließen des Werkstoffs, geringer Stau des Spans vor der Kornspitze, starke Verdrängung des Werkstoffs, Span bleibt am Rillenrand hängen Voraussetzungen: <ul style="list-style-type: none"> • kleine Eingriffstiefe • kleine Schnittgeschwindigkeit • Ablenkwinkel $\delta_1 \ll 90^\circ$ 			
Übergang bei $R_t = 1 \dots 5 \mu m$					
klein	Mikrofurchen 	Sehr starkes Verformen und Querfließen des Werkstoffs, Werkstofftrennung durch Abscheren unterhalb der Kornspitze Voraussetzungen: <ul style="list-style-type: none"> • sehr kleine Eingriffstiefe • sehr kleine Schnittgeschwindigkeit • wirksame Kornflächen sehr flach geneigt zur Werkstückoberfläche 	klein		

Bild 2-12: Abtragsmechanismen beim Schleifen [Mart92]

Schnittgeschwindigkeit und Korneingriffstiefe groß genug sind, um ein Werkstoffband aus seiner Oberfläche abzuschälen. Normalerweise sind die Spanflächen der Körner regellos zur Schleifrichtung angeordnet. Der Werkstoff wird von solch einem Korn nicht abgeschält, sondern fließt vor dessen Spitze an den Spanflächen vorbei wie das Wasser vor dem Bug eines schnell fahrenden Schiffes. Entweder trennt er sich aufgrund der hohen lokalen Spannungen im Schnittspalt von der Werkstoffoberfläche ab (Mikrospanen-Fließspanen im Falle einer großen Eingriffstiefe und großen Schnittgeschwindigkeit) oder wird seitlich längs der Ritzspur als Band aufgeworfen und bleibt am Rillenrand hängen (Mikropflügen bei mittlerer bis geringer Eingriffstiefe

und mittlerer bis niedriger Schnittgeschwindigkeit). Diese Bänder werden zum Teil von nachfolgenden Kornspitzen abgerissen. Den Übergangsbereich vom Mikrospannen-Fließspannen zum Mikrospflügen gibt Martin mit maximalen Spitze-zu-Tal-Höhen von $R_t = 5...15 \mu\text{m}$ an. Bei sehr geringer Eingriffstiefe ($R_t = 1...5 \mu\text{m}$) und niedriger Schnittgeschwindigkeit wird der Werkstoff vom Korn nur noch verdrängt und plastisch verformt, es findet ein Mikrofurchen statt. Der Werkstoffabtrag beim Mikrofurchen erfolgt nicht durch Abspannen im gebräuchlichen Sinne des Wortes, sondern durch Abplatzen des durch das Querfließen unter der Kornspitze stark verfestigten Werkstoffs, wenn dessen Scherfestigkeit in einer Trennebene parallel zur Werkstückoberfläche überschritten wird. Dieser Vorgang gleicht dem aus der Verschleißforschung bekannten Mechanismus der Oberflächenermüdung (delamination theory of wear) [Suh86].

Wegen der zufälligen Anordnung von Spanflächen einzelner Schleifkörner relativ zur Schleifrichtung sowie deren unterschiedlichen Eingriffstiefe treten in einem Schleifprozeß in der Regel alle vier beschriebenen Mechanismen auf, wobei ihre Häufigkeitsverteilung maßgeblich von der Reibung zwischen Werkstoff und Kornfläche und dem Verfestigungsgrad des Werkstoffs beeinflusst wird. Durch die Auswahl von Bearbeitungsbedingungen kann darauf zusätzlich Einfluß genommen werden [Mart92].

Der singuläre Einfluß der Schnittgeschwindigkeit auf die Spanbildung bei konventionell geführten Schleifprozessen wird vielfach mit den bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten abnehmenden Einzelkornspanungsdicken beschrieben [Wern71, Köni89]. Die abnehmenden Einzelkornspanungsdicken haben fallende Schleifkräfte und feinere Werkstückoberflächenrauheit zur Folge. Dieser Effekt läßt sich beim Hochgeschwindigkeits- und Hochleistungsschleifen verschiedenartig technologisch ausnutzen [Mart92]. Auf der einen Seite lassen sich bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit und sonst konstanten Schleifbedingungen deutlich feinere Oberflächengüten erreichen (Hochgeschwindigkeitsschleifen), jedoch muß bei dieser Prozeßführung die steigende Gefahr einer thermischen Randzonenbeeinflussung beachtet werden. Auf der anderen Seite kann bei gleichzeitiger proportionaler Steigerung der Schnittgeschwindigkeit und der Einzelkornspanungsdicke (realisiert über der Zustellung oder der Vorschubgeschwindigkeit) die Produktivität des Schleifprozesses beim Hochleistungsschleifen wesentlich erhöht werden.

Zum Einfluß der Schnittgeschwindigkeit bei gleichbleibender Spanungsdicke sind in der Literatur Arbeiten von Prins [Prin72] bekannt, die sich mit Wechselwirkungen zwischen Einkorn-Diamantwerkzeugen und Oberflächen verschiedener Stahlwerkstoffe beim Ritzen befassen. Prins stellte fest, daß eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bei konstanter Schnitttiefe der verwendeten Diamantpyramide die Schnittkraft (Kraftkomponente in Schnittrichtung) reduzierte, während die Normalkraft von der Schnittgeschwindigkeit praktisch unabhängig blieb, siehe Bild 2-13.

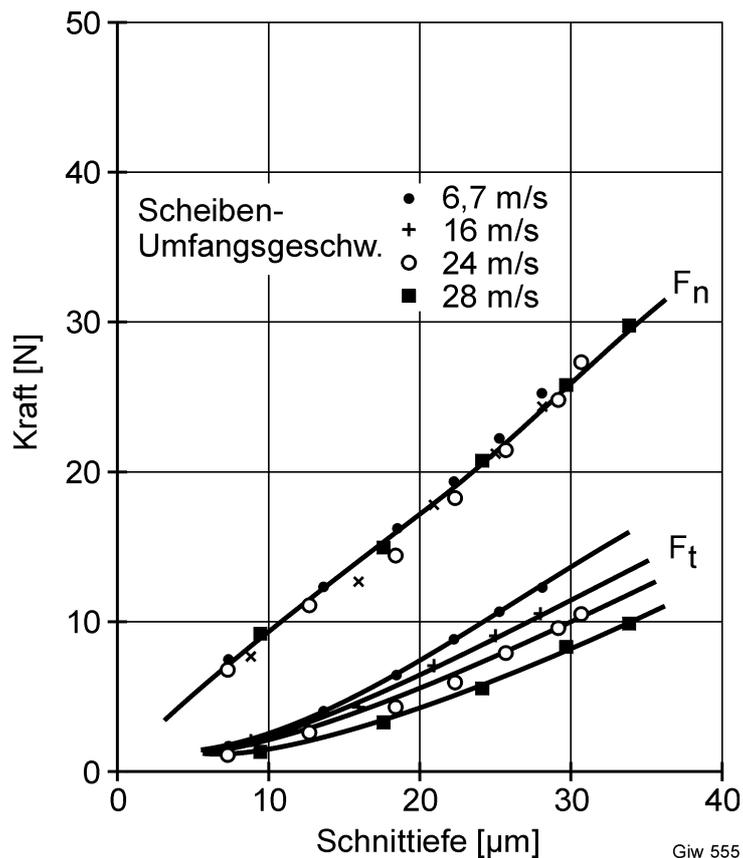


Bild 2-13: Normal- und Schnittkraft beim Ritzten eines Werkzeugstahls einer Härte von 50 HRC in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit (Scheibenumfangsgeschwindigkeit) und der Schnitttiefe [Prin72]

Durch die verwendete Ritzkinematik sowie die geometrisch bestimmte Form des Diamanten konnte eine Abnahme der effektiven Spannungsdicke als mögliche Ursache des beobachteten Phänomens ausgeschlossen werden. Eine abschließende Klärung des Phänomens gelang Prins nicht, jedoch weist er auf zwei sich gegenseitig ausschließende Vorgänge hin, die einen tendenziellen Abfall der Schnittkräfte bei steigender Schnittgeschwindigkeit bewirken können. Einerseits könnte dafür ein Temperaturanstieg in der Scherebene beim Trennen verantwortlich sein, der mit erhöhten Schnittgeschwindigkeiten einhergeht und die zur plastischen Materialverformung erforderliche Kraft herabsetzt. Andererseits bewirkt eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit eine Reduzierung des der plastischen Verformung unterworfenen Materialvolumens in der Scherebene. Unter diesen Bedingungen kann der Werkstoffabtrag zunehmend nach einem Mechanismus ablaufen, der einem „Sprödbbruch“ gleichkommt und somit weniger Kraft zum plastischen Abscheren des Spans braucht [Prin72].

2.3 Prozeßwirkungen und Randzonenbeeinflussung beim Schleifen

In den Ausführungen in Kapiteln 2.1 und 2.2 wurde der Stand der wissenschaftlichen Kenntnisse bei der Betrachtung eines Schleifprozesses als tribologisches Belastungskollektiv und der Spanbildungsvorgänge an einem Einzelschleifkorn dargestellt.

Aus systemtechnischer Sicht läßt sich der Schleifprozeß außerdem durch seine Eingangs-, Prozeß- und Ausgangsgrößen beschreiben [Köni89, Brin91, Töns95]. Zu den Eingangsgrößen des Schleifprozesses zählen neben Systemgrößen (das zu bearbeitende Werkstück, das Werkzeug, die Maschine und der Kühlschmierstoff) auch Stellgrößen (Schnittgeschwindigkeit, Zustellung, Vorschubgeschwindigkeit, Abrichtbedingungen, Kühlschmierstoffdruck und -durchflußmenge) und Störgrößen (Schwingungen, wechselnde Temperaturen). Aus dem Zusammenwirken aller Eingangsgrößen im Prozeß stellt sich das Arbeitsergebnis ein, das durch die Ausgangsgrößen des Prozesses beschrieben wird. Bei den Ausgangsgrößen wird zwischen technologischen und wirtschaftlichen Größen unterschieden. Die ersten werden von dem Arbeitsergebnis am Werkstück (Geometrie, Randzoneneigenschaften), dem Werkzeugverschleiß (makro- und mikrogeometrischer Verschleiß, Veränderung der physikalischen und chemischen Werkstoffeigenschaften) und den Zerspanprodukten (Spanformen und -größen, Veränderung der Kühlschmierstoffeigenschaften) gebildet. Zu den wirtschaftlichen Größen werden Mengenleistungen (zeitoptimale Bearbeitung) und Fertigungskosten (kostenoptimale Bearbeitung) gezählt.

Die technologischen Ausgangsgrößen des Schleifprozesses werden durch die zeitlich und örtlich am Werkstück wirkenden Prozeßgrößen bestimmt [Brin91]. Hierzu zählen Schleifkräfte und -momente, Temperaturen, Energie und Leistung. Die Prozeßgrößen können auch als physikalische Größen aufgefaßt werden, mit deren Hilfe sich die wesentlichen Wirkungen des Schleifprozesses beschreiben lassen.

Grundsätzlich unterscheidet man beim Schleifen zwischen kinematischen und physikalisch/chemischen Prozeßwirkungen [Brin91]. Werden Werkzeug und Werkstück bei vorgegebener Zustellung durch die Vorschubbewegung in Eingriff gebracht, so kommt es unter den kinematischen Wirkungen zur Ausbildung der Kontaktzone. Die kinematischen Wirkungen ergeben sich aus der Kopplung der in der Kontaktzone effektiv vorliegenden Wirkgrößen (effektive Zustellung bzw. effektive Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten) und erzeugen die Oberflächengeometrie des Werkstücks. Die eingreifenden Schleifkörner beanspruchen die Werkstückoberfläche zunächst rein mechanisch - die dabei entstehende mechanische Wirkung ist also unmittelbar an den Werkzeug-Werkstück-Kontakt gebunden. Bei zeitlich andauernder Relativbewegung zwischen Kontaktpartnern entsteht eine thermische Wirkung, die jedoch ihren Ursprung in der mechanischen Einwirkung des Werkzeugs auf die Werkstückoberfläche hat. Die chemische Wirkung stellt ein Resultat der in der Kontaktzone stattfindenden stofflichen Wechselwirkungen zwischen Werkzeug, Werkstück

und dem Umgebungsmedium dar und ist ihrerseits in der Regel an die thermische Wirkung gebunden.

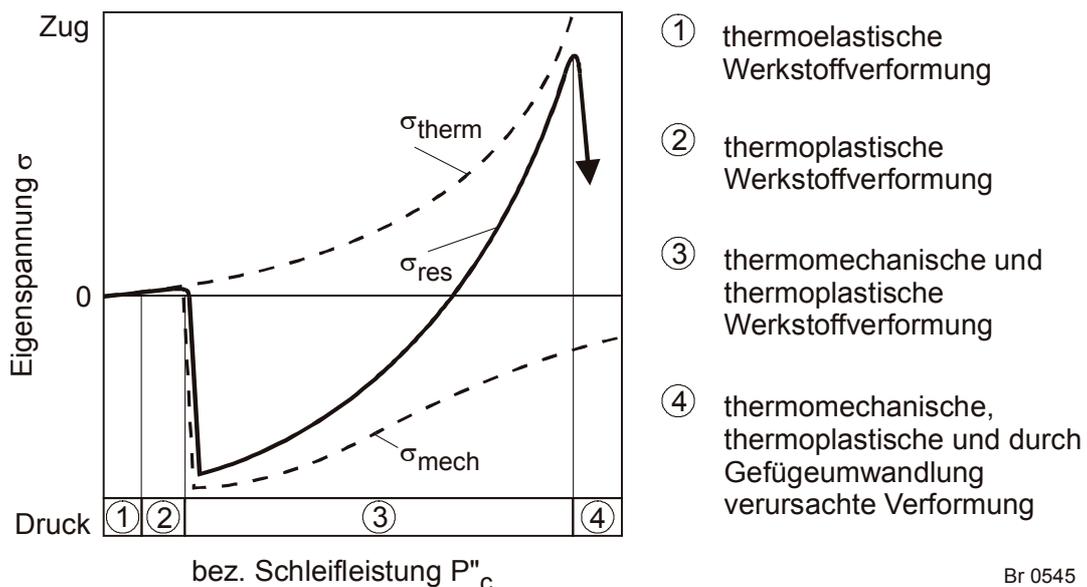
Die zeitliche Abfolge der physikalisch/chemischen Prozeßwirkungen beim Schleifen kann als Aneinanderreihung mechanischer, thermischer und chemischer Vorgänge angesehen werden, die sich überlagern. Als Folge der physikalisch/chemischen Prozeßwirkungen können die Werkstückrandzoneneigenschaften während der Bearbeitung verändert werden. Analysen spezifischer Randzoneneigenschaftsprofile geschliffener Werkstücke zeigen, daß deren Entstehung sich in guter Näherung mit der Superposition der genannten Wirkungen erklären läßt [Brin82, Choi86, Brin91].

Tönshoff [Töns92] sieht eine Veränderung der Werkstückeigenstressen als den empfindlichsten Indikator einer Randzonenbeeinflussung beim Schleifen an. Nach dem von Brinksmeier [Brin91] entwickelten theoretischen Modell kann die Entstehung von Eigenstressen beim Schleifen metallischer Werkstoffe als Superposition mechanischer und thermischer Wirkungen abhängig von der eingebrachten bezogenen Schleifleistung P''_c beschrieben werden, Bild 2-14. Die auf die Kontaktfläche bezogene Schleifleistung P''_c

$$P''_c = \frac{F_t \cdot (v_s \pm v_{ft})}{a_p \cdot l_g} \tag{5}$$

(+ Gegenlaufschleifen, - Gleichlaufschleifen)

ist in Abhängigkeit von der Schleiftangentialkraft F_t , der Schleifscheibengeschwindigkeit v_s , der tangentialen Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} , der Eingriffsbreite a_p und der geometrischer Kontaktlänge l_g definiert.



Br 0545

Bild 2-14: Eigenspannungen als Funktion der Schleifleistung durch Superposition mechanischer und thermischer Wirkungen [Brin91]

Die geometrische Kontaktlänge l_g kann aus der Zustellung a_e und dem äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} errechnet werden:

$$l_g = \sqrt{d_{eq} \cdot a_e} \quad (6)$$

mit

$$d_{eq} = \frac{d_w \cdot d_s}{d_w \pm d_s} \quad (7)$$

(+ Außenrundscheifen, - Innenrundscheifen)

In Beziehung (7) bedeuten d_w und d_s die Durchmesser des Werkstücks und der Schleifscheibe.

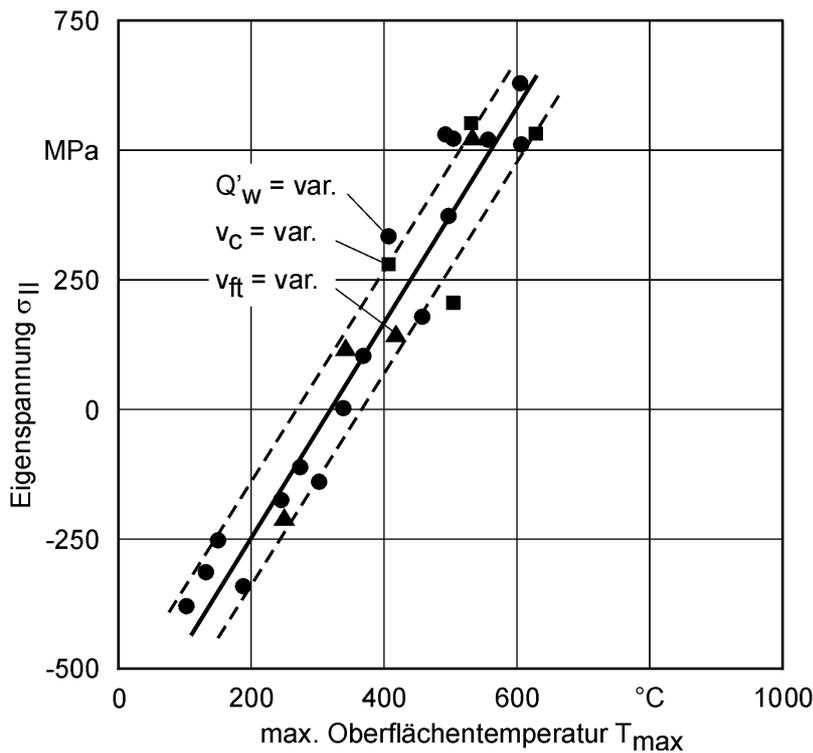
Bei sehr geringen Schleifleistungen sind zunächst nur thermisch bedingte Eigenstressungen durch äußere Reibung zu erwarten (Bereiche 1 und 2). Sobald die Werkstoffoberfläche plastisch verformt wird, kommt es sprunghaft zur Ausbildung hoher Druckeigenstressungen (linker Bildteil, Bereich 3). Die thermischen Wirkungen machen sich erst mit weiter zunehmender Schleifleistung bemerkbar und führen zu einer Dominanz thermisch bedingter Zugeigenstressungen im Bereich hoher Schleifleistungen (rechter Bildteil im Bereich 3). Bei weiterer Steigerung der Schleifleistung können zusätzlich zu thermomechanischen und thermoplastischen Verformungen Gefügeumwandlungen induziert werden (Bereich 4), die z.B. bei martensitischer Neuhärtung zu einer Verringerung der Zugeigenstressungen führen können.

Heuer [Heue92] wies eine gute Korrelation zwischen der maximalen Oberflächentemperatur T_{max} und den Werkstückeigenstressungen parallel zur Bearbeitungsrichtung σ_{II} beim Außenrund-Einsteichschleifen des Einsatzstahls 16MnCr5E nach, siehe Bild 2-15. Die maximalen Oberflächentemperaturen errechnete er mit dem Ansatz von DesRuisseaux [Ruis68].

Basierend auf den Erkenntnissen von Heuer erweiterte Karpuschewski [Karp95] die Betrachtung von energetischen Prozeßgrößen, die maßgebend für die Randzonenbeeinflussung beim Schleifen sind, mit der Einführung des Begriffes Streckenenergie, der die Wärmeeinwirkzeit in der Kontaktzone berücksichtigt. Die Streckenenergie definierte er als auf die tangentielle Vorschubgeschwindigkeit bezogene Energieeintrbringung und beschrieb damit den in Bild 2-15 dargestellten Zusammenhang mit einem Funktionsansatz der Form

$$\sigma_{II} = k \cdot \frac{P_c''}{v_{ft}} \quad (8)$$

wobei k einen Übergangskoeffizienten darstellt. Die bezogene Schleifleistung P_c'' läßt



Verfahren:
Außenrund-Einstechschleifen
 $Q'_w = 1 \dots 34 \text{ mm}^3/\text{mm s}$

Schleifscheibe:
B64 VSS 2804 GA V360
 $d_s = 150 \text{ mm}$
 $v_c = 60 \dots 100 \text{ m/s}$

Werkstück:
16 Mn Cr 5, 775 HV
 $d_w = 80 \text{ mm}$
 $v_{ft} = 0,75 \dots 3 \text{ m/s}$

Abrichten:
Topfscheibe D301
 $a_{ed} = 2 \text{ }\mu\text{m}$, $U_d = 10$
 $q_d = 0,5$

Kühlung:
Öl, $p_{KSS} = 30 \text{ bar}$
 $Q_{KSS} = 35 \text{ l/min}$

Giw 442

Bild 2-15: Eigenstressen als Funktion der maximalen Werkstückoberflächentemperatur [Heue92]

sich auch als Funktion der spezifischen (auf eine Volumeneinheit des zerspannten Materials bezogenen) Schleifenergie e_c und des bezogenen Zeitspannungsvolumens Q'_w ausdrücken:

$$P_c'' = \frac{e_c \cdot Q'_w}{l_e} \quad (9)$$

Abweichend von Beziehung (5) wird jedoch in Beziehung (9) die effektive Kontaktlänge l_e [Salj91] anstatt der geometrischen Kontaktlänge l_g verwendet. Die effektive Kontaktlänge berücksichtigt die gemittelte Werkstückrauhtiefe Rz und kommt nach [Vans87] den realen Kontaktverhältnissen näher:

$$l_e = \sqrt{d_{eq} \cdot (a_e + Rz)} + \sqrt{d_{eq} \cdot Rz} \quad (10)$$

Unter Berücksichtigung von Beziehung (8) und Beziehung (9) läßt sich der Eigenstresszustand im Werkstück nach dem Schleifen wie folgt angeben:

$$\sigma_{II} = k \cdot \frac{e_c \cdot a_e}{l_e} \quad (11)$$

Somit läßt sich aus den Untersuchungen von Heuer [Heue92] und Brinksmeier [Brin91] unmittelbar folgern, daß eine überwiegend mechanisch bedingte Randzonenbeeinflussung beim Schleifen nur im Falle geringer bezogener Schleifleistung

(bzw. spezifischer Schleifenergie) auftreten kann, da dann die Kontaktzonentemperatur auf einem niedrigen Niveau bleibt.

2.4 Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten

Aufgrund des überwiegenden Einsatzes des Niederschnittgeschwindigkeitsschleifens in der Zahnflankenhartfeinbearbeitung liegt der Fokus der nachfolgenden Ausführungen auf dem Verzahnungshonen*. Die raumkinematischen Grundlagen dieses Verfahrens konnten außerdem erfolgreich zum drehzahlsynchronen Unrundscheifen rotationssymmetrischer Bauteile verwendet werden [Eich97]. Diese neuartige Schleiftechnologie bietet gegenüber dem konventionellen Unrundscheifen den Vorteil der Erzeugung unrunder Profile ohne zusätzliche Relativbewegung zwischen Schleifscheiben- und Werkstückachse und kann zum Schleifen verschiedenster komplex geformter Werkstückgeometrien (z.B. Polygonprofile, Nockenprofile u.a.) eingesetzt werden.

2.4.1 Kinematik des Verzahnungshonens

Das Verzahnungshonen kann mit zahnradförmigen Werkzeugen erfolgen, die innen- oder außenverzahnt sind. In der industriellen Praxis sind Verfahren mit innenverzahnten Werkzeugen am weitesten verbreitet [Köll00]. Das innenverzahnte Werkzeug (bestehend meist aus erschmolzenen oder gesinterten mikrokristallinen Korundkörnern, die in eine Kunstharzmatrix eingebettet sind) bildet mit dem Werkrad (gerade- oder schrägverzahntes Außenstirnrad) ein Schraubwälzgetriebe. Während der Bearbeitung kämmen das Werkzeug und das Werkstück unter einem spezifischen Achskreuzwinkel miteinander (Bild 2-16, links). Die Kreuzung der Achsen führt dazu, daß neben einer Höhengleitbewegung der Schleifkörner in Richtung der Evolvente eine zusätzliche Gleitbewegung in axialer Richtung der Zahnflanke auftritt. Somit ist die resultierende Schnittbewegung eine Summe aus der Höhen- und Liniengleitbewegung und der Schnittgeschwindigkeitsvektor \vec{v}_{rel} eine Summe der Vektoren \vec{v}_H und \vec{v}_L [Brin97, Schn99] (Bild 2-16, rechts).

Während die Betragsänderung des Vektors \vec{v}_L über der Zahnhöhe vernachlässigbar klein ist, ändern sich sowohl der Betrag als auch die Richtung des Vektors \vec{v}_H abhängig von der Wälzstellung. Der Betrag der Höhengleitbewegung ist an den Punkten der

* Nach der Eingriffskinetik ist das Verfahren gemäß Norm-Systematik nicht dem Honen [DIN8589-14], sondern dem Schleifen [DIN8589-11] zuzuordnen [Schn99, Köll00]. Firmenspezifisch werden für diese Technologie z.T. unterschiedliche Namen wie Direkt-Honen, Hartschaben, Hartfeinen, Leistungshonen, Coronieren, Spheric-Honen, Schabschleifen und Schmiegunghonen verwendet. Als marktgängige Bezeichnung des Verfahrens hat sich jedoch international der Begriff „Verzahnungshonen“ durchgesetzt.

Zahnflanke maximal, die am weitesten vom Schraubwälzkreis entfernt sind. Am Schraubwälzkreis ist er Null. Dort erfolgt auch die Richtungsumkehr der Höhengleitung [Köll00]. Die Änderung des Vektors \vec{v}_H bestimmt die charakteristische Kopf-Fuß-Orientierung der Bearbeitungsspuren, die ein günstiges Geräuschverhalten der mit diesem Verfahren bearbeiteten Zahnräder bewirkt [Baus94, Schr94].

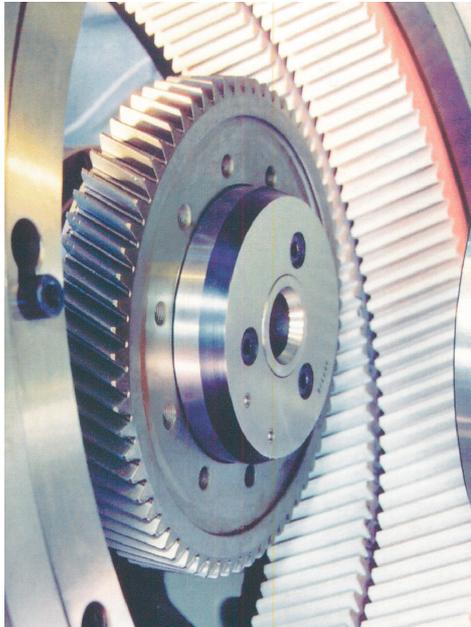
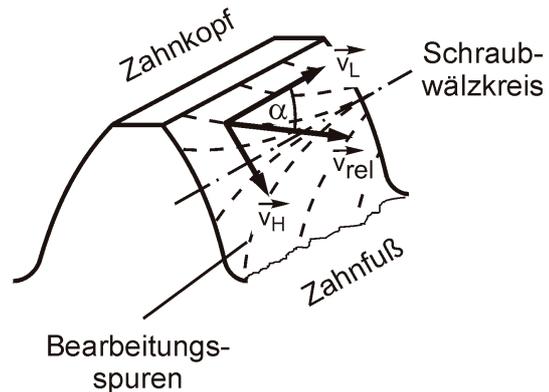


Foto: Gleason-Hurth



Giw 391

Bild 2-16: Verfahrenskinematik des Verzahnungshonens [Brin97, Schn99]

Neben der resultierenden Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_{rel} ändert sich auch der Krümmungsradius der Zahnflanke. Bei einem Evolventenprofil nimmt er ausgehend vom Zahnfuß zum Zahnkopf zu. Die Orientierung der Bearbeitungsspuren wird durch die primären Stellgrößen Achsabstand und Achskreuzwinkel bestimmt. Durch diese beiden Größen wird auch die Lage des Schraubwälzkreises festgelegt. Dieser kann, z.B. für besonders geräuschempfindliche Verzahnungen, auch oberhalb des Kopfkreises gelegt werden [Köll00].

2.4.2 Technologische Grundlagen

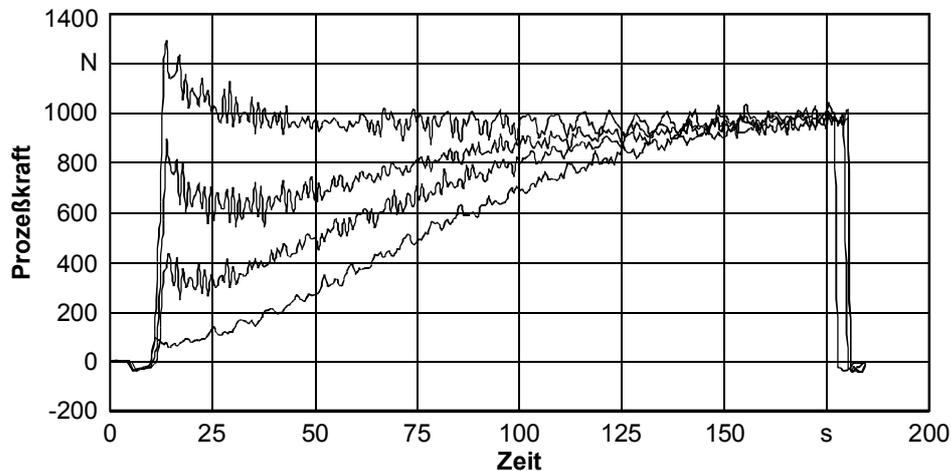
Das Verfahren des Verzahnungshonens kann mit unterschiedlichen Varianten der Prozeßführung angewendet werden. Beim Tauchhonen erfolgt die Zustellbewegung radial zur Werkstückachse. Zur Verbesserung der Oberflächengüte kann das Werkzeug zusätzlich in Richtung der Werkstückachse oszillieren (Längshonen). Während beim Tauchhonen ein linienförmiger Kontakt zwischen der Werkzeug- und Werkradflanke vorliegt, ist das Längshonen durch einen punktförmigen Flankenkontakt gekennzeichnet [Köll00]. Beim simultanen Verfahren translatorischer Maschinenachsen in X-, Y- und Z-Richtung ist aufgrund der sich unter Last ausbildenden Kontaktellipse das gezielte Erzeugen von Flankenmodifikationen möglich (das sog. Spheric-Honen [N.N.96-1]).

Außer den genannten Strategien der Prozeßführung (Tauch-, Längs- und Spherichonen) unterscheidet man je nach Antriebsvariante zwischen freilaufender, momentgeführter und lageorientierter Rotation [Köll00]. Bei der freilaufenden Rotation kann die Bearbeitung nur zweiflankig erfolgen. Die momentgeführte Rotation wird durch Aufbringen eines Bremsmoments realisiert und kann sowohl ein- als auch zweiflankig erfolgen. Bei der Einflankenbearbeitung ist eine Drehrichtungs- oder Momentenumkehr zur Bearbeitung der zweiten Flanke erforderlich. Eine Drehrichtungsumkehr kann außerdem auch bei der freilaufenden Rotation erforderlich sein, um eventuelle Unterschiede im Materialabtrag zwischen treibender und getriebener Flanke auszugleichen. Bei der lageorientierten Rotation wird durch einen Formschluß von Werkzeug und Werkstück eine Zwangsführung erreicht, bei der die Drehachsen über ein elektronisches Getriebe miteinander gekoppelt sind. Bei der letzteren Antriebsvariante kann die Bearbeitung ein- oder zweiflankig mit dem gegenüber den ersten beiden Alternativen entscheidenden Vorteil erfolgen, daß das Werkzeug der Werkstückgeometrie der Vorbearbeitung nicht nachläuft. Von den genannten drei Antriebsvarianten ist es nur mit der lageorientierten Rotation möglich, den Summenteilungsfehler nach der Vorbearbeitung gezielt zu verbessern bzw. eine neue Verzahnungsgeometrie zu erzeugen. Bei der Einflankenbearbeitung mit der lageorientierten Rotation ist es zudem möglich, einen Werkstoffabtrag ohne radiale Zustellung des Werkzeugs zu erreichen, indem Werkzeug und Werkstück mit einem Drehmoment der Spindelantriebe gegeneinander verspannt werden [Rütt00, Schw01].

Aus technologischer Sicht besteht die Besonderheit des Verzahnungshonens vor allem in der Größenordnung der auf der Zahnflanke realisierbaren Schnittgeschwindigkeiten. Verglichen mit konventionellen Schleifverfahren sind diese um den Faktor 10 bis 40 kleiner. Aufgrund der niedrigen Schnittgeschwindigkeit sind die Prozeßkräfte relativ hoch, was die Realisierung nur geringer Zustellbeträge erlaubt, die beispielsweise beim Längshonen im Bereich einiger Mikrometer pro Hubbewegung des Werkzeugs liegen.

Eine der Möglichkeiten, die effektive Zerspanleistung bei solchen Prozessen zu steigern, besteht in der Erhöhung der Flächenpressung zwischen Werkzeug und Werkstück durch Aufbringen einer definierten Normalkraft. Dieser Sachverhalt wird vielfach beim konventionellen Honen mit konstanter Anpreßkraft ausgenutzt. Beim Verzahnungshonen wird analog dazu vor Beginn der Zerspannung eine Anpreßkraft aufgebracht, indem das Werkzeug mit einem definierten Zustellbetrag über die Kontaktposition hinaus mit dem Werkstück vorgespannt wird. Im Unterschied zum konventionellen Honen bleibt jedoch die so aufgebaute Vorspannkraft nicht konstant, da die Zustellung nicht kraft-, sondern weggebunden erfolgt. Mit fortschreitender Bearbeitungsdauer stellt sich je nach gewählten Prozeßparametern ein spezifischer Wert der Prozeßkraft ein, der den anfänglichen Wert der Vorspannkraft sowohl unter- als auch überschreiten kann.

In Bild 2-17 sind zeitliche Verläufe der radialen Kraft in Zustellrichtung für vier unterschiedliche Vorspannkräfte beim Längshonen vergleichend gegenübergestellt. Bei der verwendeten Prozeßführung baute sich die Vorspannkraft zu Prozeßbeginn sprunghaft auf (je nach gewähltem Vorspannzustellbetrag auf Werte zwischen ca. 100 und 1200 N), bevor auf kontinuierliche Zustellung mit überlagerter Oszillation



Werkstück:

$z_2 = 41$
 $m_n = 2,2 \text{ mm}$
 $\alpha_n = 17,5^\circ$
 $\beta_2 = 17,5^\circ$
 $x_2 = 0,44826$
 $b_2 = 48 \text{ mm}$
 17CrNiMo6
 $61 \pm 1 \text{ HRC}$
 $Eht_{550} = 0,9 \text{ mm}$

Werkzeug:

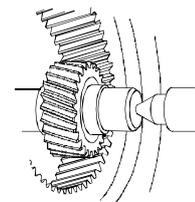
$z_0 = 145$
 $\beta_0 = 27,5^\circ$
 70 % Ekw, 30 % SG
 kunstharzgebunden
 Körnung 120
 $\bar{v}_{od} = 0,18 \text{ m/s}$, ($n_{d,0} = 50 \text{ min}^{-1}$)

Quelle: Köllner

Prozeß:

$\bar{v}_c = 1 \text{ m/s}$, ($n_0 = 280 \text{ min}^{-1}$)
 radiale Zustellgeschw.: $90 \mu\text{m/min}$
 Bearbeitungszeit: 170 s

Pendelgeschw.: 72 mm/min
 Pendelweg: $\pm 2 \text{ mm}$
 Achskreuzwinkel: 10°
 Ölzufuß: 45 l/min



©WZL

Bild 2-17: Zeitlicher Verlauf der radialen Kraft in Zustellrichtung abhängig von der Vorspannkraft [Köll00]

umgeschaltet wurde. Es ist deutlich zu erkennen, daß die Prozeßkraft einen stationären Wert von ca. 1000 N annahm, der unabhängig von der Vorspannkraft war [Köll00].

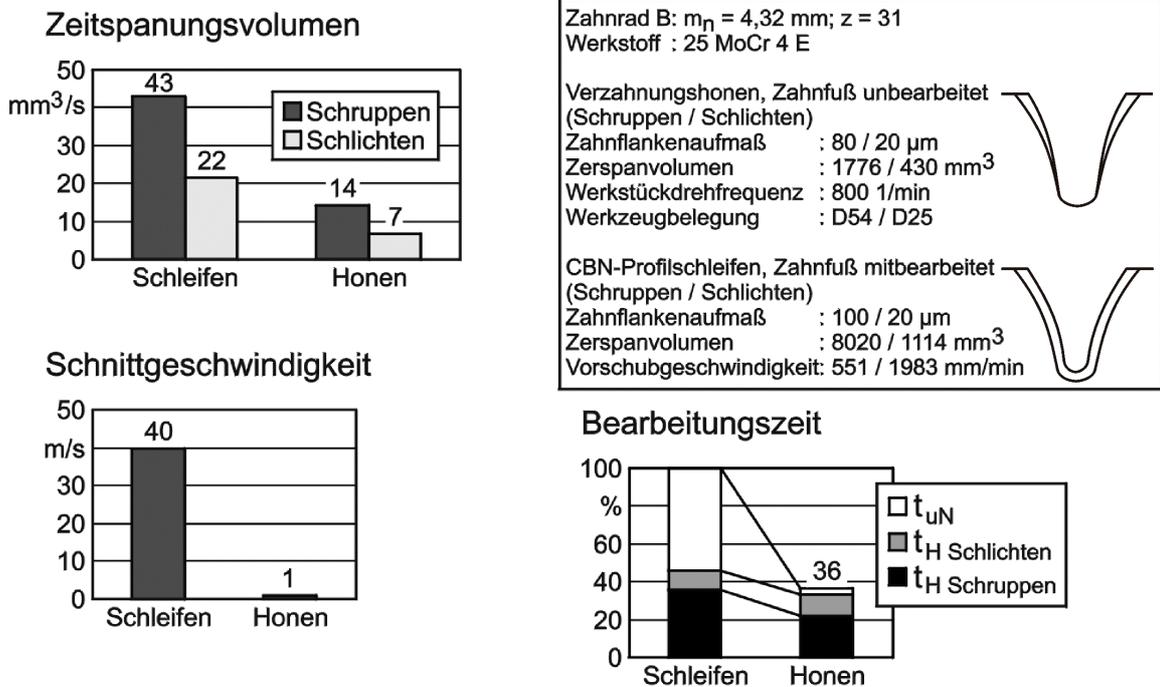
Ermittlungen der bei unterschiedlichen Werten der Vorspannkraft über der Bearbeitungszeit erreichten Zerspanvolumina haben gezeigt, daß der zeitliche Verlauf der sich effektiv einstellenden Abtragsgeschwindigkeit qualitativ mit dem Verlauf der Prozeßkraft in Zustellrichtung sehr gut übereinstimmt. So bedeutet z.B. ein ansteigender Kraftverlauf, daß zu Beginn der Bearbeitung effektiv weniger Materialvolumen pro Zeiteinheit zerspant wird, als nominell eingestellt und umgekehrt. Im stationären Zustand ist die effektive Abtragsgeschwindigkeit gleich der nominellen Zustellgeschwindigkeit und die Oberflächengüte am Werkstück ist von der Höhe der Vorspannkraft unabhängig. Anzustreben ist folglich ein konstanter Kraftverlauf, bei dem das Erreichen des vorgegebenen Endmaßes allein aus der eingestellten Zustellgeschwindigkeit resultiert [Köll00].

Ergebnisse technologischer Grundlagenuntersuchungen, die in verschiedenen Modellprozessen zum Verzahnungshonen von Schneider [Schn99] und Köllner [Köll00] durchgeführt wurden, zeigen in guter Übereinstimmung, daß die Zeit, in der sich stationäre Prozeßbedingungen einstellen, maßgeblich von den gewählten Schnitt- und Zustellgeschwindigkeiten abhängig ist. Niedrigere Werte der Schnitt- bzw. Zustellgeschwindigkeit führen dazu, daß sich der Gleichgewichtszustand zeitlich verzögert einstellt, was lange Bearbeitungszeiten zur Folge hat. Eine singuläre Erhöhung der Zustellgeschwindigkeit führt aufgrund der steigenden Einzelkornspannungsdicken zu höheren Werten der Werkstückrauheit und evtl. zu intensiverem Werkzeugverschleiß, der wiederum negative Auswirkungen auf die Abtragsgeschwindigkeit haben kann. Wenn hohe Abtragsgeschwindigkeiten in Kombination mit niedrigen Werten der Werkstückrauheit gefordert sind, muß gleichzeitig mit gesteigerter Zustellgeschwindigkeit auch die Schnittgeschwindigkeit erhöht werden, um die Einzelkornbelastung zu senken. Höhere Schnittgeschwindigkeiten bewirken außerdem einen schnelleren Abbau der Vorspannkraft und beschleunigen somit das Erreichen des stationären Zustands. Allgemein läßt sich formulieren, daß für eine reproduzierbare Steigerung der Materialabnahme sowohl die Zustell- und Schnittgeschwindigkeit als auch die Vorspannkraft aufeinander abgestimmt sein müssen, um den Prozeß möglichst unter stationären Bedingungen (konstanter Verlauf der Prozeßkraft bzw. der Abtragsgeschwindigkeit) ablaufen zu lassen [Köll00].

Neben den beschriebenen Untersuchungen zum Tauch- und Längshonen sind aus der Literatur technologische Untersuchungen zur Einflankenbearbeitung mit der lageorientierten Rotation bekannt, die von Schweickert [Schw01] durchgeführt wurden. Bei dieser Prozeßführung erfolgte die Zustellung durch eine Zusatzverdrehung der Werkstückachse ohne Veränderung des Achsabstandes zwischen Werkzeug und Werkstück. Basierend auf einer Analyse der Prozeßkraftverläufe stellte Schweickert ein Modell auf, mit dem die Abtragsfähigkeit des Prozesses aus den gemessenen Bearbeitungskräften ermittelt werden kann. Als Abtragsfähigkeit definierte er hierbei den maximalen Wert des Vorschubs (der Zustellung) pro Werkstückumdrehung, den der Prozeß vollständig abtragen kann (stationärer Kraftverlauf in der Zustellphase). Bei der untersuchten Strategie der Prozeßführung lag die experimentell ermittelte Abtragsfähigkeit je nach Werkzeug und Schnittgeschwindigkeit zwischen ca. 0,03 und 0,05 μm , was in der gleichen Größenordnung der Zustellung pro Werkstückumdrehung für Prozeßbedingungen liegt, unter denen in [Köll00] stationäre Kraftverläufe beim Längshonen registriert wurden. Die Abtragsfähigkeit ist nach Erkenntnissen von Schweickert von der Schnittgeschwindigkeit und der Werkzeugspezifikation, jedoch nicht von der Vorspannkraft und der Zustellung, abhängig.

Aufgrund der oben beschriebenen kinematischen Verhältnisse herrschen über der Zahnflanke unterschiedliche Zerspanbedingungen. Diesem Umstand wird durch angepaßte Aufmaßgestaltung für die Hartfeinbearbeitung Rechnung getragen. Vergleicht man das Verzahnungshonen mit dem diskontinuierlichen Profilschleifen

[Frie00] (Bild 2-18), so muß einerseits berücksichtigt werden, daß beim Verzahnungshonen eine Bearbeitung der Fußausrundung nicht möglich ist. Andererseits zeigen Erfahrungen beim Coronieren, daß das Aufmaß über der Zahnflanke nicht äquidistant, sondern, wie in der Legende in Bild 2-18 gezeigt, kommaförmig vorliegen muß.



Quelle: DaimlerChrysler AG, Gaggenau

33/26345 © IFW

Bild 2-18: Verfahrensvergleich Profilschleifen-Verzahnungshonen [Frie00]

Im betrachteten Beispiel betrug das äquidistante Aufmaß beim Profilschleifen insgesamt 120 μm , wovon 100 μm auf eine Schrupp- und 20 μm auf eine Schlichtoperation entfallen. Das kommaförmige Aufmaß beim Verzahnungshonen wies die maximale Dicke von 100 μm (80 μm Schrupp- plus 20 μm Schlichtaufmaß) im Bereich des Zahnkopfes auf und nahm in Richtung des Zahnfußes kontinuierlich ab. Aus dem so gestalteten Aufmaß resultiert für das Verzahnungshonen sowohl für die Schrupp- als auch für die Schlichtoperation ein geringeres Zerspan- und Zeitspannungsvolumen im Vergleich zum Profilschleifen. Da die unbeeinflussbaren Nebenzeiten t_{uN} beim Profilschleifen deutlich höher als beim Verzahnungshonen liegen, ergibt sich für das letztere Verfahren trotz eines geringeren Zeitspannungsvolumens eine wesentlich kürzere Bearbeitungszeit.

2.4.3 Maschinenkonzepte

Zum Verwirklichen der oben beschriebenen unterschiedlichen Strategien der Prozeßführung beim Verzahnungshonen werden von Maschinenherstellern verschiedenartige Maschinenkonzepte angeboten. Die meisten Maschinen verfügen über fünf, einige über sechs angetriebene NC-Achsen [Rütt00]. Die unterschiedlichen Ma-

schinenkonzepte differieren einerseits durch die Anzahl der angetriebenen Achsen, deren Anordnung und die Anzahl der Freiheitsgrade, andererseits sind sie je nach Ausführung der Spindelantriebe für unterschiedliche Abtragsleistungen ausgelegt.

Bei der Betrachtung verschiedener Maschinenkonzepte soll außerdem berücksichtigt werden, daß sich in letzter Zeit die Anforderungen an die Verzahnungshartfeinbearbeitung grundlegend geändert haben. Während noch vor einigen Jahren die Abarbeitung von relativ großen Aufmaßen bis zu 120...150 µm pro Zahnflanke gefordert wurde [Gosd94], liegen heute die Bearbeitungsaufmaße für das Verzahnungshonen in vergleichbaren Anwendungen mit ca. 50...70 µm deutlich niedriger [Vüll00]. Der generelle Trend ist, das Aufmaß für die Bearbeitung im gehärteten Zustand bei unveränderten Qualitätsforderungen so gering wie möglich zu halten.

Zum Erzielen der höchsten Präzision werden die Maschinen möglichst steif gebaut. Besonders hohe Anforderungen bezüglich der Steifigkeit werden an den Antriebsstrang zwischen Werkzeugantriebsmotor und Werkzeug [N.N.95] gestellt. Neben hoher Steifigkeit werden möglichst hohe Spindeldrehzahlen gefordert, um die mittlere Schnittgeschwindigkeit auf der Zahnflanke bei der Bearbeitung zu erhöhen [Rütt00]. So wird in [N.N.01] ein neues Maschinenkonzept vorgestellt, das über digitale Direktantriebe für Werkzeug und Werkstück verfügt und bei einer steifen Maschinenkonstruktion das Realisieren hoher Drehzahlen der beiden Hauptspindeln erlaubt.

Eine Innovation im Bereich der Prozeßsteuerung und -regelung bietet die kraftgesteuerte Honstrategie [N.N.00-1]. Eine in die Schwenkachse integrierte Kraftmeßeinheit erlaubt die Messung der radialen Zustellkraft während der Bearbeitung, was in Kombination mit einer Kraftsteuerung das Erreichen eines konstanten Materialabtrages in kürzester Zeit erlaubt.

2.4.4 Werkzeuge

Beim Verzahnungshonen kommen sowohl konventionelle abrichtbare als auch hochharte nicht abrichtbare Honringe zum Einsatz. Die erste Gruppe bilden die bereits erwähnten Körnungen aus erschmolzenem oder gesintertem mikrokristallinem Korund in einer Keramik- oder Kunstharzmatrix [Haupt95, Star96]. Bindungen aus Kunstharz zeichnen sich durch eine hohe Elastizität aus. Mit ihnen können hohe Oberflächengüten erzielt werden. Nachteilig für diesen Bindungstyp ist eine eingeschränkte Abtragsleistung aufgrund eines nahezu porenfreien Gefüges, mit dem sich wirtschaftlich ein Abtrag von nur ca. 5...15 µm pro Flanke erzielen läßt [Star96]. Dieser Nachteil läßt sich durch Zugabe eines Porenbildnerersatzes in Form von kornbesetzten Hohlkugeln teilweise ausgleichen [Krup01]. Mit Bindungssystemen aus Keramik können wesentlich höhere Abtragsleistungen erzielt werden [Schr94, Haupt95], allerdings ist mit der hohen Sprödigkeit der Keramik auch die Gefahr von Zahnausbrüchen des Werkzeugs verbunden [Haupt95, Star96]. Diese Gefahr kann durch Verwendung von Verbund-Werkzeugen aus Keramik- und Kunstharzbindung prak-

tisch eliminiert werden [Krup01]. Verbund-Werkzeuge haben einen aus drei Lagen bestehenden Sandwich-Aufbau, bei dem die mittlere Schicht in Kunstharz- und die beiden Anlageseiten in Keramikbindung ausgeführt sind. Somit vereinigen sie die gute elastische Verformbarkeit der Kunstharzw Werkzeuge mit der hohen Steifigkeit der keramisch gebundenen Honringe. Es sind außerdem weitere Kompromißlösungen der beiden Bindungen bekannt, die ein Verbinden der Vorteile jedes einzelnen Systems in gewissen Grenzen ermöglichen. In diesem Zusammenhang sind einerseits Werkzeuge zu nennen, die eine Agglomeratstruktur aus Schleifmitteln und keramisch gebundenen Schleifkörper-Partikeln in Kunstharzbindung aufweisen (z.B. die sog. Compound-Honringe [Haupt95]). Andererseits stellt das Tränken der in keramischer Bindungsstruktur vorhandenen Porenräume mit Kunstharz eine Alternative zu solchen Agglomeratstrukturen dar.

Im Hinblick auf die Maximierung der Abtragsleistung wird das größte Potential bei Werkzeugen mit Keramikbindungen gesehen. Um das Leistungspotential keramisch gebundener Werkzeuge voll ausnutzen zu können, bedarf es neuer Systemlösungen. Ein Beispiel einer solchen Systemlösung wird in [Ster01] behandelt. Dem Bericht zufolge, ließ sich mit einer neu entwickelten Honringspezifikation mit reiner Keramikbindung auf der oben erwähnten Maschine mit Direktantrieben der Hauptspindeln [N.N.01] in einem expandierenden Spannfutter ein Abtrag von 70...80 µm pro Zahnflanke prozeßsicher in der Serienproduktion erreichen.

Neben der Bindungsart stellen die Bindungshärte und die Korngröße weitere wichtige technologische Größen dar, mit denen das Prozeßverhalten des Werkzeugs beeinflußt werden kann. Werkzeuge mit geringerem Bindemittelanteil wirken weicher und schneidfreudiger, weisen jedoch einen höheren Verschleiß auf. Werkzeuge mit härterer Bindung (höherem Bindemittelanteil) werden bevorzugt in Anwendungen eingesetzt, wo kleine Materialabträge bei hohen Oberflächengüten gefordert sind [Baus94]. Die Korngrößen der abrichtbaren Werkzeuge liegen typischerweise in einem Bereich zwischen F100 und F220 (FEPA-Standard), wobei mit feineren Körnungen geringere Zerspanleistungen als mit gröbereren erzielt werden [Star96].

Die Einsatzvorbereitung der abrichtbaren Werkzeuge geschieht beim Verzahnungshonen in einem zweistufigen Prozeß, der aus den Schritten Kopf- und Flankenabrichten besteht. Beim Kopfabrichten wird die Zahnhöhe des Werkzeugs mit Hilfe einer zylindrischen Diamantabrichtrolle reduziert, um ein Eindringen der Kopfkante des Werkzeugs in die Fußausrundung des Werkstücks bei der Bearbeitung zu vermeiden. Das Flankenabrichten erfolgt mittels eines Diamantabrichtzahnrades, dessen Geometrie im wesentlichen der vorgegebenen Geometrie des zu bearbeitenden Werkstücks entspricht. Beim Flankenabrichten wird neben der Makrogeometrie des Honrings auch die Mikrogeometrie der Zahnflanken des Werkzeugs erzeugt, die für den Materialabtrag während der Bearbeitung und das spätere Arbeitsergebnis am Werkstück von maßgebender Bedeutung ist [Köll00]. Die wesentlichen Eigenschaften

der Abrichtwerkzeuge sowie deren Herstellverfahren sind in [Eich97] und [Köll00] ausführlich beschrieben. In [Köll00] sind auch die Auswirkungen des Abrichtprozesses auf die Prozeß- und Ergebnisgrößen beim Verzahnungshonen näher erläutert. Beim Abrichten sowie bei der anschließenden Bearbeitung wird ausschließlich Öl als Kühlschmierstoff eingesetzt.

Zur Gruppe der nicht abrichtbaren Werkzeuge gehören Honringe mit kubisch-kristallinem Bornitrid (cBN) oder Diamant als Schleifmittel, die mit einem Grundkörper einschichtig galvanisch verbunden sind. Der Grundkörper besteht meistens aus (gehärtetem) Stahl. Der Aufbau des Werkzeugs ist mit dem der herkömmlichen einschichtig galvanisch belegten Werkzeuge zum Profilschleifen weitgehend identisch [Juch94]. Eine Sondergruppe stellen hier Werkzeuge aus einem Kunstharzgrundkörper dar, der mit Schleifkörnern aus Diamant einschichtig belegt ist [Köll00]. Die Verwendung von Kunstharz anstelle von Stahl als Werkstoff für den Grundkörper bringt den Vorteil besserer Dämpfungseigenschaften [Dani98]. Mit den nicht abrichtbaren Werkzeugen aus hochharten Schleifmitteln sind grundsätzlich hohe Abtragsleistungen bei gleichbleibend guter Verzahnungsqualität erreichbar [Köll00]. Nachteilig ist jedoch die vergleichsweise hohe Rauheit der bearbeiteten Oberflächen [Fäss86, Köll00]. Bei Neuzustand des Werkzeugs weist die Oberflächenrauheit die höchsten Werte auf, die bedingt durch den abrasiven Schleifkornverschleiß gegen Standzeitende geringer ausfallen [Marz01]. Typischerweise werden hier Korngrößen zwischen B91 (D91) und B25 (D25) verwendet [Gosd94, Marz01].

Je nach Anwendungsfall kann es sinnvoll sein, den Bearbeitungsprozeß zweistufig mit einer Schrupp- und einer Schlichtoperation zu führen. Für diese Bearbeitungsaufgabe können sowohl abrichtbare als auch nicht abrichtbare Werkzeuge eingesetzt werden, wobei die Schruppbearbeitung mit einem grobkörnigen Werkzeug und hoher Abtragsleistung und das Schlichten mit feiner Körnung bei reduziertem Abtrag durchgeführt wird [Gosd94, N.N.96-1]. Zur Verkürzung der Nebenzeiten werden die beiden Werkzeuge in einem Satz hintereinander angeordnet (vgl. Bild 2-16).

2.4.5 Zerspanmechanismen und Randzonenbeeinflussung

Ungeachtet der Tatsache, daß beim Verzahnungshonen mit sehr geringen Zustellbeträgen (in der Regel 1...2 µm pro Hubbewegung des Werkzeugs) und niedrigen Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von 0,3...5 m/s gearbeitet wird, wurden hier nie Spanformen beobachtet, die auf mögliches Abplatzen oder Abblättern des Werkstoffs infolge des Mikrofurchens (Theorie von Martin [Mart92]), das bei diesen Parameterkombinationen zu erwarten wäre, hindeuten. Untersuchungen von Schneider [Schn99] zeigen, daß die für das Verzahnungshonen (Schabschleifen) typischen Späne ebenso wenig mit der in der Theorie von Grof [Grof77] beschriebenen kugeli- gen Spanform in Verbindung gebracht werden können. Nach Ausführungen von Bausch [Baus94] lassen sich die an solchen Spänen deutlich zu erkennenden gerin-

gen thermo-elastoplastischen Reaktionen keinesfalls mit Spanformen vergleichen, die vom konventionellen Schleifen her bekannt sind.

Im Gegensatz zum konventionellen Schleifen sind beim Verzahnungshonen thermische Randzonenschädigungen nie beobachtet worden. Verschiedene Autoren sehen die Ursachen dieses Phänomens hauptsächlich in der niedrigen Schnittgeschwindigkeit und den kurzen Kontaktzeiten begründet [Baus94, Schr94, Frie00, Köll00]. Eine mit Hilfe eines Modellprozesses durchgeführte theoretische Analyse der Kontaktzonentemperaturen beim Verzahnungshonen [Brin99-2] ergab, daß aufgrund der niedrigen Schnittgeschwindigkeiten die Schleifleistungen im Prozeß vergleichsweise gering sind. In Kombination mit extrem kurzen Kontaktlängen konnte damit erklärt werden, daß weder die Wärmemenge (die proportional zur Schleifleistung ist) noch die Einwirkzeit der Wärmequelle in der Kontaktzone ausreichend hoch ist, um dort eine thermisch bedingte Veränderung der Randzoneneigenschaften hervorzurufen.

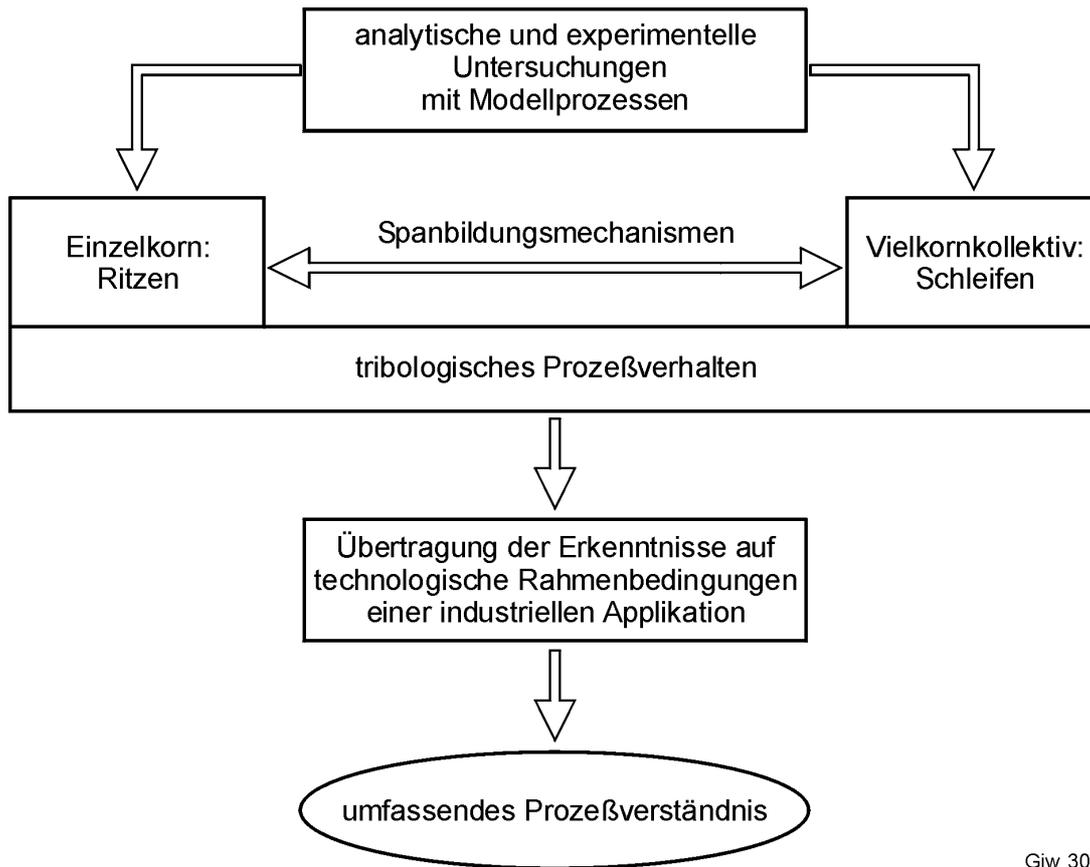
Aus dieser Erkenntnis läßt sich ableiten, daß die mechanischen Prozeßwirkungen, anders als beim konventionellen Schleifen, gegenüber den thermischen dominant sind. Hiermit läßt sich auch erklären, daß beim Verzahnungshonen ausschließlich Druckeigenspannungen in der Bauteilrandzone nachgewiesen werden konnten [Baus94, Köni94, Schn99, Brun00, Vüll00, Marz01], die auf mechanisches Verformen der oberflächennahen Schichten beim Schleifkorneingriff zurückzuführen sind [Brin91].

3 Zielsetzung

Das Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten zeichnet sich durch eine Reihe besonderer technologischer Merkmale aus. Im Gegensatz zu den in der industriellen Schleiftechnik etablierten Prozessen waren die angesprochenen Verfahren in der Vergangenheit selten Gegenstand wissenschaftlicher Grundlagenuntersuchungen, da deren Bedeutung für die Massenproduktion als niedrig eingeschätzt wurde. Erst durch die technologische Entwicklung der letzten zwei Jahrzehnte konnte neuerdings gezeigt werden, daß z.B. in der Zahnradhartfeinbearbeitung Schleifverfahren mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten mit den konventionellen Schleifprozessen erfolgreich konkurrieren können [Frie00]. Gleichzeitig wurden in mehreren Arbeiten die wesentlichen Prozeßzusammenhänge empirisch [Schn99, Köll00, Marz01], analytisch [Rütt00] oder mit kombinierten Ansätzen [Köll00, Schw01] ermittelt und Wege zu einer weiteren Steigerung der Produktivität und Wirtschaftlichkeit dieser Verfahren aufgezeigt.

Zu einem besseren Verständnis der ermittelten technologischen Zusammenhänge sind allerdings gesicherte Erkenntnisse bezüglich der wirksamen Spanbildungsmechanismen erforderlich, die gegenwärtig nicht vorhanden sind [Köll00]. Zudem ist unklar, ob die für die konventionellen Schleifprozesse aufgestellten Spanbildungstheorien auf das Niederschnittgeschwindigkeitsschleifen übertragen werden können. Eine Übertragbarkeit dieser Theorien ist insbesondere aufgrund der Tatsache fraglich, daß die thermischen Effekte in diesen Prozessen gänzlich verschieden sind [Brin99-2, Marz01]. Die offenbar niedrigen Prozeßtemperaturen lassen vermuten, daß das Arbeitsergebnis beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten möglicherweise über die Klärung der mechanisch-abrasiven Vorgänge in der Kontaktzone adäquat beschrieben werden kann. In der tribologischen Verschleißforschung wurden in der letzten Zeit neuere Ansätze erarbeitet [Chil88, Will99], die sich gegebenenfalls auf das betrachtete Gebiet der Schleiftechnik übertragen und vorteilhaft nutzen lassen.

Die Zielsetzung dieser Arbeit ist daher, Mechanismen der Spanbildung und das tribologische Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten grundlegend zu beschreiben. Zur Verwirklichung dieses Ziels sind einfach aufgebaute Modellprozesse zu wählen, die eine realitätsnahe technologische Nachbildung von Bearbeitungsbedingungen in der Praxis gestatten. Mit Hilfe von technologischen Modellprozessen sollen analytische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden, die über Betrachtungen elementarer Spanbildungsprozesse an einem Einzelschleifkorn Rückschlüsse auf Spanbildungsmechanismen in einem Vielkornkollektiv erlauben. Darüber hinaus soll untersucht werden, inwieweit sich die technologisch relevanten Prozeß- und Ergebnisgrößen beim Schleifen mit bestehenden tribologischen Ansätzen charakterisieren lassen (siehe Bild 3-1).



Giw 303

Bild 3-1: Zielsetzung der Arbeit

Im Mittelpunkt der Untersuchungen soll die Bestimmung der beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten wirksamen Spanbildungsmechanismen stehen. Die Spanbildungsmechanismen sind in Ritzversuchen mit einzelnen Schleifkörnern zu ermitteln. Dabei ist zu beachten, daß die Einkornritzversuche hinsichtlich der technologischen Prozeßparameter sowie der Art und Intensität der Schleifkornbelastung dem untersuchten realen Schleifprozeß möglichst gut entsprechen. Zur Charakterisierung der Spanbildungsmechanismen in Abhängigkeit von den Bearbeitungsbedingungen beim Einkornritzen sollen weiterhin geeignete Prozeß- und Ergebnisgrößen verwendet werden, die den zugehörigen Kenngrößen des Schleifprozesses vergleichend gegenübergestellt werden können.

Bei der Untersuchung des tribologischen Prozeßverhaltens beim Schleifen ist zu klären, welche Reibungszustände sich in der Kontaktzone einstellen und ob sich diese durch Variation der Eingangsgrößen des Schleifprozesses signifikant verändern lassen. Von besonderem Interesse ist hierbei die Frage, wie sich die Veränderungen der Reibungszustände auf die relevanten Prozeßgrößen und das Arbeitsergebnis am Werkstück auswirken und ob sich diese Auswirkungen mit den ermittelten Spanbildungsmechanismen erklären lassen. Es ist zu prüfen, ob es Korrelationen zwischen den tribologischen und technologischen Kenngrößen gibt, die die wesentlichen Prozeßzusammenhänge möglichst allgemein gültig beschreiben.

Abschließend soll exemplarisch untersucht werden, inwieweit sich die gewonnenen Erkenntnisse auf die technologischen Rahmenbedingungen einer industriellen Applikation übertragen lassen. Den Schwerpunkt dieser Untersuchungen soll die Überprüfung der Erkenntnisse hinsichtlich der Spanbildungsmechanismen bilden.

Aus den Ergebnissen der Untersuchungen sollen Schlußfolgerungen für den praktischen Einsatz abgeleitet werden. Diese sollen dazu dienen, ein umfassendes Prozeßverständnis zu schaffen, das als Grundlage für eine zielorientierte Auslegung von heutigen und künftigen Schleifprozessen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten genutzt werden kann.

4 Versuchsbedingungen und Meßtechnik

4.1 Methodische Vorgehensweise

Der Zielsetzung der Arbeit folgend, wurde eine Gliederung der experimentellen Untersuchungen in Ritz- und Schleifversuche vorgenommen. Aufgrund seiner weiten Verbreitung in der industriellen Fertigung wurde das Schabschleifen (Verzahnungshonen) als repräsentatives Verfahren für das Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten ausgewählt. Die technologischen Eckdaten und Werkzeuge dieses Verfahrens wurden als Referenz für die Parameterwahl der experimentellen Untersuchungen genutzt, siehe Bild 4-1.

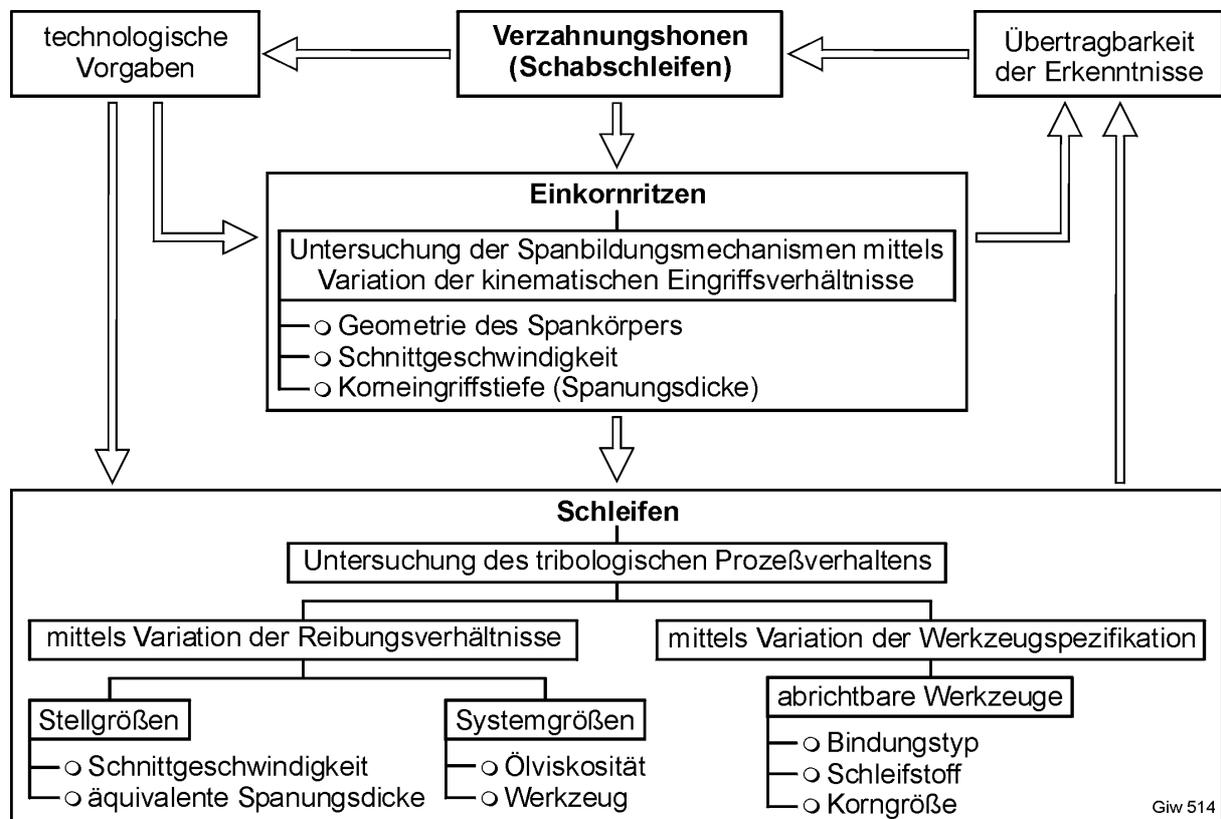


Bild 4-1: Methodische Vorgehensweise bei der Versuchsplanung

Die Ritzversuche erfolgten mit einzelnen Schleifkörnern und dienten der Analyse elementarer Spanbildungsvorgänge beim Einkorneingriff. Dabei stand der Einfluß der kinematischen Eingriffsverhältnisse auf den Spanbildungsprozeß im Mittelpunkt der Betrachtungen. Dieser wurde mittels systematischer Variation der Schnittgeschwindigkeit und der Korneingriffstiefe bei zwei verschiedenen Spankörpergeometrien untersucht. Zur Minimierung evtl. Einflüsse des Schleifkornverschleißes auf den Spanbildungsprozeß wurde mit hochharten Schleifstoffen wie dem kubisch-kristallinen Bornitrid (cBN) und dem synthetischen Diamant gearbeitet. Die Schleifkorngröße wurde nicht variiert.

In Schleifversuchen wurden tribologische Vorgänge bei gleichzeitigem Eingriff einer Vielzahl von Schleifkörnern untersucht. Der Umfang der schleiftechnischen Untersuchungen beinhaltete Arbeitspakete zum Einfluß der Reibungsverhältnisse und zum Einfluß der Werkzeugspezifikation auf das technologische Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten. Einen weiteren Bestandteil der Untersuchungen stellten Schleifversuche zur Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen auf die Rahmenbedingungen einer industriellen Applikation dar.

Die systematische Veränderung der Reibungsverhältnisse im Schleifspalt erfolgte durch die Variation der Stell- und Systemgrößen des untersuchten Schleifprozesses. Bei den Stellgrößen handelte es sich um die Schnittgeschwindigkeit und die äquivalente Spannungsdicke, die unter Verwendung einer galvanisch gebundenen cBN-Schleifscheibe und eines Mineralöls variiert wurden. Bei der Variation der Systemgrößen wurde die Viskosität des verwendeten Öls auf insgesamt vier diskreten Niveaus verändert. Die Variation der Ölviskosität erfolgte für drei unterschiedliche Werkzeuge, wobei neben der verwendeten cBN-Spezifikation jeweils eine Korundschleifscheibe mit Kunstharz- und eine mit Keramikbindung eingesetzt wurde.

Der singuläre Einfluß der Werkzeugspezifikation wurde an acht verschiedenen konventionellen Schleifscheiben untersucht. Die Abricht- und Schleifbedingungen wurden innerhalb dieser Untersuchungen konstant gehalten. Variiert wurden allein die Werkzeuge, die unterschiedliche Bindungstypen, Schleifstoffe und Korngrößen aufwiesen.

Bei der Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse auf die technologischen Rahmenbedingungen des Verzahnungshonens lag der Schwerpunkt der Untersuchungen im Nachweis der ermittelten Zusammenhänge hinsichtlich der Spanbildungsmechanismen. Zum Einsatz kam eine galvanisch gebundene cBN-Schleifscheibe, variiert wurden die kinematischen Eingriffsbedingungen.

Im folgenden werden die Versuchsbedingungen und die verwendete Meßtechnik beim Einkornritzen und Schleifen im Detail vorgestellt.

4.2 Einkornritzen

4.2.1 Versuchsstand zum Einkornritzen

Die experimentellen Untersuchungen zum Einkornritzen wurden an einer Präzisions-schleifmaschine durchgeführt. Die Maschine stellt einen Eigenbau des Labors für Mikrozerspanung der Universität Bremen dar und weist die Kinematik eines Längs-Umfangs-Planschleifprozesses [DIN8589-11] auf.

Für die Durchführung der Einkornritzversuche wurde an der Werkzeugspindel anstelle einer Schleifscheibe das Ritzwerkzeug aufgenommen. Eine Übersicht der Anordnung von Werkzeug und Werkstück im Bearbeitungsraum der Maschine ist in Bild 4-2 angegeben.

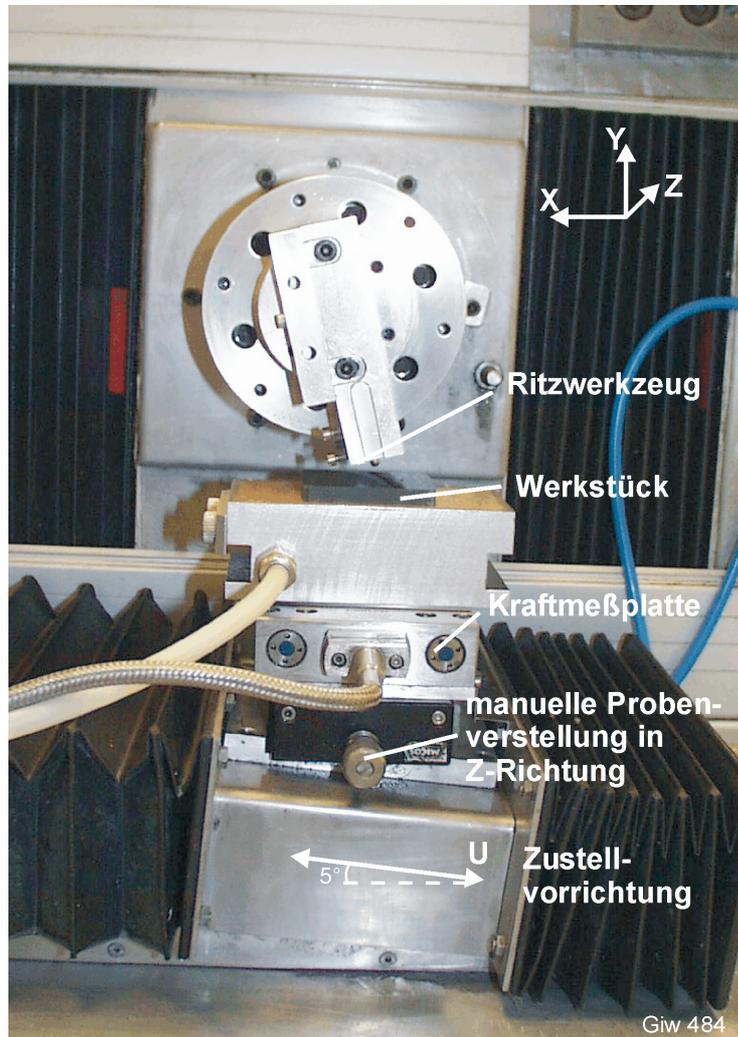


Bild 4-2: Versuchsanordnung zum Einkornritzen

Das Ritzwerkzeug besteht aus einem Paßstift, in dessen Stirnseite ein regellos geformtes Schleifkorn eingesetzt ist. Der Paßstift ist auf einem Arm aufgenommen, der in radialer Richtung auf dem Flansch der Werkzeugspindel montiert ist, so daß das Schleifkorn bei Rotation der Spindel eine Kreisbahn des Durchmessers von ca. 120 mm beschreibt bzw. bei überlagerter translatorischer Bewegung eine epizykloidenförmige Bewegung ausführt. Der Vorschub in X-Richtung erfolgt über die Werkzeugspindelbewegung (X-Achse). Die Werkstücklängsachse ist um 5° gegenüber der X-Achse geneigt, was ein stufenloses Zustellen sehr kleiner Beträge in Y-Richtung über den Werkstückantrieb (U-Achse) ermöglicht. Die Werkzeugspindel sowie die X- und U-Achsen sind NC-gesteuert, eine Werkstückquerverstellung in Z-Richtung kann manuell ausgeführt werden.

In den Untersuchungen wurden Werkstücke verwendet, die planparallelgeschliffen und anschließend poliert wurden. Als Spannmittel kamen alternativ ein Vakuumspanntisch (in Bild 4-2 unter dem Werkstück dargestellt) oder eine mechanische Klemmvorrichtung mit Spannpratzen zum Einsatz. Hinsichtlich des Arbeitsergebnisses am Werkstück konnte zwischen den beiden Spannsystemen kein signifikanter Unterschied beobachtet werden, so daß diese innerhalb der durchgeführten Untersuchungen als gleichwertig anzusehen sind.

Um eventuelle Störungen der Kraftmessung durch den Kühlschmierstoffstrahl beim Ritzten zu vermeiden, wurde auf eine Überflutungsschmierung verzichtet. Der Kühlschmierstoff wurde vor dem eigentlichen Versuch mittels einer Pipette in Form eines Flüssigkeitsfilms auf die Werkstoffoberfläche aufgetragen.

Die Kraftmeßeinrichtung ist unmittelbar unterhalb der Werkstückhalterung eingebaut. Angesichts der geringen Prozeßkräfte während des Ritzens ist sie somit weitgehend unempfindlich gegenüber Prozeßstörungen, die mit der Rotations- oder Längsvorschubbewegung des Werkzeugs verbunden sind.

4.2.2 Prozeßführung beim Einkornritzen

Die Auslegung der Prozeßführung beim Einkornritzen erfolgte mit dem vorrangigen Ziel, die Schleifkornbelastung möglichst vergleichbar mit dem Realprozeß zu halten. Die Schleifkornbelastung bei der Bearbeitung eines vorgegebenen Werkstoffs hängt primär von der Spankörpergeometrie ab, auf die über kinematische Eingriffsverhältnisse Einfluß genommen werden kann [Wern71]. Da zur Spankörpergeometrie beim Verzahnungshonen gegenwärtig keine Erkenntnisse vorliegen, wurde sie beim Einkornritzen durch die Verwendung von zwei verschiedenen Varianten der Prozeßführung in einem breiten Spektrum variiert. Zwecks einfacher Unterscheidung der beiden Varianten werden sie im folgenden Längs- und Tauchritzen genannt.

In den beiden Varianten der Prozeßkinematik ist das Werkstück stillstehend, die Vorschub- ebenso wie die Schnittbewegung erfolgen durch das Werkzeug. Das Werkstück ist mit einer leichten Schräge von weniger als $0,04^\circ$ zur Vorschubrichtung ange stellt, was beim kontinuierlichen Verfahren der Werkzeugspindel über der Werkstückoberfläche entlang der X-Achse eine zunehmende Zustellung zur Folge hat. Die Werkstückpositionierung erfolgt hierbei außerhalb des Eingriffs mit der U-Achse.

Beim Längsritzen ist der Längsvorschub f innerhalb einer Werkzeugumdrehung wesentlich kleiner als die geometrische Kontaktbogenlänge l_g , siehe Bild 4-3. Die Bedingung $f \ll l_g$ wird durch die Wahl einer betragsmäßig kleinen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{ft} = 5 \text{ mm/min}$ erfüllt, die bei allen Variationen der Schnittgeschwindigkeit v_c und der Korneingriffstiefe t_R konstant gehalten wird. Bei dieser Prozeßkinematik bilden sich kommaförmige Spankörper, deren maximale Dicke (die maximale Spannungsdicke $h_{cu,max}$) z.B. bei entgegengesetzter Richtung der Vorschub- und Schnitt-

bewegung nahe der Austrittsstelle des Kornes erreicht wird. Die maximale Spannungsdicke kann unter Vernachlässigung des Längsversetzens des Schleifkorns innerhalb der Kontaktzeit nach der im Bild angegebenen Beziehung abgeschätzt werden.

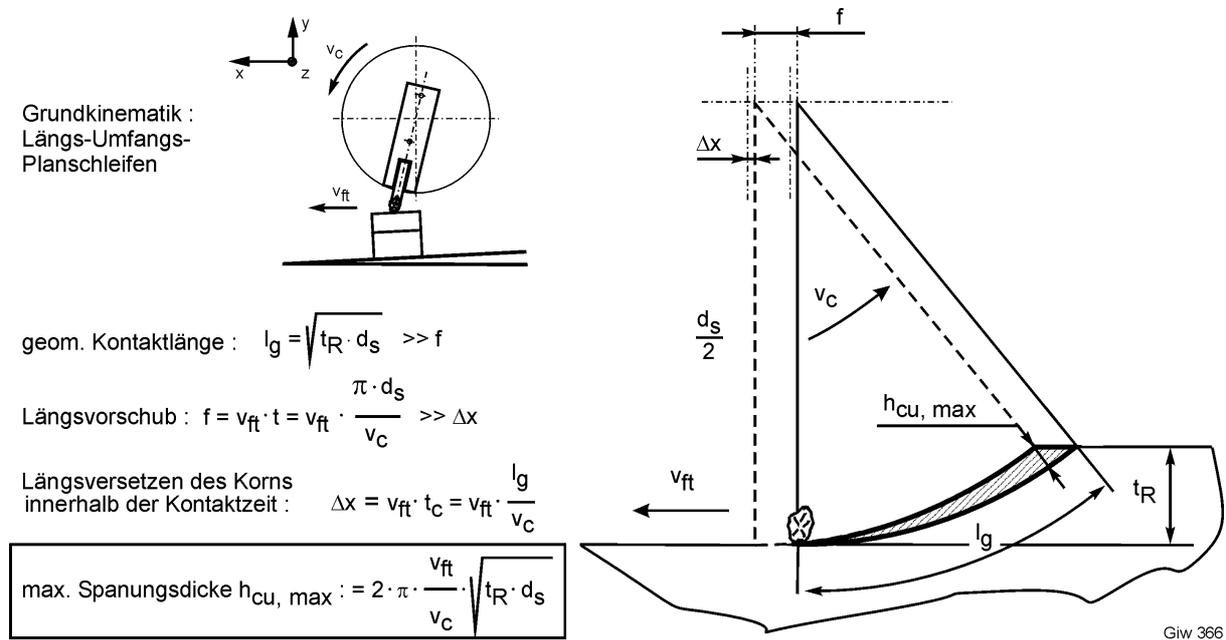


Bild 4-3: Kinematische Eingriffsverhältnisse beim Längsritzen

Beim Tauchritzen ist der Längsvorschub f durch die Wahl einer hohen Vorschubgeschwindigkeit von $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$ größer als die geometrische Kontaktlänge l_g , wie in Bild 4-4 schematisch dargestellt ist. Unter diesen Bedingungen taucht das Korn bei

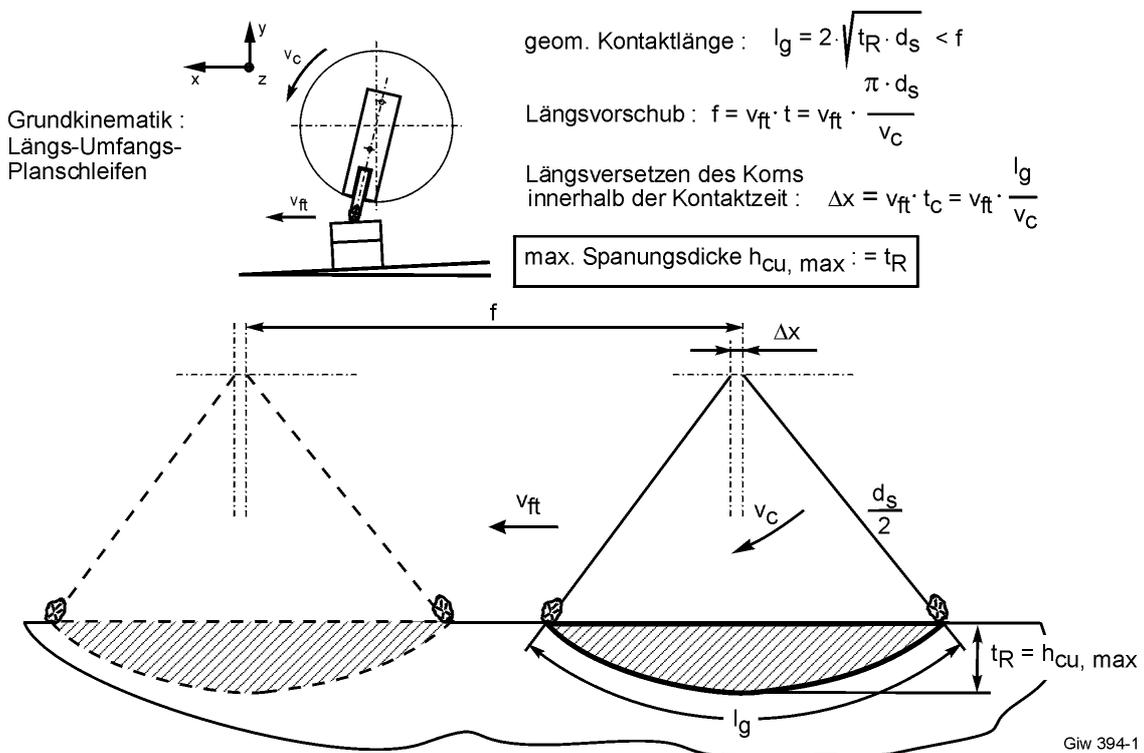


Bild 4-4: Kinematische Eingriffsverhältnisse beim Tauchritzen

jedem Kontakt mit der Werkstückoberfläche in diese wiederholt mit einer maximalen Korneingriffstiefe t_R ein, die der maximalen Spannungsdicke $h_{cu,max}$ entspricht. Beim Tauchritzprozeß nimmt somit die Geometrie eines Spankörpers annähernd die Form eines Kreissegments an.

Wie ein Vergleich von Bild 4-3 und Bild 4-4 zeigt, stellen sich beim Längs- und Tauchritzen bei gleicher Korneingriffstiefe t_R und sonst konstanten Bedingungen zwei völlig unterschiedliche Geometrien der Spankörper ein. Mit den unterschiedlichen Spanformen lassen sich verschiedene Prozeßkinematiken und Intensitäten der Kornbelastung beim Schleifen technologisch nachbilden. Es kann davon ausgegangen werden, daß das Schleifkorn beim Tauchritzen einer wesentlich höheren dynamischen Belastung ausgesetzt ist, als beim Längsritzen.

4.2.3 Ritzwerkzeuge

Für die Auslegung von Ritzwerkzeugen waren die gängigen Schleifstoffe und Korngrößen von Honringen zum Verzahnungshonen ausschlaggebend. Da der Einfluß des Schleifstoffs selbst und der mittleren Korngröße der Schleifkörner auf den Spanbildungsprozeß nicht im Vordergrund der Untersuchungen standen, wurden diese weitgehend konstant gehalten.

Um bei der Durchführung von Ritzversuchen den Verhältnissen im Realprozeß möglichst nah zu kommen, wurden bei der Herstellung von Ritzwerkzeugen handelsübliche Körnungen mittleren Durchmessers von etwa 100 μm verwendet. Es wurden zwei unterschiedliche hochharte Schleifstoffe der gleichen mittleren Korngröße eingesetzt:

1. kubisch-kristallines Bornitrid (cBN), Korntyp ABN300, Korngröße B91
2. synthetischer Diamant, Korntyp PDA656, Korngröße D91

Der Hersteller beider Körnungen ist die Fa. Element Six (ehemals De Beers Industrial Diamond Division), Shannon, Irland.

Aufgrund ihrer kleinen Dimensionen erwies sich die Handhabung solch kleiner Körner als außerordentlich schwierig. Nachdem mehrere Versuche, ein einzelnes Schleifkorn dieser Größe auf der Stirnseite eines Paßstiftes aufzugalanisieren bzw. aufzulöten fehlgeschlagen sind, stellte sich das manuelle Kleben als einziges für die Herstellung solcher Werkzeuge geeignetes Verfahren heraus. Als Klebstoff wurde hierbei ein handelsüblicher hochfester Zweikomponenten-Epoxydharzkleber verwendet. Bild 4-5 zeigt beispielhaft einen Paßstift, der in dieser Technik in Eigenfertigung hergestellt wurde.

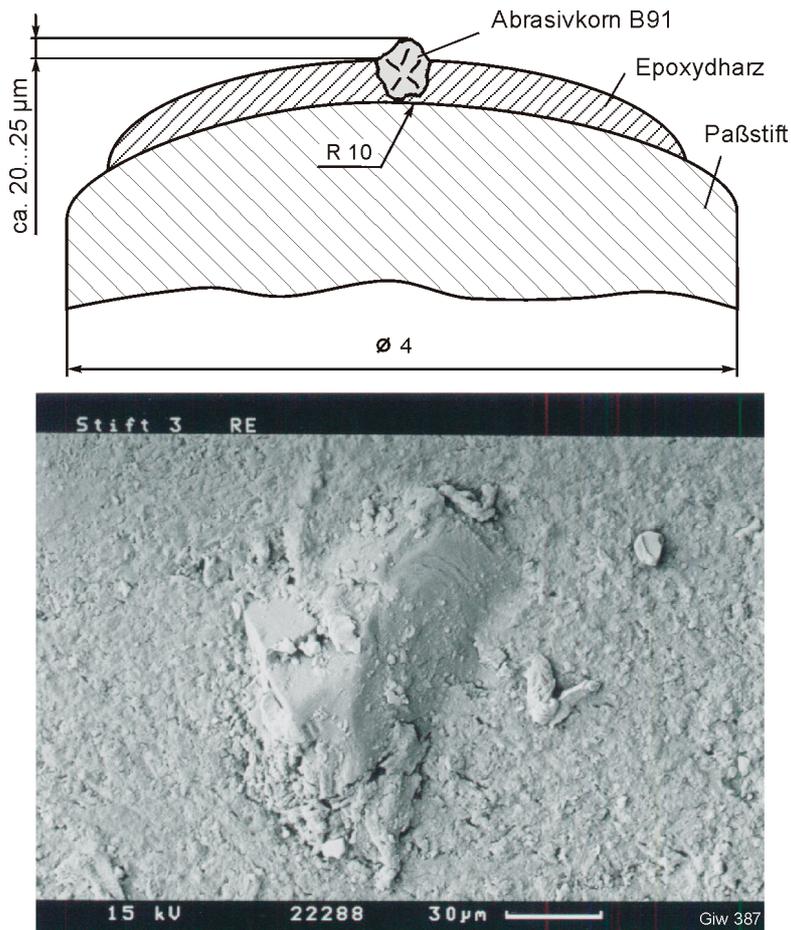


Bild 4-5: Aufbau eines Werkzeugs zum Einkornritzen (Prinzipbild oben, Draufsicht unten)

Nach dem Aushärten des Klebers wurde durch ein manuell durchgeführtes Konditionieren der Paßstifte auf einem sehr feinem Poliertuch sichergestellt und kontrolliert, daß bei allen Paßstiften vor dem Einsatz ein Kornüberstand von mindestens ca. 20...25 μm vorhanden ist. Dieser erwies sich in Vorversuchen als ausreichend für ein einwandfreies Ritzen ohne Bindungskontakt.

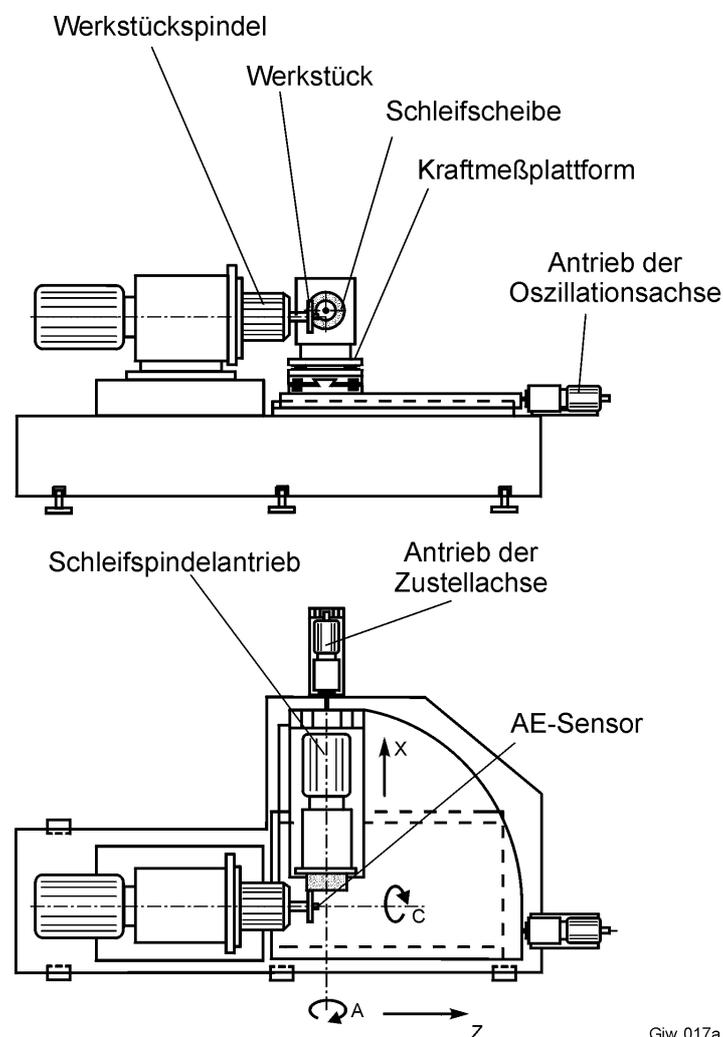
4.2.4 Messung der Prozeßkräfte beim Ritzen

Die Messung der Prozeßkräfte beim Ritzen erfolgte mit einer 3-Komponenten-Kraftmeßplatte vom Typ 9256A2 der Fa. Kistler, Winterthur, Schweiz. Dieser Kraftmeßplattentyp weist eine extrem niedrige Ansprechschwelle von weniger als 0,002 N auf [N.N.98], wodurch das Messen kleinster Zerspänkkräfte möglich wird. Die Eigenfrequenzen der Kraftmeßplatte sind richtungsabhängig und liegen bei Montage auf einer steifen Unterlage in einem Bereich zwischen ca. 4,0 und 4,8 kHz. Die von der Kraftmeßplatte erfaßten Ladungen wurden einem Ladungsverstärker zugeführt, dort in Spannungssignale umgewandelt und anschließend mittels eines digitalen Oszilloskops vom Typ 9314 AM der Fa. LeCroy, Chestnut Ridge, USA, ausgewertet. Die originalen Meßsignale wurden ungefiltert auf einem Datenträger gespeichert. Eine Filterung der Meßsignale wurde nur im Bedarfsfall mittels einer Auswertungssoftware durchgeführt.

4.3 Schleifen

4.3.1 Versuchsstand zum Schleifen

Die experimentellen Untersuchungen zum Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten wurden an einer umgebauten Superfinish-Maschine vom Typ SPH 150 der Fa. Nagel Maschinen- und Werkzeugfabrik, Nürtingen, durchgeführt. Durch Umbau der Vorschubachse, Anschluß einer zusätzlichen Linearachse zur Oszillationsbewegung des Werkzeutisches sowie durch eine Steuerungserneuerung und weitere Modifikationen verfügt die Maschine über 4 NC-gesteuerte Achsen (2 Linear- und 2 Rotationsachsen), siehe Bild 4-6. Der Einsatz von Servo-Vorschubmotoren als Spindelantriebe der A- und C-Achse erlaubt die Realisierung sehr niedriger Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von $v_c = 0,05 \dots 6 \text{ m/s}$ bei vollem nominellen Drehmoment von ca. $M_0 = 18 \text{ Nm}$ (jeweils Werkzeug- und Werkstückspindel).



Giw 017a

Bild 4-6: Prinzipbild des Versuchsstandes für schleiftechnische Untersuchungen

In der Maschine integriert sind ein akustischer (AE) Sensor vom Typ M der Fa. W. Dittel, Landsberg, zur Anschnitterkennung und ein piezoelektrisches Kraftmeßsystem. Der Montageort des AE-Sensors befindet sich am freien Ende der Werk-

stückhalterung. Dem rotierenden Sensor gegenüber ist ein feststehender Empfänger der akustischen Signale angeordnet, der die aufgenommenen AE-Signale induktiv an die signalaufbereitende Elektronik weiterleitet. Das Kraftmeßsystem ist im Kraftfluß der Maschine zwischen der Schleifspindel und dem Vorschubschlitten eingebaut.

Der Versuchsstand ist als ein Analogieprozeß zum Schabschleifen (Verzahnungshonen) konzipiert [Schn99]. Die technologische Nachbildung des Realprozesses erfolgt hierbei basierend auf der Kinematik eines Quer-Seiten-Außen-Rundschleifprozesses [DIN8589-11]. Darüber hinaus wurde ein Axialversatz zwischen Werkzeug- und Werkstückachse eingestellt, was zu prinzipiellen Veränderungen der Bewegungsverhältnisse gegenüber dem konventionellen Seitenschleifen führt. Bild 4-7 gibt einen Überblick über die Auslegung der Bewegungsverhältnisse im Analogieprozeß ausgehend von der Geschwindigkeitssituation an der Zahnflanke [Schn99].

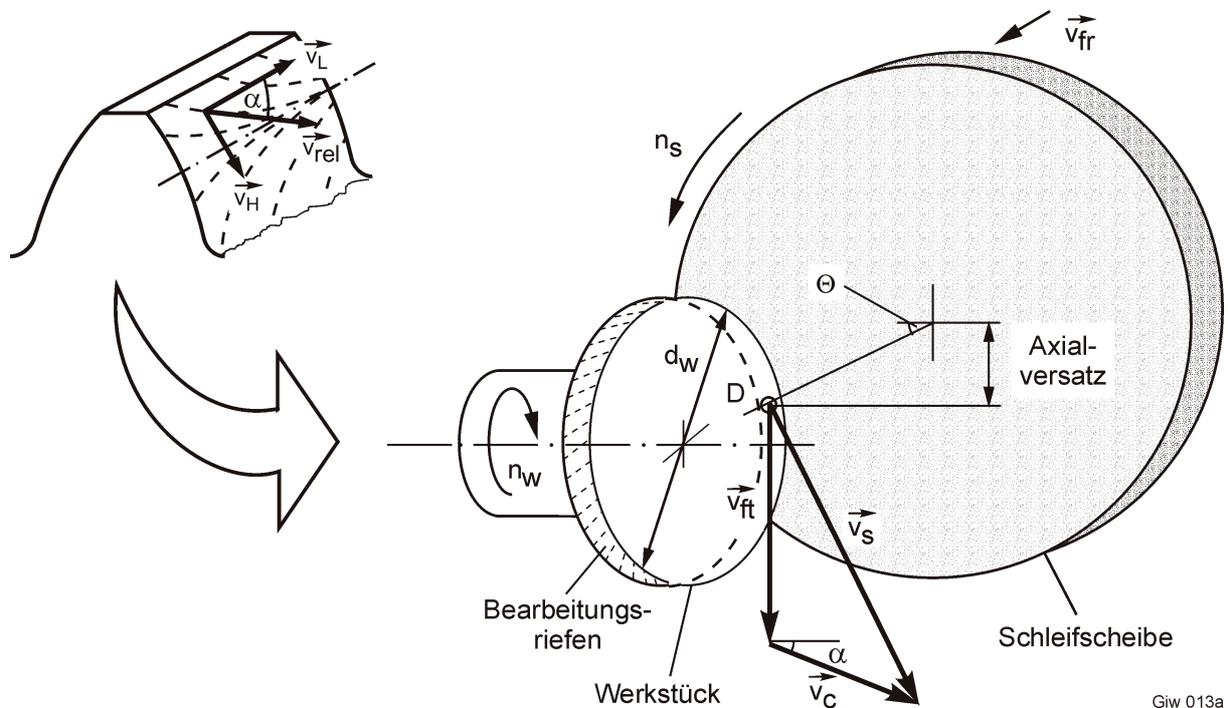


Bild 4-7: Auslegung der Kinematik des Analogieprozesses ausgehend von den Bewegungsverhältnissen beim Verzahnungshonen [Schn99]

Die Umfangsgeschwindigkeit des Werkstücks entspricht der tangentialen Vorschubgeschwindigkeit \vec{v}_{ft} . Die Zustellbewegung erfolgt werkzeugseitig mit der (auf das Werkstück bezogen) radialen Vorschubgeschwindigkeit \vec{v}_{fr} . Außer der translatorischen Bewegung in Zustellrichtung führt das Werkzeug eine rotatorische Bewegung mit der Schleifscheibengeschwindigkeit \vec{v}_s aus. Die resultierende Bewegung bezüglich des Werkstücks wird Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_c genannt. Aufgrund des Achsversatzes fällt die Richtung der resultierenden Schnittgeschwindigkeit \vec{v}_c nicht mit der Richtung der tangentialen Vorschub- oder der Schleifscheibengeschwindigkeit zusammen. Der Schnittwinkel α beschreibt in Analogie zum Verzahnungshonen die Richtung des Schnittgeschwindigkeitsvektors bzw. die Neigung der Bearbeitungsspu-

ren zur Werkstückachse. Die in Bild 4-7 rechts angegebenen Bewegungsverhältnisse lassen sich nach Ausführungen von Schneider [Schn99] unter Berücksichtigung des Achsversatzwinkels Θ folgendermaßen beschreiben:

- Der Betrag v_c des Schnittgeschwindigkeitsvektors \vec{v}_c errechnet sich zu

$$v_c = \sqrt{v_s^2 + v_{ft}^2 - 2 \cdot v_s \cdot v_{ft} \cdot \cos \Theta} \quad (12)$$

- Die Definition des Geschwindigkeitsverhältnisses q muß erweitert werden, da die tangentielle Vorschubgeschwindigkeit und die Schleifscheibengeschwindigkeit nicht parallel zueinander sind. Das Geschwindigkeitsverhältnis in Wirkrichtung q_c wird definiert als

$$q_c = q \cdot \frac{\sin(\alpha + \Theta)}{\sin \alpha} \quad \text{für } \alpha \neq 0 \quad (13)$$

- Da die Schnittgeschwindigkeit nicht allein in Umfangsrichtung des Werkstücks wirkt, sondern auch eine axiale Komponente hat, sind die von den Schleifkörnern auf der Werkstückoberfläche erzeugten Ritzspuren nicht mehr kreis-, sondern ellipsenförmig. Die Form der Schleifkornbahnen ist insbesondere von der Richtung des Schnittgeschwindigkeitsvektors und dem Werkstückdurchmesser abhängig. Für diese Eingriffsverhältnisse läßt sich ein äquivalenter Durchmesser in Wirkrichtung $d_{eq,c}$ angeben, der mit der herkömmlichen Definition des äquivalenten Durchmessers d_{eq} wie folgt verknüpft ist:

$$d_{eq,c} = d_{eq} \cdot \frac{1}{\sin^2 \alpha} = d_w \cdot \frac{1}{\sin^2 \alpha} \quad \text{für } \alpha \neq 0 \quad (14)$$

- Unter Berücksichtigung der ellipsenförmigen Schleifkornbahnen läßt sich die effektive Kontaktlänge l_e analog zu der von Saljé [Salj91] für die kinematische Kontaktlänge formulierten Beziehung ausdrücken:

$$l_e = \left(1 - \frac{1}{q} \cdot \frac{\sin \alpha}{\sin(\alpha + \Theta)} \right) \cdot \sqrt{d_w \cdot \frac{1}{\sin^2 \alpha} \cdot (f_r + Rz)} \quad \text{für } \alpha \neq 0 \quad (15)$$

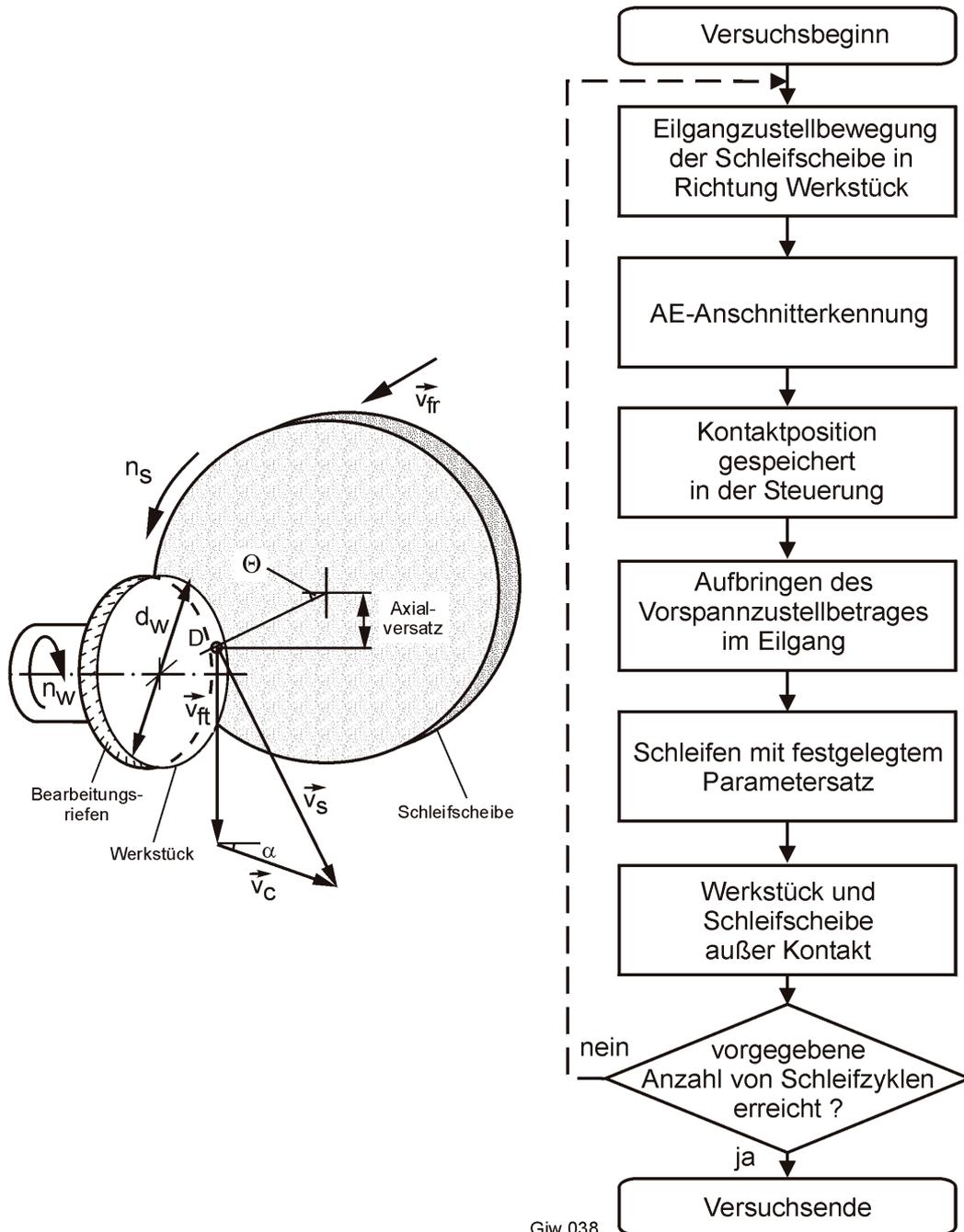
mit Werkstückdurchmesser d_w , radialem Vorschub f_r und gemittelter Werkstückrauhtiefe Rz .

- Die Eingriffsbreite der Schleifscheibe a_p , die zur Berechnung bezogener Größen benötigt wird, ändert sich in Abhängigkeit vom Achsversatz. Sie ist insbesondere von der Werkstückbreite b_w verschieden und errechnet sich näherungsweise zu:

$$a_p \approx b_w \cdot \cos \Theta \quad \text{für } \Theta \neq 90^\circ \quad (16)$$

4.3.2 Prozeßführung beim Schleifen

Zur technologischen Nachbildung der Prozeßführung beim Verzahnungshonen wurde der Versuchsablauf im Analogieprozeß durch Aufbringen einer Vorspannzustellung vor Beginn der Bearbeitung an die Verhältnisse im Realprozeß angepaßt. In Bild 4-8 ist der Ablauf eines typischen Analogieversuchs unter Vorspannung schematisch dargestellt.



Giw 038

Bild 4-8: Schematischer Ablauf eines Analogieversuchs

Der Versuchsablauf simuliert eine Bearbeitung mehrerer Werkstücke hintereinander ohne Zwischenabrichten der Schleifscheibe. Um reproduzierbare Versuchsbedingungen unter fortschreitendem Werkzeugverschleiß einhalten zu können, wurde der

Prozeß mittels integrierter Anschnitterkennung mit Hilfe eines AE-Sensors automatisiert. Die automatische Anschnitterkennung dient auch dem genauen Ermitteln der aktuellen Kontaktposition zwischen Schleifscheibe und Werkstück zum definierten Einstellen der Vorspannzustellung. Durch das weggesteuerte Aufbringen der Vorspannzustellung vor Beginn jedes einzelnen Schleifzyklus wird eine Vorspannkraft zwischen den Wirkpartnern aufgebaut, deren Höhe dem Vorspannzustellbetrag nahezu proportional ist. Da die anschließend stattfindende kontinuierliche Zustellung unter Vorspannung erfolgt, stellt die gewählte Versuchsführung eine Kombination aus einer weg- und einer kraftgesteuerten Zustellung dar.

4.3.3 Schleifscheiben

Die Auswahl von Schleifscheiben für die experimentellen Untersuchungen orientierte sich stark an die heute in der Zahnradbearbeitung (Verzahnungshonen) gängigen Werkzeugspezifikationen. In den Schleifuntersuchungen wurden sowohl hochharte nicht abrichtbare als auch konventionelle abrichtbare Werkzeugspezifikationen verwendet. Die geometrischen Abmessungen der eingesetzten Topfscheiben betragen ca. 75 mm x 40 mm x 20 mm (Außendurchmesser x Höhe x Bohrungsdurchmesser).

Stellvertretend für die Gruppe der hochharten nicht abrichtbaren Werkzeuge wurde die Schleifscheibenspezifikation B91 G in galvanischer Bindung untersucht. Die Stahlgrundkörper der Werkzeuge wurden in Eigenfertigung hergestellt, die galvanische Belegung mit cBN wurde von der Fa. Gleason-Hurth Maschinen und Werkzeuge GmbH, München, durchgeführt.

Innerhalb der Gruppe der konventionellen abrichtbaren Schleifscheiben wurden acht verschiedene Werkzeugspezifikationen untersucht, die in Tabelle 4-1 aufgelistet sind. Der Hersteller der Werkzeuge ist die Fa. Hermes Schleifmittel GmbH & Co, Hamburg.

Die Werkzeuge unterschieden sich hinsichtlich des Typs des verwendeten Schleifstoffs, der Schleifkorngröße, des Typs der Bindung, der Bindungshärte und des Porenanteils. Während Werkzeuge mit Bindungen aus Kunstharz (EKD 180 O B9, EWE 150/1 V2B13, 3CB3 150/1 V2B13, Profine 8A4 16 W-1 B13 sowie Hermesit C4 100/1 WO B13) sich durch ein nahezu porenfreies Bindungsgefüge auszeichnen, weisen die keramisch gebundenen Schleifscheiben (EWE 100/9 L11 V5ZK, EWE 100/9 L11 V5ZK X, EWT 220 P4 V5HZ) eine durch den Herstellprozeß bedingte Restporosität auf. Durch Zugabe eines Porenbildnerersatzes in Form von kornbesetzten Hohlkugeln in die Kunstharzbindung wurde bei der Schleifscheibe Hermesit C4 100/1 WO B13 eine besondere Gefügestruktur eingestellt, die unter der Beibehaltung von Eigenschaften einer Kunstharzbindung vergleichsweise hohe Zerspanleistungen zu erzielen erlaubt [Krup01]. Mit dem gleichen Zweck wurde die Spezifikation Profine 8A4 16 W-1 B13 als eine Agglomeratstruktur ausgeführt, in der neben Schleifmittel keramische Schleifkörper-Partikel in der Kunstharz-

Spezifikation	Schleifstoff	FEPA-Korngrößen	Bindungstyp	Bemerkung
EKD 180 O B9	Rubinkorund	F180	Epoxydharz	gegossener Schleifkörper
EWE 150/1 V2 B13	Einkristallkorund Edelkorund weiß	F150 F180	Epoxydharz	gepreßter Schleifkörper
3CB3 150/1 V2 B13	mikrokrist. Korund (Saphire Blue®) Edelkorund weiß	F150 F180	Epoxydharz	gepreßter Schleifkörper
Profine 8A4 16 W-1 B13	Agglomerat Einkristallkorund Edelkorund weiß	bis 6 mm F80 bis F100	Epoxydharz	Keramik-einschlüsse 2...6 mm
Hermesit C4 100/1 WO B13	Hermesit® Einkristallkorund Edelkorund weiß	F100 F120	Epoxydharz	Kornbesetzte Hohlkugeln als Porenbildner- ersatz
EWE 100/9 L11 V5ZK	Einkristallkorund Edelkorund weiß	F80 F100 / F150	Keramik	
EWE 100/9 L11 V5ZK X	Einkristallkorund Edelkorund weiß	F80 F100 / F150	Keramik	Poren mit Epoxydharz getränkt
EWT 220 P4 V5HZ	Einkristallkorund Edelkorund weiß	F220 F220	Keramik	

Tabelle 4-1: Untersuchte Schleifscheibenspezifikationen

matrix eingebettet sind. Die keramische Bindung der Schleifscheibe EWE 100/9 L11 V5ZK X wurde durch Tränken der Porenräume mit Kunstharz modifiziert, um ihre mechanischen Eigenschaften zu verbessern.

4.3.4 Abrichtbedingungen

Alle in Kapitel 4.3.3 beschriebenen Schleifscheiben wurden vor dem Einsatz im Schleifprozeß mittels einer zylindrischen Diamantprofilrolle abgerichtet. Die Abrichtbedingungen wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht verändert und sind in Tabelle 4-2 spezifiziert.

Der in Tabelle 4-2 nicht angegebene Gesamtabrichtzustellbetrag richtete sich nach der Tiefe der Verschleißrille, die in der Schleifscheibe nach einem vorangegangenen Schleifversuch entstand. Eine Abrichtoperation wurde solange durchgeführt, bis keine Verschleißspuren am Schleifwerkzeug erkennbar waren. Beim Ersteinsatz der

Schleifscheibe wurde solange abgerichtet, bis die Wirkfläche der Schleifscheibe gleichmäßig eben war.

Parameter	Wert
Abrichtrolle	D181
Abrichtmodus	Gegenlauf
Rollendurchmesser	$d_r = 40 \text{ mm}$
Rollendrehzahl	$n_r = 300 \text{ min}^{-1}$
Schleifscheibendrehzahl	$n_{sd} = 320 \text{ min}^{-1}$
radiale Vorschubgeschwindigkeit	$v_{frd} = 3,75 \text{ } \mu\text{m/s}$

Tabelle 4-2: Abrichtbedingungen

Das Abrichten erfolgte unter Verwendung eines Mineralöls. Hierbei kam stets das gleiche Mineralöl zum Einsatz, das in Schleifversuchen mit dem abgerichteten Werkzeug verwendet wurde (siehe Kapitel 4.5).

4.3.5 Messung der Prozeßkräfte beim Schleifen

Die Messung der Schleifkräfte wurde mittels eines piezoelektrischen Kraftmeßsystems durchgeführt. Beim Kraftmeßsystem handelt es sich um vier 3-Komponenten-Kraftmeßdosen vom Typ 9118 der Fa. Kistler, Winterthur, Schweiz, die in den vier Ecken einer Stahlplatte unterhalb der Schleifspindel im Kraftfluß der Maschine unter Vorspannung eingebaut sind. Die einzelnen Kraftmeßdosen weisen eine Ansprechschwelle von jeweils weniger als 0,01 N bei einer Steifigkeit von ca. 1250 N/ μm in Vorspannrichtung bzw. ca. 240 N/ μm in den anderen zwei Richtungen auf [N.N.91]. Durch eine angepaßte Signalaufbereitung (Summierung von Ladungen einzelner Kraftmeßdosen, Ladungsverstärkung, Tiefpaßfilterung, Analog-Digital-Wandlung) wurden die Schleifkräfte während des Versuchs gemessen. Nach Speicherung der Meßsignale auf einem Datenträger erfolgte deren Auswertung mittels einer Software.

4.4 Werkstücke

In den experimentellen Untersuchungen wurden Werkstücke unterschiedlicher Geometrien verwendet. Beim Einkornritzen waren es Flachproben der Abmessungen ca. $B \times H \times T = 50 \text{ mm} \times 5 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$. Die Durchmesser der beim Schleifen verwendeten zylindrischen Proben betragen, bis auf die Untersuchungen in Kapitel 7, ca. 45,2 mm bei einer Probenbreite von 4 mm. In den Untersuchungen in Kapitel 7 wurden die Werkstückdurchmesser stufenweise auf Niveaus von ca. 17,8 mm, 27,6 mm und 45,2 mm variiert.

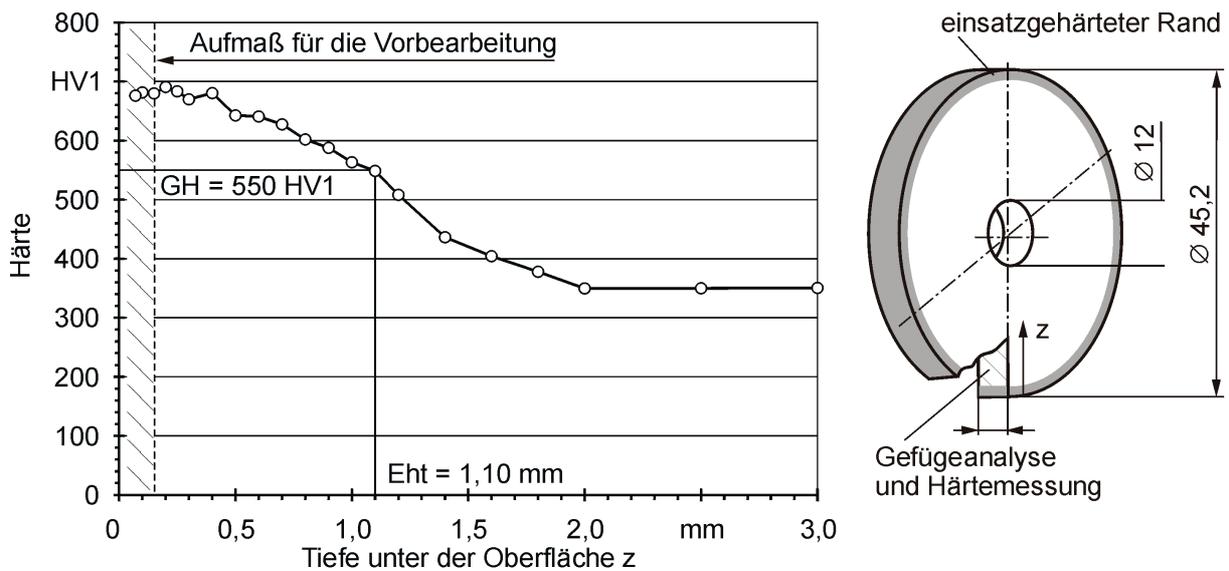
Als Probenwerkstoff wurde der Stahl 16MnCr5E stellvertretend für die in der Verzahnentechnik weit verbreiteten Gruppe der Einsatzstähle verwendet. Die Wärmebehandlung der Proben bestand aus Gasaufkohlen in einem Trägermedium aus Methanol und Stickstoff (60:40), Direkthärten in Öl und Anlassen in einem Luftumwälzofen. Die Wärmebehandlung der Proben wurde in zwei Chargen durchgeführt, wobei die Rund- und die Flachproben jeweils eine Charge bildeten. Die technologischen Daten einzelner Teilprozesse der Wärmebehandlung sind in Tabelle 4-3 aufgeführt.

	Flachproben	Rundproben
Teilprozeß	Atmosphäre / Temperatur / Dauer	
Gasaufkohlen	ca. 20 Vol-% CO, 40 Vol-% H ₂ , 40 Vol-% N ₂ , Spuren H ₂ O, CO ₂ , CH ₄	
	930°C / 3h bei C-Pegel 1,23% + 930°C / 0,5h bei C-Pegel 0,83%	950°C / 5h bei C-Pegel 0,90% + 950°C / 1h bei C-Pegel 0,78%
Direkthärten	von der Aufkohlungsatmosphäre bei C-Pegel 0,72% (840°C) in Öl (60°C)	von der Aufkohlungsatmosphäre bei C-Pegel 0,73% (840°C) in Öl (60°C)
Anlassen	Luft / 200°C / 2h	Luft / 200°C / 2h

Tabelle 4-3: Wärmebehandlung der Proben

Nach der durchgeführten Wärmebehandlung betrug die Oberflächenhärte aller Proben ca. 680±20 HV1 (entspricht ca. HRC 59±1) bei einer Einsatzhärtungstiefe Eht = 1,10 mm nach DIN 50190 [DIN50190-1]. Bild 4-9 zeigt beispielhaft den Härte-tiefenverlauf und das Gefüge einer einsatzgehärteten und angelassenen runden Probe.

Die Proben wiesen nach der Wärmebehandlung eine oxidierte Randschicht auf, deren Tiefe anhand der durchgeführten Gefügeuntersuchungen mit ca. 20 µm angegeben werden konnte (Bild 4-9, Gefügaufnahme rechts unten). Die randoxydierte Schicht wurde bei allen Proben vor der Versuchsdurchführung durch eine Schleifvorbearbeitung entfernt. Das Aufmaß für die Vorbearbeitung betrug ca. 0,15 mm. Die Vorbearbeitung der Flachproben für das Einkornritzen wurde auf einer Planschleifmaschine durchgeführt. Die Rundproben für die Schleifuntersuchungen wurden auf der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Schleifmaschine unmittelbar vor der eigentlichen Versuchsdurchführung vorbereitet. Außer dem Entfernen der oxidierten Randschicht wurden durch die Vorbearbeitung die notwendige Ebenheit (Flachproben) und Rundheit (Rundproben) sichergestellt. Wie aus dem Härte-tiefenverlauf in Bild 4-9 links oben ersichtlich, blieb die Oberflächenhärte der Proben nach der Vorbearbeitung verglichen mit dem Ausgangszustand nach der Wärmebehandlung näherungsweise unverändert.



Werkstoff : 16 MnCr 5 E

Ätzung : 3% alk. HNO₃

Giw 557

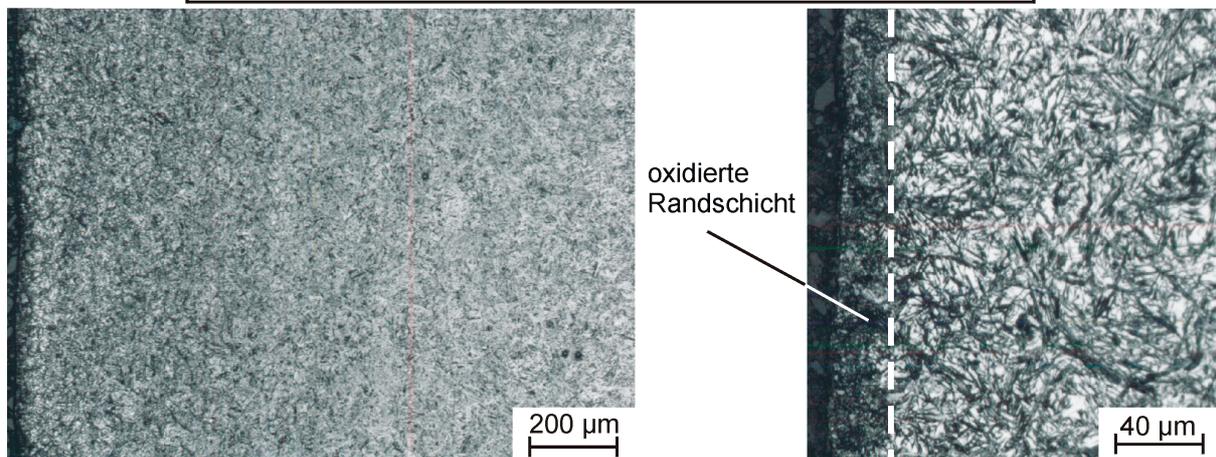


Bild 4-9: Härtetiefenverlauf und Gefüge einer einsatzgehärteten runden Probe

Bei der Durchführung der Schleifversuche wurde stets darauf geachtet, daß die Änderung des Probenradius die Einsatzhärtungstiefe nicht überschreitet. Es kann somit davon ausgegangen werden, daß bei allen Werkstücken die Schleifoperation ausschließlich innerhalb der einsatzgehärteten Randschicht erfolgte.

4.5 Kühlschmierstoffe

In allen Einkornritz- und den meisten Schleifversuchen wurde ein Mineralöl der Spezifikation Honolit 4 der Fa. Zeller+Gmelin, Eisingen, eingesetzt. Das Öl enthält schwefel- und phosphorhaltige Additive und besitzt bei 40°C eine kinematische Viskosität von $\nu_{40} = 5,1 \text{ mm}^2/\text{s}$. Seine Dichte beträgt 832 kg/m^3 bei 15°C [N.N.00-2].

In den Schleifuntersuchungen in Kapitel 6.1.2 wurde die kinematische Ölviskosität ν_{40} auf diskreten Niveaus von 1,6 / 5,1 / 8,3 und 14,4 mm^2/s variiert. Die Variation der Ölviskosität erfolgte hierbei singulär, d.h. unter Beibehalten der restlichen relevanten

Zerspaneigenschaften des Öls, insbesondere der Konzentration der Additive. Dies geschah durch Beimischung von verschiedenen Mengen an Grundöl zum Referenzprodukt mit $v_{40} = 5,1 \text{ mm}^2/\text{s}$ bei gleichzeitiger Anpassung der Additivierung wegen der Forderung nach gleichbleibenden Zerspaneigenschaften.

4.5.1 Bestimmung der Ölviskosität

Für die Auswertung der Untersuchungsergebnisse in Kapitel 6.1 wurde u.a. die Abhängigkeit der Viskosität der verwendeten Öle von der Temperatur benötigt. Die Temperaturabhängigkeit der kinematischen Viskosität wurde experimentell mit Hilfe eines Viskosimeters bestimmt. Zum Einsatz kam ein Ubbelohde-Viskosimeter vom Typ AVS 542 der Fa. Schott Glas, Mainz.

Für die Messungen wurden jeweils 20 ml-Frischölproben verwendet. Mit dem Gerät wurde bei einer vorgegebenen Temperatur die Durchflußzeit des Öls in einer Kapillare gemessen. Das Öl fließt in der Kapillare unter alleiniger Einwirkung der Schwerkraft bei Atmosphärendruck. Die Temperatur der Ölprobe wird während der Messung mit Hilfe eines Thermostaten konstant gehalten. Die kinematische Viskosität läßt sich aus der gemessenen Durchflußzeit unter Berücksichtigung einer Gerätekonstante rechnerisch ermitteln. Die Genauigkeit einer Viskositätsmessung nach dieser Methode hängt im wesentlichen von der Temperaturkonstanz des Thermostaten ab. Bei den verwendeten Geräteeinstellungen betrug der Meßfehler maximal $\pm 1\%$ bei einer Temperaturkonstanz von $\pm 0,1^\circ\text{C}$.

Die Viskositätsmessungen erfolgten für alle Öle im Temperaturbereich $20\text{...}70^\circ\text{C}$ in Schritten von 5°C . Bei einer vorgegebenen Temperatur wurden für jeden Meßpunkt vier Einzelmessungen durchgeführt, aus deren Ergebnissen ein Mittelwert der kinematischen Viskosität gebildet wurde.

4.6 Charakterisierung der Oberflächenfeingestalt

Die Oberflächenfeingestalt der geritzten bzw. geschliffenen Proben sowie der Ritz- und Schleifwerkzeuge wurden mit unterschiedlichen Methoden charakterisiert. Im einzelnen waren es die Rasterkraftmikroskopie, die Rasterelektronenmikroskopie, die Lichtmikroskopie und die taktile Rauheitsmessung.

4.6.1 Rasterkraftmikroskopische Vermessung von Ritzspuren

Die Rasterkraftmikroskopie (im Englischen: Atomic Force Microscopy, AFM) wurde zur quantitativen Analyse von Querschnittsprofilen der Ritzspuren verwendet. Die quantitative Analyse der Ritzspurprofile nahm eine zentrale Rolle bei der Bewertung des Arbeitsergebnisses nach dem Einkornritzen ein.

Beim Einkornritzen wurde mit Schleifkörnern eines mittleren Durchmessers von etwa 100 µm bei Korneingriffstiefen unterhalb von ca. 2,5 µm gearbeitet. Typischerweise betrug die Tiefe einer Ritzspur weniger als 1 µm, die Höhe der seitlichen Materialaufwerfungen war deutlich kleiner als die Korneingriffstiefe und änderte sich im Bereich von einigen Zehn bis maximal wenigen Hundert Nanometern. Das Meßverfahren zur Ermittlung von Querschnittsprofilen der Ritzspuren mußte daher hohen Anforderungen bzgl. der lateralen und insbesondere der vertikalen Auflösung bei relativ steilen Flanken der Ritzspur genügen. Nach Ausführungen in [Riem01] wurde der Rasterkraftmikroskopie, als dem hierfür am besten geeigneten Meßverfahren, der Vorzug gegeben.

In dieser Arbeit wurde das Rasterkraftmikroskop vom Typ Dimension 3000 der Fa. Digital Instruments, Plainview, USA, verwendet. Der Meßbereich des Geräts beträgt horizontal ca. 90 x 90 µm² und vertikal ca. 6 µm. Die laterale Auflösung ist von der Anzahl der Meßpunkte (max. 512) je Rasterachse abhängig und liegt je nach Betriebsmodus im Bereich von einigen Zehntel bis einigen Nanometern. Die vertikale Auflösung beträgt ca. 0,01 nm. Das Meßprinzip sowie der Aufbau des hier verwendeten Rasterkraftmikroskops sind ausführlich in [Riem01] beschrieben.

4.6.2 Rasterelektronenmikroskopische Analyse von Oberflächen

Die Rasterelektronenmikroskopie wurde zur qualitativen Beurteilung der Beschaffenheit von Werkzeugoberflächen eingesetzt. Das Verfahren wurde ebenso zur Analyse der Spanformen nach dem Einkornritzen verwendet.

In der Arbeit kam ein Rasterelektronenmikroskop (REM) vom Typ CamScan 44 der Fa. Elektronenoptik, Dortmund, zum Einsatz. Je nach Meßaufgabe und Probenmaterial wurden sowohl Rückstreuелеktronen- (RE) als auch Sekundärelektronen-Detektoren (SE) verwendet. Zur eindeutigen Identifizierung von Metallspänen in den Zerspanprodukten wurde außerdem die quantitative Elementenbestimmung mittels energiedispersiver Röntgenanalyse (Energy Dispersive X-Ray Analysis, EDX) durchgeführt. Hierbei wurden insbesondere die Gewichtsanteile der Elemente Fe (soll: > 96 Gew.-%), Cr (0,8...1,1 Gew.-%) und Mn (1,0...1,3 Gew.-%) kontrolliert. Ein EDX-Analysegerät war im verwendeten REM integriert.

4.6.3 Lichtmikroskopische Analyse von Oberflächen

Die Vermessung von Längen der Ritzspuren, der Abstände zwischen zwei benachbarten Ritzspuren sowie die Beurteilung der Qualität von Ritzwerkzeugen (inkl. Ausmessen des Kornüberstands über der Bindung) erfolgte mit Hilfe lichtmikroskopischer Verfahren.

Es wurde ein Auflicht-Interferenzkontrastmikroskop vom Typ BHMJ-L der Fa. Olympus, Hamburg, verwendet. Das Gerät war für Nomarski-Differential-Interferenz-

kontrast eingerichtet (siehe [Riem01] für ausführliche Beschreibung des Meßprinzips) und erlaubte das Visualisieren von Höhenunterschieden in der Größenordnung von Bruchteilen des Wellenspektrums von Weißlicht (380...760 nm). Je nach eingestellter Gesamtvergrößerung (Objektiv + Okular), die stufenweise von 50- bis 1000-fach variiert werden konnte, lag die laterale Auflösung zwischen 2,58 μm (50-fache Vergrößerung) und 0,35 μm (1000-fache Vergrößerung). Die Tiefenschärfe nahm dabei von 70,1 μm (50 x) auf 0,67 μm (1000 x) ab.

4.6.4 Taktile Rauheitsmessung

Die quantitative Bewertung der Oberflächengüte der geschliffenen Werkstücke erfolgte mit einem taktilen Oberflächenmeßgerät vom Typ Perthometer S8P der Fa. Perthen, Göttingen. Das Gerät wurde außerdem zur Bestimmung der Schleifscheibentopographie und der Höhe des verschleißbedingten Profilverlusts der Schleifscheibe genutzt.

Alle Rauheitsmessungen am Werkstück wurden senkrecht zu den Schleifspuren mit einem Taster des Typs RFHTB-250 durchgeführt. Eine Rauheitsmessung am Werkstück bestand aus fünf Einzelmessungen, die jeweils an verschiedenen, über den Werkstückumfang verteilten, Stellen senkrecht zu den Schleifriefen durchgeführt wurden. Als Kennwert der Oberflächenrauheit wurde die gemittelte Rauhtiefe R_z herangezogen, die den arithmetischen Mittelwert der fünf Einzelmessungen darstellte.

Die Schleifscheibentopographie wurde durch das direkte Abtasten der Werkzeugoberfläche mit einem Taster vom Typ FRW-750 ermittelt. In der anschließenden Auswertung des ungefilterten Rauheitsprofils wurde zum einen die Anzahl der Profilerhebungen (High Spot Count, HSC) in verschiedenen Tiefen z des Profils ermittelt. Die HSC-Zahl stellte hierbei die Anzahl der Schneiden pro Längeneinheit in der jeweiligen Schneidenraumtiefe z dar, die der statischen Schneidenzahl S_{stat} entspricht. Zum anderen wurde die mittlere Steilheit von Profilerhebungen errechnet. Diese kann dem halben Spitzenöffnungswinkel χ eines Schleifkorns gleichgesetzt werden. Zur statistischen Absicherung des Ergebnisses wurden pro Schleifscheibe zehn Rauheitsprofile der Oberfläche an verschiedenen Stellen der Bearbeitungsspur senkrecht zur Schnittrichtung aufgenommen. Der Parameter $\tan\chi$ wurde als Mittelwert aus 30 als Schneiden identifizierten Profilerhebungen errechnet.

Der Schleifscheibenverschleiß nach dem jeweiligen Versuch wurde zunächst durch Einstecken der Schleifscheibe in ein Ersatzwerkstück (Stahlplättchen) dokumentiert. Auf dieser Weise ließ sich ein negatives Abbild des Schleifscheibenprofils im Stahlplättchen erzeugen. Dieses zeichnete sich innerhalb der Eingriffsbreite durch eine annähernd rechteckförmige Überhöhung aus, die dem verschleißbedingten Profilverlust der Schleifscheibe entsprach. Die Höhe dieser Profilabweichung am Plättchen, die identisch mit der Verschleißmarkentiefe am Werkzeug war, wurde an-

schließlich mit Hilfe des Oberflächenmeßgeräts gemessen und daraus das Verschleißvolumen der Schleifscheibe errechnet.

4.7 Charakterisierung der Werkstückrandzone

Die Randzonen ausgewählter Werkstücke wurden im unbearbeiteten Zustand nach der Wärmebehandlung sowie nach der erfolgten Schleifbearbeitung mit unterschiedlichen Methoden charakterisiert. Im einzelnen waren es die metallographische Gefügeanalyse, die Härtemessung und die röntgenographische Eigenspannungsmessung.

4.7.1 Metallographische Gefügeanalyse

Die metallographische Gefügeanalyse wurde als Eingangskontrolle nach der Wärmebehandlung durchgeführt. Sie erfolgte an den entsprechend präparierten Probenquerschliffen mit Hilfe eines Lichtmikroskops.

Die Probenpräparation bestand aus Einbetten herausgetrennter Teilstücke in eine Kunststoffmasse, Läppen, Polieren und Ätzen. Als Ätzmittel wurde eine 3 %-ige alkoholische Lösung der Salpetersäure verwendet. Die Analyse der randnahen Bereiche der Gefügeschliffe erfolgte qualitativ unter Verwendung eines Lichtmikroskops vom Typ Axioplan der Fa. Carl Zeiss, Oberkochen.

4.7.2 Härtemessung

Die Härtemessung wurde ebenfalls als Eingangskontrolle nach der Wärmebehandlung durchgeführt. Für diesen Zweck wurde der Verlauf der Härte über der Tiefe der einsetzgehärteten Schicht an Gefügeschliffen bestimmt.

Für die Härtemessungen stand ein Vickers-Kleinlasthärtemeßgerät vom Typ HMV 2000 der Fa. Struers, Rodovre, Dänemark, zur Verfügung. Es wurden ausschließlich Vickers-Härtemessungen [DIN50133-2] mit einer Prüfkraft von 9,81 N (HV1) durchgeführt.

4.7.3 Röntgenographische Eigenspannungsmessung

Die Charakterisierung des Werkstückrandzonenzustands nach dem Schleifen erfolgte mit Hilfe röntgenographischer Eigenspannungsmessungen.

Die röntgenographischen Eigenspannungsmessungen wurden mit einem 2-Kreis-Diffraktometer vom Typ XRD 3000 P der Fa. Seifert, Ahrensburg, durchgeführt. Es wurde die Cr-K_α-Strahlung einer Wellenlänge von 0,2291 nm verwendet. Zur Messung der Interferenzlinienlage der {211}-Ebenen des Eisens erfolgte die 2 θ -Bewegung im Intervall $142^\circ \leq 2\theta \leq 163^\circ$ in 0,2° Schritten. Die Meßzeit betrug durchschnittlich 5 sec pro 2 θ -Schritt. Die Gitterdehnungsmessungen erfolgten jeweils in

den Richtungen $\psi = 0^\circ; \pm 16,8^\circ; \pm 24,1^\circ; \pm 30,0^\circ; \pm 35,3^\circ; \pm 40,2^\circ$ und $\pm 45,0^\circ$. Zur Kalibrierung des Meßaufbaus diente eine Eigenspannungsmessung an den $\{211\}$ -Ebenen eines spannungsarmen Eisenpulvers mit $2\Theta = 156,084^\circ$.

Die Eindringtiefe von 63% der Cr- K_α -Strahlung in Eisen beträgt ca. 5,5 μm . Zur Ermittlung der Tiefenverläufe der Eigenspannungen wurde das Probenmaterial in vorgegebenen Tiefen elektrolytisch abgetragen.

Zur Auswertung der Meßergebnisse wurde der Untergrund von der Intensitätskurve abgezogen. Die Peaklagen jedes einzelnen Scans wurden nach Glättung aus dem Schwerpunkt der Kurven berechnet. Die Spannungskomponente in Schleifrichtung wurde aus der Verschiebung der Peaklagen bei verschiedenen ψ -Winkeln nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren bestimmt. Für jeden Meßpunkt wurden drei Einzelmessungen durchgeführt, aus deren Ergebnissen ein Mittelwert der Eigenspannung gebildet wurde.

5 Untersuchungen der Spanbildungsmechanismen mittels Einkornritzen

Untersuchungen der Spanbildungsmechanismen beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten wurden mittels Einkornritzversuche in den Prozeßvarianten Längs- und Tauchritzen (siehe Kapitel 4.2.2) durchgeführt. Bevor die Ergebnisse dieser Untersuchungen im einzelnen vorgestellt werden, soll auf die Auswahl geeigneter Kenngrößen zur Bewertung von Prozeß- und Ergebnisgrößen beim Einkorneingriff näher eingegangen werden.

5.1 Kenngrößen zur Bewertung von Prozeß- und Ergebnisgrößen beim Einkorneingriff

5.1.1 Prozeßkräfte

Die Prozeßkräfte beim Ritzen wurden direkt mit Hilfe der in 4.2.4 beschriebenen Kraftmeßvorrichtung gemessen, die unter dem Probenspanntisch eingebaut war. Ein direkter Vergleich der beim Ritzen mit konstanten Versuchsbedingungen und unterschiedlichen Werkzeugen gemessenen Kräfte zeigte jedoch, daß diese aufgrund unterschiedlicher Korngemetrien relativ starken Streuungen unterlagen. Die Streuung der Kräfte wurde zusätzlich vom Verschleißzustand der Körner beeinflusst. Es erwies sich daher als wenig sinnvoll, die Kräfte als alleinige Prozeßkenngröße heranzuziehen. Besser eignete sich dafür eine Kenngröße, welche aus den gemessenen Tangentialkraftkomponenten und den zugehörigen Querschnittsprofilen der Ritzspuren gebildet wird. Diese Kenngröße stellt die spezifische Ritzenergie dar. Die Ermittlung der spezifischen Energie beim Ritzen ist in Kapitel 5.1.3 beschrieben.

5.1.2 Relatives Spanvolumen

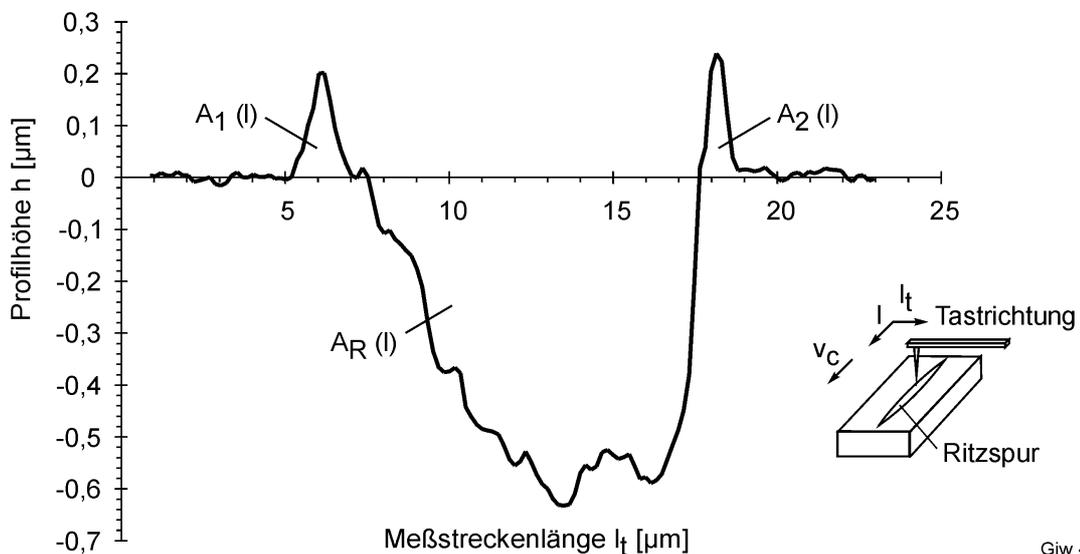
Neben der spezifischen Ritzenergie wurde das relative Spanvolumen als Kenngröße zur Bewertung des Arbeitsergebnisses beim Einkornritzen verwendet. Die Definition des relativen Spanvolumens f_{ab} wurde als das Verhältnis des abgespannten Werkstoffvolumens zum Volumen der Ritzspur aus den einschlägigen Arbeiten von zum Gahr [Gahr83-1] übernommen, siehe Bild 2-4.

Zur Bestimmung der f_{ab} -Werte mußten an verschiedenen Stellen entlang der Ritzspur Querschnittsprofile aufgenommen werden, aus denen die Volumenanteile des aufgeworfenen und des abgespannten Materials errechnet werden konnten. Da die Definition des f_{ab} -wertes die Ermittlung der entsprechenden Volumina vorsieht, ist hier eine Näherung durch eine Flächenermittlung nur dann zulässig, wenn sich das Querschnittsprofil entlang der gesamten Ritzlänge nicht ändert. Dies traf jedoch praktisch nicht zu, die Querschnittsprofile der Ritzspuren änderten sich signifikant in allen Phasen des Korneingriffs. Daher mußte in Bezug auf die verwendete Ritzkinematik die Gültigkeit der von zum Gahr [Gahr83-1] eingeführten Beziehung auf sehr kleine Län-

gen beschränkt werden, innerhalb deren das gemessene Profil der Ritzspur als konstant angesehen werden konnte. Somit sind alle ermittelten f_{ab} -Werte keine integralen, sondern lokale Kenngrößen zur Beschreibung der Effektivität des Spanbildungsprozesses in verschiedenen Phasen des Korneingriffs. Wie später gezeigt wird, stellt diese Einschränkung jedoch keineswegs einen Nachteil dar.

Die praktische Ermittlung der f_{ab} -Werte erfolgte mit Hilfe des in Kapitel 4.6.1 beschriebenen Rasterkraftmikroskops (AFM). Dafür wurde jede einzelne Ritzspur an mehreren Stellen quer zur Schnittrichtung ausgemessen. Das Ergebnis der jeweiligen Messung stellte dann eine Schar von zweidimensionalen Querschnittsprofilen der Ritzspur mit gut erkennbaren Teilen der seitlichen Materialaufwürfe bzw. des ausgehobenen Materials dar. Da die Tastspitze eines AFM als kugelförmig mit einem Verrundungsradius von weniger als 50 nm angenommen werden kann [Höpe95], kann mit guter Näherung davon ausgegangen werden, daß sich das Querschnittsprofil innerhalb eines Bereichs der Ritzlänge, der dem Verrundungsradius entspricht, nicht ändert. In Bild 5-1 ist beispielhaft ein solches Querschnittsprofil gezeigt (man beachte, daß die Gesamtprofilhöhe hier weniger als 1 μm betrug).

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	Schnittgeschwindigkeit : $v_c = 1,26 \text{ m/s}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120 \text{ mm}$



Giw 485

Bild 5-1: AFM-Messung einer Ritzspur (Querschnittsprofil)

Aus den gemessenen Profilen wurden mittels eines Datenverarbeitungsprogramms die Flächen der Aufwürfe $A_1(l)$ und $A_2(l)$ bzw. des abgespannten Materials $A_R(l)$ an der Stelle l entlang des Kontaktbogens bestimmt. Gemäß der obigen Definition errechnete sich der lokale Wert des relativen Spanvolumen $f_{ab}(l)$ zu:

$$f_{ab}(l) = \frac{A_R(l) - (A_1(l) + A_2(l))}{A_R(l)} \quad (17)$$

Die Ortskoordinate l lässt sich als Produkt der Kontaktzeit t und der relativen Geschwindigkeit des Schleifkorns v_{rel} bzw. der Schnittgeschwindigkeit v_c angeben:

$$l = v_{rel} \cdot t = v_c \cdot t \quad (18)$$

Somit können die $f_{ab}(l)$ -Werte unter Verwendung der Zeitfunktion $t = l / v_c$ in $f_{ab}(t)$ -Werte überführt werden, da die Ritzlänge allein von der Zeit und nicht von der Schnittgeschwindigkeit abhängig ist. Für einen Zeitpunkt t^* innerhalb der Kontaktzeit kann also der momentane Wert des relativen Spanvolumens als

$$f_{ab}(t^*) = \frac{A_R(t^*) - (A_1(t^*) + A_2(t^*))}{A_R(t^*)} \quad (19)$$

angegeben werden.

5.1.3 Spezifische Ritzenergie

Geht man davon aus, daß die von der Kornschneide während des Ritzvorgangs aufgebraachte Arbeit U_R gleich der Ritzenergie E_R ist, so kann die letztere z.B. nach [Lian96] aus der örtlichen Ritztangentialkraft $F_{tR}(l)$ und der Ritzlänge $l = l_1 - l_0$ errechnet werden.

$$E_R = U_R = \int_{l_0}^{l_1} F_{tR}(l) \cdot dl \quad (20)$$

Die für die Zerspanung einer Volumeneinheit erforderliche Energie (spezifische Ritzenergie e_R) wird unter Berücksichtigung des Spanvolumens V_S berechnet: Das Spanvolumen lässt sich aus der örtlichen Fläche des Ritzprofils $A_R(l)$ ermitteln*.

$$V_S = \int_{l_0}^{l_1} A_R(l) \cdot dl \quad (21)$$

* korrekterweise müßte bei der Berechnung des Spanvolumens analog zum f_{ab} -Wert anstelle der örtlichen Fläche des Ritzprofils $A_R(l)$ die Differenz der Flächen des ausgehobenen und aufgeworfenen Materials $A_R(l) - (A_1(l) + A_2(l))$ eingesetzt werden. Die Rechenvorschrift würde jedoch bei sehr kleinen f_{ab} -Werten ($f_{ab} \rightarrow 0$) zu unendlich hohen spezifischen Ritzenergien ($e_R \rightarrow \infty$) führen. Um dies zu vermeiden, wurde beim Einkornritzen in Anlehnung an [Vits85, Lian96, Brun98] und andere Arbeiten die Beziehung (21) verwendet, die strenggenommen das Spanvolumen im Falle des idealen Mikrospanens ($f_{ab} = 1$) darstellt.

Die spezifische Ritzenergie e_R errechnet sich zu:

$$e_R = \frac{E_R}{V_S} = \frac{\int_{l_0}^{l_1} F_{tR}(l) \cdot dl}{\int_{l_0}^{l_1} A_R(l) \cdot dl} \quad (22)$$

Der Ausdruck für e_R in Beziehung (22) stellt einen integralen Wert der gesamten während des Ritzvorgangs verbrauchten spezifischen Energie dar. Die variable Ritzlänge l lässt sich als Produkt der Kontaktzeit t und der Schnittgeschwindigkeit v_c gemäß Beziehung (18) angeben. Unter Verwendung der Substitutionsregel (siehe z.B. [Bron93]) lassen sich die beiden bestimmten Integrale in (22) über der Integrationsvariable Zeit ausdrücken:

$$e_R = \frac{\int_{l_0}^{l_1} F_{tR}(l) \cdot dl}{\int_{l_0}^{l_1} A_R(l) \cdot dl} = \frac{\int_{t_0}^{t_1} F_{tR}(v_c \cdot t) \cdot v_c \cdot dt}{\int_{t_0}^{t_1} A_R(v_c \cdot t) \cdot v_c \cdot dt} = \frac{v_c \cdot \int_{t_0}^{t_1} F_{tR}(v_c \cdot t) \cdot dt}{v_c \cdot \int_{t_0}^{t_1} A_R(v_c \cdot t) \cdot dt} = \frac{\int_{t_0}^{t_1} F_{tR}(v_c \cdot t) \cdot dt}{\int_{t_0}^{t_1} A_R(v_c \cdot t) \cdot dt} \quad (23)$$

mit $t_0 = l_0/v_c$ und $t_1 = l_1/v_c$. Betrachtet man ein hinreichend kleines Zeitintervall $t_1 - t_0$, in dem die zeitlichen Änderungen der Funktionen $F_{tR}(v_c \cdot t)$ und $A_R(v_c \cdot t)$ vernachlässigbar sind, so können die beiden Integrale in (23) über deren Mittelwerte $F_{tR}(v_c \cdot t^*)$ und $A_R(v_c \cdot t^*)$ zum Zeitpunkt t^* , $t_0 < t^* < t_1$ angegeben werden:

$$e_R = \frac{\int_{t_0}^{t_1} F_{tR}(v_c \cdot t) \cdot dt}{\int_{t_0}^{t_1} A_R(v_c \cdot t) \cdot dt} = \frac{F_{tR}(v_c \cdot t^*) \cdot (t_1 - t_0)}{A_R(v_c \cdot t^*) \cdot (t_1 - t_0)} = \frac{F_{tR}(v_c \cdot t^*)}{A_R(v_c \cdot t^*)} \quad (24)$$

Die Beziehung (24) stellt im Unterschied zu (22) keinen integralen, sondern einen lokalen Wert der spezifischen Ritzenergie $e_R(v_c \cdot t^*)$ bei einer Ortskoordinate von $l^* = v_c \cdot t^*$ dar. Da bei einer vorgegebenen Prozesskinematik die Ritzspurlänge allein von der Zeit und nicht von der Schnittgeschwindigkeit abhängt, lässt sich schließlich formulieren:

$$e_R(t^*) = \frac{F_{tR}(t^*)}{A_R(t^*)} \quad (25)$$

Die Zweckmäßigkeit einer Unterscheidung zwischen den beiden Größen integrale und momentane spezifische Ritzenergie ist in der Literatur [Wang01] ausführlich behandelt. In den betrachteten Untersuchungen wurden die zeitlich veränderlichen Werte der Funktion $e_R(t^*)$ als Kenngrößen zur Beschreibung des Spanbildungsvor-

gangs verwendet. Der Vorteil der Verwendung der Funktion $e_R(t^*)$ anstatt des integralen Wertes e_R liegt auf der Hand: mit ihr können, ebenso wie mit dem in Kapitel 5.1.2 beschriebenen lokalen Wert des relativen Spanvolumens f_{ab} , unterschiedliche Phasen des Korneingriffs analysiert werden.

In Bild 5-2 ist die praktische Vorgehensweise bei der Ermittlung der $e_R(t^*)$ -Werte am Beispiel der Kinematik des Tauchritzens schematisch dargestellt. Auf die Analyse der zeitlichen Prozeßkraftverläufe beim Ritzen wird in Kapitel 5.5 noch näher eingegangen.

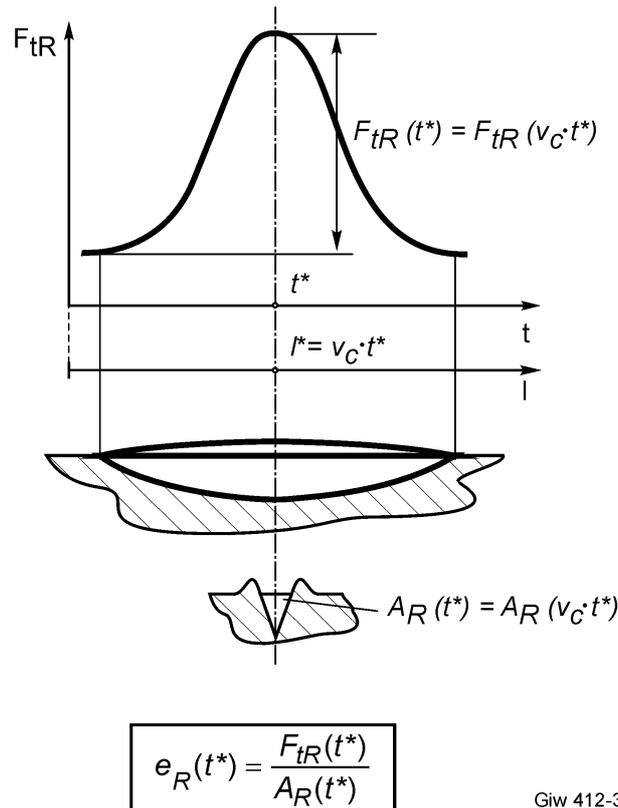


Bild 5-2: Ermittlung eines momentanen Wertes der spezifischen Ritzenergie aus dem gemessenen zeitlichen Verlauf der Ritztangentialkraft und dem Querschnittsprofil einer Ritzspur

Wie aus Bild 5-2 ersichtlich ist, läßt sich der spezifische Energiebedarf zu verschiedenen Zeitpunkten des Spanbildungsvorgangs mit Hilfe momentaner Werte der spezifischen Ritzenergie genau quantifizieren. Aus den ermittelten $e_R(t^*)$ -Werten kann beispielsweise rückgeschlossen werden, welche Phasen der Spanbildung energetisch besonders ungünstig sind.

5.2 Längsritzen

Bei den experimentellen Untersuchungen in der Kinematik des Längsritzens wurden die Schnittgeschwindigkeit v_c im Bereich von 0,31 bis 3,77 m/s und die Korneingriffstiefe t_R im Bereich von 0 bis ca. 2,3 μm variiert. Die Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} wur-

de mit 5 mm/min konstant gehalten. Als Schleifstoff kamen einzelne cBN-Schleifkörner der Korngröße B91 zum Einsatz.

Die Korneingriffstiefe änderte sich aufgrund der Schrägstellung der Probe in Vorschubrichtung. Da der Vorschub gegenüber der Kontaktlänge sehr klein war, überlappten sich die einzelnen Ritzspuren in Vorschubrichtung, so daß bei einem Längsritzversuch im Werkstück eine ununterbrochene Rille erzeugt wurde.

Wie in Kapitel 4.2.2 beschrieben, änderte sich bei dieser Prozeßkinematik die maximale Spannungsdicke $h_{cu,max}$ gemäß der in Bild 4-3 angegebenen Beziehung abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und der Korneingriffstiefe. Dieser Sachverhalt ist graphisch in Bild 5-3 durch Auftragung der rechnerisch ermittelten nominellen $h_{cu,max}$ -Werte über der Korneingriffstiefe im relevanten v_c -Bereich verdeutlicht.

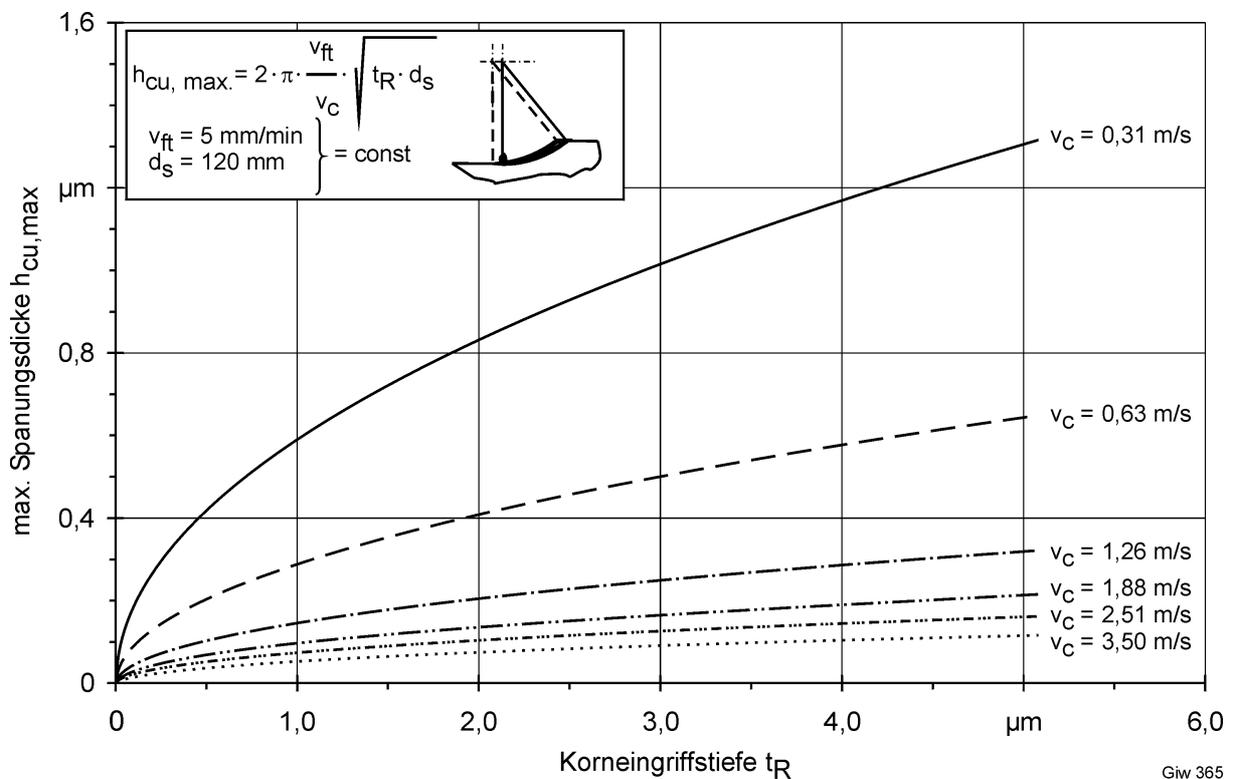


Bild 5-3: Nominelle Änderung der maximalen Spannungsdicke abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und der Korneingriffstiefe beim Längsritzen

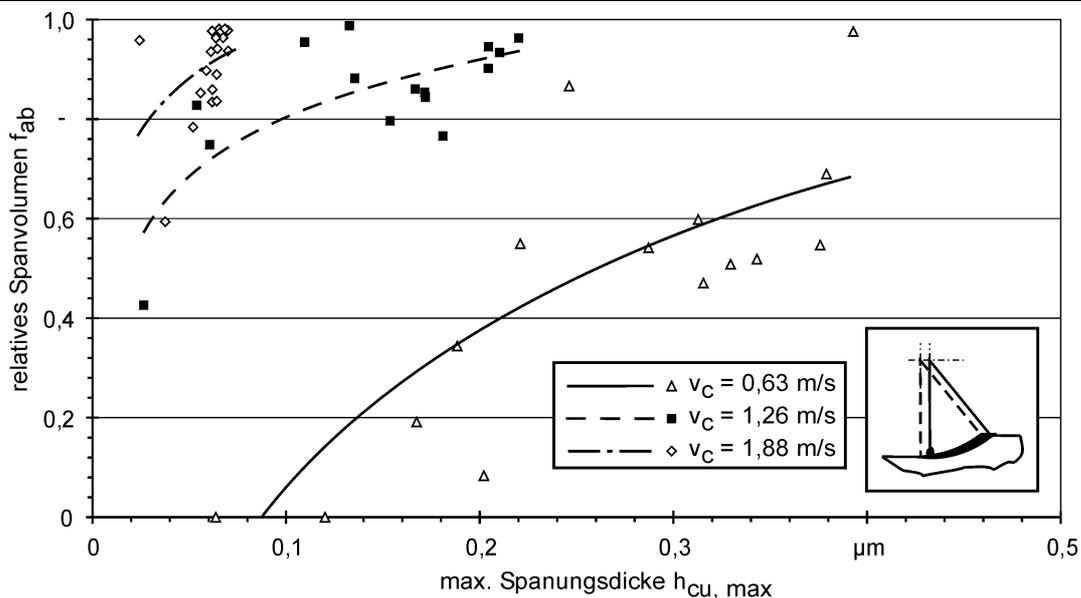
Wie Bild 5-3 zu entnehmen ist, fällt beim Längsritzen bei konstanter Korneingriffstiefe die maximale Spannungsdicke kinematisch bedingt mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ab. Bei konstanter Schnittgeschwindigkeit nimmt die Korneingriffstiefe nach einem Potenzgesetz zu.

Die mechanische Schleifkornbelastung ist proportional der maximalen Spannungsdicke [Wern71]. Um die verschiedenen Längsritzversuche mit variiertes Schnittgeschwindigkeit hinsichtlich der Schleifkornbelastung besser miteinander vergleichen

zu können, wurde daher für die nachfolgende Versuchsauswertung die Kenngröße maximale Spannungsdicke anstatt der Korneingriffstiefe herangezogen.

In Bild 5-4 und Bild 5-5 sind die in den Längsritzversuchen ermittelten Änderungen des relativen Spanvolumens und der spezifischen Ritzenergie abhängig von der maximalen Spannungsdicke für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten dargestellt. In den Bildern sind beispielhaft Auswertungsergebnisse der Versuchsreihen mit $v_c = 0,63, 1,26$ und $1,88$ m/s gezeigt, die repräsentativ für alle Versuche in der Kinematik des Längsritzens sind.

Verfahren	: Einkorn-Längsritzen	Kühlschmierstoff	: Honolit 4
Kinematik	: Umfangsplanoperation, Gegenlauf	Vorschubgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 5$ mm/min
Schleifstoff	: B91, ABN 300	effektive Ritztiefe	: $t_R = 0,03 \dots 2,34$ μm
Werkstoff	: 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser	: $d_s = 120$ mm



Giw 408

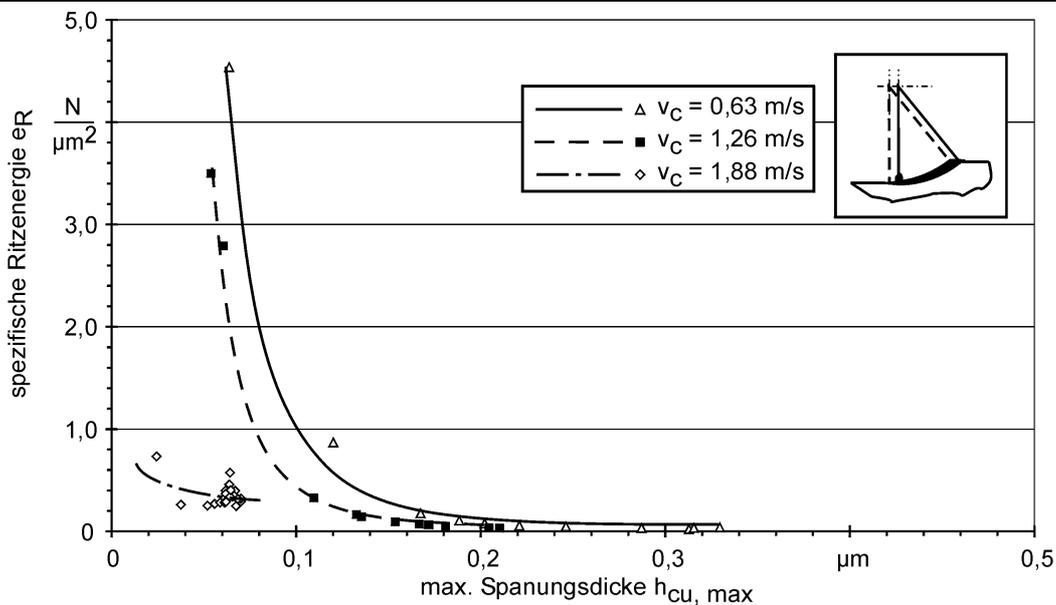
Bild 5-4: Änderung des relativen Spanvolumens abhängig von der maximalen Spannungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit beim Längsritzen

Es ist zunächst festzuhalten, daß im untersuchten Bereich der Prozeßparameter das relative Spanvolumen f_{ab} nahezu seinen gesamten Wertebereich zwischen 0 und 1 durchläuft, Bild 5-4. Die kleinsten Werte des f_{ab} , die den Mechanismus des Mikropflügens charakterisieren, wurden bei kleinen maximalen Spannungsdicken und niedrigen Schnittgeschwindigkeiten ermittelt. Eine Steigerung der maximalen Spannungsdicke über die Erhöhung der Korneingriffstiefe bei konstanter Schnittgeschwindigkeit hat einen degressiven Anstieg des relativen Spanvolumens zur Folge. Der Mechanismus der Spanbildung ändert sich hierbei vom Mikropflügen in Richtung des Mikrospanens ($f_{ab} \rightarrow 1$). Nach der Methode der kleinsten Quadrate lassen sich die Meßpunkte konstanter Schnittgeschwindigkeit mit einem logarithmischen Regressionsansatz ausgleichen. Bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bleibt der logarithmische Verlauf der f_{ab} -Kurven über der maximalen Spannungsdicke erhalten, die Absolutwerte des relativen Spanvolumens liegen bei gleicher maximaler Spannungs-

dicke jedoch wesentlich höher. Auf mögliche Ursachen für die relativ große Streuung der Meßwerte um die Ausgleichskurven wird auf Seite 68 näher eingegangen.

Bei der Betrachtung der spezifischen Ritzenergie (Bild 5-5) kann festgestellt werden, daß diese mit zunehmender Spannungsdicke bei allen Werten der Schnittgeschwindigkeit stark abnimmt. Dieses Phänomen, das als Größeneffekt bezeichnet wird, ist beim Zerspanen mit geometrisch bestimmter sowie unbestimmter Schneide seit langem bekannt und in der Literatur ausführlich behandelt (siehe z.B. [Vier70]). Der Größeneffekt besagt, daß die zum Zerspanen einer Volumeneinheit erforderliche Energie (spezifische Zerspanenergie) von den geometrischen Eingriffsbedingungen abhängt und mit zunehmender Spannungsdicke nach einem Potenzgesetz abfällt.

Verfahren	: Einkorn-Längsritzen	Kühlschmierstoff	: Honolit 4
Kinematik	: Umfangsplanoperation, Gegenlauf	Vorschubgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 5 \text{ mm/min}$
Schleifstoff	: B91, ABN 300	effektive Korneingriffstiefe	: $t_R = 0,03 \dots 2,34 \text{ } \mu\text{m}$
Werkstoff	: 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser	: $d_s = 120 \text{ mm}$



Giw 407

Bild 5-5: Änderung der spezifischen Ritzenergie abhängig von der maximalen Spannungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit beim Längsritzen

Die Funktionsansätze der in Bild 5-5 eingezeichneten Regressionskurven sind potentiell. Somit kann mit den dargestellten Ergebnissen der Längsritzversuche die für den Größeneffekt typische Abhängigkeit der spezifischen Zerspanenergie von der Spannungsdicke beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten bestätigt werden. Mit Hilfe von Bild 5-4 kann weiterhin gefolgert werden, daß bei kleinen Spannungsdicken der spezifische Energiebedarf des Zerspanungsprozesses aufgrund hoher Anteile des Mikropflügens an der Spanbildung überproportional hoch ist. Des weiteren geht aus Bild 5-5 hervor, daß die Intensität des Größeneinflusses offenbar von der Schnittgeschwindigkeit abhängt: kleinere v_C -Werte führen insbesondere bei kleinen Spannungsdicken zu deutlich höheren Werten der spezifischen Zerspanenergie. Zwar steht die letztere Erkenntnis anscheinend im Widerspruch zu Ergeb-

nissen früherer Untersuchungen anderer Autoren [Misr81, Wang01], es muß jedoch erwähnt werden, daß vergleichbare Untersuchungen im Bereich extrem niedriger Schnittgeschwindigkeiten in Kombination mit sehr geringen Spannungsdicken in der Literatur unbekannt sind.

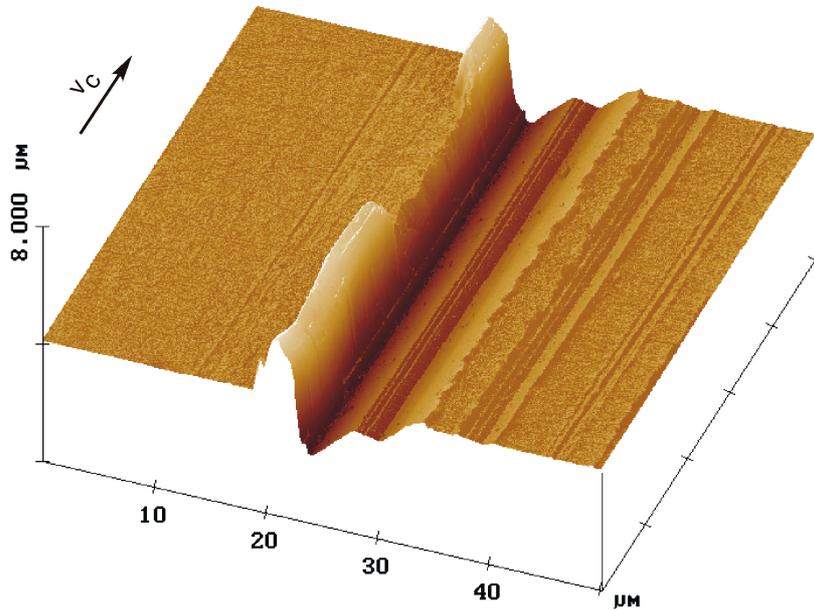
Tendenziell ähnliche Zusammenhänge hinsichtlich Spanbildungsmechanismen wurden in den Untersuchungen von Burnham [Burn76] sowie Brinksmeier und Riemer [Brin95, Riem01] zur Mikrozerspanung duktiler Werkstoffe mit geometrisch bestimmter Schneide ermittelt. Burnham entwickelte auf der Grundlage der Elastizitätstheorie ein mechanisches Modell, mit dem die Höhe der seitlichen Materialaufwürfe u.a. in Abhängigkeit der Schnittparameter bestimmt werden kann. Die analytischen Modellvorstellungen von Burnham wurden einerseits von ihm selbst [Burn76] und andererseits in späteren Arbeiten von Brinksmeier und Riemer [Brin95, Riem01] in praktischen Zerspanexperimenten verifiziert.

Die genannten Autoren stellten übereinstimmend fest, daß die mittlere Höhe der seitlichen Materialaufwürfe bei steigender Schnitttiefe und sonst konstanten Schnittparametern logarithmisch ansteigt (vergleichbar mit dem logarithmischen Anstieg der f_{ab} -Werte über $h_{cu,max}$ in Bild 5-4). Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit führte bei konstanter Schnitttiefe zu einer Verringerung der Aufwurfhöhe, was bei der Betrachtung des relativen Spanvolumens steigenden f_{ab} -Werten entsprechen würde. In den Untersuchungen von Riemer [Riem01] wurde außerdem der für den Größeneffekt typische Anstieg der spezifischen Zerspankraft (spezifischen Zerspanenergie) bei fallenden Schnitttiefen ausführlich analysiert. Die überproportionale Zunahme der spezifischen Zerspanenergie begründete er mit dem gegenüber der Scherenergie dominierenden Anteil der Freiflächenreibung.

Die relativ große Streuung der f_{ab} - und e_R -Werte um die eingezeichneten Ausgleichskurven in Bild 5-4 und Bild 5-5 kann mit der Tatsache erklärt werden, daß es sich bei diesen um momentane Werte entsprechender Größen handelt (siehe Kapitel 5.1.2 und 5.1.3). Aufgrund einer Vielzahl möglicher Ursachen kann es während des Korn-eingriffs zu örtlichen Spannungsüberhöhungen kommen, die in Schwankungen der Ritzkräfte und des Querschnittsprofils der Ritzspur zum Ausdruck kommen. Beispielfürhaft hierfür ist in Bild 5-6 ein dreidimensionaler Ausschnitt einer Ritzspur dargestellt, in dem das partielle Abtrennen eines Teils des seitlichen Aufwurfs auf dem in Schnittrichtung linken Rillenrand gut zu erkennen ist.

Die dargestellte Unregelmäßigkeit ist offensichtlich auf ein lokales Überschreiten der Scherfestigkeit des Werkstoffs zurückzuführen. Dieses könnte wiederum seine Ursachen u.a. in der Prozeßkinematik (in Schnittrichtung zunehmende Korneingriffstiefe), der Werkzeuggeometrie (sich lokal ändernde Schneidenform) oder örtlicher Werkstoffinhomogenität haben. Da der gezeigte Ausschnitt mit ca. $50 \times 50 \mu\text{m}^2$ Fläche relativ klein ist, kann mit guter Näherung davon ausgegangen werden, daß inner-

Verfahren : Einkorn-Längsritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gegenlauf	Schnittgeschwindigkeit : $v_C = 0,63 \text{ m/s}$
Schleifstoff : B91, ABN 300	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 5 \text{ mm/min}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = 1,86 \text{ }\mu\text{m}$



Giw 392

Bild 5-6: Beispiel des partiellen Abtrennens eines am Rillenrand hängenden Aufwurfs beim Längsritzen

halb der Teil-Eingriffsstrecke Änderungen der Prozeßkinematik und der Werkzeuggeometrie vernachlässigbar sind. Somit ist anzunehmen, daß die örtliche Werkstoffinhomogenität ausschlaggebend für die lokale Veränderung des Querschnittsprofils der Ritzspur an dieser Stelle sein müßte. Die lokale Veränderung des Querschnittsprofils hat wiederum unmittelbare Auswirkungen auf die errechneten Werte des relativen Spanvolumens und, bei Schwankung der Ritztangentialkraft, der spezifischen Ritzenergie. Daher ist eine vergleichsweise große Streuung der momentanen Werte dieser Größen praktisch unvermeidbar.

5.3 Tauchritzen

Die Versuche mit der Kinematik des Tauchritzens wurden genauso wie die Längsritzversuche unter Variation der Korneingriffstiefe und der Schnittgeschwindigkeit durchgeführt. Bei dieser Prozeßkinematik entspricht die Korneingriffstiefe t_R der Spannungsdicke $h_{cu,max}$.

Bei allen Versuchen wurde die Vorschubgeschwindigkeit mit $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$ konstant gehalten. Die Schnittgeschwindigkeit wurde überwiegend im Bereich von ca. 0,3 bis 1,9 m/s bei Korneingriffstiefen von 0 bis ca. 2,5 μm variiert. Unter diesen Bedingungen war der Vorschub f innerhalb einer Werkzeugumdrehung größer als die Kontaktlänge l_g (Bild 4-4), so daß sich die einzelnen Ritzspuren in Vorschubrichtung nicht überlappten.

Im Vergleich zum Längsritzen wurde bei dieser Kinematik bei sonst gleichen Prozessparametern eine andere Spankörpergeometrie eingestellt, die andere Schleifkornbelastungen ergab. Außerdem bot das Tauchritzen die Möglichkeit, den Spanbildungsprozeß an verschiedenen Stellen der Kontaktlänge zu analysieren.

Die ersten Versuche mit der Kinematik des Tauchritzens erfolgten unter Verwendung des gleichen Schleifstoffs B91 wie beim Längsritzen. Dabei wurde je nach der gewählten Schnittgeschwindigkeit und Korneingriffstiefe ein mehr oder weniger stark ausgeprägtes Splintern der Schleifkörner beobachtet, das eine Ermittlung des relativen Spanvolumens und der spezifischen Ritzenergie der erzeugten Ritzspuren wenig sinnvoll machte. In Bild 5-7 ist stellvertretend für diese Versuche eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme der Werkzeugoberfläche (oberer Bildteil) neben einer lichtmikroskopischen Aufnahme der erzeugten Ritzspur (unterer Bildteil) dargestellt.

Verfahren	: Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff	: Honolit 4
Kinematik	: Umfangsplanoperation, Gegenlauf	Schnittgeschwindigkeit	: $v_C = 0,31 \text{ m/s}$
Schleifstoff	: B91, ABN 300	Vorschubgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Werkstoff	: 16 MnCr5 E		

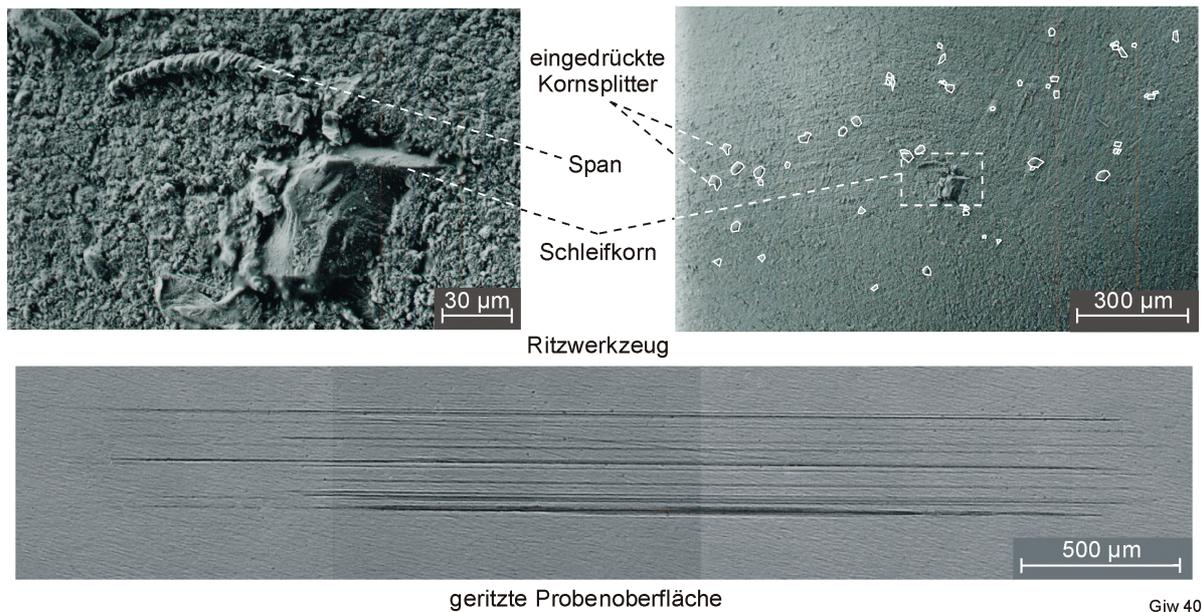


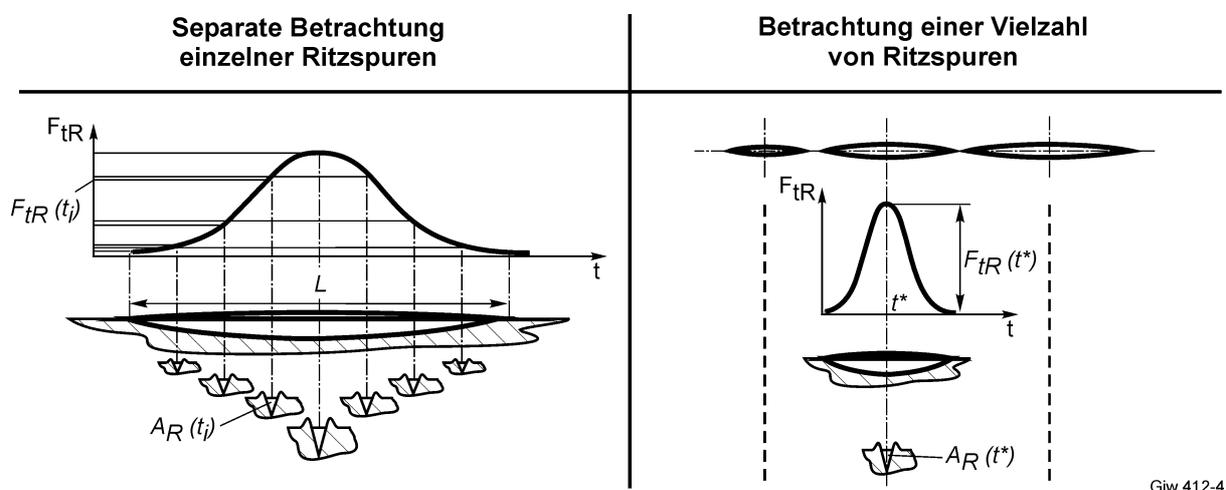
Bild 5-7: Ausbildung einer Ritzspur unter starkem Splintern eines B91-Schleifkorns

Ein Ansatz zur Klärung des beobachteten Splitterverhaltens der eingesetzten Ritzwerkzeuge wurde in den Eigenschaften der verwendeten Schleifkörnung gesehen. Der Schleifkorntyp ABN300 weist eine unregelmäßige Kristallform mit überwiegend tetraedrischer Morphologie auf. Das Bruchverhalten des Kornes zeichnet sich durch Abbrechen kleiner Fragmente bei Schlagbeanspruchung aus, was zu freischneidenden Eigenschaften beim Einsatz in Schleifwerkzeugen (Haupteinsatzgebiet sind galvanische Bindungen) führt [N.N.96-2]. Somit wird nachvollziehbar, daß aufgrund der hohen mechanischen Beanspruchung im Prozeß diese Körnung stark zum Splintern neigt. Da beim gewählten Versuchsaufbau die Schnitt- und Vorschubbewegung im

Werkzeug liegen, weist der Vektor der Umfangsgeschwindigkeit des Werkzeugs beim Gegenlauf in die gleiche Richtung wie der Vektor der Vorschubgeschwindigkeit (nach [DIN8589-11] liegt ein Gegenlauf vor, wenn die Schnittbewegung und die auf die stillstehende Werkzeugachse bezogene Vorschubbewegung des Werkstücks in entgegengesetzte Richtungen weisen). Bedingt durch diese Kinematik konnten die Kornsplitter beim Werkzeugeingriff zwischen der Werkzeug- und Werkstückoberfläche eingeklemmt und in der Epoxydharzbindung eingedrückt werden. Bereits nach wenigen Werkzeugumdrehungen ritzte das Werkzeug dann nicht mit einer, sondern mit einer Vielzahl von Kornschnelden, was das Arbeitsergebnis nicht auswertbar machte. Die Versuche mußten daher vorzeitig abgebrochen werden.

Eine wirkungsvolle Abhilfe wurde hier durch zwei Maßnahmen geschaffen. Einerseits wurde das cBN durch den wesentlich härteren Schleifstoff Diamant, der u.a. auch beim Coronieren verwendet wird, ersetzt. Es kam der synthetische Korntyp PDA656 der Korngröße D91 zum Einsatz. Andererseits wurde anstelle des Gegenlaufs der Gleichlauf verwendet, um das Einklemmen eventueller Kornsplitter in der Bindung zu vermeiden.

Die vollständige Auswertung der Tauchritzversuche erfolgte zunächst anhand der separaten Betrachtung einzelner Ritzspuren, die mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten erzeugt wurden. Die Korneingriffstiefe änderte sich bei diesen Ritzspuren entlang des Kontaktbogens über verschiedenen Phasen des Korneingriffs, welche im Detail analysiert wurden. Anschließend wurde eine Vielzahl von Ritzspuren betrachtet, die unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und der Korneingriffstiefe erzeugt wurden. Im Unterschied zur separaten Betrachtung einzelner Ritzspuren wurden hierbei nicht die unterschiedlichen Phasen des Korneingriffs, sondern nur die tiefsten Punkte der Korneingriffsbahnen mit der maximalen Spannungsdicke $h_{cu,max}$ analysiert. Die beiden unterschiedlichen Methoden der Versuchsauswertung sind in Bild 5-8 schematisch gegenübergestellt.



Giw 412-4

Bild 5-8: Unterschiedliche Methoden der Versuchsauswertung beim Tauchritzen

5.3.1 Separate Betrachtung einzelner Ritzspuren

Bei der separaten Betrachtung einzelner Ritzspuren wurden drei unterschiedliche Ritzspuren analysiert, die beim Tauchritzen jeweils mit einer Schnittgeschwindigkeit von 0,63, 1,26 und 1,88 m/s erzeugt wurden. Die einzelnen Spuren sind dabei entlang ihrer ganzen Länge L mittels des Rasterkraftmikroskops in kleinen Abständen vermessen worden, die Anzahl der Querschnittsprofile lag zwischen 13 und 18 je Spur. Aus den so gewonnenen Daten wurden für jedes Profil das relative Spanvolumen f_{ab} und, unter Einbeziehung der Ergebnisse der Kraftmessung, die spezifische Ritzenergie e_R ermittelt.

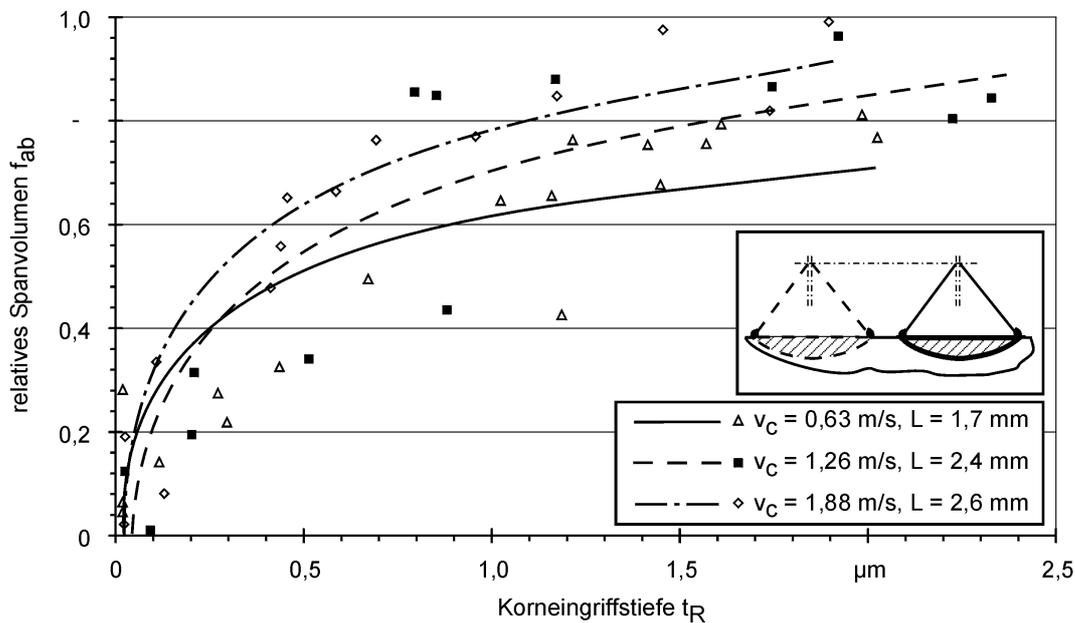
In Bild 5-9 sind die in den Tauchritzversuchen ermittelten Abhängigkeiten des relativen Spanvolumens f_{ab} von der Korneingriffstiefe t_R für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten v_c dargestellt. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Längsritzversuche konnte auch beim Tauchritzen der maßgebliche Einfluß der Korneingriffstiefe auf das relative Spanvolumen festgestellt werden. Bei sehr kleinen Korneingriffstiefen, die in der Anschnittphase bzw. beim Kornaustritt vorkommen, tendieren die f_{ab} -Werte gegen Null, d. h. das Material wird von der Kornschneide überwiegend verdrängt, der Anteil der Spanbildung (bzw. des Mikrospanens) ist verschwindend gering. Mit zunehmenden Korneingriffstiefen nehmen die f_{ab} -Werte logarithmisch zu, der Spanbildungsprozeß läuft wesentlich effektiver ab. Höhere Werte der Schnittgeschwindigkeit begünstigen hierbei die Effektivität der Spanbildung, der Anteil der Materialverdrängung (des Mikropflügens) geht mit steigender Schnittgeschwindigkeit zurück.

Ergänzend zeigt Bild 5-10 die Abhängigkeit der spezifischen Ritzenergie e_R von der Korneingriffstiefe t_R und der Schnittgeschwindigkeit v_c beim Tauchritzen. Auch in der Kinematik des Tauchritzens konnte der Größeneffekt (potentielle Abnahme der spezifischen Ritzenergie mit zunehmender Korneingriffstiefe) nachgewiesen werden. In Übereinstimmung mit dem Längsritzen zeigte sich die spezifische Ritzenergie nicht nur von der Korneingriffstiefe (bzw. Spannungsdicke), sondern auch von der Schnittgeschwindigkeit abhängig. Höhere Werte der Schnittgeschwindigkeit senken den spezifischen Energiebedarf ab - besonders stark in der Anschnittphase und gegen Ende des Kontaktbogens, wenn die Korneingriffstiefe sehr klein ist. Unter Heranziehung der Ergebnisse aus Bild 5-9 kann ferner festgestellt werden, daß die Ursache des Größeneffekts in der starken Zunahme des Mikropflügens bei geringen Spannungsdicken liegen muß.

Um die erzielten Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen statistisch abzusichern, wurde weiterhin eine Vielzahl von Tauchritzversuchen durchgeführt und ausgewertet. Auf die Ergebnisse dieser Untersuchungen wird im Kapitel 5.3.2 näher eingegangen.

5 Untersuchungen der Spanbildungsmechanismen mittels Einkornritzen

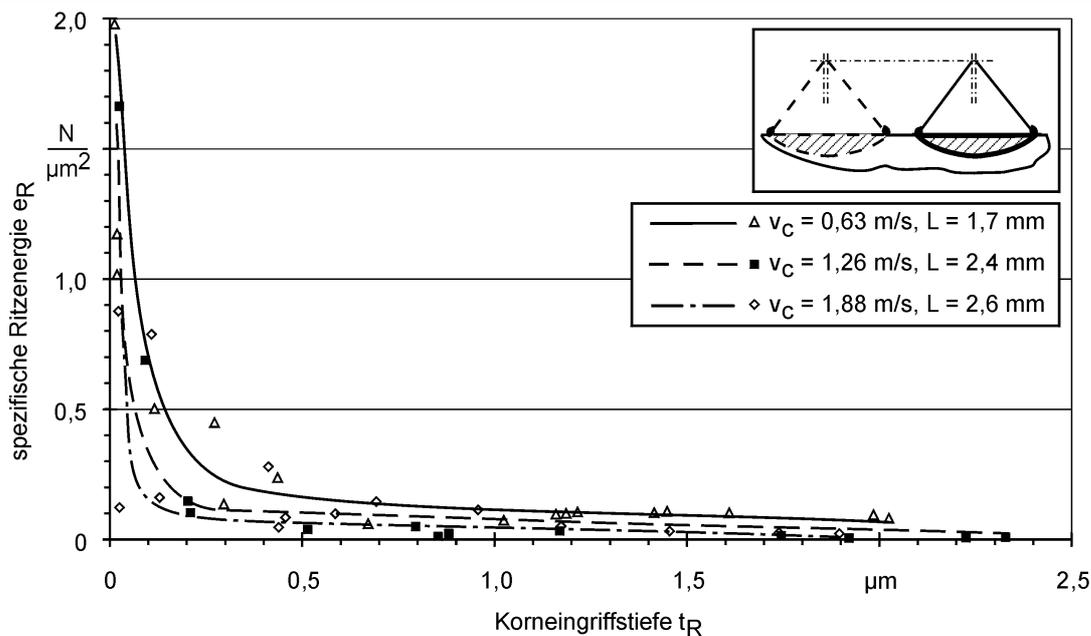
Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, \max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_S = 120 \text{ mm}$



Giw 436

Bild 5-9: Änderung des relativen Spanvolumens abhängig von der Korneingriffstiefe und der Schnittgeschwindigkeit beim Tauchritzen (Betrachtung einzelner Ritzspuren)

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, \max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_S = 120 \text{ mm}$



Giw 438

Bild 5-10: Änderung der spezifischen Ritzenergie abhängig von der Korneingriffstiefe und der Schnittgeschwindigkeit beim Tauchritzen (Betrachtung einzelner Ritzspuren)

5.3.2 Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren

Bei der Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren wurden die Werte des relativen Spanvolumens und der spezifischen Ritzenergie für jede einzeln ausgewertete Spur nur an der Stelle der maximalen Spannungsdicke $h_{cu,max}$ (tiefster Punkt des Kontaktbogens) ermittelt. Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in [Bild 5-11](#) und [Bild 5-12](#) dargestellt.

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu,max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120 \text{ mm}$

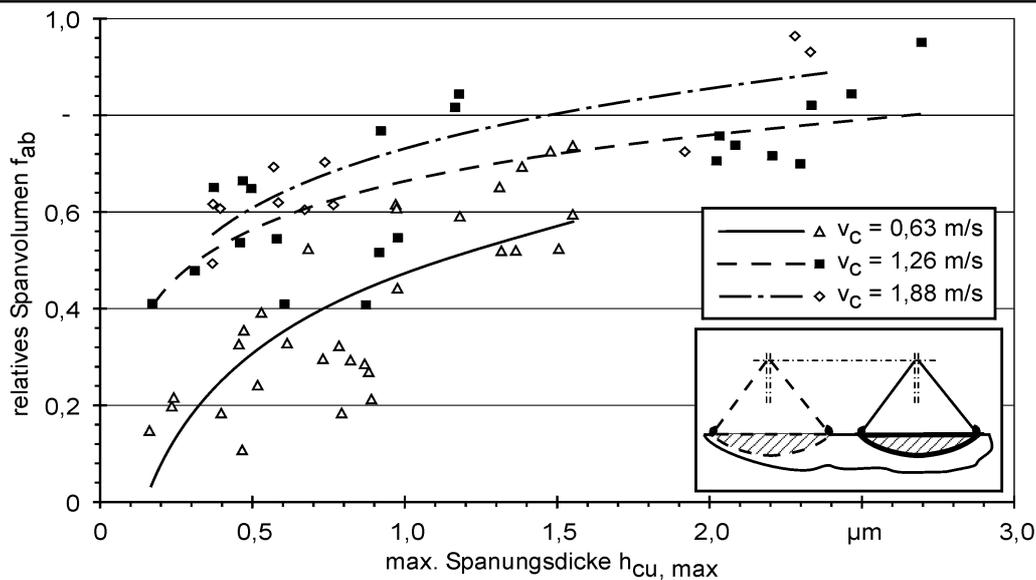
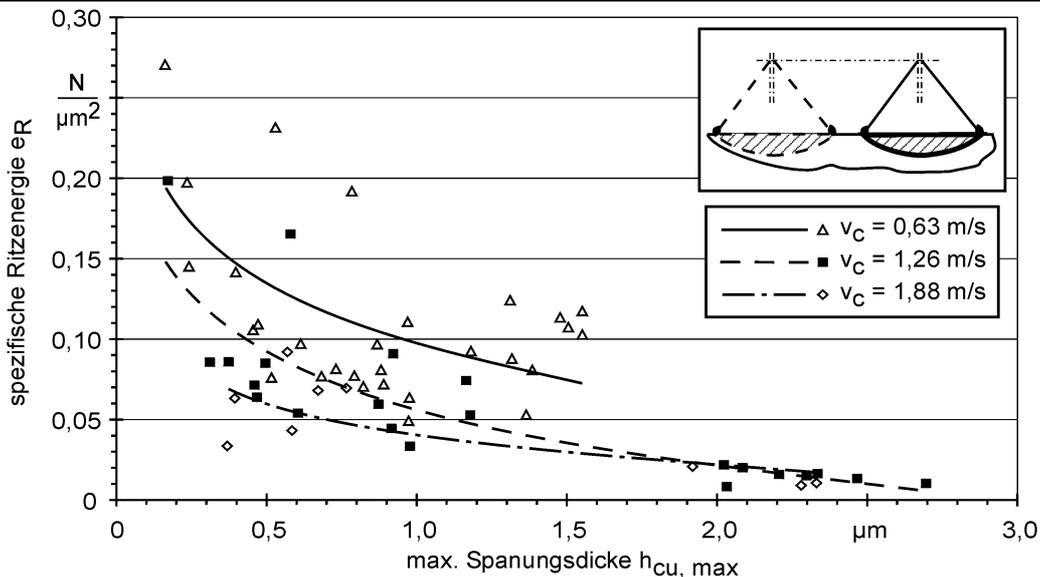


Bild 5-11: Änderung des relativen Spanvolumens abhängig von der maximalen Spannungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit beim Tauchritzen (Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren)

In Übereinstimmung mit den zuvor bei der separaten Betrachtung einzelner Ritzspuren ermittelten Tendenzen konnte an einer Vielzahl von Ritzspuren (hier: insgesamt 63) nachgewiesen werden, daß grundsätzlich die gleichen Zusammenhänge zwischen dem relativen Spanvolumen und der spezifischen Ritzenergie einerseits und der maximalen Spannungsdicke bzw. der Schnittgeschwindigkeit andererseits bestehen. Die funktionale Verknüpfung des relativen Spanvolumens mit der maximalen Spannungsdicke kann in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit mit einem logarithmischen Ansatz beschrieben werden ([Bild 5-11](#)). Die spezifische Ritzenergie läßt sich ebenfalls abhängig von der Schnittgeschwindigkeit mit einem potentiellen Funktionsansatz mit der maximalen Spannungsdicke verknüpfen ([Bild 5-12](#)), wobei die Exponenten der jeweiligen Potenzfunktionen aufgrund des Größeneffekts negative Vorzeichen aufweisen.

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300$ mm/min
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120$ mm



Giw 433-1

Bild 5-12: Änderung der spezifischen Ritzenergie abhängig von der maximalen Spannungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit beim Tauchritzen (Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren)

Damit kann verallgemeinert formuliert werden, daß sich mit zunehmender Spannungsdicke offensichtlich ein Wechsel der Materialtrennmechanismen von überwiegendem Mikropflügen (kleine Spannungsdicken) zu überwiegendem Mikrospanen (große Spannungsdicken) vollzieht. Geringere Schnittgeschwindigkeitswerte begünstigen hierbei das Mikropflügen. Aufgrund höherer Werte der spezifischen Ritzenergie ist die Spanbildung im Bereich kleiner Spannungsdicken und niedriger Schnittgeschwindigkeiten besonders ungünstig.

5.4 Auswirkung gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten auf die Spanbildung

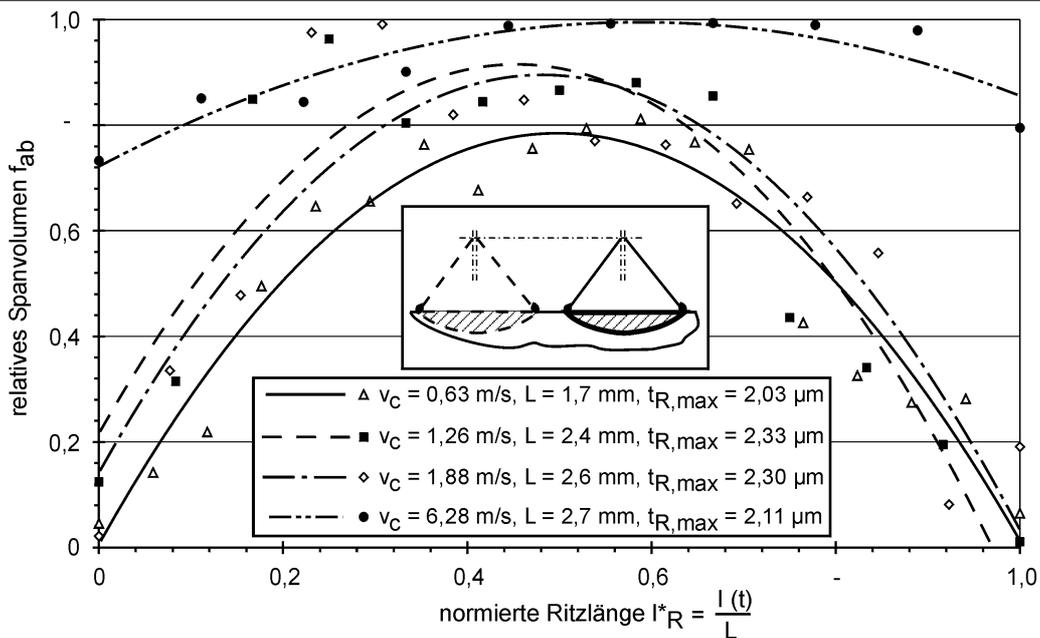
Ergänzend zu den in Kapiteln 5.2 und 5.3 beschriebenen Untersuchungen wurden zusätzliche Ritzversuche durchgeführt, um die Auswirkungen gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten auf die Spanbildung zu ermitteln. Diese erfolgten in der Kinematik des Tauchritzens, mit der besonders gut verschiedene Phasen des Korneingriffs analysiert werden konnten.

Vor dem Hintergrund der industriellen Anwendung der untersuchten Technologie des Verzahnungshonens betragen die maximalen Werte der variierten Schnittgeschwindigkeit etwa 6,3 m/s, was immer noch deutlich unterhalb der gängigen v_c -Werte konventioneller Schleifprozesse liegt.

Wie in den vorangegangenen Untersuchungen, wurden zunächst separate Betrachtungen einzelner Ritzspuren durchgeführt. Bild 5-13 zeigt die Änderungen des relati-

ven Spanvolumens f_{ab} über verschiedenen Phasen des Korneingriffs für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten. Da die erzeugten Ritzspuren unterschiedliche Längen aufwiesen, wurden diese auf sich selbst normiert, um einen Vergleich der Spuren untereinander zu ermöglichen. Dieser Vergleich wurde als zulässig erachtet, da sich die maximalen Korneingriffstiefen $t_{R,max}$ der betrachteten Versuche nur unwesentlich voneinander unterschieden.

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120 \text{ mm}$



Giw 437

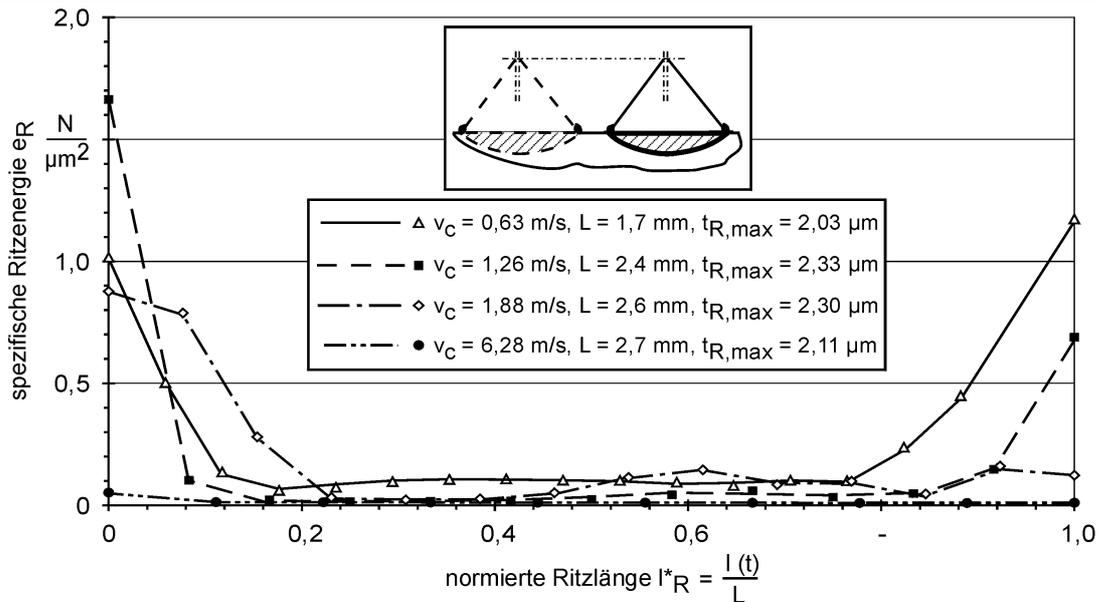
Bild 5-13: Änderungen des relativen Spanvolumens über der normierten Ritzlänge bei gesteigerter Schnittgeschwindigkeit (Betrachtung einzelner Ritzspuren)

Wie deutlich zu erkennen ist, wurde in allen Versuchen die maximale Effektivität der Spanbildung (Maxima der f_{ab} -Werte) mit guter Näherung in der Mitte der normierten Ritzlänge erreicht, wo die Korneingriffstiefe gleich der maximalen Spannungsdicke $h_{cu,max}$ ist. Der Verlauf der f_{ab} -Kurven weist eine Parabelform auf, die beiden Minima liegen an den Stellen des Kornein- und -austritts. Bei einer Variation der Schnittgeschwindigkeit im Bereich von $v_c = 0,63 \dots 1,88 \text{ m/s}$ ändert sich die Parabelform der Kurven nur unwesentlich, es findet lediglich eine tendenzielle Verschiebung der Kurven hin zu höheren f_{ab} -Werten statt. Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit auf den Wert von $v_c = 6,28 \text{ m/s}$ hat neben einem weiteren Anstieg der f_{ab} -Werte eine signifikante Änderung der Kurvenform zur Folge: die beiden Kurvenäste biegen sich um das Maximum der Kurve auf, der Kurvenverlauf wird deutlich flacher. Hieraus kann rückgefolgert werden, daß gesteigerte Schnittgeschwindigkeiten nicht nur generell den Anteil des Mikroflügens an der Spanbildung reduzieren, sondern insbesondere in der kritischen Phase geringer Spannungsdicken das Mikrospanen stark begünstigen. Da die maximalen Spannungsdicken der betrachteten Versuche näherungsweise

identisch waren, ist dieser Effekt allein dem Einfluß der Schnittgeschwindigkeit zuzuschreiben.

Die Änderung der spezifischen Ritzenergie über der normierten Ritzlänge für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten ist in Bild 5-14 gezeigt.

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_{ft} = 300$ mm/min
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120$ mm



Giw 439

Bild 5-14: Änderungen der spezifischen Ritzenergie über der normierten Ritzlänge bei gesteigerter Schnittgeschwindigkeit (Betrachtung einzelner Ritzspuren)

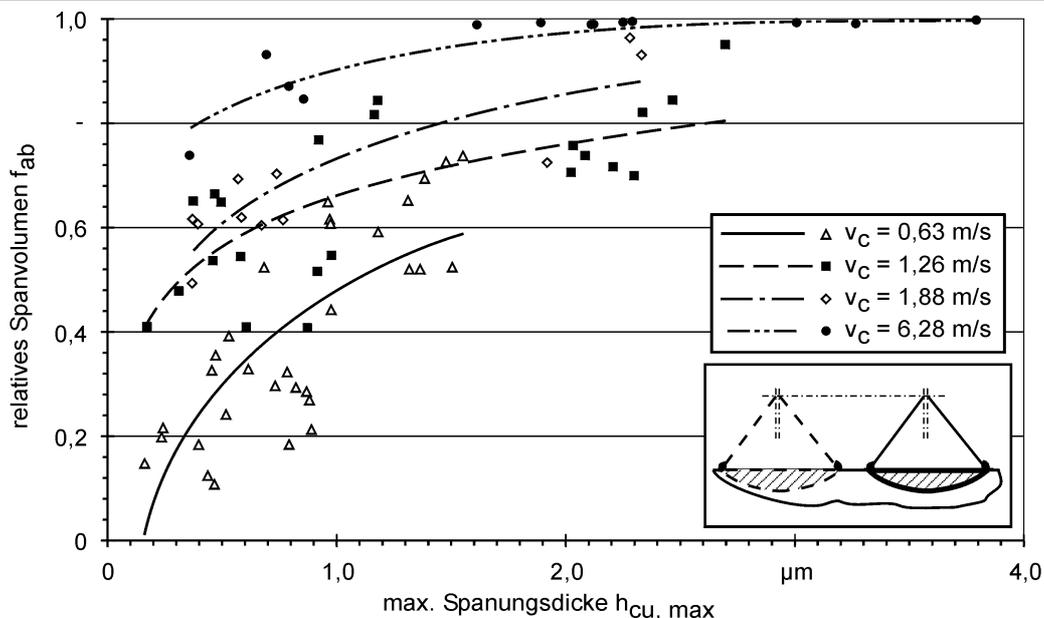
In der eigentlichen Phase der Spanbildung (vgl. Bild 5-13) ist der spezifische Energiebedarf minimal und nahezu konstant, lediglich in der Anschnittphase bzw. beim Kornaustritt steigen die e_R -Werte aufgrund eines hohen Anteils des Mikropflügens stark an. Diese Erkenntnis deckt sich gut mit den Ergebnissen anderer Untersuchungen (siehe z.B. [Wang01]). Eine signifikante Steigerung der Schnittgeschwindigkeit reduziert - neben dem Absinken des quasi-stationären Niveaus der spezifischen Ritzenergie - in erster Linie die Spitzen- e_R -Werte zu Beginn der Spanbildung und beim Ausheben des Spans.

Bei der Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren zeigte sich in Übereinstimmung mit den zuvor erzielten Erkenntnissen, daß im untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich die Werte des relativen Spanvolumens bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten weiterhin ansteigen, die prinzipielle logarithmische Abhängigkeit der f_{ab} -Werte von der maximalen Spanungsdicke $h_{cu,max}$ änderte sich hierbei nicht, wie in Bild 5-15 stellvertretend für diese Versuche gezeigt wird.

Da der f_{ab} -Wert physikalisch gesehen den Wert 1 nicht übersteigen kann, ist eine asymptotische Näherung der Ausgleichskurve für $v_C = 6,28$ m/s an diesen Wert ver-

ständig. Bemerkenswert ist, daß bei dieser Schnittgeschwindigkeit bereits ab einer Spannungsdicke von etwa 2 µm das relative Spanvolumen nur geringfügig unter 1 liegt und sich im weiteren Verlauf der Kurve bis $h_{cu,max} = 4 \mu\text{m}$ nahezu konstant verhält.

Verfahren : Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff : Honolit 4
Kinematik : Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit : $v_f = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff : D91, PDA 656	effektive Korneingriffstiefe : $t_R = h_{cu, max}$
Werkstoff : 16 MnCr5 E	WZ-Kreisbahndurchmesser : $d_s = 120 \text{ mm}$



Giw 413-1

Bild 5-15: Änderungen des relativen Spanvolumens über der maximalen Spannungsdicke bei gesteigerter Schnittgeschwindigkeit (Betrachtung einer Vielzahl von Ritzspuren)

Mit anderen Worten, bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten ist der Anteil des Mikropflügens an der Spanbildung schon bei vergleichsweise geringen maximalen Spannungsdicken unbedeutend. Die Erkenntnis hinsichtlich des Einflusses einer gesteigerten Schnittgeschwindigkeit auf die Spanbildung wurde durch eine Analyse von weit über 100 einzelnen Ritzspuren (inklusive der in Kapitel 5.3 genannten Versuche) gewonnen, so daß dieses Ergebnis als statistisch abgesichert angesehen werden kann.

Bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten erwies sich die Auswertung der Ritztangentialkräfte bei kleinen Spannungsdicken ($h_{cu,max} < 1...1,5 \mu\text{m}$ je nach eingestelltem v_c -Wert) in vielen Fällen als problematisch, da die Höhe des Nutzsignals u.U. geringer als die Höhe der stochastischen Rauschsignale war. Zudem wurden die Kraftsignale oftmals durch periodische Schwingungen überlagert, deren Amplituden z.T. mit der Nutzhöhe vergleichbar waren (siehe Kapitel 5.5). Aus diesen Gründen war eine eindeutige Bestimmung der Ritztangentialkraft und somit auch der spezifischen Ritzenergie nur in Einzelfällen möglich. Daher muß an dieser Stelle auf eine detail-

lierte Darstellung der Abhängigkeit der spezifischen Ritzenergie von der Spannungsdicke bei gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten verzichtet werden.

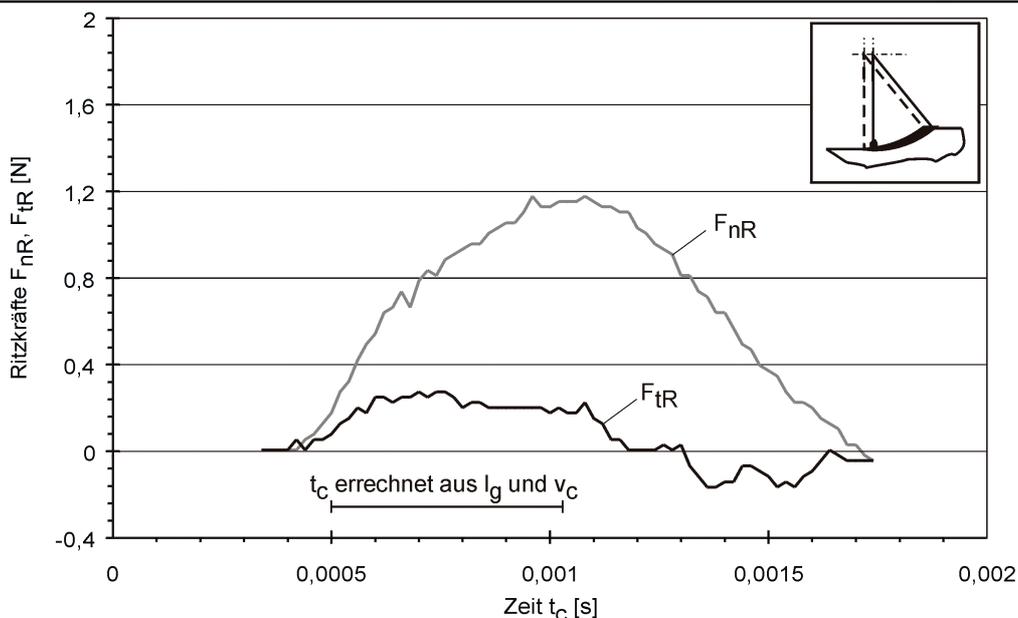
5.5 Analyse der Prozeßkraftverläufe

Die beiden untersuchten Prozeßkinematiken, das Längs- und Tauchritzen, unterschieden sich signifikant hinsichtlich der Geometrie der Spankörper und somit auch der Schleifkornbelastung. Vor diesem Hintergrund ist ein Vergleich der beim Ritzen ermittelten Prozeßkraftverläufe von Interesse.

Da in den beiden Prozeßvarianten neben der Kinematik auch der Schleifstoff variiert wurde (cBN beim Längs- und Diamant beim Tauchritzen) ist ein quantitativer Vergleich der Ritzkräfte nicht zulässig. Dennoch können die zeitlichen Verläufe der Ritzkräfte qualitativ miteinander verglichen werden. Dieser Vergleich ist im nachfolgenden in Bild 5-16 (Längsritzen) und Bild 5-17 (Tauchritzen) unternommen.

Die ausgewählten Versuche wurden mit der gleichen Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 1,26 \text{ m/s}$ durchgeführt. Die effektive Korneingriffstiefe t_R war mit ca. $2,3 \text{ }\mu\text{m}$ (Längsritzen) bzw. $2,0 \text{ }\mu\text{m}$ (Tauchritzen) in beiden Fällen nahezu identisch. Beim Längsritzen war die maximale Spannungsdicke $h_{cu,max}$ kinematisch bedingt deutlich kleiner als die Korneingriffstiefe und betrug ca. $0,22 \text{ }\mu\text{m}$ (vgl. Bild 5-3), während beim Tauchritzen $t_R = h_{cu,max}$ galt.

Verfahren	: Einkorn-Längsritzen	Kühlschmierstoff	: Honolit 4
Kinematik	: Umfangsplanoperation, Gegenlauf	Vorschubgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 5 \text{ mm/min}$
Schleifstoff	: B91, ABN 300	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,26 \text{ m/s}$
Werkstoff	: 16 MnCr5 E	effektive Korneingriffstiefe	: $t_R = 2,34 \text{ }\mu\text{m}$



Giw 415

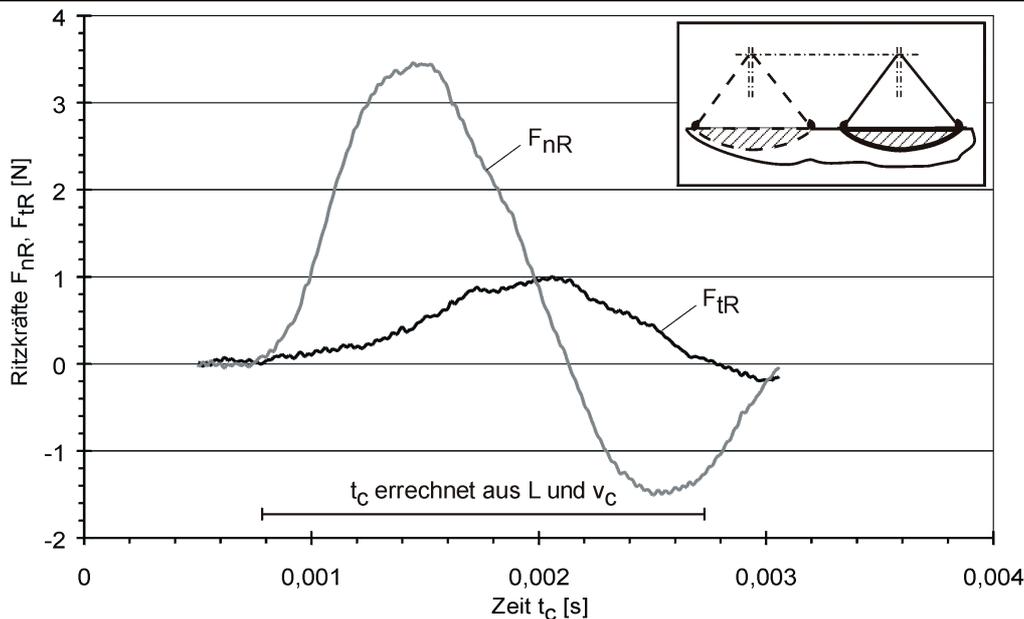
Bild 5-16: Zeitlicher Verlauf der Prozeßkräfte beim Längsritzen

Da alle Längsritzversuche im Gegenlauf erfolgten, wäre anzunehmen, daß das Maximum der Schnittkraft (d.h. der tangentialen Komponente der Ritzkraft F_{tR}) im zwei-

ten Drittel der geometrischen Eingriffslänge liegen sollte, wenn die Spannungsdicke ihren größten nominellen Wert $h_{cu,max}$ erreicht. Wie Bild 5-16 zeigt, konnte dies jedoch experimentell nicht bestätigt werden. Der Maximalwert der Tangentialkraft wird unmittelbar nach Beginn der Spanbildung erreicht, bleibt etwa die Hälfte der Eingriffszeit nahezu konstant und fällt dann gegen Eingriffsende ab. Der Beginn des Abfalls der Ritztangentialkraft F_{tR} fällt mit dem Maximum der Ritznormalkraft F_{nR} zusammen.

Die Verhältnisse ändern sich beim Tauchritzen. Hier hat sich gezeigt (Bild 5-17), daß das Maximum der Tangentialkraft erst dann erreicht wird, wenn die Normalkraft ihr Maximum bereits durchlaufen hat. Der in den Versuchen realisierte Gleichlauf dürfte in bezug auf den Zeitpunkt der Spanbildung keinen nennenswerten Einfluß gegenüber dem Gegenlauf beim Längsritzen haben, da beim Tauchritzen die Spangeometrie durch die Vorschubbewegung nur unwesentlich beeinflußt wird. Vielmehr kann angenommen werden, daß bei dieser Prozeßkinematik eine Art „Vorspannung“ senkrecht zur Werkstoffoberfläche erzeugt wird, die die Spanabnahme einleitet.

Verfahren	: Einkorn-Tauchritzen	Kühlschmierstoff	: Honolit 4
Kinematik	: Umfangsplanoperation, Gleichlauf	Vorschubgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 300 \text{ mm/min}$
Schleifstoff	: D91, PDA 656	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,26 \text{ m/s}$
Werkstoff	: 16 MnCr5 E	effektive Korneingriffstiefe	: $t_R = 2,03 \text{ }\mu\text{m}$



Giw 416

Bild 5-17: Zeitlicher Verlauf der Prozeßkräfte beim Tauchritzen

Das starke Überschwingen der Normalkraft in den negativen Bereich kann möglicherweise damit erklärt werden, daß bei der vorliegenden Kinematik ein Span, sobald er gebildet wird, eine abrupte Reduzierung der Stützwirkung der Werkstoffoberfläche senkrecht zur Schnittrichtung bewirkt. Die Schneide „taucht“ in den Werkstoff hinein. In Schnittrichtung dagegen bleibt der Widerstand gegen das Eindringen der Schneide erhalten, im weiteren Verlauf der Spanabnahme nimmt er sogar leicht zu (Zunahme der Tangential- bei fallender Normalkraft). Beim Ausheben des Spans in

der Austrittsphase der Schneide aus dem Werkstück fällt die Tangentialkraft schließlich ab. Die Normalkraft nimmt scheinbar wieder zu – vermutlich aufgrund der abstoßenden Wirkung des sich gebildeten Spans.

Sowohl beim Längs- als auch beim Tauchritzen konnte mit Hilfe der Kraftmessung nach dem Beenden des stoßähnlichen Eingriffs des Schleifkorns ein Ausschwingen des Werkstücks beobachtet werden. Die gedämpfte Schwingung dauerte je nach Prozeßbedingungen etwa 3- bis 5-fach so lange wie der eigentliche Eingriff und war bis zum nächsten Kontakt des Schleifkorns mit der Werkstückoberfläche vollständig abgeklungen. Sie konnte aufgrund ihrer Periodizität bei abfallender Amplitude vom tatsächlichen Kraftsignal separiert werden und ist zwecks besserer Übersichtlichkeit in Bild 5-16 und Bild 5-17 nicht dargestellt. Als Plausibilitätsprüfung der Separierung von Nutz- und Störsignalen diente die Gegenüberstellung der Kontaktzeit aus der Kraftmessung mit der aus der tatsächlichen Ritzlänge und -tiefe bei vorgegebener Schnittgeschwindigkeit und Prozeßkinematik errechneten Kontaktzeit (die berechneten Kontaktzeiten sind in den Bildern mit angegeben). Während beim Tauchritzen (Bild 5-17) die Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Kontaktzeit recht gut war, war beim Längsritzen (Bild 5-16) die gemessene Kontaktzeit nahezu doppelt so groß wie die berechnete. Ursächlich für diese Diskrepanz wird die relativ hohe Nachgiebigkeit der Epoxydharzbindung des Ritzwerkzeugs angesehen, die insbesondere bei kleinen Korneingriffstiefen zu deutlichen Abweichungen zwischen der effektiven und der geometrischen Kontaktlänge führt. Während beim Tauchritzen die effektive Länge L einer Ritzspur ziemlich genau ausgemessen werden konnte, war dies beim Längsritzen aufgrund der gewählten Prozeßkinematik nicht möglich, weswegen hier bei der Berechnung der Kontaktzeit auf die geometrische Kontaktlänge l_g zurückgegriffen werden mußte.

Das zeitliche Versetzen von Maxima der Tangential- und Normalkraft wurde auch in den Untersuchungen von Wang *et al.* [Wang01] beim Ritzen von Titan beobachtet. Die dort beschriebenen Versuche erfolgten mit einem angespitzten Diamantkonus, der an der Spitze eines Pendelarms auf einer Kreisbahn mit definiertem Impuls gegen die Werkstückoberfläche geschleudert wurde. Je nach Impuls betrug die Schnittgeschwindigkeit ca. 0,01 bis 4 m/s bei recht großen Ritztiefen von z.T. über 60 μm . Da beim Eintauchen in die Werkstückoberfläche kreissegmentförmige Spankörper entstanden, war die Verfahrenskinetik dem hier vorgestellten Tauchritzen sehr ähnlich. Eine Analyse der Kraftschriebe in [Wang01] ergab, daß beim untersuchten Prozeß ähnlich wie beim Tauchritzen die Maxima der Tangentialkräfte den Maxima der Normalkräfte nacheilten. Die Autoren geben zwei mögliche Ursachen dieses Phänomens an.

Einerseits löst die stoßartige Beanspruchung der Werkstückoberfläche durch die Schneide eine Schwingungsanregung des Gesamtsystems Werkzeug-Werkstück-Kraftmeßeinheit in verschiedenen Eigenfrequenzen aus. Diese Schwingungsanre-

gung ist mit einer stoßartigen Fremderregung der Werkzeugmaschine [Weck77] vergleichbar und kann eine Phasenverschiebung der dynamischen Prozeßkräfte bewirken. Als Hauptquelle der Schwingungen wird hierbei die Kontaktstelle Werkzeug-Werkstück genannt, über welche Werkstückverschiebungen in Schnittrichtung und senkrecht dazu eingeleitet werden. Das Schwingungsverhalten wird bei vorgegebener Systemkonfiguration von den Steifigkeiten der Kontaktstelle und der Kraftmeßplattform beeinflusst, die ihrerseits richtungsabhängig sind. Somit kann nicht ausgeschlossen werden, daß eine Phasenverschiebung zwischen der Tangential- und der Normalkomponente der Schnittkraft auftritt, die sich abhängig von der Belastung ändern kann.

Andererseits können im Falle einer kurzzeitigen tribologischen Beanspruchung zweier gleitender Oberflächen die rheologischen Werkstoffeigenschaften ausschlaggebend für das beobachtete Prozeßverhalten sein. So stellte Prakash [Prak98] in Aufprallversuchen von flachen Proben aus Stahl auf Hartmetall fest, daß ein sprunghafter Anstieg des Normaldrucks zwischen den Oberflächen zu einem zeitlich verzögerten stetigen Anstieg der Scherspannung in den Grenzflächen führt. Dies wird mit der plastischen Deformation von Rauheitsspitzen der Kontaktflächen in Verbindung gebracht, die ursächlich für eine Phasenverschiebung des Maximums der Normalgegenüber dem Maximum der Tangentialkraft sein kann [Wang01].

5.6 Analyse von Spanformen

Die nach dem jeweiligen Ritzversuch angefallenen Späne wurden mit Hilfe eines Magneten gesammelt und anschließend im REM auf ihre makro- und mikrogeometrischen Gestalt hin untersucht. Um sicherzustellen, daß es sich bei den aufgefangenen Partikeln tatsächlich um Späne des geritzten Stahls 16MnCr5E handelt, wurde bei jeder Probe eine quantitative Elementenbestimmung mittels EDX durchgeführt.

Bild 5-18 gibt eine Übersicht der verschiedenen Spanformen beim Längsritzen. Neben Maßstabsbalken sind im Bild die Schnittgeschwindigkeiten der jeweiligen Versuche mit angegeben. Da bei der gewählten Versuchsführung in jedem Versuch mit $v_c = \text{const}$ nacheinander mehrere Späne unterschiedlicher nomineller Spannungsdicke erzeugt wurden, war beim Auffangen der Späne keine genaue Zuordnung der Werte der Spannungsdicken möglich. Aus diesem Grund wird auf die Angabe der Korneingriffstiefe bzw. der Spannungsdicke verzichtet.

Wie in Bild 5-18 zu erkennen ist, lassen sich im Falle des Längsritzens anhand der qualitativen Analyse keine signifikanten Unterschiede der Spanformen der untersuchten Proben feststellen. Allen Proben ist gemein, daß die der Spanfläche der Schneide zugewandte Seite des Spans relativ glatt ist und keine besonderen Unregelmäßigkeiten aufweist (Spanproben 1-1, 3-1 und 4-3). Die Rückseite des Spans

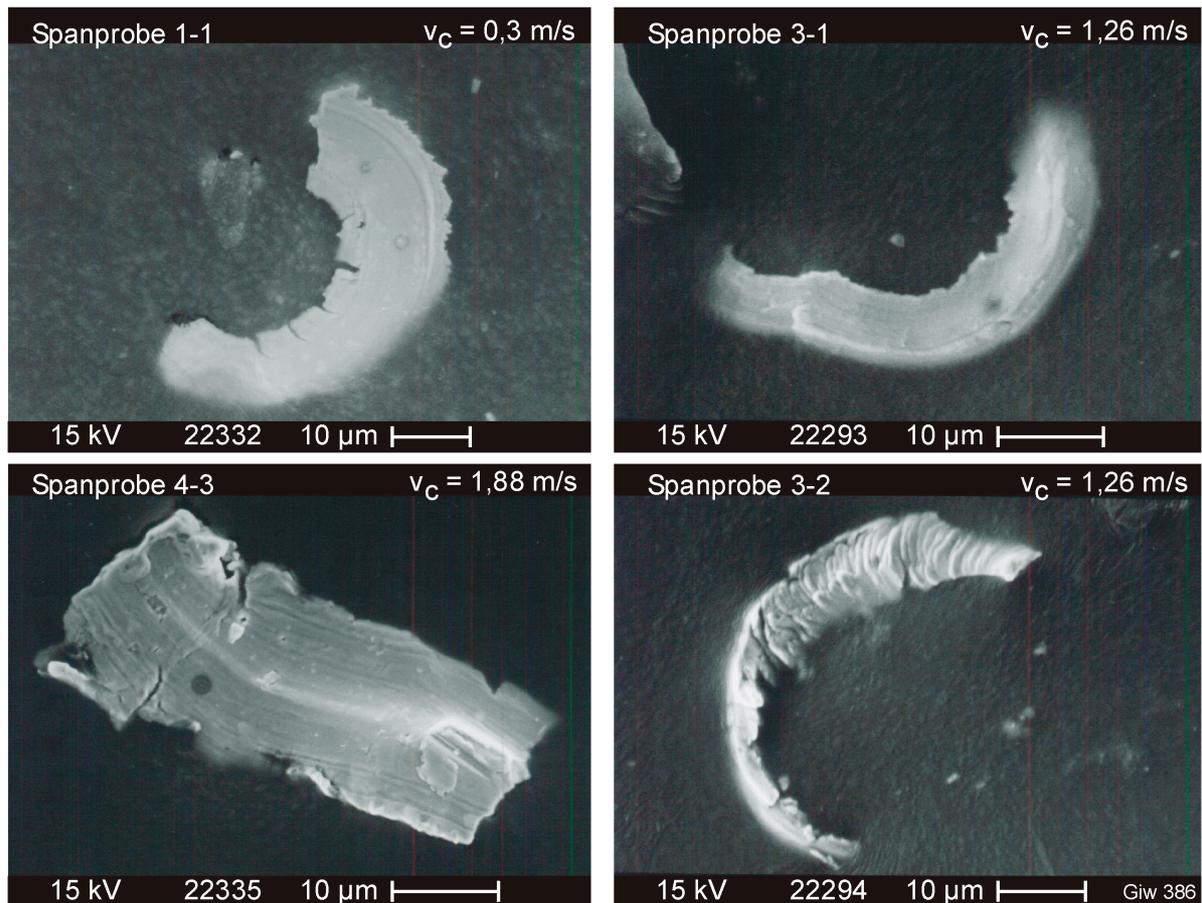


Bild 5-18: Spanformen beim Längsritzen

(Spanprobe 3-2) zeichnet sich dagegen durch eine stark ausgeprägte Schuppenstruktur aus, die auf starke Spanstauchung rückschließen läßt. Alle Späne waren mit ca. 40...50 µm Länge vergleichsweise kurz.

Im Vergleich dazu zeigt Bild 5-19 die Spanformen beim Tauchritzen für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten. Auffällig sind zunächst stark unterschiedliche Spanformen bei der niedrigsten ($v_c = 0,63$ m/s, Spanprobe 20) und der höchsten ($v_c = 6,28$ m/s, Spanprobe 29) Schnittgeschwindigkeit. Während bei $v_c = 0,63$ m/s der Span stark unregelmäßig geklumpt ist, bildet sich bei $v_c = 6,28$ m/s eher ein Fließspan, von dem ein Teilstück (Spanprobe 29) zu sehen ist. Bei der Spanprobe 22-5 handelt es sich offensichtlich um einen als Ganzes abgescherten Fließspan mit einer Gesamtlänge von ca. 250 µm. Rechts unten im Bild ist ein vergrößerter Ausschnitt der Vorder- und Rückseite dieses Spans dargestellt. Wie zuvor beim Längsritzen sind auch hier auf der Spanrückseite Schuppen (Scherbänder) gut zu erkennen, die auf eine starke plastische Verformung zurückzuführen sind. Erwartungsgemäß waren die Späne beim Tauchritzen um ein mehrfaches länger als beim Längsritzen.

Ergänzend ist hier anzumerken, daß beim Tauchritzen außer den in Bild 5-19 dargestellten beiden Extremformen, Klumpen- und Fließspan, eine Vielzahl von Über-

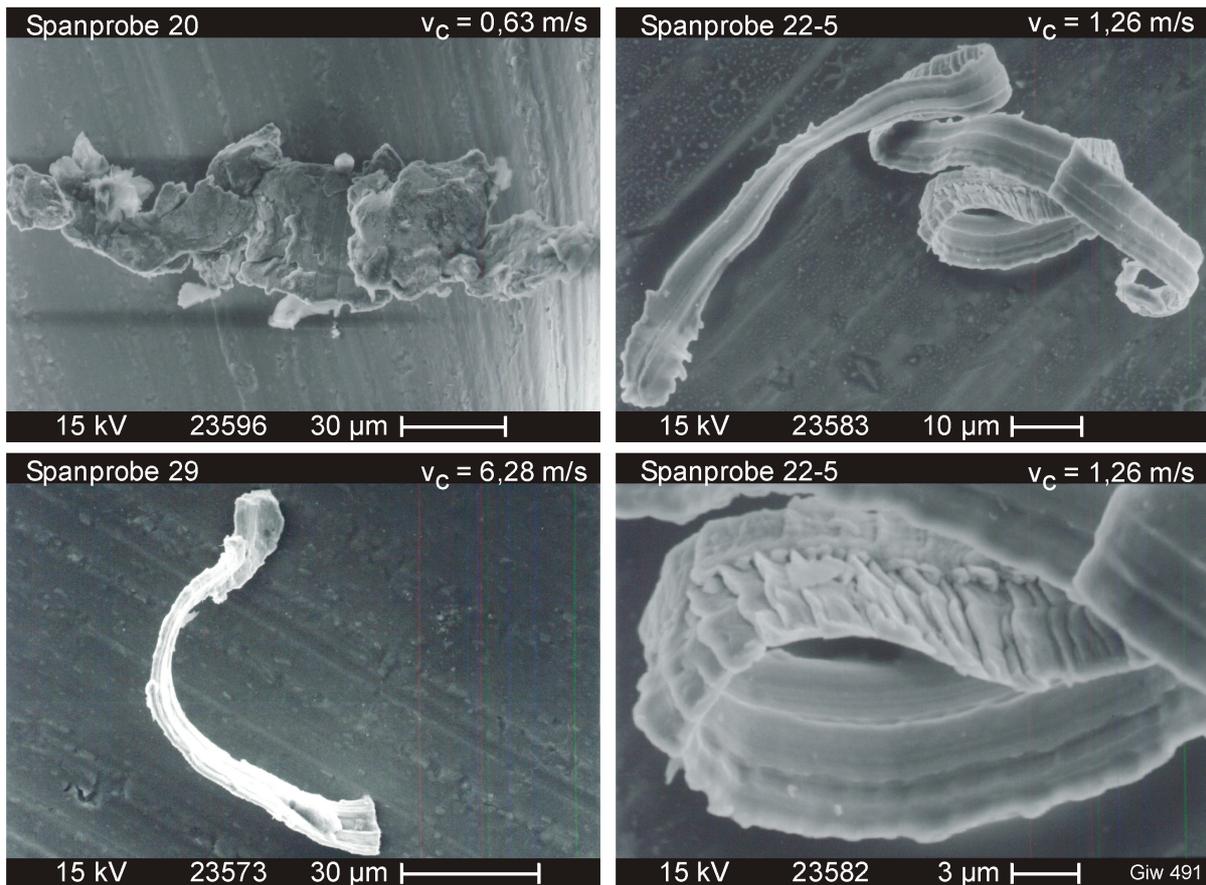


Bild 5-19: Spanformen beim Tauchritzen

gangsformen der Späne beobachtet werden konnte. Insofern kann als Ergebnis der Untersuchung lediglich festgehalten werden, daß mit höherer Schnittgeschwindigkeit die Spanbildung bei dieser Prozeßkinematik mit sichtbar abnehmender Verformung des Spans abläuft. Dies wiederum kann zumindest als Hinweis auf eine mit gesteigerter Schnittgeschwindigkeit zunehmende Effektivität der Spanbildung gedeutet werden.

5.7 Schlußfolgerungen zu den Spanbildungsmechanismen

Aus der ausführlichen Analyse elementarer Spanbildungsvorgänge an einem Einzelschleifkorn, die in zwei verschiedenen Prozeßkinematiken unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und der Spanungsdicke durchgeführt wurde, können folgende Aussagen über die beim Schleifen im Niederschnittgeschwindigkeitsbereich wirksamen Spanbildungsmechanismen abgeleitet werden.

Die Ergebnisse der Untersuchungen in der Kinematik des Längs- und Tauchritzens ergaben in guter Übereinstimmung, daß der elementare Spanbildungsprozeß maßgeblich von der Spanungsdicke (Korneingriffstiefe) und der Schnittgeschwindigkeit beeinflusst wird. Eine Reduzierung der Spanungsdicke führte zu einer starken Zunahme des Anteils des Mikropflügens während des Vorgangs der Spanbildung. Die

Zunahme des Mikropflügens konnte durch einen überproportionalen Anstieg der spezifischen Ritzenergie und eine Verringerung des relativen Spanvolumens nachgewiesen werden. Im Gegensatz dazu fiel die spezifische Ritzenergie bei Erhöhung der Spanungsdicke stark ab, das relative Spanvolumen und somit die Effektivität der Spanbildung stiegen an. Höhere Werte der Schnittgeschwindigkeit begünstigten hierbei das Mikrospanen, niedrigere dagegen das Mikropflügen. Als wichtige Erkenntnis war festzuhalten, daß der Spanbildungsprozeß am effektivsten bei hohen Werten der Spanungsdicke und der Schnittgeschwindigkeit abläuft. Zu beachten ist allerdings, daß die maximale Spanungsdicke nach oben durch eine zu hoch werdende Kornbelastung begrenzt ist.

Ergänzende Untersuchungen zur Auswirkung gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten auf den Spanbildungsprozeß beim Tauchritzen haben gezeigt, daß diese nicht nur generell den Anteil des Mikropflügens an der Spanbildung reduzieren, sondern insbesondere in der kritischen Phase geringer Spanungsdicken das Mikrospanen stark begünstigen. Eine signifikante Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bewirkt neben dem Absinken des quasi-stationären Niveaus der spezifischen Ritzenergie in der Phase der eigentlichen Spanbildung eine starke Reduzierung ihrer Spitzenwerte zu Beginn der Spanbildung und beim Ausheben des Spans.

Eine vergleichende Analyse der Prozeßkraftverläufe beim Längs- und Tauchritzen hat gezeigt, daß die Spanbildung abhängig von der Kinematik zu unterschiedlichen Zeitpunkten einsetzt. Während sich der Span beim Längsritzen unmittelbar nach Beginn des Korneingriffs bildet, setzt die Spanbildung beim Tauchritzen zeitverzögert ein. Offenbar ist für die Bildung eines Spans beim Tauchritzen eine gewisse kritische Normalkraft erforderlich, die zum Eintauchen des Korns in die Werkstückoberfläche aufgebracht werden muß. Die Notwendigkeit einer kritischen Normalkraft für die Spanbildung kann möglicherweise mit rheologischen Werkstoffeigenschaften zusammenhängen. Es ist jedoch nicht auszuschließen, daß der beobachtete Effekt der Phasenverschiebung der Maxima von Tangential- und Normalkräfte zumindest teilweise auf Schwingungsphänomene zurückzuführen ist, die in der stoßartigen Anregung des Maschinensystems beim Schleifkorneingriff ihre Ursache haben.

Eine qualitative Analyse der Späne nach dem Längsritzen ergab keine signifikante Unterschiede der Spanformen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit. Beim Tauchritzen dagegen konnte mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit eine tendenzielle Veränderung der Spanform vom Klumpenspan hin zum Fließspan nachgewiesen werden. Somit kann die zuvor bei der quantitativen Analyse des relativen Spanvolumens und der spezifischen Ritzenergie abgeleitete Schlußfolgerung bestätigt werden, daß die Effektivität des Spanbildungsprozesses mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit ebenfalls zunimmt.

6 Charakterisierung tribologischer Vorgänge beim Schleifen

Nachdem in Kapitel 5 elementare Vorgänge der Spanbildung am Einzelkorn ausführlich analysiert wurden, soll nun die Übertragbarkeit der dort gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen auf das Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten aufgezeigt werden.

Der Übertragbarkeitsnachweis wesentlicher Wirkzusammenhänge vom Einkorneingriff auf das Vielkornkollektiv wird im nachfolgenden über eine grundlegende Analyse tribologischer Vorgänge beim Schleifen geführt. Für diesen Zweck wird eine Gliederung des schleiftechnischen Teils des Versuchsprogramms in Untersuchungen zum Einfluß der Reibungsverhältnisse und in Untersuchungen zum Einfluß der Werkzeugspezifikation auf die Prozeßgrößen und das Arbeitsergebnis beim Schleifen vorgenommen (siehe Kapitel 4.1).

6.1 Untersuchungen zum Einfluß der Reibungsverhältnisse

Die Reibungsverhältnisse im Schleifspalt können sich z.B. bei geänderten Schleifbedingungen verändern und somit Prozeß- und Ergebnisgrößen eines Schleifprozesses beeinflussen. Um einen Zusammenhang zwischen der im Prozeß auftretenden Reibung und dem Arbeitsergebnis beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten aufzuzeigen, wurden schleiftechnische Untersuchungen unter gezielter Variation der Reibungsverhältnisse durchgeführt.

Die gezielte Einstellung unterschiedlicher Reibungsverhältnisse erfolgte einerseits durch die Variation der Stellgrößen und andererseits durch die Veränderung der Systemgrößen des Schleifprozesses. Als Arbeitshypothese wurde hierbei angenommen, daß der Reibungseinfluß mit der aus der Tribologie bekannten Stribeck-Kurve (siehe Kapitel 2.1.1) beschrieben werden kann.

Zur Prüfung der aufgestellten Hypothese wurde die Stribeck-Kurve experimentell nachgebildet. Während die Stellgrößenvariation bei einer vorgegebenen Werkzeug- und Kühlschmierstoffspezifikation erfolgte, wurde bei Variation von Systemgrößen die Ölviskosität bei unterschiedlichen Werkzeugspezifikationen verändert.

6.1.1 Experimentelles Nachbilden der Stribeck-Kurve durch Variation von Stellgrößen

Es wurde angenommen, daß die Reibungszahl μ mit Hilfe des gemessenen Schleifkraftverhältnisses μ (das Verhältnis der Schleiftangential- zur Schleifnormalkraft F_t/F_n) approximiert werden kann. Diese Approximation wurde aufgrund der verwendeten sehr kleinen Beträge des radialen Vorschubs von deutlich unterhalb $1 \mu\text{m}$ als zulässig erachtet [Steff83].

Der in den Untersuchungen verwendete methodische Ansatz sah vor, Änderungen des Schleifkraftverhältnisses durch

- 1) Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c bei konstanter äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} ,
- 2) wiederholte Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c auf verschiedenen diskreten Niveaus der äquivalenten Spannungsdicke (Verändern von h_{eq} durch Änderung des radialen Vorschubs f_r),
- 3) Einstellen quasi-stationärer Schleifnormalkraftverläufe durch Anpassung der Vorspannzustellung Δr an den radialen Vorschub f_r

herbeizuführen. Dabei wurde die Anzahl der Werkzeugüberläufe N_k im Bearbeitungszyklus, genauso wie die Anzahl der Bearbeitungszyklen im Versuch, bei allen v_c - h_{eq} -Variationen stets unverändert gehalten. Die Anpassung von N_k an die geänderten Werte der Schnittgeschwindigkeit erfolgte über der Bearbeitungszeit. Tabelle 6-1 faßt

Nr. der Vers.-Reihe	radialer Vorschub f_r [μm]	Schnittgeschw. v_c [m/s]	Schleif-scheiben-geschw. v_s [m/s]	tangentiale Vorschub-geschw. v_{ft} [m/s]	radiale Vorschub-geschw. v_{fr} [$\mu\text{m/s}$]	Anzahl der WZ-Überläufe im Bearb.-zyklus N_k [-]	Dauer eines Bearb.-zyklus t_k [s]	Anzahl der Bearb.-zyklen n [-]	äquivalente Spannungsdicke h_{eq} [μm]
I	0,081	0,4	0,48	0,14	0,079	500	210,9	2	0,04
	0,081	0,8	0,97	0,28	0,157	500	105,4	2	0,04
	0,081	1,6	1,94	0,55	0,315	500	52,7	2	0,04
	0,081	3,2	3,87	1,11	0,629	500	26,4	2	0,04
	0,081	5,6	6,78	1,94	1,101	500	15,1	2	0,04
II	0,161	0,4	0,48	0,14	0,157	500	210,9	2	0,08
	0,161	0,8	0,97	0,28	0,315	500	105,4	2	0,08
	0,161	1,6	1,94	0,55	0,629	500	52,7	2	0,08
	0,161	3,2	3,87	1,11	1,258	500	26,4	2	0,08
	0,161	5,6	6,78	1,94	2,202	500	15,1	2	0,08
III	0,242	0,4	0,48	0,14	0,236	500	210,9	2	0,12
	0,242	0,8	0,97	0,28	0,472	500	105,4	2	0,12
	0,242	1,6	1,94	0,55	0,944	500	52,7	2	0,12
	0,242	3,2	3,87	1,11	1,888	500	26,4	2	0,12
	0,242	5,6	6,78	1,94	3,304	500	15,1	2	0,12
IV	0,323	0,4	0,48	0,14	0,315	500	210,9	2	0,16
	0,323	0,8	0,97	0,28	0,629	500	105,4	2	0,16
	0,323	1,6	1,94	0,55	1,258	500	52,7	2	0,16
	0,323	3,2	3,87	1,11	2,517	500	26,4	2	0,16
	0,323	5,6	6,78	1,94	4,405	500	15,1	2	0,16
V	0,484	0,4	0,48	0,14	0,472	500	210,9	2	0,24
	0,484	0,8	0,97	0,28	0,944	500	105,4	2	0,24
	0,484	1,6	1,94	0,55	1,888	500	52,7	2	0,24
	0,484	3,2	3,87	1,11	3,775	500	26,4	2	0,24
	0,484	5,6	6,78	1,94	6,607	500	15,1	2	0,24

Tabelle 6-1: Versuchsplan zum Nachbilden der Stribeck-Kurve mittels Stellgrößenvariation

die Bedingungen für die vorgesehenen Untersuchungen zusammen. Bei allen Schleifversuchen wurden der Achsversatzwinkel mit $\Theta = 45,7^\circ$ und der Schnittwinkel mit $\alpha = 30^\circ$ konstant gehalten. Der Werkstückdurchmesser d_w vor der Bearbeitung betrug etwa 45 mm. Zum Einsatz kamen die Werkzeugspezifikation B91 G und das Mineralöl Honolit 4 mit einer kinematischen Viskosität von $\nu_{40} = 5,1 \text{ mm}^2/\text{s}$ (Standardprodukt).

Für die Festlegung des in Tabelle 6-1 dargestellten Versuchsplans waren mehrere Punkte ausschlaggebend, die nachfolgend näher erläutert werden sollen.

Die aus dem Schleifprozeß resultierende mechanische Belastung einer Schleifscheibe wird maßgeblich durch die mittlere Einzelkornspannungsdicke bestimmt, die in guter Näherung der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} proportional ist [Wern71]. Die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} wurde von Kurrein [Kurr27] als das Verhältnis des bezogenen Zeitspannungsvolumens Q'_w und der Schnittgeschwindigkeit v_c definiert:

$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{v_c} \quad (26)$$

Sie gibt die Dicke der Schicht an, die während einer Schleifscheibenumdrehung am Werkstück abgespannt wird. Um die Schleifscheibenbelastung definiert zu verändern, wurde die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} auf fünf diskreten Niveaus (Versuchsreihen I bis V) variiert. Die Variation der äquivalenten Spannungsdicke erfolgte über den radialen Vorschub f_r gemäß Beziehung

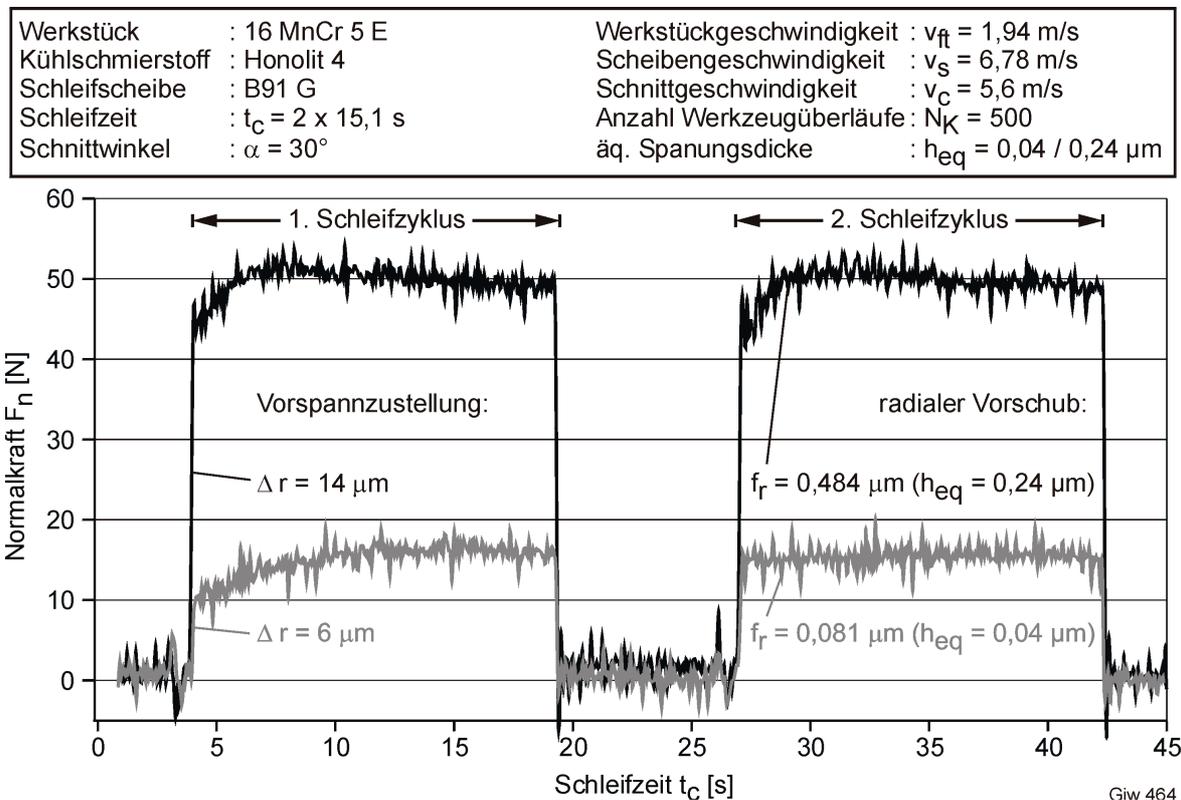
$$h_{eq} = \frac{Q'_w}{v_c} = \frac{v_{ft} \cdot f_r}{\sqrt{v_s^2 + v_{ft}^2 - 2 \cdot v_s \cdot v_{ft} \cdot \cos \Theta}} \quad (27)$$

auf unterschiedlichen Niveaus der Schnittgeschwindigkeit v_c . Innerhalb der jeweiligen Versuchsreihe mit $h_{eq} = \text{const}$ wurde die Schnittgeschwindigkeit durch proportionale Veränderung der tangentialen Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und der Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s bei einem konstanten Schnittwinkel α variiert. Aufgrund der Erfahrungen beim Hochleistungsschleifen [Mart92] konnte hierbei davon ausgegangen werden, daß sich die Schleifscheibenbelastung unter Variation der Schnittgeschwindigkeit bei konstanter äquivalenter Spannungsdicke nicht wesentlich ändert.

Bei allen Versuchen wurde weiterhin die Anzahl der Werkzeugüberläufe N_k (Anzahl der Werkzeugumdrehungen) in einem Bearbeitungszyklus konstant gehalten. Dies geschah durch eine Anpassung der Bearbeitungszeit t_k an die jeweils eingestellte Schleifscheibendrehzahl. Durch diese Maßnahme wurde bei einer Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c auf einem konstanten Niveau der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} stets das gleiche bezogene nominelle Zerspanvolumen $V'_{w,nom}$ eingestellt.

Die Anzahl der Bearbeitungszyklen n in einem Schleifversuch war ebenfalls konstant. Sie war mit $n = 2$ vergleichsweise niedrig gewählt, um den Schleifscheibenverschleiß gering zu halten.

Das Einstellen quasi-stationärer Schleifnormalkraftverläufe war aufgrund folgender Überlegungen wichtig. Die Stribeck-Kurve wurde für den klassischen Fall tribologischer Gleitbeanspruchung zweier Wirkflächen erstellt, die mit einer Relativgeschwindigkeit v aneinander gleiten und dabei mit einer Normalkraft F_n gegeneinander gepreßt sind. Die Relativgeschwindigkeit und die Normalkraft sind hierbei zwei voneinander unabhängige Variablen, die zusammen mit der dynamischen Ölviskosität η den bekannten Parameter k bilden, mit dem Einfluß auf die Reibungszahl genommen werden kann (siehe Bild 2-1). Beim Schleifen dagegen ist die Prozeßgröße Schleifnormalkraft F_n im allgemeinen von der Relativgeschwindigkeit der Wirkpartner (Schnittgeschwindigkeit v_c) abhängig, was bei der Aufstellung des Stribeck-Diagramms gesondert berücksichtigt werden muß. Zudem kann sich die Schleifnormalkraft bei einem konstanten v_c -Wert mit der Bearbeitungsdauer ändern, was insbesondere bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten den effektiven Materialabtrag beeinflusst [Köll00]. Um letztere Effekte auszuschließen, wurde bei der Versuchsdurchführung dafür Sorge getragen, daß bei einem vorgegeben Wert der Schnittgeschwindigkeit der zeitliche Verlauf der Schleifnormalkraft konstant bleibt. Dies wurde durch eine Anpassung des Vorspannzustellbetrages Δr an den radialen Vorschub f_r realisiert, wie Bild 6-1 zeigt.



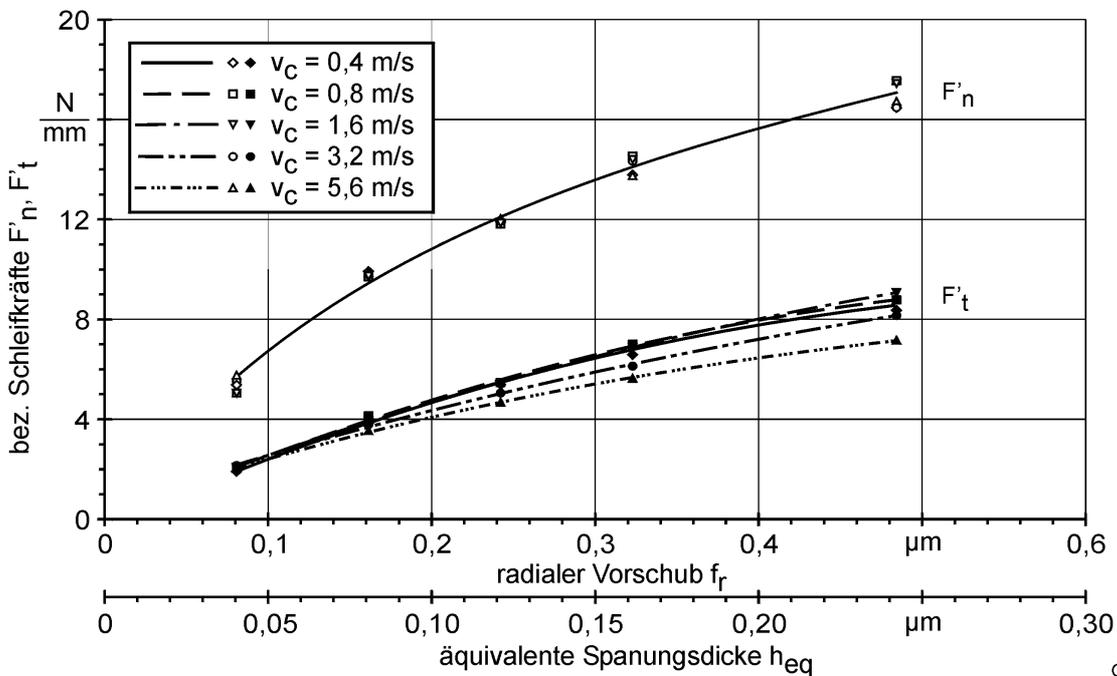
Giw 464

Bild 6-1: Quasi-stationärer zeitlicher Verlauf der Schleifnormalkraft durch Anpassung der Vorspannzustellung an den radialen Vorschub

Durch das Aufbringen einer definierten Vorspannzustellung vor Beginn jedes neuen Bearbeitungszyklus wurde ein vergleichsweise lang andauernder Kraftanstieg [Schn99] reproduzierbar vermieden. Die optimalen Werte der Vorspannzustellung, bei denen sich ein quasi-stationärer Verlauf der Schleifnormalkraft einstellte, wurden in Vorversuchen für alle v_c - h_{eq} -Variationen ermittelt.

In den Untersuchungen stellte sich zunächst heraus, daß bei der gewählten Prozeßführung die bezogene Schleifnormalkraft leicht degressiv mit dem radialen Vorschub f_r (äquivalenter Spannungsdicke h_{eq}) anstieg; eine nennenswerte Änderung dieser Größe abhängig von der Schnittgeschwindigkeit konnte nicht festgestellt werden, siehe Bild 6-2. Die bezogene Schleiftangentialkraft stieg mit zunehmendem radialen Vorschub f_r (zunehmender äquivalenter Spannungsdicke h_{eq}) ebenfalls leicht degressiv an. Im Unterschied zur bezogenen Schleifnormalkraft war jedoch eine eindeutige tendenzielle Verringerung des Anstiegs der bezogenen Schleiftangentialkraft über dem radialen Vorschub (bzw. der äquivalenten Spannungsdicke) mit steigender Schnittgeschwindigkeit zu verzeichnen, d.h. der Werkstoffwiderstand gegen die Spanabnahme wurde zunehmend geringer. Die jeweiligen Meßpunkte ließen sich am besten mit Polynomen 2. Ordnung ausgleichen.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_k = 500$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 6 \dots 14$ μm
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$		



Giw 461

Bild 6-2: Bezogene Schleifkräfte abhängig von dem radialen Vorschub (der äquivalenten Spannungsdicke) und der Schnittgeschwindigkeit

Für eine Übertragung der aus Bild 6-2 errechneten Werte für das Schleifkraftverhältnis μ in das Stribeck-Diagramm mußte berücksichtigt werden, daß sich die dynamischen Viskosität η des verwendeten Öls abhängig von der Temperatur und dem Druck in der Kontaktzone ändert. Einerseits kann die Kontaktzonentemperatur mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit und radialem Vorschub ebenfalls zunehmen, was ein Absinken der Viskositätswerte bewirkt. Andererseits hat die mit der Normalkraft zunehmende Flächenpressung einen Anstieg der Ölviskosität zur Folge, der den temperaturbedingten Viskositätsabfall teilweise kompensieren kann.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Temperaturabhängigkeit der Viskosität experimentell mit einem Ubbelohde-Viskosimeter (siehe Kapitel 4.5.1) bestimmt. Die mittleren Kontaktzonentemperaturen wurden nach Jaeger [Jaeg42] unter Verwendung der Näherungsformel von DesRuisseaux [Ruis68] aus den gemessenen Schleiftangentialkräften analytisch berechnet. Ebenfalls analytisch wurde die Druckabhängigkeit der Viskosität nach Habig [Habi90] aus den gemessenen Schleifnormalkräften ermittelt. Die Vorgehensweise bei der Bestimmung der Temperatur- und Druckabhängigkeit der dynamischen Ölviskosität ist im Anhang in Kapitel 10.1 ausführlich erläutert.

Für die betrachteten Schleifbedingungen ergaben die Berechnungen vergleichsweise niedrige mittlere Kontaktzonentemperaturen von ca. 25 bis 60°C und mittlere Drücke von ca. 34 bis 90 bar. In Bild 6-3 sind die ermittelten Viskositätsänderung des ver-

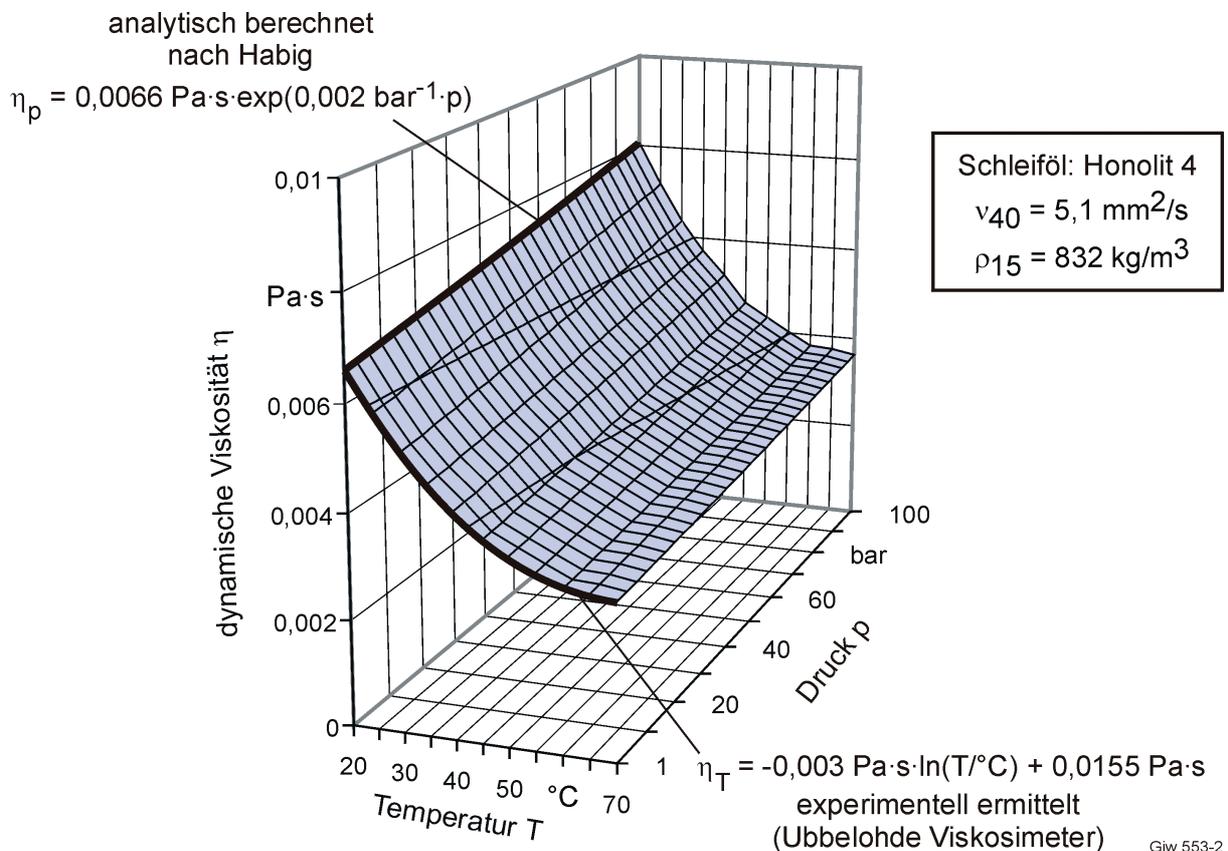
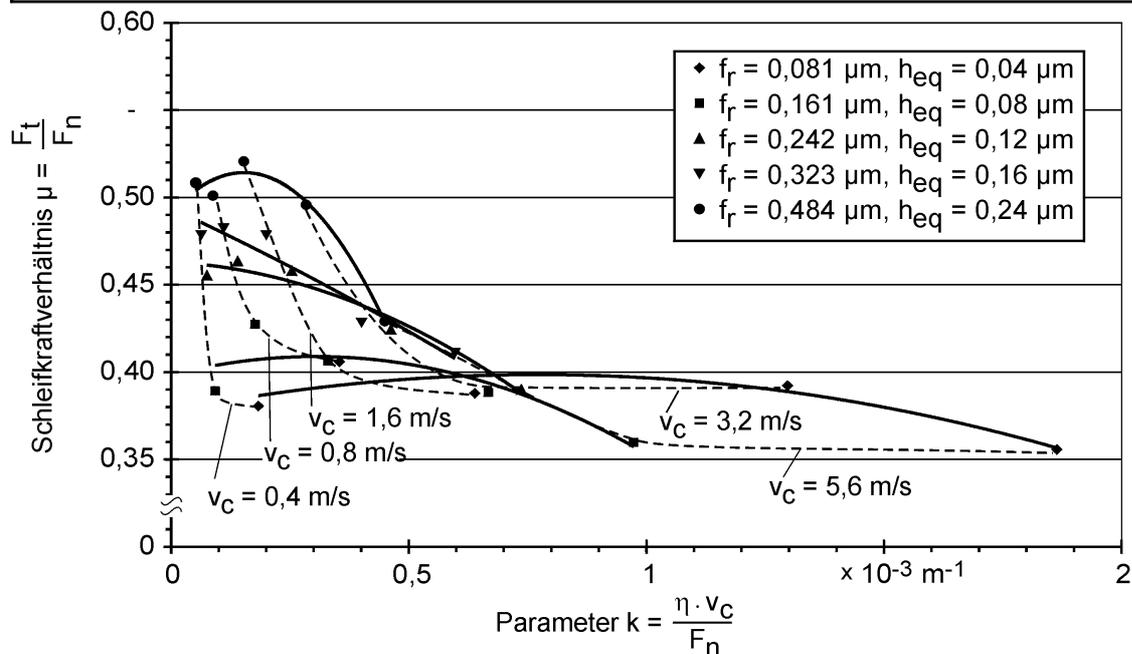


Bild 6-3: Änderung der dynamischen Ölviskosität abhängig von der mittleren Temperatur und dem mittleren Druck in der Kontaktzone

wendeten Öls im relevanten Bereich der Temperatur und des Drucks graphisch dargestellt. Erwartungsgemäß besitzt die Temperatur einen deutlich größeren Einfluß auf die Ölviskosität als der Druck. Jedoch sind aufgrund der vergleichsweise niedrigen Werte der mittleren Werkstückoberflächentemperatur die absoluten Viskositätsänderungen relativ klein. Die ermittelten Werte der dynamischen Viskosität η aus Bild 6-3 ließen sich zusammen mit den zugehörigen Werten für das Schleifkraftverhältnis μ , die aus Bild 6-2 errechnet wurden, in das Stribeck-Diagramm übertragen. Die Ergebnisse dieser Übertragung zeigt Bild 6-4.

In Bild 6-4 sind die Werte des Schleifkraftverhältnisses μ als Funktionsgraphen des Parameters k der Stribeck-Kurve für unterschiedliche radiale Vorschübe f_r bzw. äquivalente Spannungsdicken h_{eq} aufgetragen.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 500$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 6 \dots 14$ μm
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$		



Giw 462

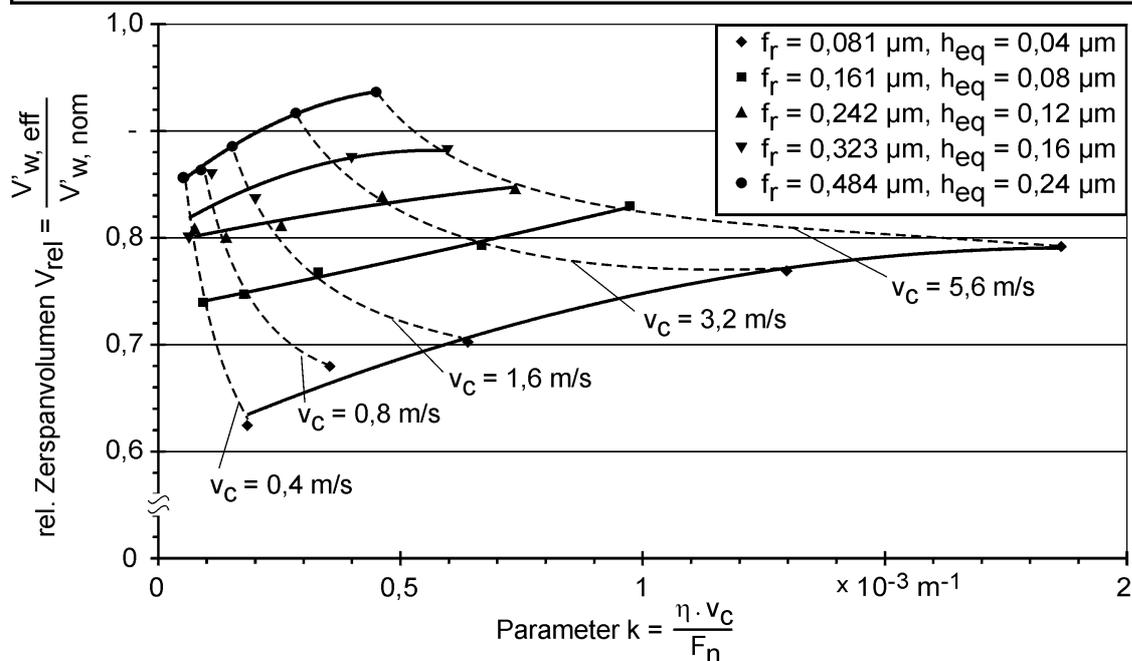
Bild 6-4: Änderung des Schleifkraftverhältnisses abhängig vom Parameter k der Stribeck-Kurve (Variation von Stellgrößen)

Dick eingezeichnete Linien verbinden μ -Werte, die unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c bei konstantem radialem Vorschub f_r (konstanter äquivalenter Spannungsdicke h_{eq}) ermittelt wurden. Bei den Ausgleichskurven der Meßpunkte handelt es sich um Polynome 2. Ordnung. Gestrichelte dünne Linien verbinden Punkte gleicher Schnittgeschwindigkeit v_c , um zu verdeutlichen, daß sie in dieser Darstellung streng genommen keine unabhängige Variable ist. Jedem Wert der Schnittgeschwindigkeit v_c sind jeweils fünf Meßpunkte für das Schleifkraftverhältnis μ zugeordnet, die der Variation des radialen Vorschubs f_r bzw. der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} entsprechen.

Unter Berücksichtigung der zuvor genannten Einschränkungen hinsichtlich des Reibungskoeffizienten und der Schnittgeschwindigkeit kann Bild 6-4 als eine Schar von abgewandelten Teil-Stribeck-Kurven mit unterschiedlichem Verlauf gedeutet werden, die jeweils für einen konstanten Wert des radialen Vorschubs bzw. der äquivalenten Spannungsdicke gelten. Bei kleinen Werten des radialen Vorschubs ist der Verlauf der abgewandelten Stribeck-Kurve im untersuchten v_c -Bereich relativ flach, die absoluten μ -Werte liegen um 0,4. Eine Steigerung der f_r -Werte hat eine Änderung des Kurvenverlaufs zur Folge: dieser nimmt zunehmend eine gekrümmte Gestalt an, außerdem steigen die absoluten μ -Werte auf über 0,5 an. Der Wertebereich für das Schleifkraftverhältnis μ liegt mit ca. 0,36...0,52 deutlich über den für das Gebiet der Mischreibung typischen Werten des Reibungskoeffizienten, die eine Größenordnung von 0,01...0,1 aufweisen [Habi90]. Aus diesem Grunde müssen die Meßwerte nach der Systematik des Bild 2-1 dem Gebiet der Festkörperreibung zugeordnet werden. Die Tendenz fallender μ -Werte mit zunehmenden Werten des Parameters k (zunehmender Schnittgeschwindigkeit), die allen Kurven konstanten Vorschubs gemein ist, kann jedoch als Indiz für eine in diese Richtung abnehmende Intensität der Festkörperreibung gedeutet werden.

Der Einfluß der Reibungsverhältnisse auf den effektiven Materialabtrag geht aus Bild 6-5 hervor. In diesem sind die oben betrachteten experimentellen Ergebnisse in

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14...1,94$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48...6,78$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 500$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 6...14$ μm
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$		



Giw 463

Bild 6-5: Änderung des relativen Zerspanvolumens abhängig vom Parameter k der Stribeck-Kurve (Variation von Stellgrößen)

einem Diagramm aufgetragen, dessen Abszisse der Parameter k des Stribeck-Diagramms und die Ordinate das relative Zerspanvolumen V_{rel} (das Verhältnis des bezogenen effektiven Zerspanvolumens $V'_{w,eff}$ zum bezogenen nominellen Zerspanvolumen $V'_{w,nom}$) bilden. Das relative Zerspanvolumen wird hierbei in Analogie zum f_{ab} -Wert als quantitatives Maß zur Beschreibung der Effektivität des Spanbildungsprozesses angesehen. Kleine Werte des relativen Zerspanvolumens (unteres Extrem $V'_{w,eff}/V'_{w,nom} \rightarrow 0$) bedeuten grundsätzlich keine effektive Spanbildung, da das tatsächlich zerspannte Materialvolumen in diesem Fall deutlich geringer als das nominell eingestellte ist. Das Gegenteil hierzu liegt im Falle idealer Spanbildung ($V'_{w,eff}/V'_{w,nom} \rightarrow 1$) vor.

Die Werte des bezogenen effektiven Zerspanvolumens $V'_{w,eff}$ wurden aus der Werkstückgeometrie durch Ausmessen des tatsächlichen Werkstückdurchmessers vor der Bearbeitung d_w und der bearbeitungsbedingten Durchmesseränderung Δd_w gemäß Beziehung (28) ermittelt:

$$V'_{w,eff} = \frac{\pi}{2} \cdot \Delta d_w \cdot \left(d_w - \frac{\Delta d_w}{2} \right) \cdot \frac{b_w}{a_p} \quad (28)$$

mit Werkstückbreite b_w und Eingriffsbreite der Schleifscheibe a_p . Das bezogene nominelle Zerspanvolumen $V'_{w,nom}$ wurde näherungsweise als Summe der bezogenen Zerspanvolumina aus der kontinuierlichen $V'_{w,kont}$ und der Vorspannzustellung $V'_{w,Vorsp}$ gemäß Beziehung (29) berechnet:

$$V'_{w,nom} = V'_{w,kont} + V'_{w,Vorsp} = \pi \cdot \left[(d_w - v_{fr} \cdot t_k) \cdot v_{fr} \cdot t_k + (d_w - \Delta r) \cdot \Delta r \right] \cdot \frac{b_w}{a_p} \cdot n \quad (29)$$

mit radialer Vorschubgeschwindigkeit v_{fr} , Bearbeitungszeit t_k , Vorspannzustellung Δr und Anzahl der Schleifzyklen n . Die in Bild 6-5 aufgetragenen relativen Zerspanvolumina V_{rel} berücksichtigen daher u.a. den radialen Vorspannzustellbetrag, der zur Realisierung eines quasi-stationären Normalkraftverlaufs erforderlich war. Zum Ausgleich der Meßpunkte wurden polynomische Funktionsansätze 2. Ordnung gewählt.

Das relative Zerspanvolumen nimmt bei konstantem Vorschub (konstanter äquivalenter Spannungsdicke) mit zunehmenden Werten des Parameters k (steigender Schnittgeschwindigkeit) degressiv zu. Betrachtet man die Verläufe der zugehörigen V_{rel} - und μ -Kurven in Bild 6-4 und Bild 6-5, so ist einerseits festzuhalten, daß das relative Zerspanvolumen mit abnehmendem Schleifkraftverhältnis zunimmt. In dieser Richtung nimmt tendenziell auch die Intensität der Festkörperreibung ab. Andererseits sind größere Werte des Vorschubs bei konstanter Schnittgeschwindigkeit stets mit höheren Werten des relativen Zerspanvolumens verbunden. Die in dieser Richtung tendenziell geringer werdenden Werte des Parameters k lassen die Annahme einer verstärkten Festkörperreibung bei alleiniger Erhöhung des Vorschubs (der

äquivalenten Spannungsdicke) zu. Die höchste Effektivität des Spanbildungsprozesses wird dann erreicht, wenn einer zu starken Festkörperreibung bei hohen Werten der äquivalenten Spannungsdicke durch eine gleichzeitige Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit entgegengewirkt wird.

Zusammenfassend läßt sich für diesen Untersuchungsabschnitt feststellen, daß das Stribeck-Diagramm als Hilfsmittel zur Beschreibung der Auswirkungen der kinematisch geänderten Reibungsbedingungen auf den effektiven Materialabtrag beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten für eine vorgegebene Werkzeug- und Kühlschmierstoffspezifikation herangezogen werden kann.

6.1.2 Experimentelles Nachbilden der Stribeck-Kurve durch Variation von Systemgrößen

Im nächsten Schritt wurde eine Modifikation des Versuchsprogramms vorgenommen, um zu prüfen inwieweit die in Kapitel 6.1.1 ermittelten Zusammenhänge bei Veränderung der Reibungsbedingungen über Systemgrößen bestätigt werden können.

Für diesen Zweck wurde einerseits die kinematische Ölviskosität systematisch auf vier verschiedenen Niveaus von $\nu_{40} = 1,6, 5,1, 8,3$ und $14,4 \text{ mm}^2/\text{s}$ variiert. Wie in Kapitel 4.5 beschrieben, wurde die Viskosität singular, d.h. unter Beibehaltung der restlichen für die Zerspanung relevanten Eigenschaften des Öls, verändert. Andererseits wurden die Betrachtungen auf konventionelle abrichtbare Schleifscheiben ausgedehnt. Zum Einsatz kamen eine Spezifikationen EKD 180 O B9 mit Kunstharzbindung und eine Spezifikationen EWT 220 P4 V5HZ mit Keramikbindung.

Beim Nachbilden der Stribeck-Kurve mittels Variation der Systemgrößen wurde eine Vorgehensweise gewählt, die der in Kapitel 6.1.1 bereits vorgestellten sehr ähnlich war. Zunächst wurden mit einer Werkzeugspezifikation und einem Schleiföl Schleifversuche unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c bei einer konstanten äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} (bzw. einem konstanten radialen Vorschub f_r) und einer konstanten Anzahl der Werkzeugüberläufe N_k durchgeführt, vgl. Tabelle 6-1. Dann wurde die Versuchsserie mit einem anderen Schleiföl bzw. einer anderen Schleifscheibe wiederholt. Je nach der verwendeten Schleifscheibe wurden folgende Werte der äquivalenten Spannungsdicke h_{eq} (des radialen Vorschubs f_r) eingestellt:

- B91 G : $h_{eq} = 0,24 \text{ } \mu\text{m}$ ($f_r = 0,484 \text{ } \mu\text{m}$)
- EKD 180 O B9 : $h_{eq} = 0,04 \text{ } \mu\text{m}$ ($f_r = 0,081 \text{ } \mu\text{m}$)
- EWT 220 P4 V5HZ : $h_{eq} = 0,04 \text{ } \mu\text{m}$ ($f_r = 0,081 \text{ } \mu\text{m}$)

Wie bereits in Kapitel 6.1.1 erläutert, wurde durch eine Anpassung des Vorspannzustellbetrages Δr an die eingestellten Werte des radialen Vorschubs f_r und der Schnitt-

geschwindigkeit v_c erreicht, daß der zeitliche Verlauf der Schleifnormalkraft innerhalb eines Bearbeitungszyklus näherungsweise konstant war.

Aufgrund der in Vorversuchen mit der Schleifscheibe EKD 180 O B9 gesammelten Erfahrungen mußte bei dieser Werkzeugspezifikation die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} gegenüber der Schleifscheibe B91 G verringert werden, um die Forderung eines quasi-konstanten Normalkraftverlaufs erfüllen zu können. Zwecks einer direkten Vergleichbarkeit der beiden konventionellen Werkzeuge untereinander wurde auch für die Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ der gleiche h_{eq} -Wert gewählt. Beide Schleifscheiben wurden bei jedem Ölwechsel mit den in Kapitel 4.3.4 angegebenen Parametern abgerichtet. Innerhalb einer Versuchsserie mit dem gleichen Schleiföl wurde nur dann abgerichtet, wenn der geforderte quasi-stationäre Normalkraftverlauf durch die Anpassung der Vorspannzustellung nicht realisiert werden konnte.

Als erstes wurde exemplarisch untersucht, ob die zuvor bei der Schleifscheibe B91 G bei $h_{eq} = 0,24 \mu\text{m}$ beobachteten vergleichsweise großen Änderungen des Schleifkraftverhältnisses μ bzw. des relativen Zerspanvolumens V_{rel} in Abhängigkeit vom Parameter k der Stribeck-Kurve bei einer anderen Ölviskosität bestätigt werden können. In Bild 6-6 sind dazu Ergebnisse der Schleifversuche zusammengefaßt, die mit der Ölviskosität von $\nu_{40} = 1,6$ und $5,1 \text{ mm}^2/\text{s}$ erzielt wurden. In den betrachteten Schleifversuchen wurde die Schnittgeschwindigkeit stufenweise von $0,4$ auf $5,6 \text{ m/s}$

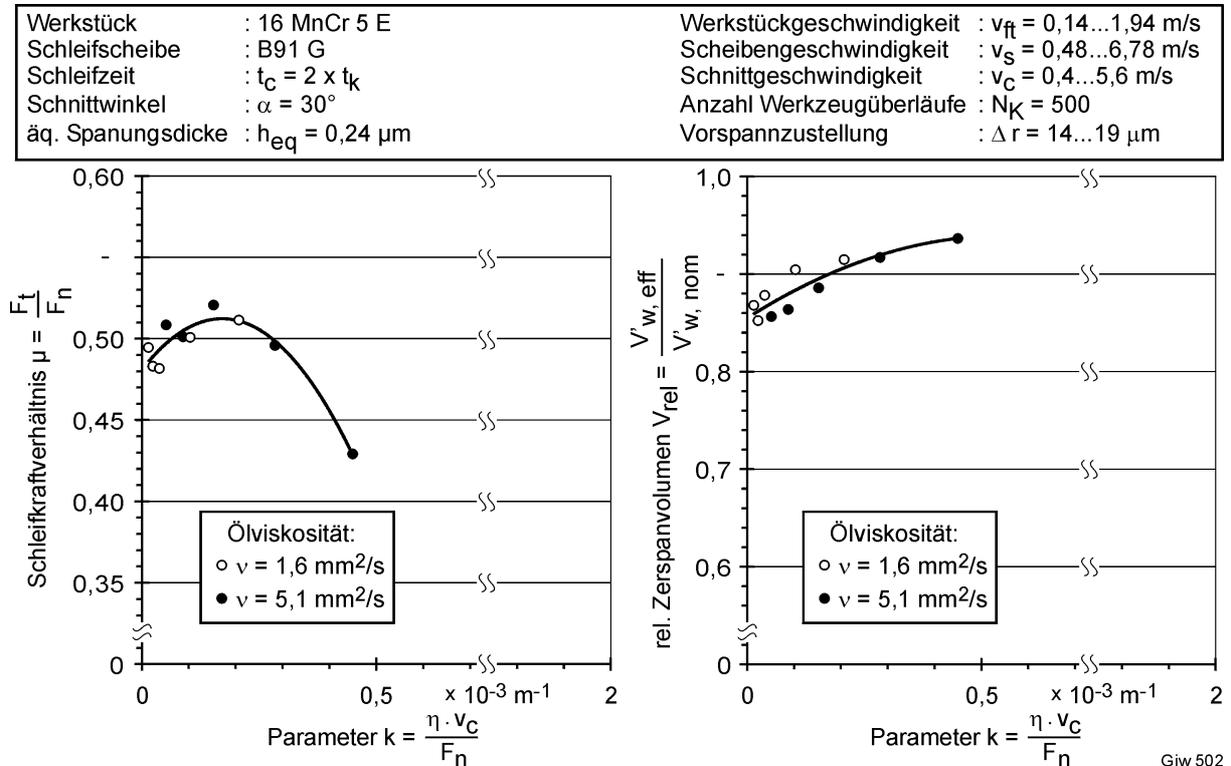


Bild 6-6: Änderung des Schleifkraftverhältnisses und des relativen Zerspanvolumens abhängig vom Parameter k der Stribeck-Kurve (Schleifscheibe B91 G, unterschiedliche Ölviskosität)

bei einer konstanten äquivalenten Spannungsdicke von $h_{eq} = 0,24 \mu\text{m}$ erhöht. Bei der Berechnung des Parameters k wurde die Abhängigkeit der dynamischen Viskosität beider Öle von der Temperatur und dem Druck wie in Kapitel 10.1 des Anhangs beschrieben berücksichtigt.

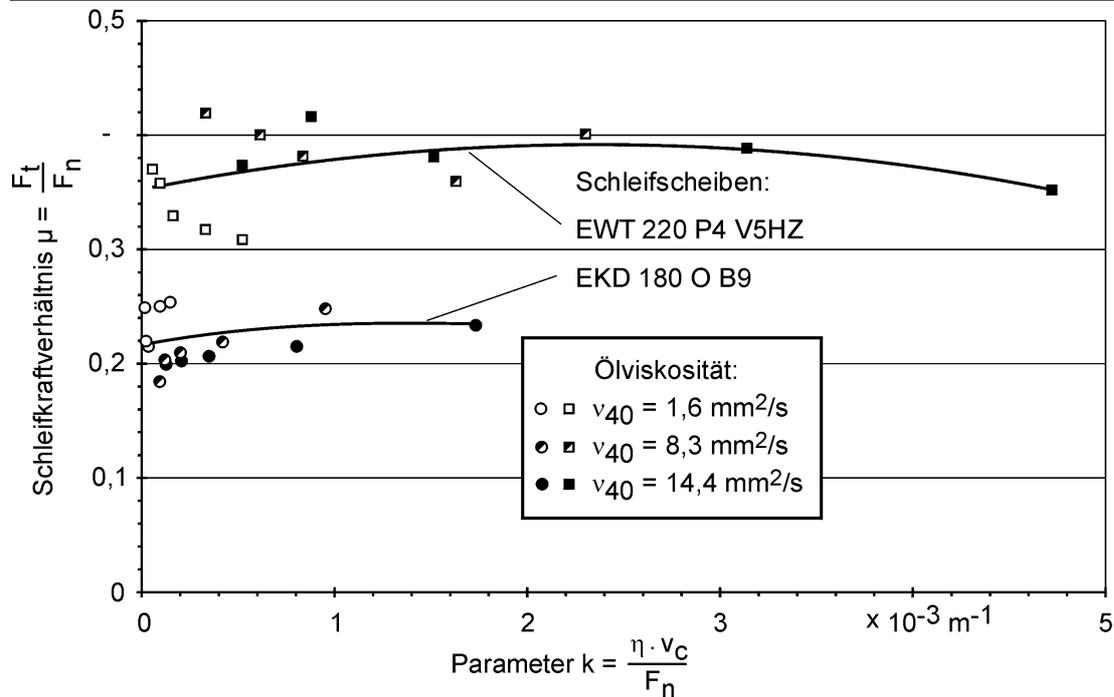
Wie zu erkennen ist, lassen sich die Werte für das Schleifkraftverhältnis μ bzw. das relative Zerspanvolumen V_{rel} aller Versuche unabhängig von der Viskosität des verwendeten Öls in der Auftragung über dem Parameter k mit jeweils einer Ausgleichskurve (Polynom 2. Ordnung) beschreiben. Der Verlauf der jeweiligen Ausgleichskurven ist mit dem Verlauf der in [Bild 6-4](#) und [Bild 6-5](#) gezeigten Kurven für $h_{eq} = 0,24 \mu\text{m}$ weitgehend identisch. Da sich die Kurvenverläufe aus der Variation der Schnittgeschwindigkeit ergeben, läßt dieses Ergebnis keinen Einfluß der singulären Veränderung der Ölviskosität auf das Schleifkraftverhältnis bzw. das relative Zerspanvolumen feststellen. Es kann daher verallgemeinert formuliert werden, daß bei der Verwendung der Schleifscheibenspezifikation B91 G im untersuchten Intervall der Stellgrößen und der Ölviskosität das tribologische Prozeßverhalten mit der Stribeck-Kurve charakterisiert werden kann. Die technologischen Ausführungen aus Kapitel 6.1.1 bezüglich der Änderungen des Schleifkraftverhältnisses und des relativen Zerspanvolumens in Abhängigkeit von den Reibungsverhältnissen im Schleifspalt können somit für die angegebenen Randbedingungen als bestätigt angesehen werden.

Im nächsten Schritt wurden die Betrachtungen auf die zwei oben genannten konventionellen Schleifscheibenspezifikationen erweitert. Mit diesen wurden Schleifversuche mit Ölen durchgeführt, die eine Viskosität von $\nu_{40} = 1,6, 8,3$ und $14,4 \text{ mm}^2/\text{s}$ aufwiesen. Analog zu den vorangegangenen Untersuchungen mit der galvanisch gebundenen Schleifscheibe B91 G wurde auch in diesen Schleifversuchen die Schnittgeschwindigkeit in Stufen von $0,4$ auf $5,6 \text{ m/s}$ erhöht. Die äquivalente Spannungsdicke wurde hierbei auf einem Niveau von $h_{eq} = 0,04 \mu\text{m}$ stets unverändert gehalten. Bei der Übertragung der Versuchsergebnisse in die Stribeck-Diagramme in [Bild 6-7](#) und [Bild 6-8](#) wurde die Temperatur- und Druckabhängigkeit der dynamischen Viskosität der verwendeten Öle wie in Kapitel 10.1 erläutert berücksichtigt.

Wie [Bild 6-7](#) zeigt, konnte bei der Verwendung der beiden konventionellen Werkzeugspezifikationen unter diesen Bedingungen keine signifikante Änderung des Schleifkraftverhältnisses μ über dem Parameter k festgestellt werden. Dieses Ergebnis stimmt gut mit den Beobachtungen überein, die mit der galvanisch gebundenen Schleifscheibe B91 G beim $h_{eq} = 0,04 \mu\text{m}$ gemacht wurden (vgl. [Bild 6-4](#)). Für beide untersuchten Schleifscheiben konnten die gemessenen Werte des Schleifkraftverhältnisses μ unabhängig von der Ölviskosität bei der Auftragung über dem Parameter k mit jeweils einem Polynom 2. Ordnung als Ausgleichskurve beschrieben werden.

Im Vergleich zur galvanisch gebundenen Spezifikation B91 G zeichneten sich die

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94$ m/s
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78$ m/s
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 0,4 \dots 5,6$ m/s
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,04$ μ m	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_k = 500$
Vorspannzustellung	: $\Delta r = 2 \dots 31$ μ m		



Giw 503

Bild 6-7: Änderung des Schleifkraftverhältnisses abhängig vom Parameter k der Stribeck-Kurve (Schleifscheiben EKD 180 O B9 und EWT 220 P4 V5HZ, unterschiedliche Ölviskosität)

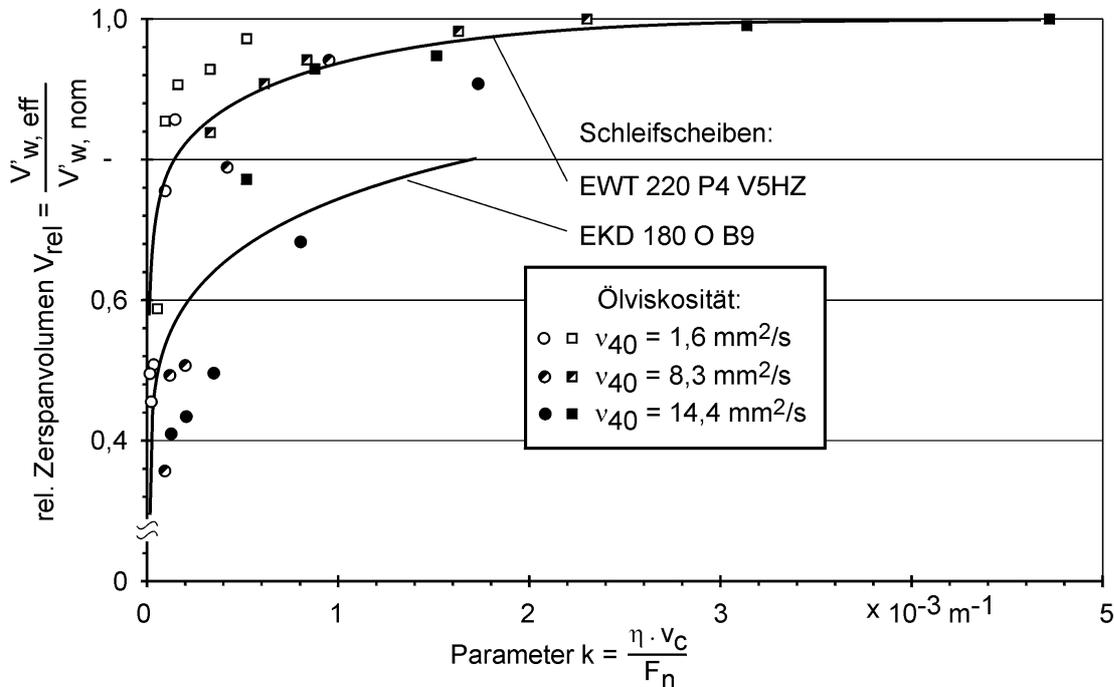
konventionellen Schleifscheiben durch eine relativ große Streuung des Schleifkraftverhältnisses μ aus. Die große Streuung der μ -Werte liegt in der Tatsache begründet, daß sich die Schleifscheibentopographie verschleißbedingt über der Einsatzdauer ändert. Zwar wurden die Versuche auf näherungsweise stationären Niveaus der Schleifnormalkraft gefahren, zum Einstellen dieser Kraftverläufe waren jedoch abhängig von der Schleifscheibentopographie unterschiedliche Vorspannzustellungen erforderlich. Die absoluten Niveaus der Schleifnormalkraft waren also bei jeder Schleifscheibenspezifikation von Versuch zu Versuch nicht identisch. Die Topographieänderungen fielen bei den Werkzeugen mit dem konventionellen Schleifstoff Korund offenbar wesentlich größer als beim Werkzeug mit dem verschleißbeständigeren hochharten Schleifstoff cBN aus. Große Topographieänderungen fanden ihren Niederschlag in der großen Streuung der Meßwerte für das Schleifkraftverhältnis μ . Unter Berücksichtigung dieser Streuung läßt sich daher für beide Werkzeugspezifikationen kein systematischer Einfluß der Ölviskosität auf das Schleifkraftverhältnis feststellen.

Auffällig ist weiterhin, daß das absolute Niveau der Ausgleichskurve für das Schleifkraftverhältnis der keramisch gebundenen Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ mit ca. $\mu = 0,36 \dots 0,38$ deutlich über dem der kunstharzgebundenen Schleifscheibe

EKD 180 O B9 ($\mu = 0,22...0,24$) liegt. Dieses Ergebnis kann auf zwei mögliche Ursachen zurückgeführt werden, die mit der Struktur der Schleifscheiben zusammenhängen. Einerseits weist die Spezifikation EKD 180 O B9 ein nahezu geschlossenes Gefüge auf, während das Gefüge der Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ deutlich offener ist. Es ist daher vorstellbar, daß bei der Spezifikation EKD 180 O B9 unter sonst konstanten Schleifbedingungen die Schleifnormalkräfte im Verhältnis zu den Schleiftangentialkräften aufgrund eines größeren Traganteils höher ausfallen, als bei der Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ. Dies wiederum hätte beim letzteren Werkzeug größere Werte des Schleifkraftverhältnisses (des Verhältnisses der Schleiftangential- zur Schleifnormalkraft) zur Folge. Andererseits ist nicht auszuschließen, daß bei der keramisch gebundenen Schleifscheibe EWT 220 P4 V5HZ einzelne Schleifkörner tiefer in den Werkstoff eindringen, d.h. mit größeren effektiven Einzelkornspanndicken arbeiten. Unter konstanten Schleifbedingungen ist dann zu erwarten, daß einzelne Körner mehr Material zerspanen und dabei größere Reibung (höhere μ -Werte) verursachen.

Das unterschiedliche Verhalten der beiden Schleifscheibenspezifikationen wird auch aus der Darstellung der gemessenen Werte des relativen Zerspanvolumens V_{rel} über dem Parameter k in Bild 6-8 ersichtlich. Wiederum lassen sich für jede Schleifscheibe

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14...1,94$ m/s
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48...6,78$ m/s
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 0,4...5,6$ m/s
äq. Spanndicke	: $h_{eq} = 0,04$ μ m	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_k = 500$
Vorspannzustellung	: $\Delta r = 2...31$ μ m		



Giw 504

Bild 6-8: Änderung des relativen Zerspanvolumens abhängig vom Parameter k der Striebeck-Kurve (Schleifscheiben EKD 180 O B9 und EWT 220 P4 V5HZ, unterschiedliche Ölviskosität)

die einzelnen Meßpunkte unabhängig von der Ölviskosität mit jeweils einer Kurve ausgleichen, wobei die gewählten Funktionsansätze näherungsweise potentiell sind. Der Kurvenverlauf ist für beide Werkzeuge nahezu identisch und der Form der Ausgleichskurven für die Spezifikation B91 G sehr ähnlich (vgl. Bild 6-5). Unterschiedlich sind lediglich die Niveaus der beiden Kurven. Die vergleichsweise große Streuung einzelner Meßpunkte um die Ausgleichskurven ist mit der Topographieänderung der Schleifscheiben zu erklären, die bei der Analyse der gemessenen Schleifkraftverhältnisse in Bild 6-7 bereits ausführlich behandelt wurde.

Betrachtet man Bild 6-8 analog zu Bild 6-5, so ist für die keramisch gebundene Schleifscheibe EWT 220 P4 V5HZ festzuhalten, daß mit dieser selbst bei kleinsten Werten des Parameters k (starke Festkörperreibung) relativ hohe V_{rel} -Werte von ca. 0,74...0,80 erreicht werden. Bei steigenden k -Werten (tendenziell abnehmende Festkörperreibung) steigt das relative Zerspanvolumen degressiv an, die Ausgleichskurve läuft asymptotisch gegen 1. Für die kunstharzgebundene Schleifscheibe EKD 180 O B9 wurden bei kleinen k -Werten sehr niedrige relative Zerspanvolumina gemessen, die durchschnittlich zwischen 0,4 und 0,5 lagen. Erst bei tendenziell geringer werdender Festkörperreibung (große k -Werte) steigen die V_{rel} -Werte signifikant an. Die Ausgleichskurve für diese Scheibe liegt beim höchsten erreichten Wert von $k \approx 1,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}^{-1}$ mit $V_{\text{rel}} = 0,80$ deutlich unterhalb des Mittelwertes für die keramisch gebundene Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ ($V_{\text{rel}} = 0,96$) bei gleichem k -Wert.

Die durchschnittlich höheren Werte des relativen Zerspanvolumens für die keramisch gebundene Schleifscheibe verstärken die in Zusammenhang mit höheren Werten des Schleifkraftverhältnisses bereits geäußerte Vermutung, daß bei diesem Werkzeug unter vergleichbaren Schleifbedingungen die effektive Einzelkornspannungsdicke höher liegen muß. Der praktische Nachweis dieser Hypothese wird später in Kapitel 6.2.4 geführt.

Auch für diesen Untersuchungsabschnitt kann zusammenfassend festgehalten werden, daß der Einfluß der durch Änderung der Systemgrößen Ölviskosität und Werkzeugspezifikation geänderten Reibungsverhältnisse auf das Schleifergebnis mit Hilfe des Stribeck-Diagramms bzw. einer davon abgewandelten Form eindeutig beschrieben werden kann.

6.1.3 Rückschlüsse auf Reibungszustände

In den Schleifversuchen in Kapiteln 6.1.1 und 6.1.2 wurden relativ hohe Werte des Schleifkraftverhältnisses (bzw. des Reibungskoeffizienten) μ gemessen. Diese lagen je nach Versuchsbedingungen in einem Bereich zwischen ca. 0,2 und 0,5 und somit deutlich oberhalb des typischen Wertebereichs der Mischreibung von etwa 0,01...0,1 [Habi90]. Es ist daher davon auszugehen, daß im untersuchten Prozeß die Vorgänge der hydrodynamischen Schmierung bzw. der Mischreibung gegenüber der Festkörperreibung keine nennenswerte Rolle spielen.

Von ähnlich hohen Werten des Reibungskoeffizienten bei der Reibung zweier Festkörper in einem Schmierstoffmedium berichten Polzer und Meißner [Polz79]. Sie analysieren die Abhängigkeit des Reibwertes von den Beanspruchungsbedingungen mit Hilfe eines Reibwert-Geschwindigkeits-Diagramms. In Anlehnung an die theoretischen Modellvorstellungen von Kragelski [Krag71] unterteilen Polzer und Meißner [Polz79] das Gebiet links vom Stribeck-Minimum im Reibwert-Geschwindigkeits-Diagramm in die Bereiche der inneren und äußeren Festkörperreibung. Der Bereich der inneren Festkörperreibung befindet sich im äußerst linken Teil des Diagramms und geht bei gesteigerten Gleitgeschwindigkeiten in den Bereich der äußeren Festkörperreibung über. Für beide Bereiche gilt grundsätzlich, daß zwischen den Reibflächen keine mikrohydrodynamische Tragkraftkomponente mehr wirksam ist.

Bei der äußeren Festkörperreibung laufen die Reibungsvorgänge überwiegend im Bereich der äußeren Reaktions- und Deckschichten der Festkörper ab, in denen der sog. Positive Gradient der Schubfestigkeit [Krag71] vorliegt (die kritische Schubspannung nimmt von der Reibfläche aus ins Werkstoffinnere bis zu einer gewissen Tiefe zu). Unter diesen Bedingungen stellt sich während der Reibungsvorgänge ein relativ stabiles Gleichgewicht im Auf- und Abbau von Reaktionsschichten ein, das gleichzeitig die notwendige Voraussetzung für den Erhalt der äußeren Reibung ist. Den oberen Grenzwert der äußeren Reibung fester Körper geben Polzer und Meißner [Polz79] mit ca. $\mu = 0,3...0,4$ an.

Bei der inneren Festkörperreibung geht der Positive Gradient der Schubfestigkeit in den Negativen Gradienten der Schubfestigkeit über, d.h. die kritische Schubspannung ist in der Reibfläche maximal und nimmt ins Werkstoffinnere ab. Im System überwiegt der Abbau von Reaktionsschichten und der Verlauf des Reibungsgeschehens wird von den Eigenschaften der Grundwerkstoffe bestimmt. Unter diesen Beanspruchungsbedingungen überschreitet der Reibungskoeffizient die Größenordnung von 0,4 [Polz79].

Folgt man den Ausführungen von Polzer und Meißner, so kann der in den Untersuchungen beobachtete Abfall des Schleifkraftverhältnisses μ bei gesteigerter Schnittgeschwindigkeit und einem konstanten Wert der äquivalenten Spannungsdicke (Bild 6-4 und Bild 6-6, links) mit der Zunahme des Anteils der äußeren Festkörperreibung erklärt werden. Umgekehrt läßt die gleichzeitige Zunahme des relativen Zerspanvolumens V_{rel} (Bild 6-5 und Bild 6-6, rechts) die Schlußfolgerung zu, daß unter diesen Bedingungen eine Steigerung der Effektivität der Spanbildung mit reduziertem Anteil der inneren Festkörperreibung einhergeht. Der reduzierte Anteil der inneren Festkörperreibung ist andererseits gleichbedeutend mit geringerer Werkstoffverformung unter dem Schleifkorn und somit mit abnehmenden Schnittkräften. Die tendenzielle Abnahme der Schnittkraft, die mit der tangentialen Komponente der Schleifkraft identisch ist, wurde in den Versuchen mit gesteigerter Schnittgeschwindigkeit und konstanter äquivalenter Spannungsdicke tatsächlich festgestellt (Bild 6-2).

Für eine gegebene Werkzeugspezifikation läßt sich eine Steigerung der Effektivität der Spanbildung wie in Bild 6-5 gezeigt auch über eine Erhöhung der äquivalenten Spannungsdicke bei konstanter Schnittgeschwindigkeit erreichen. Dieser Weg führt zu höheren Reibwerten und geringeren Werten des Parameters k , welche als Indiz für einen zunehmenden Anteil der inneren Festkörperreibung gedeutet werden können. Für den zunehmenden Anteil der inneren Reibung sprechen auch die zunehmenden Schnittkräfte bei dieser Prozeßführung (Bild 6-2).

Eine Gegenüberstellung des Kurvenverlaufs des relativen Zerspanvolumens in Bild 6-5 für zwei Extremwerte $h_{eq} = 0,04 \mu\text{m}$ und $0,24 \mu\text{m}$ bei der maximalen Schnittgeschwindigkeit $v_c = 5,6 \text{ m/s}$ macht deutlich, daß in beiden Fällen Reserven der Effektivitätssteigerung durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit gegeben sind. Beim größeren h_{eq} -Wert können jedoch deutlich höhere V_{rel} -Werte bei weiterer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit vermutet werden. Es läßt sich daher feststellen, daß zur Maximierung der Effektivität der Spanbildung Festkörperreibungszustände mit großen Reibwerten und großen Werten des Parameters k anzustreben sind. Diese können kinematisch durch die Wahl möglichst großer Werte für die äquivalente Spannungsdicke und die Schnittgeschwindigkeit eingestellt werden. Ein zusätzliches Potenzial ist außerdem im Werkzeug zu sehen, wie Bild 6-7 und Bild 6-8 verdeutlichen.

6.1.4 Rückschlüsse auf Spanbildungsmechanismen

Beim Nachbilden der Stribeck-Kurve mittels Stellgrößenvariation (Kapitel 6.1.1) wurde die äquivalente Spannungsdicke h_{eq} über dem radialen Vorschub f_r variiert. Es läßt sich zeigen, daß unter den gewählten Versuchsbedingungen eine Veränderung des radialen Vorschubs der Veränderung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ bei sonst konstanten Prozeßparametern gleichzusetzen ist. Die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ kann nach [Kass69, Wern71] wie folgt berechnet werden:

$$\bar{h}_{cu,max} = 0,695 \cdot \left[\frac{2}{C_1 \cdot \tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{q} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{eq}} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (30)$$

Die Konstanten C_1 und $\tan \chi$ beschreiben die Topographie der Schleifscheibe. Für die eingesetzte Spezifikation B91 G wurden sie durch Topographiemessung der Schleifscheibenoberfläche zu $C_1 = 985,86 \text{ mm}^{-3}$ und $\tan \chi = 2,86$ bestimmt (eine ausführliche Beschreibung der Ermittlung der Schleifscheibentopographiekenngrößen ist im Anhang in Kapitel 10.2 angegeben). Die Kinematik des Analogieprozesses wird durch das Einsetzen des radialen Vorschubs f_r anstelle der Zustellung a_e , des Geschwindigkeitsverhältnisses q_c und des äquivalenten Schleifscheibendurchmessers $d_{eq,c}$ in Wirkrichtung anstelle entsprechender Größen q und d_{eq} (Beziehungen

(13) und (14)) berücksichtigt. Da in den Untersuchungen das Geschwindigkeitsverhältnis q_c in Wirkrichtung auf allen Niveaus der variierten Schnittgeschwindigkeit v_c konstant gehalten wurde, läßt es sich mit

$$q_c = q \cdot \frac{\sin(\alpha + \theta)}{\sin \alpha} = 3,5 \cdot \frac{\sin(30^\circ + 45,7^\circ)}{\sin 30^\circ} = 6,78 \quad (31)$$

als Konstante angeben. Der äquivalente Schleifscheibendurchmesser $d_{eq,c}$ in Wirkrichtung wurde ebenso nicht verändert und betrug (unter Vernachlässigung der Änderung des Werkstückdurchmessers d_w innerhalb eines Versuchs)

$$d_{eq,c} = d_{eq} \cdot \frac{1}{\sin^2 \alpha} = d_w \cdot \frac{1}{\sin^2 \alpha} = 45,2 \text{ mm} \cdot \frac{1}{\sin^2 30^\circ} = 180,8 \text{ mm} \quad (32)$$

Durch das Einsetzen aller Konstanten in Beziehung (30) läßt sich die mittlere maximale Einzelkornspanungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ als Funktion des radialen Vorschubs f_r schreiben:

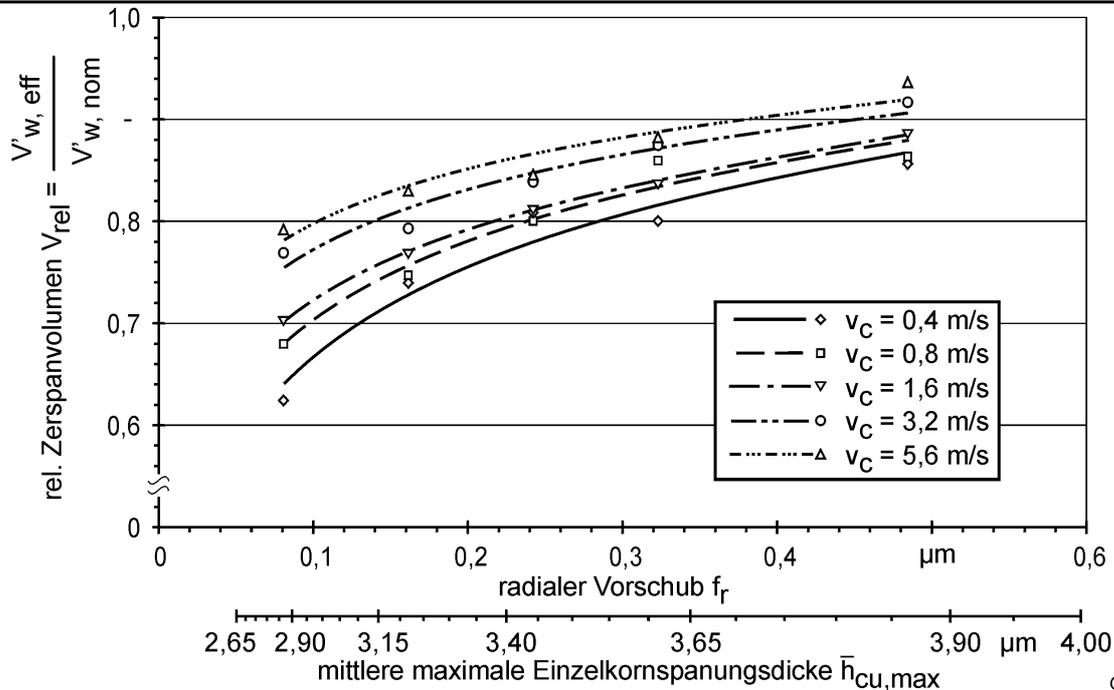
$$\begin{aligned} \bar{h}_{cu,max} &= 0,695 \cdot \left[\frac{2}{985,86 \text{ mm}^{-3} \cdot 2,86} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{6,78} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{f_r}{180,8 \text{ mm}} \right]^{\frac{1}{6}} \text{ mm} = \\ &= 0,0138 \cdot (f_r)^{\frac{1}{6}} \text{ mm} = 4,36 \cdot (f_r)^{\frac{1}{6}} \mu\text{m} \end{aligned} \quad (33)$$

In Bild 6-9 sind die in den Untersuchungen in Kapitel 6.1.1 ermittelten Werte des relativen Zerspanvolumens über dem radialen Vorschub aufgetragen. Neben dem radialen Vorschub sind auf der Abszisse die errechneten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte zum Verdeutlichen der Tatsache mit angegeben, daß über dem radialen Vorschub die mittlere maximale Einzelkornspanungsdicke gemäß Beziehung (33) variiert wurde.

Wie zu erkennen ist, steigt das relative Zerspanvolumen bei konstanter Schnittgeschwindigkeit mit steigendem radialen Vorschub degressiv an. Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit führt bei konstantem radialen Vorschub ebenfalls zu einer Zunahme des relativen Zerspanvolumens. Der höchste Wert des relativen Zerspanvolumens wurde bei den jeweils maximal eingestellten Werten des radialen Vorschubs und der Schnittgeschwindigkeit erreicht.

Stellt man die eingestellten kleinen Werte des radialen Vorschubs f_r den nach Beziehung (33) berechneten Werten der mittleren maximalen Einzelkornspanungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ vergleichend gegenüber, so wird mit $\bar{h}_{cu,max} \gg f_r$ ein Widerspruch offensichtlich. Dieser Widerspruch wird im Anhang (Kapitel 10.4) ausführlich behandelt. An dieser Stelle sei nur erwähnt, daß er das in Bild 6-9 gezeigte Ergebnis keineswegs in

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 500$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	äq. Spanungsdicke	: $h_{eq} = 0,04 \dots 0,24$ μm
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 6 \dots 14$ μm



Giw 460-1

Bild 6-9: Änderung des relativen Zerspanvolumens abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und dem radialen Vorschub (der mittleren maximalen Einzelkornspanungsdicke)

Frage stellt, sondern lediglich die praktischen Grenzen des analytischen Modellansatzes von Kassen und Werner aufzeigt. Wie in Kapitel 10.4 gezeigt, beschreibt das Modell trotz der unrealistisch hohen absoluten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte die tendenziellen Zusammenhänge zwischen den kinematischen Stellgrößen Schnittgeschwindigkeit sowie radialer Vorschub und der mittleren maximalen Einzelkornspanungsdicke richtig. Aus diesem Grunde wird es auch weiterhin in dieser Arbeit verwendet.

Mit **Bild 6-9** lassen sich die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluß der kinematisch variierten Reibungsverhältnisse auf den Materialabtrag beim Schleifen in eine Darstellung überführen, die mit den gewonnenen Ergebnissen der Einkornritzversuche (vgl. **Bild 5-15**) identisch ist. Wie beim Einkornritzen, wurden die Meßpunkte auch hier mit logarithmischen Funktionsansätzen ausgeglichen.

Letztendlich gibt es auch beim Schleifen grundsätzlich zwei Möglichkeiten zur Steigerung der Effektivität des Spanbildungsprozesses (d.h. Maximierung des relativen Zerspanvolumens). Die erste stellt eine Steigerung der mittleren maximalen Einzelkornspanungsdicke (hier: erreicht über dem radialen Vorschub) dar, die zweite besteht in einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit. Die beiden Möglichkeiten las-

sen sich in gewissen Grenzen unabhängig voneinander ausnutzen. Die maximalen relativen Zerspanvolumina werden dabei bei den jeweils höchsten in den Versuchen realisierten Werten der Schnittgeschwindigkeit und der Einzelkornspanungsdicke erreicht.

Wie aus den Erkenntnissen der Einkornritzversuche läßt sich auch die beim Schleifen beobachtete Zunahme des relativen Zerspanvolumens bei Steigerung der Einzelkornspanungsdicke und / oder der Schnittgeschwindigkeit mit einer Änderung des Materialtrennmechanismus vom überwiegenden Mikropflügen (kleine $\bar{h}_{cu,max}$ - und v_c -Werte) zum überwiegenden Mikrospanen (hohe $\bar{h}_{cu,max}$ - und v_c -Werte) erklären.

Die Untersuchungsergebnisse lassen sich auch im Hinblick auf die spezifische Zerspanenergie mit den einschlägigen Ergebnissen aus den Einkornritzversuchen vergleichen. Die spezifische Schleifenergie e_c ist als die zur Zerspanung einer Volumeneinheit V_w des Materials erforderliche Schleifenergie E_c definiert und läßt sich bei Kenntnis der Schleifzeit t_c gemäß der Beziehung

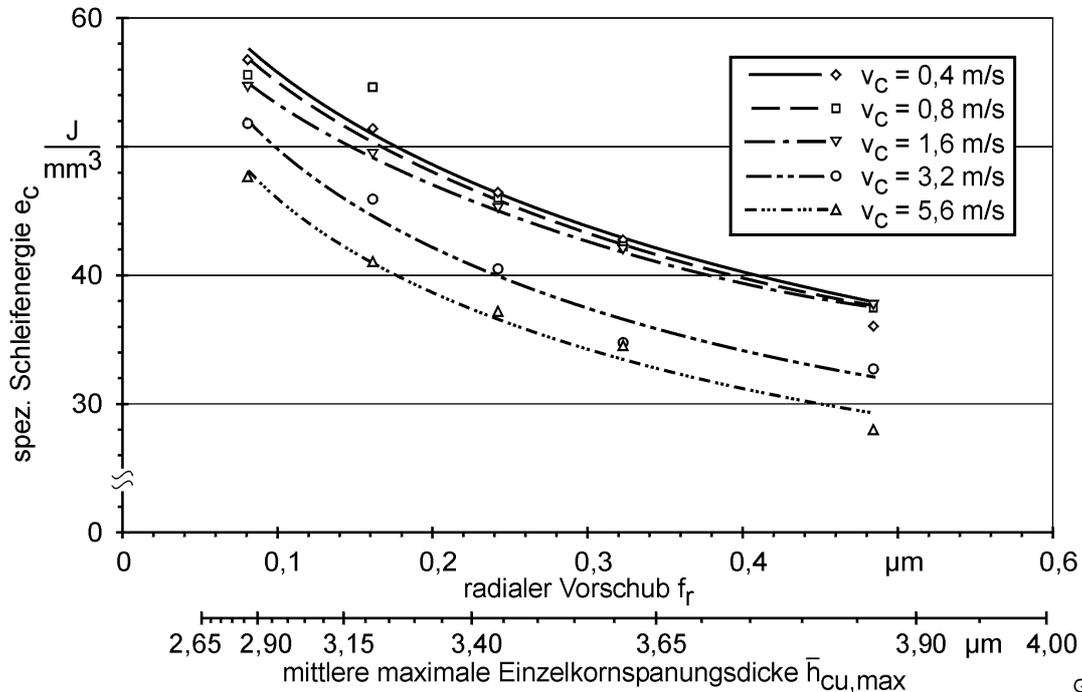
$$e_c = \frac{E_c}{V_w} = \frac{F_t \cdot v_c \cdot t_c}{V_w} = \frac{F_t \cdot v_c}{Q_w} = \frac{F'_t \cdot v_c}{Q'_w} \quad (34)$$

aus der (bezogenen) Schleiftangentialkraft F_t (F'_t), der Schnittgeschwindigkeit v_c und dem (bezogenen) Zeitspanungsvolumen Q_w (Q'_w) berechnen.

In Bild 6-10 sind die berechneten e_c -Werte der Schleifversuche mit kinematisch variierten Reibungsverhältnissen als Funktion des radialen Vorschubs f_r bzw. der mittleren maximalen Einzelkornspanungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ aufgetragen. Aufgrund der zuvor festgestellten Diskrepanz zwischen dem bezogenen nomiellen und bezogenen effektiven Zerspanvolumen wurden bei der Berechnung ausschließlich die effektiven Werte des Zeitspanungsvolumens $Q'_{w,eff}$ berücksichtigt.

Die spezifische Schleifenergie e_c fällt bei konstanter Schnittgeschwindigkeit mit steigendem radialen Vorschub f_r bzw. zunehmender mittlerer maximaler Einzelkornspanungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ stark ab, was mit dem Größeneffekt erklärt werden kann. Dem offenbar vorliegenden Größeneffekt Rechnung getragen, sind die gewählten Funktionsansätze wie beim Einkornritzen potentiell. Bei konstantem radialen Vorschub bzw. konstanter mittlerer maximaler Einzelkornspanungsdicke sinken die Werte der spezifischen Schleifenergie mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit. Auch dieses Ergebnis deckt sich mit den Erkenntnissen aus den Einkornritzversuchen und kann darauf zurückgeführt werden, daß sich bei steigender Schnittgeschwindigkeit der Spanbildungsmechanismus vom Mikropflügen zum Mikrospanen ändert.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 500$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	äq. Spanungsdicke	: $h_{eq} = 0,04 \dots 0,24$ μm
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 6 \dots 14$ μm



Giw 460-2

Bild 6-10: Änderung der spezifischen Schleifenergie abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und dem radialen Vorschub (der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke)

Wie zuvor in Bild 6-9 erläutert, führt die Anwendung des Modells von Kassen und Werner bei den gewählten kleinen Vorschüben zu unrealistisch hohen Werten der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke. Dies ist auch aus einem Vergleich der absoluten Werte beider Abszissen in Bild 6-10 ersichtlich. Auf diese Unstimmigkeit des Modells wird ausführlich im Anhang (Kapitel 10.4) eingegangen.

Der Wechsel vom Mikropflügen zum Mikrospanen kann auch als Erklärung für den in Bild 6-2 vorgestellten Effekt fallender Schnittkräfte im Falle einer Schnittgeschwindigkeitssteigerung bei konstanter Spanungsdicke - einem von Prins [Prins72] bereits 1972 beobachteten Phänomen - genutzt werden. Da der Anteil des Mikropflügens an der Spanbildung bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit ständig abnimmt, verringert sich der Energiebedarf für die plastische Verformung und der Widerstand des Werkstoffs gegen die Spanabnahme. Die Folge davon ist die Abnahme der Kraftkomponente in Schnittrichtung (Schleiftangentialkraft). Dagegen hat eine Veränderung der Schnittgeschwindigkeit keinen Einfluß auf den Werkstoffwiderstand gegen das Eindringen eines Schleifkorns, das senkrecht zur Werkstoffoberfläche analog zum Eindringen eines Härteprüfindenters stattfindet und mit Hilfe der Schleifnormalkraft beschrieben wird.

Beim Nachbilden der Stribeck-Kurve durch Veränderung von Systemgrößen (Kapitel 6.1.2) wurde für unterschiedliche Werkzeugspezifikationen bei vorgegebenen äquivalenten Spannungsdicken die Ölviskosität auf verschiedenen Niveaus der Schnittgeschwindigkeit variiert. Unter den gewählten Versuchsbedingungen konnte kein singulärer Einfluß der Ölviskosität auf das Schleifkraftverhältnis und den effektiven Materialabtrag festgestellt werden.

Für das relative Zerspanvolumen zeigte sich vielmehr, daß es maßgeblich von der Schnittgeschwindigkeit und der Werkzeugspezifikation beeinflusst wird. Dieses Ergebnis wird in Bild 6-11 verdeutlicht, in dem das relative Zerspanvolumen V_{rel} anstelle über dem Parameter k (Bild 6-8) über der Schnittgeschwindigkeit v_c aufgetragen wurde, die bei konstanter äquivalenter Spannungsdicke h_{eq} variiert worden ist.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,14 \dots 1,94 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 2 \times t_k$	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,48 \dots 6,78 \text{ m/s}$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 0,4 \dots 5,6 \text{ m/s}$
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,04 \text{ }\mu\text{m}$	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 500$
Vorspannzustellung	: $\Delta r = 2 \dots 31 \text{ }\mu\text{m}$		

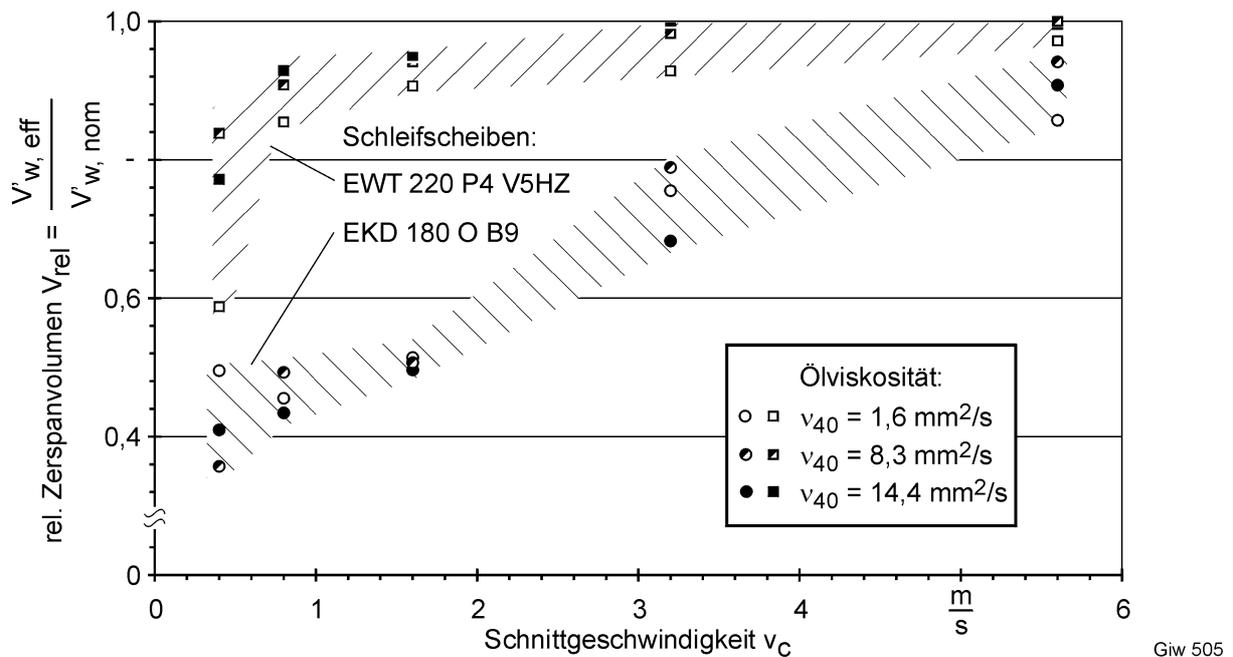


Bild 6-11: Änderung des relativen Zerspanvolumens abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und der Ölviskosität (Schleifscheiben EKD 180 O B9 und EWT 220 P4 V5HZ)

Der tendenzielle Anstieg des relativen Zerspanvolumens mit steigender Schnittgeschwindigkeit ist für beide Werkzeuge auf den zunehmenden Anteil der Mikrospanens an der Spanbildung zurückzuführen. Die unterschiedlichen Niveaus der V_{rel} -Werte der beiden Schleifscheiben bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit spiegeln dagegen den Einfluß der technologisch relevanten Eigenschaften der Werkzeuge wider. Auf diese wird in nachfolgenden Kapitel 6.2 näher eingegangen.

Die relativ große Streuung der Meßwerte im Diagramm ist auf die sich ändernde Schleifscheibentopographie zurückzuführen, die mit der gewählten Prozeßführung von Versuch zu Versuch nicht reproduzierbar eingestellt werden konnte. Aus der offenbar zufällig unterschiedlichen Plazierung der Meßpunkte kann kein eindeutiger Einfluß der Ölviskosität auf das relative Zerspanvolumen abgeleitet werden.

6.2 Untersuchungen zum Einfluß der Werkzeugspezifikation

Die Spezifikation des Schleifwerkzeuges, charakterisiert durch die Kornart und Korngröße, die Härte, das Gefüge und die Bindung hat einen maßgeblichen Einfluß auf den Schleifprozeß und das Arbeitsergebnis. Die zuvor dargestellten Ergebnisse schleiftechnischer Untersuchungen zum Einfluß der Reibungsverhältnisse haben bereits Hinweise auf einen Einfluß der Werkzeugspezifikation auf die Prozeßgrößen und das Arbeitsergebnis gegeben. Um diesen Einfluß genauer zu quantifizieren und in Zusammenhang mit den ermittelten Spanbildungsmechanismen zu stellen, wurden die nachfolgend beschriebenen weiterführenden Untersuchungen durchgeführt.

Die Untersuchungen erfolgten mit acht unterschiedlichen abrichtbaren Schleifwerkzeugspezifikationen, die in Kapitel 4.3.3 aufgelistet sind. Dabei wurde neben dem Einfluß des Schleifwerkzeugs auf das technologische Arbeitsergebnis insbesondere dessen Einfluß auf das tribologische Prozeßverhalten näher analysiert.

6.2.1 Vergleichende Schleifscheibentests

Alle acht Werkzeuge sind unter konstanten Schleifbedingungen getestet worden, die in den Legenden der nachfolgenden Diagramme (Bild 6-12 bis Bild 6-15) wiedergegeben sind. In Anlehnung an die realen Einsatzbedingungen wurde beim Testen der Werkzeuge eine Bearbeitung mehrerer Werkstücke hintereinander ohne Zwischenabrichten der Schleifscheibe gemäß dem in Kapitel 4.3.2 beschriebenen Schema technologisch nachgebildet. Die Werkzeuge wurden nur einmal vor jedem neuen Versuch mit den in Kapitel 4.3.4 angegebenen Parametern abgerichtet. Ein Versuch beinhaltete 18 Schleifzyklen, zur statistischen Absicherung des Ergebnisses wurden mit jeder Werkzeugspezifikation mindestens zwei bis drei Wiederholversuche gefahren. Für jede der nachfolgend beschriebenen Bewertungskenngrößen einer Schleifscheibe wurden dann arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Wiederholversuche ermittelt, die die Grundlage für einen Vergleich des technologischen und tribologischen Prozeßverhaltens der Werkzeuge bildeten.

Zur Bewertung des Arbeitsergebnisses am Werkstück nach dem Schleifen mit den unterschiedlichen Werkzeugen wurden die gemittelte Rauhtiefe R_z und das bezogene effektive Zerspanvolumen $V'_{w,eff}$ nach dem jeweiligen Versuch herangezogen. Das letztere wurde durch Ausmessen des tatsächlichen Werkstückdurchmessers vor und nach der Bearbeitung gemäß Beziehung (28) ermittelt: Als quantitatives Maß zur Bewertung des Verschleißverhaltens der Schleifscheiben wurde das Schleifverhältnis

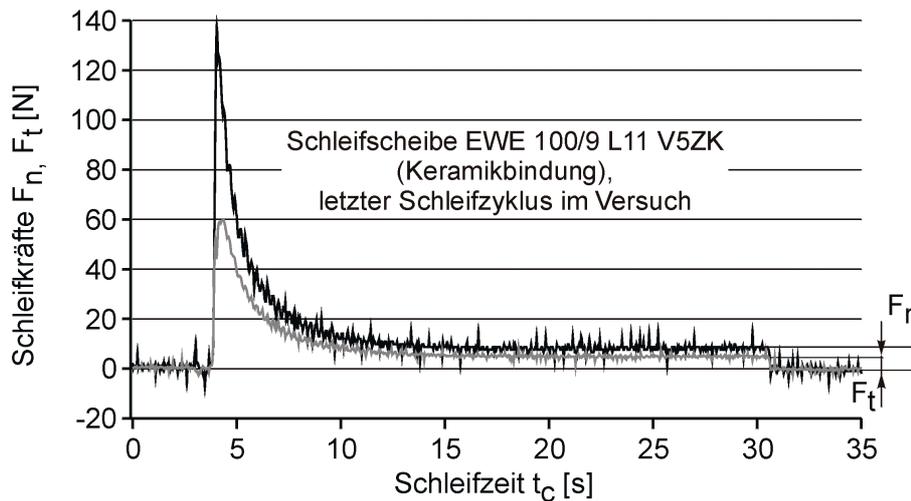
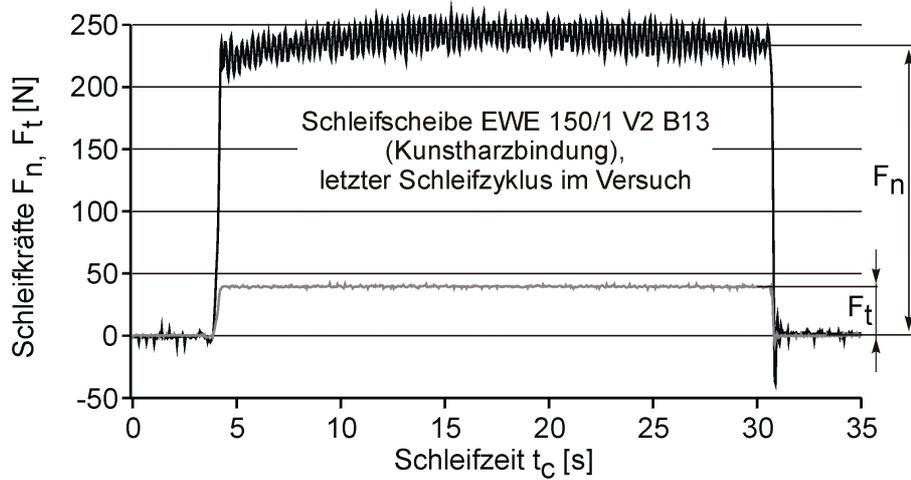
G verwendet, das bekanntlich das Verhältnis des effektiven Zerspanvolumens $V_{w,eff}$ zum Verschleißvolumen V_s der Schleifscheibe darstellt [Köni89, Töns95]. Das Verschleißvolumen der Schleifscheibe wurde aus der Eingriffsbreite und der Verschleißmarkentiefe in der Planfläche des Werkzeugs errechnet. Die Verschleißmarkentiefe wurde ebenfalls nach Versuchsende durch Einstechschleifen eines Ersatzwerkstücks (Stahlplättchen) dokumentiert. Das Ausmessen der Verschleißmarkentiefe am Plättchen erfolgte über eine Auswertung des Profils der Verschleißmarke, das mit Hilfe des in Kapitel 4.6.4 beschriebenen Oberflächenmeßgeräts aufgenommen wurde.

Weiterhin wurden die auf die Eingriffsbreite bezogenen Schleifkräfte als relevante Prozeßgrößen mit in die vergleichende Bewertung der Schleifscheiben einbezogen. Die Schleifkräfte wurden während des gesamten Versuchs aufgezeichnet. Aufgrund der gewählten vergleichsweise langen Gesamtschleifzeit von $t_c = 18 \times 26,4 \text{ s} = 475,2 \text{ s}$ änderte sich die Höhe der Schleifkräfte verschleißbedingt innerhalb der Einsatzdauer von Schleifzyklus zu Schleifzyklus [Brin99-3]. Da im Unterschied zu der Vorgehensweise in Kapitel 6.1 die Vorspannzustellung mit $\Delta r = 30 \text{ }\mu\text{m}$ für alle Werkzeuge stets unverändert gehalten wurde, waren die Schleifkraftverläufe innerhalb einzelner Schleifzyklen nicht mehr konstant, sondern wiesen abhängig von der verwendeten Werkzeugspezifikation einen veränderlichen Charakter auf.

Unter den gewählten Versuchsbedingungen zeichneten sich Werkzeuge mit Kunstharzbindung in der Regel durch einen Verlauf der Schleifkräfte aus, der anfangs leicht ansteigend war und sich gegen Zyklusende einem stationären Niveau näherte. Bei Werkzeugen mit Keramikbindung war der Kraftverlauf anfangs fallend, ging aber gegen Zyklusende ebenfalls in einen quasi-stationären Zustand über. Zwecks besserer Vergleichbarkeit der bei Einsatz unterschiedlicher Werkzeuge ermittelten Schleifkräfte untereinander wurden diese stets gegen Ende des letzten Schleifzyklus eines Versuchs ausgemessen. Die Auswertung der Schleifkräfte ist in Bild 6-12 am Beispiel der Schleifscheibenspezifikationen EWE 150/1 V2 B13 (Kunstharzbindung) und EWE 100/9 L11 V5ZK (Keramikbindung) verdeutlicht.

Erwartungsgemäß zeigten die Schleifscheiben nicht nur hinsichtlich der Schleifkräfte ein sehr unterschiedliches Prozeßverhalten. Auch das Schleifergebnis, bewertet anhand der Kenngrößen gemittelte Werkstückrauhtiefe R_z , bezogenes effektives Zerspanvolumen $V'_{w,eff}$ und Schleifverhältnis G fiel abhängig von der verwendeten Schleifscheibe unterschiedlich aus. Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Bild 6-13 dokumentiert.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4 \text{ s}$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6 \text{ m/s}$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \mu\text{m}$
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08 \mu\text{m}$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \mu\text{m}$



Giw 517

Bild 6-12: Vergleich der Schleifkraftverläufe innerhalb des letzten Bearbeitungszyklus im Versuch für die Schleifscheibenspezifikationen EWE 150/1 V2 B13 und EWE 100/9 L11 V5ZK

Die Gruppe der kunstharzgebundenen Werkzeuge zeichnete sich durch hohe bezogene Normalkräfte F'_n (ca. 60 bis 90 N/mm), geringe Oberflächenrauheit R_z (ca. 2,5 bis 5,5 μm) und vergleichsweise geringes bezogenes effektives Zerspanvolumen $V'_{w,eff}$ (ca. 40 bis 60 mm^3/mm) aus. Die mit den kunstharzgebundenen Schleifscheiben erzielten Werte des Schleifverhältnisses G lagen zwischen ca. 6 und 20 mm^3/mm^3 verglichen mit den getesteten keramisch gebundenen Schleifscheiben relativ hoch. In der Gruppe der Werkzeuge mit Keramikbindung wurden im Gegensatz dazu niedrige bezogene Normalkräfte von etwa $F'_n = 3,5 \dots 8,5 \text{ N/mm}$ und raue Oberflächen ($R_z = 8 \dots 15 \mu\text{m}$) bei hohen bezogenen effektiven Zerspanvolumina von ca. $V'_{w,eff} = 95 \dots 120 \text{ mm}^3/\text{mm}$ sowie niedrigen G -Werten zwischen ca. 1 und 4 mm^3/mm^3 erzielt.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4 \text{ s}$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6 \text{ m/s}$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \mu\text{m}$
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08 \mu\text{m}$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \mu\text{m}$

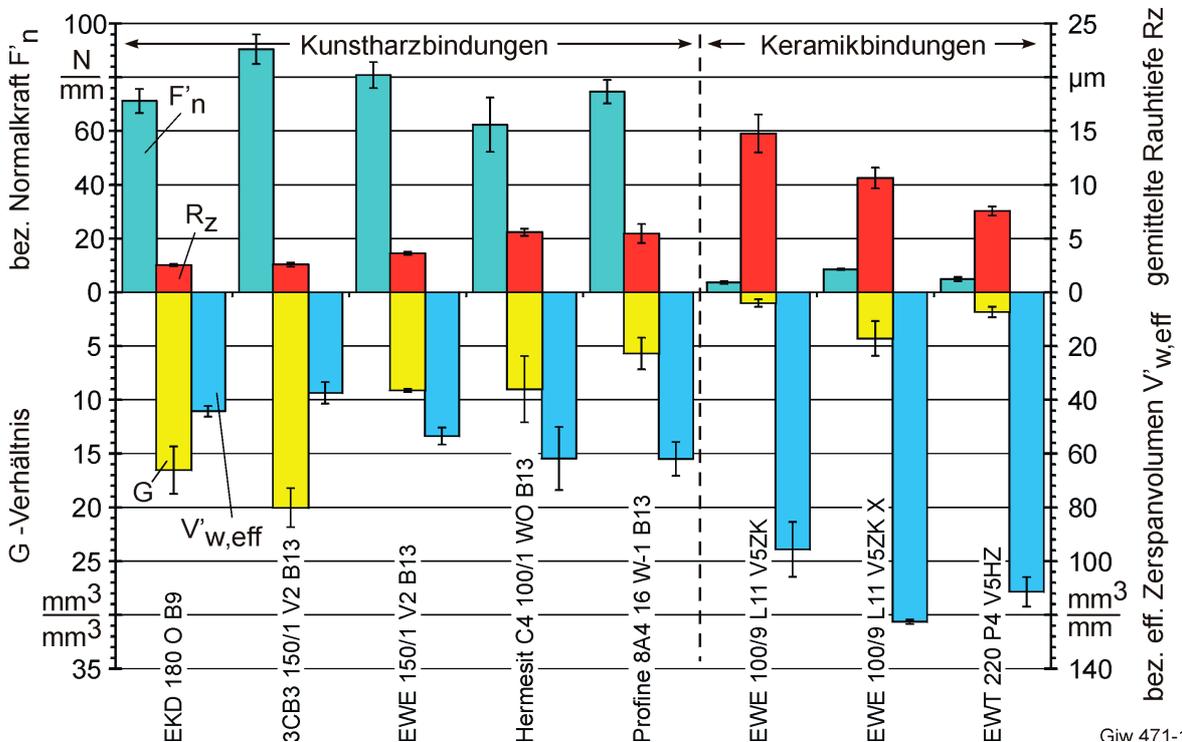


Bild 6-13: Vergleich des technologischen Prozeßverhaltens verschiedener Schleifscheibenspezifikationen

6.2.2 Deutung von Materialtrennmechanismen mit Hilfe eines Verschleißdiagramms

Das experimentell ermittelte technologische Prozeßverhalten unterschiedlicher Schleifwerkzeuge stimmte tendenziell zwar gut mit den Erfahrungen aus der Praxis überein (vgl. Ausführungen in Kapitel 2.4.4), jedoch gibt die Darstellung der Ergebnisse in Bild 6-13 wenig Anhaltspunkte zur Ursachenklärung der beobachteten Unterschiede. Es wurde daher eine analytische Betrachtung der erzielten Ergebnisse mit dem Ziel durchgeführt, das unterschiedliche Verhalten der Werkzeuge mit einem physikalisch begründeten Ansatz plausibel zu erklären.

Für diesen Zweck wurde zunächst eine Übertragung der Ergebnisse der experimentellen Schleifuntersuchungen in das von Childs [Chil88] eingeführte und später von Williams [Will99] überarbeitete mechanisch-abrasive Verschleißdiagramm vorgenommen, dessen Aufbau in Kapitel 2.1.2 ausführlich beschrieben ist. Der Eintrag der experimentellen Daten erfolgte nach dem nachfolgend beschriebenen Schema.

In den Schleifexperimenten wurden die Prozeßkräfte F_t und F_n und das effektive Zerspanvolumen $V_{w,eff}$ gemessen. Aus den Schleifkräften wurde das Schleifkraftver-

hältnis $\mu = F_t/F_n$ errechnet, mit dem in Anlehnung an Steffens [Stef83] die dimensionslose Reibschubspannung σ/τ approximiert wurde. Der Verschleißkoeffizient des Werkstoffs K wurde gemäß Gleichung (3) aus dem effektiven Zerspanvolumen $V_{w,eff}$, dem Schleifweg L, der Schleifnormalkraft F_n und der Werkstoffhärte H ermittelt. Der Schleifweg L wurde hierbei als die über dem Werkstückumfang aufgewickelte Strecke gemäß Beziehung

$$L = \pi \cdot d_w \cdot n_w \cdot t_c \tag{35}$$

mit Werkstückdurchmesser d_w , Werkstückdrehzahl n_w und Schleifzeit t_c errechnet. Die Werkstoffhärte H ließ sich mit der Härte der einsatzgehärteten Randzone von 700 N/mm² (700 HV 1 bzw. HRC 60) angeben.

Anhand der errechneten Werte für das Schleifkraftverhältnis μ und den Werkstoffverschleißkoeffizienten K ließen sich die getesteten Schleifscheiben wie in Bild 6-14 gezeigt unterschiedlich im Verschleißdiagramm plazieren. Die dargestellten Ergebnisse können nun wie folgt interpretiert werden.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94$ m/s
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4$ s	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6$ m/s
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161$ μ m
äq. Spanungsdicke	: $h_{eq} = 0,08$ μ m	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30$ μ m

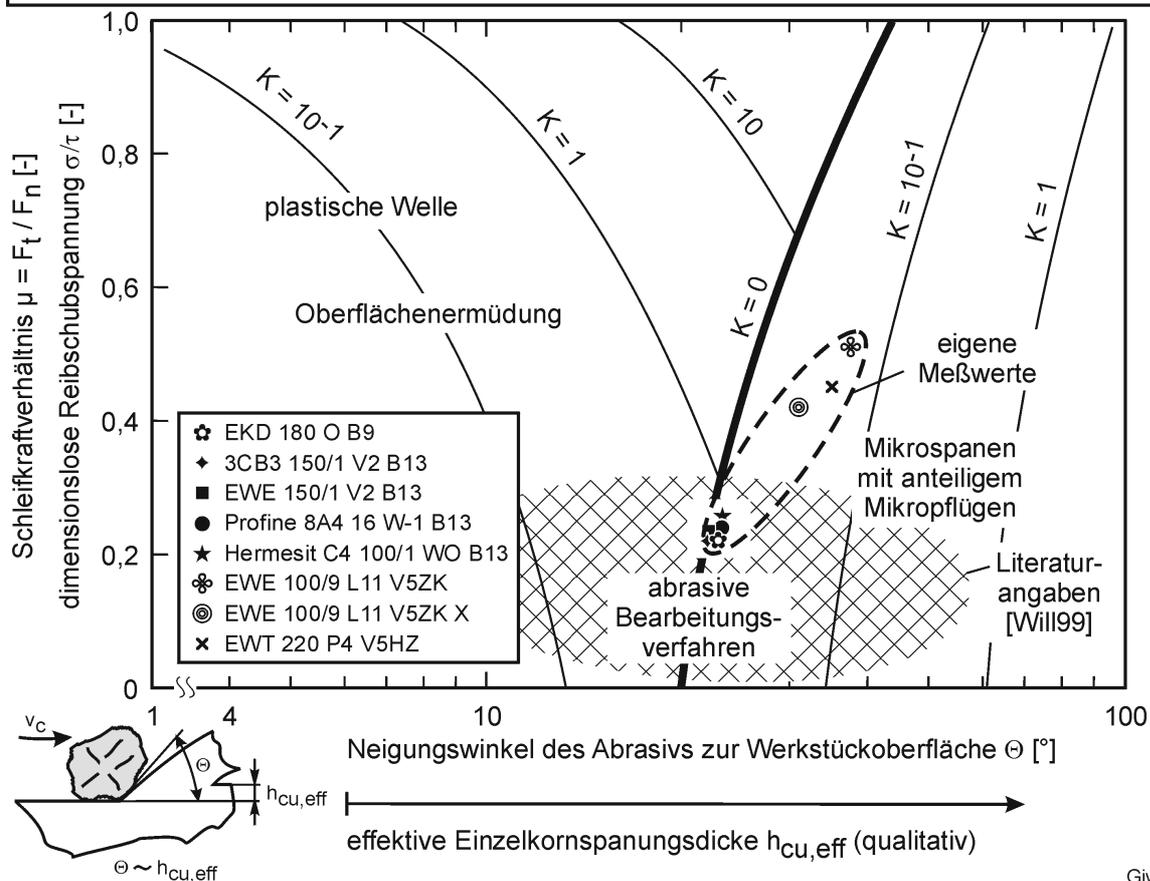


Bild 6-14: Darstellen des Abtragverhaltens verschiedener Schleifscheiben im mechanisch-abrasiven Verschleißdiagramm

Giw 459-3

Mit kunstharzgebundenen Werkzeugen wurden verhältnismäßig geringe μ -Werte (0,22...0,25) bei gleichzeitig sehr kleinen Werten von K (0,001...0,003) erzielt. Die mit Hinblick auf den Materialabtrag günstigste Kombination der beiden Werte wies in dieser Gruppe die Schleifscheibenspezifikation Hermesit C4 100/1 WO B13 ($\mu = 0,25$, $K = 0,003$) auf.

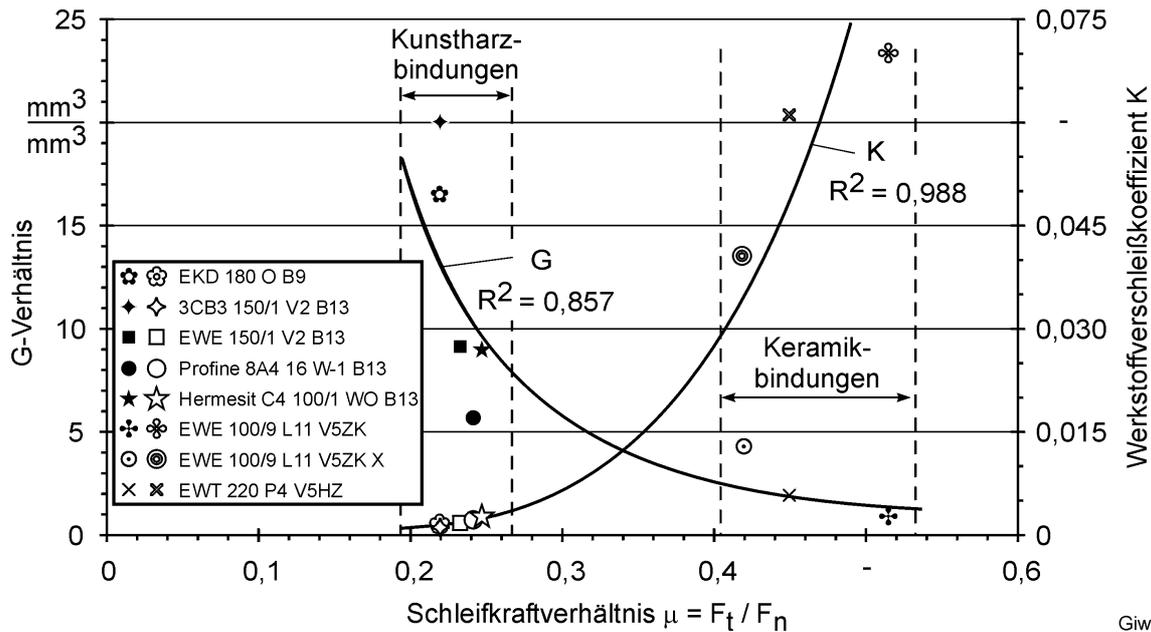
Die Gruppe der keramisch gebundenen Werkzeuge zeichnete sich durch wesentlich höhere μ - und K-Werte aus. Die jeweils höchsten Werte wurden mit der Schleifscheibe EWE 100/9 L11 V5ZK erreicht ($\mu = 0,51$, $K = 0,07$), gefolgt von der Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ ($\mu = 0,45$, $K = 0,061$) und EWE 100/9 L11 V5ZK X ($\mu = 0,42$, $K = 0,041$).

Offensichtlich sind höheren Werten des Schleifkraftverhältnisses μ gesteigerte Werte des Werkstoffverschleißkoeffizienten K zuzuordnen. Dieses Ergebnis kann andererseits, aufgrund des mit dem Diagramm beschriebenen allgemeinen Zusammenhangs zwischen der dimensionslosen Reibschubspannung σ/τ und dem Neigungswinkel Θ , auf die effektiven mittleren Neigungswinkel Θ der Schleifkörner projiziert werden. Für die untersuchten Schleifscheiben läßt sich dann formulieren, daß höhere Werte des Schleifkraftverhältnisses μ (höhere Reibungswerte) mit höheren Werten des effektiven mittleren Neigungswinkels Θ verbunden sind. Eine Zunahme des Neigungswinkels ist hierbei gleichbedeutend mit der Zunahme der effektiven Korneingriffstiefe bzw. der Einzelkornspannungsdicke (vgl. auch [Bild 2-8](#)). Somit wird nachvollziehbar, daß Schleifscheiben, die aufgrund ihrer Struktur mit größeren Einzelkornspannungsdicken arbeiten, eine höhere Reibung und gleichzeitig einen größeren effektiven Materialabtrag aufweisen. Auf dieser Weise läßt sich das höhere Abtragsvermögen der keramisch gebundenen Schleifscheiben mit größeren effektiven Spannungsdicken bei sonst gleichen Versuchsbedingungen erklären. Die Kenngröße effektive Einzelkornspannungsdicke scheint für das Prozeßverhalten der getesteten Schleifscheiben eine wesentlich größere Bedeutung zu haben, als andere Strukturmerkmale, wie beispielsweise die Schleifkornart oder die Korngröße. Aus diesem Grunde wird auf die Unterschiede in einzelnen Strukturmerkmalen der Schleifscheiben nicht näher eingegangen.

[Bild 6-15](#) zeigt die ermittelte Korrelation zwischen dem G-Verhältnis und dem Schleifkraftverhältnis einerseits sowie dem Verschleißkoeffizienten des Werkstoffs und dem Schleifkraftverhältnis andererseits. Ebenfalls sind im Bild die errechneten Bestimmtheitsmaße für die Ausgleichskurven zwischen den einzelnen Punkten der jeweiligen Abhängigkeiten angegeben. Die gewählten Funktionsansätze sind potentiell, wobei die Korrelation zwischen dem G-Verhältnis und dem Schleifkraftverhältnis mit einem negativen und die Korrelation zwischen dem Werkstoffverschleißkoeffizienten und dem Schleifkraftverhältnis mit einem positiven Exponenten beschrieben wurde. Wie deutlich zu erkennen ist, geht der höhere Materialabtrag tendenziell mit niedrigeren G-Werten einher. Mit anderen Worten zeigten Schleifscheiben, die sich

aufgrund größerer Einzelkornspannungsdicken durch höhere Werkstoffabträge (K-Werte) ausgezeichneten, verhältnismäßig hohe Verschleißvolumina. Der hohe Verschleiß dieser Werkzeuge ist vermutlich auf starke Einzelkornbelastung zurückzuführen.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94$ m/s
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4$ s	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6$ m/s
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161$ μ m
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08$ μ m	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30$ μ m



Giw 467

Bild 6-15: Korrelation zwischen G-Verhältnis, Werkstoffverschleißkoeffizient und Schleifkraftverhältnis

Auffallend bei den Untersuchungen waren die betragsmäßig sehr kleinen K-Werte, die als Indiz für relativ hohe Anteile des Mikropflügens am Spanbildungsprozeß bei den gewählten Versuchsbedingungen gewertet werden können. Tendenziell fällt der Anteil des Mikropflügens relativ zum Mikrospanen bei den keramisch gebundenen Werkzeugen geringer als bei den kunstharzgebundenen aus.

6.2.3 Einfluß gesteigerter Schnittgeschwindigkeit auf den Werkzeugverschleiß

Aus den Erfahrungen beim Hochgeschwindigkeitsschleifen ist seit langem bekannt, daß der Werkzeugverschleiß durch eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit reduziert werden kann [Köni89, Mart92]. Dieser Effekt wird mit der abnehmenden effektiven Einzelkornspannungsdicke begründet. Im Rahmen der Arbeit wurde daher exemplarisch die Möglichkeit untersucht, den Schleifscheibenverschleiß durch eine gesteigerte Schnittgeschwindigkeit zu vermindern. Im Unterschied zur Prozeßführung beim Hochgeschwindigkeitsschleifen wurde in den Untersuchungen jedoch die Schnittgeschwindigkeit so variiert, daß die äquivalente Spannungsdicke unverändert blieb.

Auch die Anzahl der Werkzeugüberläufe wurde durch Anpassung der Bearbeitungszeit an die eingestellte Schnittgeschwindigkeit konstant gehalten, so wie es zuvor bei den Untersuchungen zum Einfluß der Reibungsverhältnisse der Fall war.

Die Untersuchungen wurden mit der keramisch gebundenen Schleifscheibe EWE 100/9 L11 V5ZK durchgeführt, die sich im Vergleich zu den anderen Werkzeugspezifikationen durch den höchsten Werkstoffabtrag und den niedrigsten G-Wert auszeichnete (siehe Bild 6-15). Wie Bild 6-16 zeigt, ändert sich das Abtragverhalten dieser Schleifscheibe signifikant bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von 1,6 auf 5,6 m/s bei der konstanten äquivalenten Spannungsdicke von $h_{eq} = 0,08 \mu\text{m}$.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55 / 1,94 \text{ m/s}$
KSS	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94 / 6,78 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times t_k$	Anzahl Werkzeugüberläufe	: $N_K = 250$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08 \mu\text{m}$
radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \mu\text{m}$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \mu\text{m}$
Schleifscheibe	: EWE 100/9 L11 V5ZK		

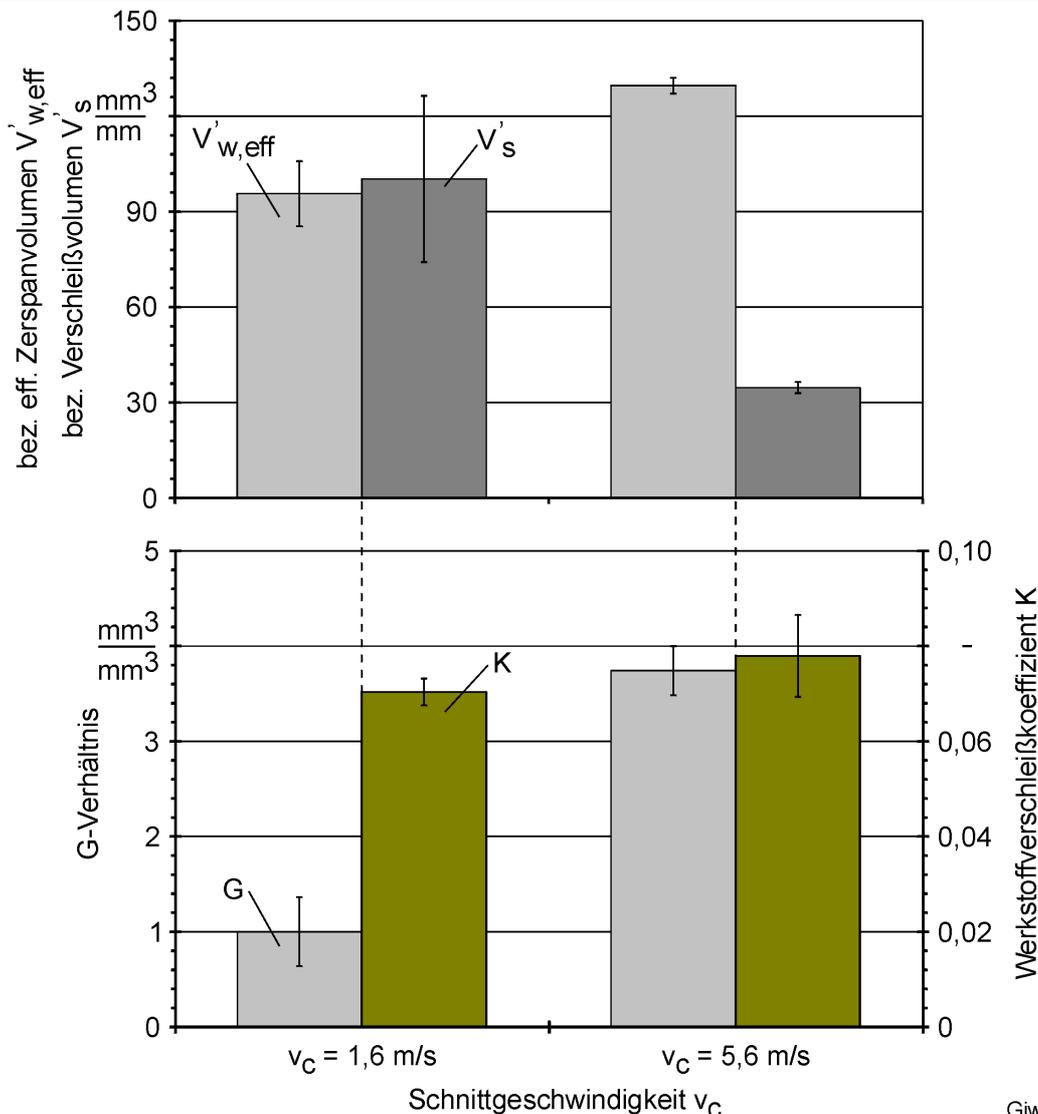


Bild 6-16: Änderung des Abtragverhaltens der Schleifscheibe EWE 100/9 L11 V5ZK bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit

GiW 473

Während bei $v_c = 1,6$ m/s das bezogene effektive Zerspanvolumen $V'_{w,eff}$ dem bezogenen Verschleißvolumen V'_s nahezu gleich ist ($G \approx 1$ mm³/mm³), sinkt das bezogene Verschleißvolumen V'_s um den Faktor 3 bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 5,6$ m/s. Gleichzeitig nimmt das bezogene effektive Zerspanvolumen $V'_{w,eff}$ um etwa 30% zu. Das G-Verhältnis läßt sich auf einen Wert von $G = 3,7$ mm³/mm³ anheben, der Werkstoffverschleißkoeffizient K steigt dabei von 0,070 auf 0,078 an.

Da die äquivalente Spannungsdicke und die Anzahl der Werkzeugüberläufe in den Untersuchungen konstant gehalten wurden, kann die Änderung des Abtragverhaltens der Schleifscheibe nicht mit der Abnahme der effektiven Einzelkornspannungsdicke begründet werden. Vielmehr kann basierend auf den zuvor beschriebenen Erkenntnissen hinsichtlich Materialtrennmechanismen formuliert werden, daß der Schleifscheibenverschleiß aufgrund des abnehmenden Anteils des Mikropflügens reduziert wird. Mit dem abnehmenden Mikropflügen sinkt die Einzelkornbelastung während der Spanbildung, aber auch der Anteil der Bindungsreibung mit dem Werkstoff geht zurück, so daß die Summe der Volumenverluste an der Schleifscheibe gesenkt wird.

Dieser Wechsel im Materialtrennmechanismus verdeutlicht einerseits das Potential gesteigerter Schnittgeschwindigkeiten im Hinblick auf eine Steigerung des Materialabtrags und Reduzierung des Werkzeugverschleißes. Andererseits zeigt er auch, daß der Einsatz keramisch gebundener Werkzeuge erst bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten wirtschaftlich sinnvoll wird, wenn hohe Abtragsleistungen bei niedrigem Werkzeugverschleiß erzielt werden können.

6.2.4 Analyse der Einzelkornbelastung

Um die Frage der Einzelkornbelastung der untersuchten Werkzeugspezifikationen zu klären, wurden zusätzlich zu den in Kapitel 6.2.2 vorgenommenen Betrachtungen analytische Berechnungen der mittleren Einzelkornkräfte durchgeführt. Hierbei wurde auf das von Kassen [Kass69] und Werner [Wern71] aufgestellte kinematische Modell des Schleifprozesses zurückgegriffen.

Die mittleren Einzelkornkräfte $\bar{F}_{n,k}$ und $\bar{F}_{t,k}$ lassen sich aus den entsprechenden Komponenten der gemessenen Schleifkräfte F_n bzw. F_t und der Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} abschätzen. Für die mittlere Einzelkornnormalkraft $\bar{F}_{n,k}$ gilt:

$$\bar{F}_{n,k} = \frac{F_n}{N_{akt}} \quad (36)$$

Die Anzahl der am Schleifprozeß aktiv beteiligten Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} kann aus der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} [Kass69, Wern71] und den Abmes-

sungen der Kontaktzone (Eingriffsbreite mal effektive Kontaktlänge) berechnet werden. Die dynamische Schneidenzahl N_{dyn} gibt die Gesamtzahl der aktiven Schneiden pro Flächeneinheit der Schleifscheibe an. Sie läßt sich aus den Schleifscheibentopographiekenngößen C_1 und $\tan\chi$ unter Berücksichtigung der Prozeßkinematik errechnen. Der Rechengang zur Ermittlung der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} und der Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} ist im Anhang in Kapitel 10.3 angegeben.

Die Konstante C_1 beschreibt die Zunahme der statischen Schneidendichte (der Anzahl der Schneiden pro Flächeneinheit) mit zunehmender Schneidenraumtiefe z der Schleifscheibe, χ stellt den mittleren halben Spitzenöffnungswinkel eines Schleifkorns dar. Die beiden Kenngrößen wurden experimentell aus dem Schleifscheibenrauheitsprofil ermittelt. Die Vorgehensweise bei der Ermittlung dieser Größen ist ebenfalls im Anhang in Kapitel 10.1 ausführlich beschrieben.

Die Rauheitsprofile der Schleifscheiben wurden nach erfolgter Bearbeitung gemessen. Aufgrund einer relativ langen Bearbeitungsdauer von insgesamt $18 \times 26,4 \text{ s} = 475,2 \text{ s}$ konnte davon ausgegangen werden, daß der Einfluß des Abrichtprozesses auf die Schleifscheibentopographie zu diesem Zeitpunkt vernachlässigbar war. Die sich beim Schleifen einstellende Schleifscheibentopographie wurde somit maßgeblich von den gewählten Schleifbedingungen und den Eigenschaften der jeweiligen Schleifscheibe bestimmt.

In Tabelle 6-2 sind die ermittelten Topographiekenngößen C_1 und $\tan\chi$, die dynamischen Schneidenzahlen N_{dyn} und N_{akt} sowie die mittleren Einzelkornnormalkräfte $\bar{F}_{n,k}$ der getesteten Schleifscheiben zusammengefaßt. Mit der Kenntnis der Topographiekenngößen ließ sich weiterhin die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{\text{cu,max}}$ wie im Anhang in Kapitel 10.4 beschrieben aus der vorgegebenen Prozeßkinematik berechnen. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind ebenfalls in Tabelle 6-2 eingetragen. Aufgrund der vergleichsweise inhomogenen Struktur der Spezifikationen Profine 8A4 16 W-1 B13 und Hermesit C4 100/1 WO B13 wurde auf eine Bestimmung der relevanten Kenngrößen und Einzelkornnormalkräfte dieser Schleifscheiben verzichtet.

Bedingt durch ihre unterschiedliche Zusammensetzung wiesen die Schleifscheiben verschiedene Werte der dynamischen Schneidenzahlen auf. Durchschnittlich lagen die N_{dyn} -Werte der kunstharzgebundenen Werkzeuge um den Faktor 2 bis 3 höher als die der keramisch gebundenen. Mit anderen Worten besaßen die kunstharzgebundenen Schleifscheiben unter den vorgegebenen Versuchsbedingungen doppelt bis dreifach so viele aktive Schneiden pro Flächeneinheit des Scheibenbelags wie die keramisch gebundenen. Dies kann zumindest als ein Hinweis für eine wesentlich stärkere dynamische Belastung der aktiven Schneiden bei den keramisch gebundenen Schleifscheiben gedeutet werden, die für den stärkeren Verschleiß dieser Werk-

Spezifikation	Parameter C_1 [mm ⁻³]	Parameter $\tan\chi$ [-]	dynamische Schneidenzahl N_{dyn} [mm ⁻²]	Anzahl aktiver Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} [-]	mittlere max. Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{\text{cu,max}}$ [μm]	mittlere Einzelkornnormalkraft $\bar{F}_{\text{n,k}}$ [N]
EKD 180 O B9	20.395	5,82	102,8	171,1	0,92	1,16
EWE 150/1 V2 B13	17.254	5,89	91,7	182,7	0,97	1,13
3CB3 150/1 V2 B13	17.360	5,63	93,3	156,8	0,98	1,61
Profine 8A4 16 W-1 B13	-	-	-	-	-	-
Hermesit C4 100/1 WO B13	-	-	-	-	-	-
EWE 100/9 L11 V5ZK	2.424	2,43	33,3	130,1	2,51	0,08
EWE 100/9 L11 V5ZK X	5.555	3,58	50,8	169,1	1,67	0,14
EWT 220 P4 V5HZ	5.139	3,04	52,3	147,5	1,76	0,09

Tabelle 6-2: Topographiekenngößen, dynamische Schneidenzahlen, Anzahl aktiver Schneiden, mittlere max. Einzelkornspannungsdicke und mittlere Einzelkornkräfte der untersuchten Schleifscheibenspezifikationen

zeuge mitverantwortlich sein kann. Bezogen auf die Abmessungen der Kontaktzone ergeben sich jedoch für die Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} wesentlich geringere Unterschiede zwischen den beiden Bindungstypen. Formal gesehen liegt dies in den hohen Werten der Oberflächenrauheit der mit keramisch gebundenen Werkzeugen geschliffenen Werkstücke begründet, die in die Berechnung der effektiven Kontaktlänge (Beziehung (15)) mit eingeht. Es darf allerdings nicht außer acht gelassen werden, daß Effekte wie Werkstückkontakte mit der Bindung oder elastische Bindungsverformung unter Last insbesondere bei kunstharzgebundenen Schleifscheiben zu einer Erhöhung der Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone führen können, was im vereinfachten Topographiemodell nicht berücksichtigt wird.

Mit Hinblick auf die mittlere Einzelkornbelastung sind daher die errechneten Einzelkornnormalkräfte $\bar{F}_{\text{n,k}}$ nur als Anhaltswerte zu verstehen, die die Größenordnung der Belastung wiedergeben. Diese machen jedoch deutlich, daß die mechanische Werkstoffbeanspruchung unter dem Schleifkorn bei der Verwendung von kunstharzgebundenen Schleifscheiben wesentlich höher als beim Einsatz von keramisch gebundenen Werkzeugen ist.

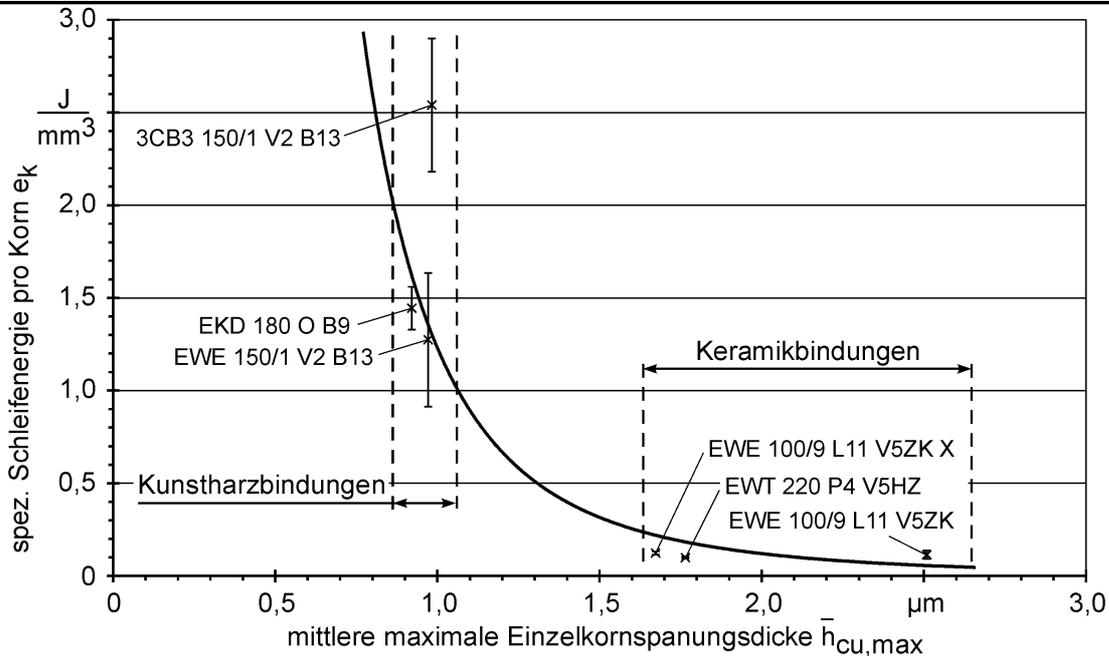
Die errechneten mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke liegen je nach Werkzeugspezifikation mit $\bar{h}_{cu,max} = 0,92...2,51 \mu\text{m}$ deutlich über dem eingestellten Wert des radialen Vorschubs von $f_r = 0,161 \mu\text{m}$. Eine ausführliche Analyse des verwendeten Spannungsdickenmodells [Kass69, Wern71] hat gezeigt, daß dieses offenbar unrealistische Ergebnis auf die vereinfachte Beschreibung die Schleifkorngemetrie mit einem spitzen Kegel zurückzuführen ist (siehe Kapitel 10.4 im Anhang). Mit dieser Analyse konnte nachgewiesen werden, daß das Modell trotz der absolut gesehen falschen $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte den schleifscheibenspezifischen Einfluß auf die Veränderung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicken korrekt wiedergibt.

Bemerkenswert ist in diesem Zusammenhang eine gute qualitative Übereinstimmung der mit dem Modell berechneten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte verschiedener Schleifscheibenspezifikationen mit den Ergebnissen der in Kapitel 6.2.2 durchgeführten analytischen Betrachtungen. Aufgrund ihrer offeneren Topographie (geringere C_1 -Werte) mit relativ scharfen Schneiden (kleinere Werte des $\tan\chi$) schleifen keramisch gebundene Schleifscheiben mit deutlich größeren $\bar{h}_{cu,max}$ -Werten als kunstharzgebundene bei sonst gleichen Prozeßbedingungen - dies bestätigt nochmals die aus Bild 6-14 abgeleitete Schlußfolgerung hinsichtlich größerer effektiver Einzelkornspannungsdicken keramisch gebundener Schleifscheiben. Des weiteren läßt eine Gegenüberstellung der errechneten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte mit den experimentell ermittelten Werten des Werkstoffverschleißkoeffizienten K bzw. des G -Verhältnisses unterschiedlicher Werkzeugspezifikationen erkennen, daß es eine Korrelation dieser drei Größen gibt, die der Darstellung in Bild 6-15 mit $\bar{h}_{cu,max}$ als Abszisse qualitativ gleichwertig ist.

Mit den ermittelten Werten für die Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} läßt sich die von einem Schleifkorn im Mittel aufgebrauchte spezifische Schleifenergie e_k bestimmen. Diese kann unter der Annahme, daß die gesamte Zerspanarbeit ausschließlich von den aktiven Schneiden geleistet wird, als Quotient der gesamten spezifischen Schleifenergie e_c (Beziehung (34)) und der aktiven Schneidenzahl N_{akt} errechnet werden. Die Ergebnisse dieser Berechnungen für die untersuchten Schleifscheibenspezifikationen sind in Bild 6-17 als Funktion der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ aufgetragen.

Gut zu sehen ist die für den Größeneffekt charakteristische Abnahme der spezifischen Schleifenergie mit steigender Spannungsdicke, die sich für die untersuchten Werkzeugspezifikationen mit einem potentiellen Funktionsansatz beschreiben läßt. Es sind weiterhin deutliche Unterschiede in der Größenordnung von e_k zwischen den Gruppen der kunstharz- und keramisch gebundenen Werkzeuge zu erkennen. Während sich die Schleifscheibenspezifikationen mit Keramikbindung durch niedrige spezifische Schleifenergien von ca. $0,10...0,12 \text{ J/mm}^3$ pro Korn auszeichnen, liegen die

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4 \text{ s}$	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6 \text{ m/s}$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \text{ }\mu\text{m}$
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08 \text{ }\mu\text{m}$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \text{ }\mu\text{m}$



Giw 507

Bild 6-17: Spezifische Schleifenergie pro Korn in Abhängigkeit von der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke für unterschiedliche Werkzeugspezifikationen

e_k -Werte der Werkzeuge mit Kunstharzbindung mit ca. 1,3 bis 2,5 J/mm^3 wesentlich höher. Diese Unterschiede lassen sich auf mehrere mögliche Ursachen zurückführen.

Einerseits ist aufgrund der zuvor festgestellten Unterschiede in der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke anzunehmen, daß der höhere spezifische Energiebedarf der kunstharzgebundenen Werkzeuge mit dem dominierenden Mechanismus des Mikropflügens zu begründen ist. Dieser Erklärungsansatz steht im Einklang mit den gemessenen Werten der Werkstoffverschleißkoeffizienten K , die bei den Werkzeugen mit Keramikbindung deutlich größer als bei den kunstharzgebundenen Schleifscheiben waren (vgl. Ausführungen zu [Bild 6-14](#) und [Bild 6-15](#)).

Andererseits kann die relativ große Streuung der spezifischen Energiewerte der kunstharzgebundenen Spezifikationen darauf zurückgeführt werden, daß diese im Vergleich zu den Werkzeugen mit Keramikbindung eine geschlosseneren Bindungsstruktur haben. Höhere Bindungsanteile im Gefüge führen zu einer stärkeren Bindungsreibung, die ihren Niederschlag u.a. in der vergleichsweise großen Streuung der Schleiftangentialkräfte finden, die in die Berechnung der spezifischen Schleifenergie mit einfließen.

Der große Einfluß der Bindungsreibung auf den spezifischen Energiebedarf bei der Zerspanung ist außerdem aus einer Gegenüberstellung des Schleifens mit dem Ritzen ersichtlich. Führt man einen qualitativen Vergleich der gemessenen spezifischen Energien pro Korn beim Schleifen (Bild 6-17) und Ritzen (bspw. Bild 5-5, Bild 5-10 oder Bild 5-12) durch, so fällt die um den Faktor 1000 unterschiedliche Größenordnung der Werte ($1 \text{ N}/\mu\text{m}^2$ entspricht $10^3 \text{ J}/\text{mm}^3$) auf. Verantwortlich für diese Diskrepanz ist offensichtlich die Bindungsreibung, die aufgrund des reinen Einkornkontakts beim Ritzen nicht auftreten kann [Brun98].

Es ist weiterhin denkbar, daß der Schleifstoff mikrokristalliner Korund, der innerhalb der getesteten Werkzeuge nur in der Spezifikation 3CB3 150/1 V2 B13 enthalten war, unter den gewählten Versuchsbedingungen einen höheren spezifischen Energiebedarf aufweist, als der Rubinkorund bzw. Einkristallkorund oder Edelkorund weiß (Schleifstoffe der restlichen Werkzeugspezifikationen). Dieser Erklärungsansatz bietet sich besonders beim direkten Vergleich der spezifischen Schleifenergien pro Korn für die Spezifikationen 3CB3 150/1 V2 B13 und EWE 150/1 V2 B13 an, die bis auf den Schleifstoff die gleiche Zusammensetzung aufweisen (siehe Kapitel 4.3.3). Eine eindeutige Klärung der Frage des Einflusses des Schleifstoffs auf den spezifischen Energiebedarf beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten kann vermutlich nur in Einkornritzversuchen mit gezielt variierten Schleifstoffen herbeigeführt werden.

6.2.5 Beeinflussung der Werkstückrandzone

Zur Quantifizierung der Werkstückrandzonenbeeinflussung durch die Bearbeitung mit unterschiedlichen Schleifwerkzeugen wurden röntgenographische Eigenspannungsmessungen der geschliffenen Werkstücke durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Eigenspannungsmessungen sind in Bild 6-18 dargestellt. In Übereinstimmung mit Untersuchungsergebnissen anderer Autoren [Köni94, Frie00, Marz01] wurden auch bei den hier durchgeführten Messungen ausschließlich Druckeigenspannungen in der Randzone nachgewiesen. Es ist weiterhin ein Einfluß der verschiedenen Werkzeugspezifikationen auf die bearbeitungsbedingten Eigenspannungen feststellbar, der sich vor allem durch qualitative Unterschiede der Eigenspannungstiefenverläufe zwischen den kunstharz- und keramisch gebundenen Schleifscheiben bemerkbar macht.

In der Gruppe der kunstharzgebundenen Werkzeuge (oberer Bildteil) wiesen die Eigenspannungen in den oberflächennahen Schichten einen steilen Gradienten über der Tiefe auf. Die betragsmäßig größten Eigenspannungen um ca. -700 MPa wurden unmittelbar an der Oberfläche registriert. Mit zunehmender Tiefe stiegen sie schnell auf das Grundniveau der Eigenspannungen nach dem Einsatzhärten, das je nach Probe zwischen ca. -100 und -250 MPa lag, ab. Die maximalen Eindringtiefen bearbeitungsbedingter Eigenspannungen können in dieser Werkzeuggruppe mit ca. 30 μm angegeben werden.

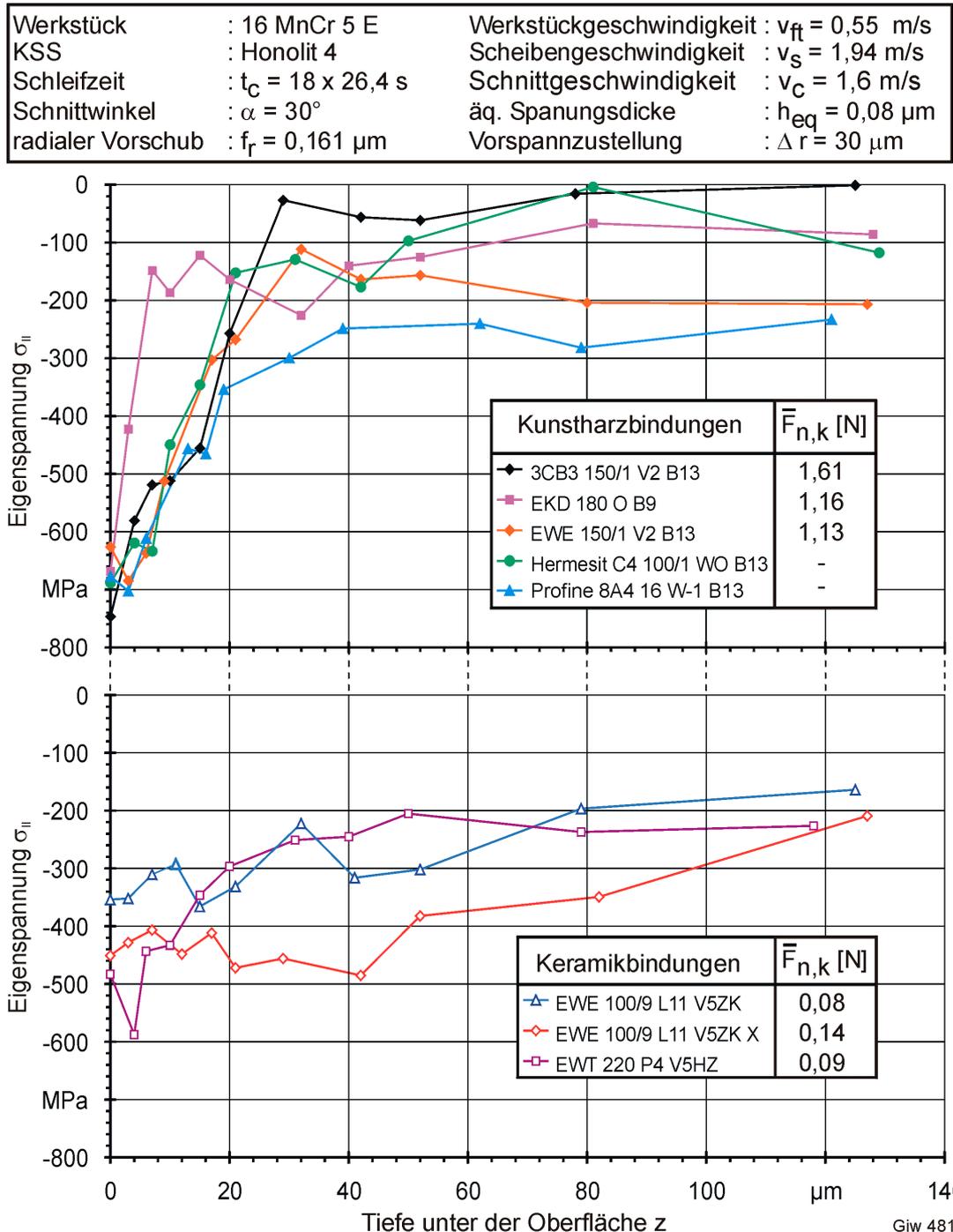


Bild 6-18: Eigenspannungstiefenverläufe in der Randzone der mit unterschiedlichen Schleifscheiben bearbeiteten Werkstücke

In der Gruppe der keramisch gebundenen Werkzeuge (unterer Bildteil) konnte, bis auf die Spezifikation EWT 220 P4 V5HZ, keine nennenswerte Beeinflussung des Eigenspannungszustands der Randzone durch den Schleifprozeß festgestellt werden. Die Eigenspannungen änderten sich kaum über der Tiefe und lagen ziemlich einheitlich auf einem Niveau zwischen ca. -200 und -400 MPa, das dem Einsatzhärteprozeß zuzuordnen ist. Lediglich bei der mit der Schleifscheibe EWT 220 P4 V5HZ geschliffenen Probe war eine geringfügige Anhebung der Druckeigenspannungen auf einen Wert von ca. $\sigma_{ii} = -590 \text{ MPa}$ in einer Tiefe von $4 \text{ }\mu\text{m}$ zu verzeichnen. Die Eindringtiefe

der bearbeitungsbedingten Eigenspannungen betrug bei dieser Probe ca. 20 μm . Die Unterschiede in der Intensität der Randzonenbeeinflussung beim Schleifen mit den untersuchten Werkzeugspezifikationen können mit der unterschiedlichen Einzelkornbelastung im Prozeß erklärt werden. Eine Beurteilung der Einzelkornbelastung kann beispielsweise anhand der mittleren Einzelkornnormalkräfte erfolgen, die in Bild 6-18 wiederholt angegeben sind. Ein Vergleich der errechneten mittleren Einzelkornnormalkräfte läßt erkennen, daß diese für die kunstharzgebundenen Schleifscheiben etwa um eine Größenordnung höher liegen, als für die Schleifscheiben mit Keramikbindung. Damit können die starken Eigenspannungstiefengradienten der mit den kunstharzgebundenen Schleifscheiben geschliffenen Werkstücke mit den deutlich höheren effektiven Drücken unter dem Schleifkorn erklärt werden, die aus den höheren Einzelkornnormalkräften resultieren.

Die Korrelation zwischen der mittleren Einzelkornnormalkraft und dem Eigenspannungszustand der Werkstückrandzone kann wiederum auf Prozeßwirkungen zurückgeführt werden, die rein mechanischer Natur sind und zu einer Verfestigung der Randschicht durch plastische Verformungsvorgänge unter der Schneide führen. Analoge Vorgänge finden auch beim quasi-statischen Eindringen eines harten Indenters in eine metallische Oberfläche statt [John85], z.B. bei der Härteprüfung. Da die plastische Verformung des Werkstoffs beim Schleifkorneingriff im wesentlichen auf dem Mechanismus des Mikropflügens beruht, kann eine stärkere mechanische Randzonenbeeinflussung durch kunstharzgebundene Werkzeuge mit höherem Anteil des Mikropflügens an der Spanbildung begründet werden. Dies steht im Einklang mit den Ergebnissen analytischer Betrachtungen hinsichtlich der Anteile des Mikropflügens und Mikrospanens bei den untersuchten kunstharz- und keramisch gebundenen Werkzeugen (Kapitel 6.2.2).

Würden im betrachteten Prozeß thermische Wirkungen eine nennenswerte Rolle spielen, so müßten höhere Einzelkornkräfte eine Verschiebung der Eigenspannungen in Richtung Zug bewirken, was jedoch in den Untersuchungen nicht festgestellt werden konnte.

6.3 Schlußfolgerungen zum tribologischen Prozeßverhalten

Das tribologische Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten wurde durch eine Analyse des Einflusses der Reibungsverhältnisse und des Einflusses der Werkzeugspezifikation auf die Prozeßgrößen und das Arbeitsergebnis untersucht.

Die Reibungsverhältnisse im Schleifspalt wurden zum einen über die Stellgrößen Schnittgeschwindigkeit und radialer Vorschub und zum anderen über die Systemgrößen Schleifscheibe und Kühlschmierstoff (Mineralöl) variiert. Beim letzteren wurde neben der Ölviskosität selbst auch die Werkzeugspezifikation bei unterschiedlichen

Schnittgeschwindigkeiten variiert, um evtl. Unterschiede im Prozeßverhalten galvanisch gebundener hochharter und konventioneller Korund-Schleifscheiben in Kunstharz- und Keramikbindung aufzudecken. Als Hilfsmittel zur Charakterisierung der Reibungsverhältnisse wurde die aus der Tribologie bekannte Stribeck-Kurve genutzt.

Bei der Veränderung der Reibungsverhältnisse mittels Stellgrößenvariation stellte sich heraus, daß mit Hilfe der Stribeck-Kurve die Reibungsvorgänge im Schleifspalt adäquat beschrieben und in Verbindung mit dem technologischen Arbeitsergebnis gebracht werden können. Außerdem konnten die aus den Untersuchungen zum Einkorneingriff abgeleiteten Aussagen über Zerspanmechanismen bestätigt werden. Im untersuchten Bereich der Stell- und Systemgrößen wurde die Festkörperreibung als relevanter Reibungszustand identifiziert. Bei sehr niedrigen Schnittgeschwindigkeiten nahm die Intensität der Festkörperreibung tendenziell zu. Eine starke Festkörperreibung führte in Kombination mit niedrigen Werten des radialen Vorschubs (der Einzelkornspannungsdicke) zu niedrigen relativen Zerspanvolumina, die für den Mechanismus des überwiegenden Mikropflügens kennzeichnend sind. Bei konstanter äquivalenter Spannungsdicke bewirkten gesteigerte Schnittgeschwindigkeiten eine Verringerung der Festkörperreibung, die mit einer Verschiebung des Spanbildungsmechanismus hin zum Mikrospanen verbunden war. Die höchsten Werte des Verhältnisses des effektiven zum nominellen Zerspanvolumen ließen sich unter reduzierter Festkörperreibung bei den jeweils höchsten Werten der variierten Schnittgeschwindigkeit und des radialen Vorschubs erzielen.

Die grundsätzliche Eignung der Stribeck-Kurve zur Charakterisierung der Reibungszustände im Schleifspalt konnte auch unter Variation von Systemgrößen nachgewiesen werden. Aus den Ergebnissen dieser Untersuchungen ließ sich kein signifikanter Einfluß der Ölviskosität auf das Schleifergebnis ableiten, wenn die restlichen Zerspaneigenschaften des Öls unverändert bleiben. Vielmehr konnte nachgewiesen werden, daß bei einer konstanten äquivalenten Spannungsdicke das relative Zerspanvolumen maßgeblich von der Schnittgeschwindigkeit und der Werkzeugspezifikation beeinflusst wird.

Die Untersuchungen zum Einfluß der Werkzeugspezifikation auf das tribologische Prozeßverhalten und das Arbeitsergebnis beim Schleifen wurden unter konstanten Prozeßbedingungen durchgeführt. Variiert wurde einzig die Schleifscheibenspezifikation, wobei insgesamt acht konventionelle Korund-Werkzeuge unterschiedlicher Kornart und -größe in verschiedenen Bindungstypen und -härten miteinander verglichen wurden.

Der Einfluß der Werkzeugspezifikation konnte mit der Analyse der effektiven Einzelkornspannungsdicke erklärt werden. Das unterschiedliche Abtragsvermögen und die unterschiedliche Intensität der Werkstückrandzonenbeeinflussung in den Gruppen der kunstharz- und keramisch gebundenen Schleifwerkzeuge wurde damit begrün-

det, daß sich die effektiven Einzelkornspannungsdicken zwischen den Gruppen signifikant unterscheiden. Während die kunstharzgebundenen Werkzeuge sich durch kleine Einzelkornspannungsdicken, hohe dynamische Schneidenzahlen und hohe mittlere Einzelkornkräfte auszeichneten, lagen in der Gruppe der keramisch gebundenen Schleifscheiben mit großen Einzelkornspannungsdicken, niedrigen dynamischen Schneidenzahlen und niedrigen mittleren Einzelkornkräften gegenläufige Verhältnisse vor. Die technologischen Folgen dieser Unterschiede waren deutlich geringere effektive Zerspanvolumina, geringere Oberflächenrauheit, höhere Werte des Schleifverhältnisses und höhere Druckeigenspannungen in der Gruppe der kunstharzgebundenen Werkzeuge. Durch Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bei gleichzeitigem Konstanthalten der äquivalenten Spannungsdicke konnte gezeigt werden, daß das relativ niedrige G-Verhältnis einer keramisch gebundenen Schleifscheibenspezifikation bei weiterer Anhebung des effektiven Zerspanvolumens wesentlich gesteigert werden kann. Daraus konnte rückgefolgert werden, daß der Einsatz keramisch gebundener Schleifwerkzeuge mit dem Ziel einer Maximierung der Abtragsleistung erst bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten wirtschaftlich sinnvoll sein kann.

7 Übertragung der Erkenntnisse auf die Technologie des Verzahnungshonens

Nachdem in Kapiteln 5 und 6 die Spanbildungsmechanismen und das tribologische Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten grundlegend untersucht wurden, soll im nachfolgenden aufgezeigt werden, wie sich die erzielten Erkenntnisse auf die Technologie des Verzahnungshonens (Schabschleifens) übertragen lassen. Die Frage der prinzipiellen Übertragbarkeit ist auch insofern wichtig, als das Verzahnungshonen heute das Hauptanwendungsgebiet des Niederschnittgeschwindigkeitsschleifens darstellt. Sein Anteil innerhalb der Verfahren der Verzahnungshartfeinbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide nimmt in den letzten Jahren ständig zu [Vüll00].

Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag darin, die Möglichkeit einer grundsätzlichen Übertragung der Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen auf die besondere Kinematik des Verzahnungshonens nachzuweisen. Für die Untersuchungen wurde daher der in Kapitel 4.3.1 beschriebene Analogieprozeß zum Verzahnungshonen verwendet, der im Vergleich zum Realprozeß die Möglichkeit einer Analyse des singulären Einflusses relevanter Stellgrößen auf das Arbeitsergebnis bietet.

7.1 Methodische Vorgehensweise beim technologischen Nachbilden des Verzahnungshonens

Die gewählte Vorgehensweise sah vor, die Kinematik eines Verzahnungshonprozesses in einem Analogieprozeß technologisch nachzubilden. Im Mittelpunkt der Untersuchungen stand dabei die Zahnflanke mit ihren unterschiedlichen Krümmungsradien der Oberfläche und Schnittgeschwindigkeiten, die sich verfahrensbedingt über der Zahnhöhe ändern (siehe Kapitel 2.4.1). Die technologische Nachbildung unterschiedlicher Krümmungen der Zahnflanke erfolgte im Analogieprozeß durch die Wahl verschiedener Werkstückdurchmesser, wie Bild 7-1 schematisch zeigt. Die Einstellung verschiedener Schnittgeschwindigkeiten wurde mittels Veränderung der Drehzahlen von Werkstück- und Werkzeugspindel vorgenommen (vgl. Bild 4-7), wobei im Unterschied zum Realprozeß die Schnittgeschwindigkeiten und Krümmungsradien unabhängig voneinander variiert wurden.

Eine weitere Größe, die sich beim Verzahnungshonen über der Zahnhöhe ändert, stellt der Schnittwinkel α dar. Dieser ließe sich im Analogieprozeß über Veränderung des Drehzahlverhältnisses Werkstück- zu Werkzeugspindel in einem breiten Wertebereich einstellen. Ergebnisse früherer technologischer Untersuchungen [Brin99-1, Köll00] haben jedoch gezeigt, daß eine alleinige Variation des Schnittwinkels keinen nennenswerten Einfluß auf den Materialabtrag im Prozeß hat. Aus diesem Grunde wurde der Schnittwinkel bei allen nachfolgend beschriebenen Schleifversuchen, wie

es bereits zuvor in den Untersuchungen in Kapitel 6 der Fall war, auf einem Wert von $\alpha = 30^\circ$ konstant gehalten.

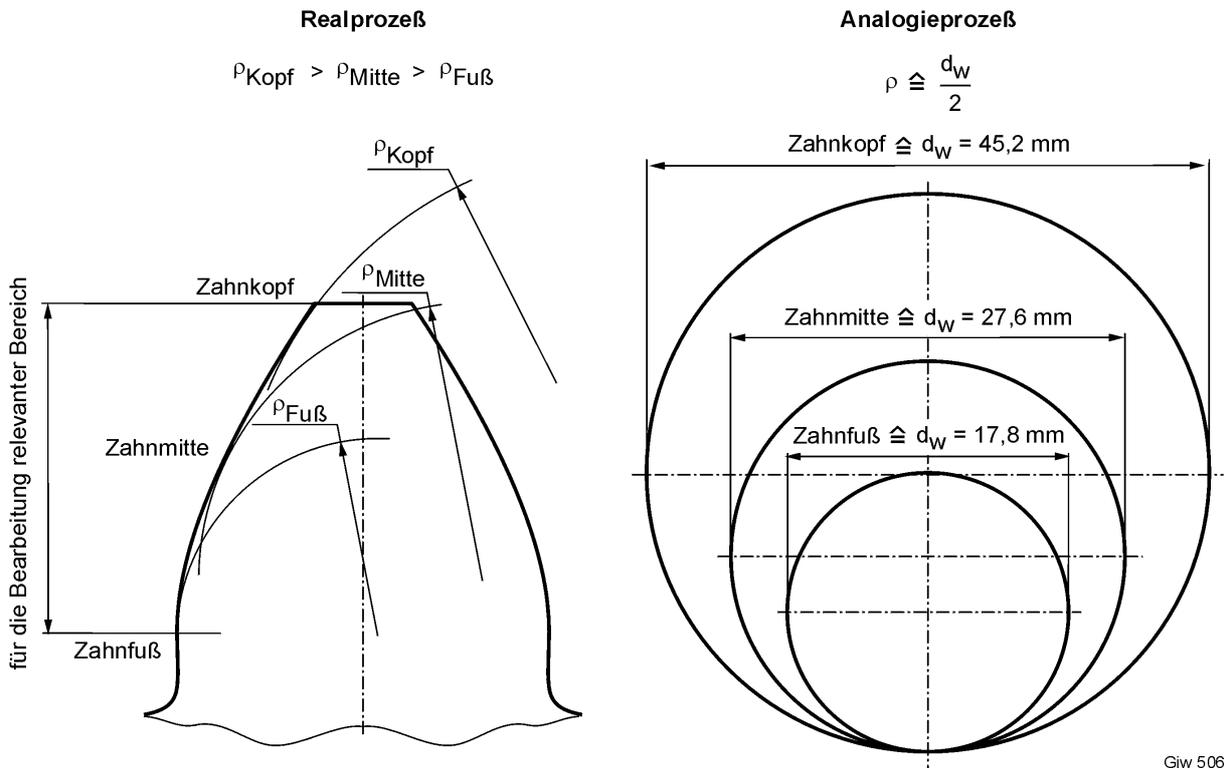


Bild 7-1: Technologische Nachbildung der Krümmungen einer Zahnflanke mit verschiedenen Werkstückdurchmessern

In Analogie zum Realprozeß, wo unterschiedlich gekrümmte Bereiche einer Zahnflanke mit verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten und der gleichen Anzahl der Werkzeugüberläufe bearbeitet werden, wurde die Anzahl der Werkzeugüberläufe N_k für alle untersuchten Schnittgeschwindigkeit-Werkstückdurchmesser-Kombinationen konstant gehalten. Die Anpassung von N_k an die variierten Werte der Schnittgeschwindigkeit erfolgte, wie bereits in Kapitel 6.1.1 beschrieben, über der Bearbeitungszeit t_k .

Als Rahmenbedingungen der Untersuchungen sind neben der erwähnten Erkenntnis zum Einfluß der Bearbeitungsrichtung weitere technologische Annahmen getroffen worden. Zum einen wurde angenommen, daß sich die äquivalente Spannungsdicke (die Dicke aller mit dem Werkzeug in einer Umdrehung abgetragenen Späne [Kurr27]) über der Zahnhöhe nicht ändert. Zum anderen wurde unterstellt, daß überall auf der Zahnflanke weggebunden der gleiche Vorspannzustellbetrag aufgebracht wird.

In Tabelle 7-1 sind die Einstellungen aller Parameter des Analogieprozesses in den betrachteten Untersuchungen wiedergegeben. Wie der Tabelle zu entnehmen ist, ergibt sich durch die Forderung der Konstanz der Werkzeugüberläufe bei der konventionellen Prozeßführung (keine Vorspannung zwischen Werkzeug und Werk-

stück) unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit das gleiche bezogene nominelle Zerspanvolumen $V'_{w, \text{nom}}$ für alle Werkstückdurchmesser.

WST-Durchmess. d_w [mm]	radialer Vorschub v_r [μm]	Schnittgeschw. v_c [m/s]	Schleifscheibengeschw. v_s [m/s]	tangentiale Vorschubgeschw. v_{ft} [m/s]	radiale Vorschubgeschw. v_{fr} [$\mu\text{m/s}$]	bez. nom. Zerspanvol. (ohne Vorsp.) $V'_{w, \text{nom}}$ [mm^3/mm]	Anzahl der WZ-Überläufe im Bearb.-zyklus N_k [-]	Dauer eines Bearb.-zyklus t_k [s]	Anzahl der Bearb.-zyklen n [-]	äquivalente Spannungsdicke h_{eq} [μm]
17,8	0,161	0,7	0,85	0,24	0,699	61	250	60,2	18	0,08
17,8	0,161	1,2	1,45	0,42	1,198	61	250	35,1	18	0,08
17,8	0,161	2,0	2,42	0,69	1,997	61	250	21,1	18	0,08
17,8	0,161	3,5	4,24	1,21	3,495	61	250	12,0	18	0,08
27,6	0,161	0,7	0,85	0,24	0,451	61	250	60,2	18	0,08
27,6	0,161	1,2	1,45	0,42	0,773	61	250	35,1	18	0,08
27,6	0,161	2,0	2,42	0,69	1,288	61	250	21,1	18	0,08
27,6	0,161	3,5	4,24	1,21	2,254	61	250	12,0	18	0,08
45,2	0,161	0,7	0,85	0,24	0,275	61	250	60,2	18	0,08
45,2	0,161	1,2	1,45	0,42	0,472	61	250	35,1	18	0,08
45,2	0,161	2,0	2,42	0,69	0,787	61	250	21,1	18	0,08
45,2	0,161	3,5	4,24	1,21	1,376	61	250	12,0	18	0,08

Tabelle 7-1: Einstellungen des Analogieprozesses bei der technologischen Nachbildung des Verzahnungshonens

7.2 Versuchsergebnisse

Bei der konventionellen Prozeßführung wird keine Vorspannung zwischen Werkzeug und Werkstück eingestellt und das bezogene nominelle Zerspanvolumen $V'_{w, \text{nom}}$ ist unter den betrachteten Versuchsbedingungen vom Werkstückdurchmesser unabhängig. Die Situation ändert sich jedoch, wenn, wie es beim Verzahnungshonen der Fall ist, unter Vorspannung gearbeitet werden soll. Unter der Annahme eines absolut steifen Maschinensystems (gesamter vorgegebener Zustellbetrag inklusive der Vorspannzustellung wird vom Werkstück abgeschliffen) kann das bezogene nominelle Zerspanvolumen als Summe der bezogenen Zerspanvolumina aus der kontinuierlichen $V'_{w, \text{kont}}$ und der Vorspannzustellung $V'_{w, \text{Vorsp}}$ gemäß Beziehung (29) berechnet werden.

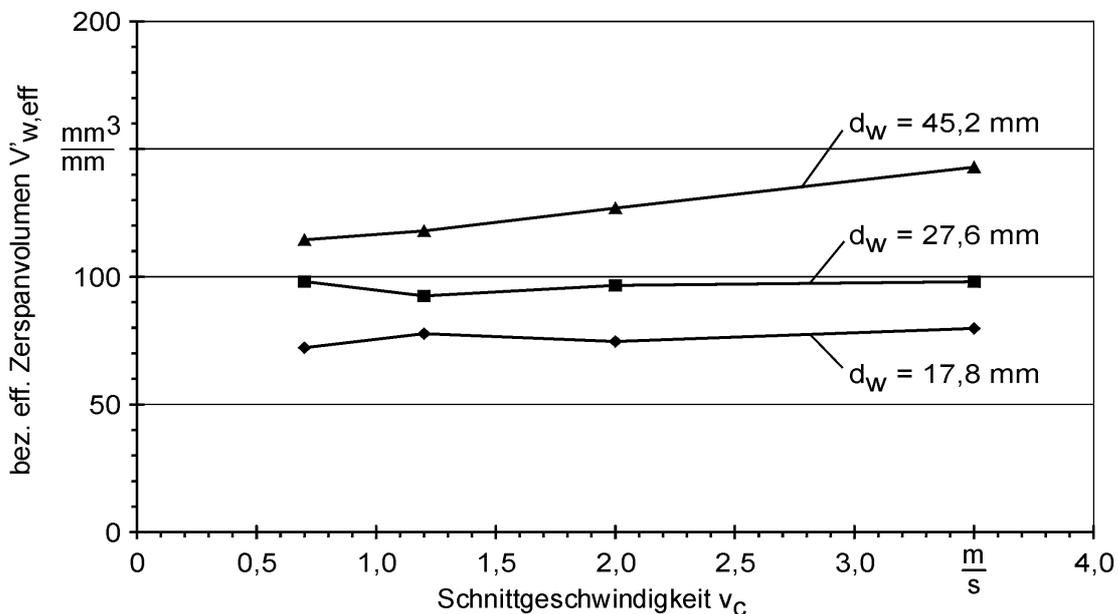
Im angegebenen Versuchsplan wird das bezogene nominelle Zerspanvolumen aus der kontinuierlichen Zustellung $V'_{w, \text{kont}}$ durch die der Werkstückdurchmesseränderung proportionale Veränderung der radialen Vorschubgeschwindigkeit v_r konstant gehalten. Bei konstanter Vorspannzustellung verändert sich jedoch der Term $V'_{w, \text{Vorsp}}$ proportional dem Werkstückdurchmesser:

$$V'_{w,Vorsp} = \left[\pi \cdot (d_w - \Delta r) \cdot \Delta r \right] \cdot \frac{b_w}{a_p} \cdot n \approx \pi \cdot d_w \cdot \Delta r \cdot \frac{b_w}{a_p} \cdot n = k \cdot d_w \cdot \Delta r \quad \text{für } \Delta r \ll d_w \quad (37)$$

Aufgrund einer endlichen Steifigkeit des Werkzeugmaschinen-systems steht ein Teil der aufgetragten Vorspannzustellung dem Zerspanprozeß nicht zur Verfügung, da er durch elastische Verformung von Maschinenelementen, Ausgleich evtl. Spiele in Lagern und Umlaufspindeln, etc. verloren geht. Als Folge dessen weichen bekanntlich die effektiv vorliegenden Wirkgrößen des Zerspanprozesses von den nominell eingestellten ab [Brin91]. Aber selbst unter Berücksichtigung des Übertragungsverhaltens der Werkzeugmaschine ist zu erwarten, daß bei der gewählten Versuchsführung das effektive Zerspanvolumen bei Werkstücken größeren Durchmessers höher ausfallen muß.

Diese theoretische Überlegung wird durch die in Bild 7-2 dargestellten Ergebnisse praktischer Versuche bestätigt. In den Untersuchungen kam eine galvanisch gebundene cBN-Schleifscheibe der Korngröße B91 zum Einsatz.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,24 \dots 1,21 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,85 \dots 4,24 \text{ m/s}$
Schleifscheibe	: B91 G	Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times t_k$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \text{ } \mu\text{m}$
Anzahl WZ-Überläufe	: $N_K = 250$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \text{ } \mu\text{m}$
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08 \text{ } \mu\text{m}$		



Giw 354

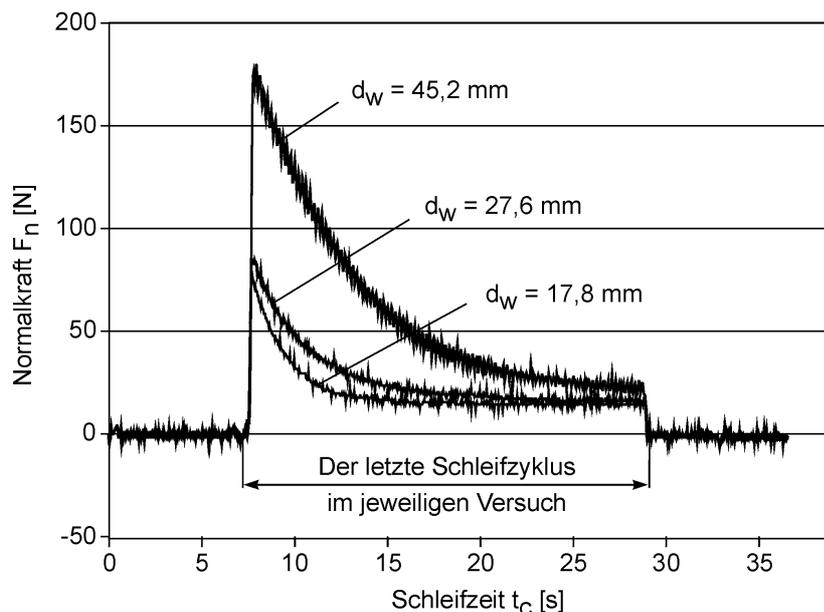
Bild 7-2: Änderung des bezogenen effektiven Zerspanvolumens abhängig vom Werkstückdurchmesser und der Schnittgeschwindigkeit

Das bezogene effektive Zerspanvolumen nimmt mit zunehmendem Werkstückdurchmesser (größerem Krümmungsradien der Werkstückoberfläche) zu. Außerdem

steigt das $V'_{w,eff}$ tendenziell mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit - dies ist besonders deutlich bei größeren d_W -Werten zu erkennen.

Der höhere Materialabtrag bei größeren Werkstückdurchmessern kann damit erklärt werden, daß sich beim gleichen Vorspannzustellbetrag mit steigendem Durchmesser eine größere Kontaktfläche ausbildet. Die größere Kontaktfläche hat eine höhere Anzahl der am Zerspanprozeß beteiligten aktiven Schneiden und somit größere Schleifkräfte zur Folge, wie Bild 7-3 verdeutlicht. Hohe Normalkräfte, die sich zu Beginn der Bearbeitung aufgrund der Vorspannung einstellen, werden bei den gewählten Prozeßparametern mit fortschreitender Bearbeitungsdauer allmählich abgebaut, bis ein stationärer Zustand erreicht wird. Der Wert der Normalkraft im stationären Zustand ist vom Vorspannzustellbetrag unabhängig, was sich mit den von Köllner [Köll00] erzielten Ergebnissen deckt.

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,69 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 2,42 \text{ m/s}$
Schleifscheibe	: B91 G	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 2,0 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 21,1 \text{ s}$	Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$
Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \text{ }\mu\text{m}$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \text{ }\mu\text{m}$



Giw 341

Bild 7-3: Zeitliche Änderungen der Normalkraft für unterschiedliche Werkstückdurchmesser

Während in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus [Köll00] die Zunahme des Materialabtrags bei steigenden Werkstückdurchmessern mit rein geometrischen Zerspanbedingungen zu begründen war, kann eine ca. 25%-ige Steigerung des bezogenen effektiven Zerspanvolumens bei einem konstanten $d_w = 45,2 \text{ mm}$ mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit (siehe Bild 7-2) damit nicht erklärt werden. Aufgrund der Vorgabe eines konstanten bezogenen nominellen Zerspanvolumens bei gleichbleibender äquivalenter Spannungsdicke (vgl. Tabelle 7-1) könnte davon aus-

gegangen werden, daß eine Variation der Schnittgeschwindigkeit keinen Einfluß auf das effektiv zerspante Materialvolumen haben müßte. Zwar bewirken höhere Schnittgeschwindigkeiten einen schnelleren Abbau der Vorspannung und damit höhere Abtragsgeschwindigkeiten [Brin99-1, Köll00], dieser Effekt dürfte aber durch eine Anpassung der Bearbeitungszeit an die gesteigerten v_c -Werte (das Konstanthalten der Anzahl der Werkzeugüberläufe) kompensiert worden sein. Auf die Ursachen für die festgestellte Zunahme des bezogenen effektiven Zerspanvolumens bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit unter den betrachteten Versuchsbedingungen soll im nachfolgenden Kapitel näher eingegangen werden.

7.3 Rückschlüsse auf Spanbildungs- und Verschleißmechanismen

Es ist nicht auszuschließen, daß sich die effektiven Spannungsdicken am Einzelkorn mit der Schnittgeschwindigkeit ändern können. Wenn dem so wäre, müßte nach dem heutigen Stand der Kenntnisse [Köni89] angenommen werden, daß bei steigenden Schnittgeschwindigkeiten die effektiven Einzelkornspannungsdicken geringer werden. Da die Anzahl der Werkzeugüberläufe bei den betrachteten Versuchen konstant gehalten wurde, wäre eine Zunahme des effektiven Zerspanvolumens nur im Falle eines überproportionalen Anstiegs der Anzahl der aktiven Schneiden bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit möglich. Die Anzahl der aktiven Schneiden N_{akt} ließ sich über der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} und den Schleifscheibentopographiekenngrößen C_1 und $\tan\chi$ wie in Kapitel 10.3 beschrieben abschätzen. Für die verwendete Werkzeugspezifikation konnten die Topographiekenngrößen mit $C_1 = 985,86 \text{ mm}^{-3}$ und $\tan\chi = 2,86$ angegeben werden (siehe Kapitel 6.1.4). Die Kinematik des Analogieprozesses wurde durch die Verwendung der Beziehungen (13) bis (16) berücksichtigt. Für eine Abschätzung der effektiven Kontaktlänge l_e (Beziehung (15)) wurde die in den Versuchen gemessene gemittelte Werkstückrauhtiefe Rz herangezogen.

Die gemessenen gemittelten Rauhtiefen lagen für alle Versuche in einem Bereich zwischen $Rz = 8,0$ und $11,3 \mu\text{m}$, wobei die Standardabweichung einer Rauheitsmessung (jeweils fünf Einzelmessungen senkrecht zu den Schleifriefen) mit maximal ca. $1,5 \mu\text{m}$ angegeben werden konnte. Da sich die Rz -Werte für unterschiedliche Werkstückdurchmesser und Schnittgeschwindigkeiten nur unwesentlich voneinander unterschieden, wurde in der Berechnung der effektiven Kontaktlänge der Mittelwert aller Messungen von $Rz = 9,3 \mu\text{m}$ eingesetzt.

Wie Tabelle 7-2 zu entnehmen ist, steigt bei der gewählten Versuchsführung die rechnerisch ermittelte Anzahl der aktiven Schneiden bei größeren Werkstückdurchmessern an, jedoch bleibt sie bei einer Variation der Schnittgeschwindigkeit und konstant gehaltenem Werkstückdurchmesser unverändert. Dies erklärt zwar nochmals die Zunahme des effektiven Zerspanvolumens bei größeren Werten des Werkstückdurchmessers d_w , schließt aber gleichzeitig abnehmende Einzelkornspannungsdicken

als mögliche Ursache für die Zunahme des effektiven Materialabtrags bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit aus. Offensichtlich sind bei der betrachteten Prozeßführung Phänomene der Spanbildung für diesen Effekt verantwortlich.

WST-Durchmesser d_w [mm]	Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	Dynamische Schneidenzahl N_{dyn} [mm ⁻²]	Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} [-]
17,80	0,70	20,2	39,5
17,80	1,20	20,2	39,5
17,80	2,00	20,2	39,5
17,80	3,50	20,2	39,5
27,60	0,70	18,8	45,7
27,60	1,20	18,8	45,7
27,60	2,00	18,8	45,7
27,60	3,50	18,8	45,7
45,20	0,70	17,3	53,9
45,20	1,20	17,3	53,9
45,20	2,00	17,3	53,9
45,20	3,50	17,3	53,9

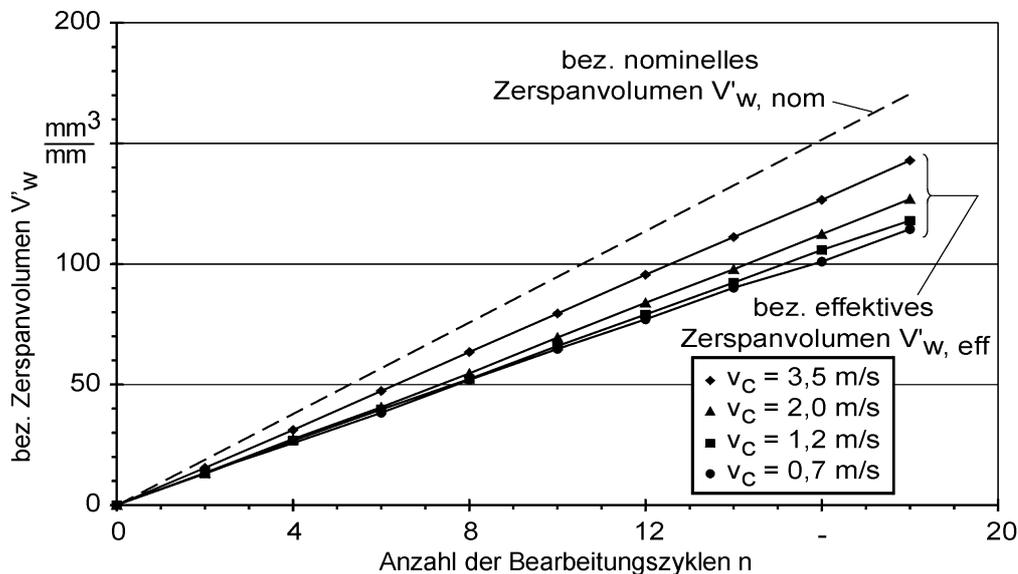
Tabelle 7-2: Berechnete dynamische Schneidenzahlen und die Anzahl aktiver Schneiden für die in Tabelle 7-1 angegeben Stellgrößen des Analogieprozesses

Mit den Erkenntnissen der Untersuchungen aus Kapiteln 5 und 6 kann postuliert werden, daß eine Zunahme des bezogenen effektiven Zerspanvolumens bei konstanter äquivalenter Spannungsdicke und konstanter Anzahl der Werkzeugüberläufe nur durch eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit möglich sein kann. Und zwar ist in diesem Falle der zunehmende effektive Materialabtrag einzig und allein mit dem steigenden Anteil des Mikrospanens am Spanbildungsmechanismus zu erklären.

Die Reproduzierbarkeit der Zunahme des bezogenen effektiven Zerspanvolumens aufgrund der bei steigender Schnittgeschwindigkeit effektiver ablaufenden Spanbildung ist in Bild 7-4 verdeutlicht. In diesem sind die nominellen und effektiv gemessenen Werte des bezogenen Zerspanvolumens über der Anzahl der Bearbeitungszyklen aufgetragen. In den dargestellten Versuchen wurde der Werkstückdurchmesser mit ca. $d_w = 45,2$ mm konstant gehalten und nur die Schnittgeschwindigkeit gemäß Tabelle 7-1 variiert.

Die durchgezogenen Linien der gemessenen bezogenen effektiven Zerspanvolumina $V'_{w,eff}$ nähern sich der gestrichelten Linie des unter Berücksichtigung der Vorspannung errechneten bezogenen nominellen Zerspanvolumens $V'_{w,nom}$ umso stärker, je höher die Schnittgeschwindigkeit ist. Mit anderen Worten, nimmt das Verhältnis $V'_{w,eff}/V'_{w,nom}$ (das relative Zerspanvolumen), das in den Untersuchungen in Kapitel 6

Werkstück	: 16 MnCr 5 E; $d_w = 45,2$ mm	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,24 \dots 1,21$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,85 \dots 4,24$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times t_k$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161$ μm
Anzahl WZ-Überläufe	: $N_K = 250$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30$ μm
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08$ μm		



Giw 355-1

Bild 7-4: Änderung des bezogenen Zerspanvolumens über der Anzahl der Bearbeitungszyklen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

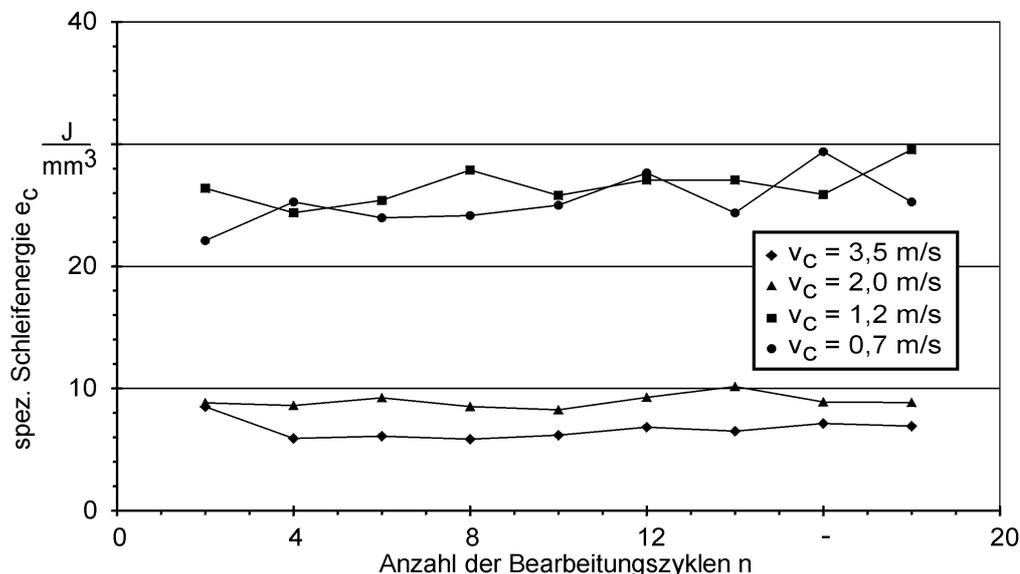
als quantitatives Maß zur Beschreibung der Effektivität der Spanbildung beim Schleifen verwendet wurde, mit steigender Schnittgeschwindigkeit als Folge des zunehmenden Anteils des Mikrospanens kontinuierlich zu.

In Bild 7-5 sind Änderungen der spezifischen Schleifenergie e_c über der Anzahl der Bearbeitungszyklen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit für die in Bild 7-4 betrachteten Versuche dargestellt. Die spezifische Schleifenergie wurde gemäß Beziehung (34) unter Berücksichtigung des bezogenen effektiven Zeitspannungsvolumens $Q'_{w,eff}$ errechnet.

Es ist zu erkennen, daß die Werte der spezifischen Schleifenergie der Schleifversuche mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 0,7$ und $1,2$ m/s deutlich über denen der Versuche mit gesteigerten Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 2,0$ und $3,5$ m/s liegen. Der Energiebedarf für die Zerspanung einer Volumeneinheit des Materials nimmt also mit steigender Schnittgeschwindigkeit stark ab, was auf eine effektivere Spanbildung hindeutet. Auffällig ist weiterhin einer vergleichsweise große Streuung der e_c -Werte zwischen den Bearbeitungszyklen eines jeweiligen Schleifversuchs bei den niedrigen Schnittgeschwindigkeiten.

Stellt man die Unterschiede in der spezifischen Schleifenergie in Bild 7-5 den gemessenen Werten des relativen Zerspanvolumens in Bild 7-4 gegenüber, so läßt sich der höhere effektive Materialabtrag auch mit sinkendem spezifischem Energiebedarf

Werkstück	: 16 MnCr 5 E; $d_w = 45,2$ mm	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,24 \dots 1,21$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 0,85 \dots 4,24$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times t_k$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161$ μm
Anzahl WZ-Überläufe	: $N_K = 250$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30$ μm
äq. Spannungsdicke	: $h_{eq} = 0,08$ μm		



Giw 355-3

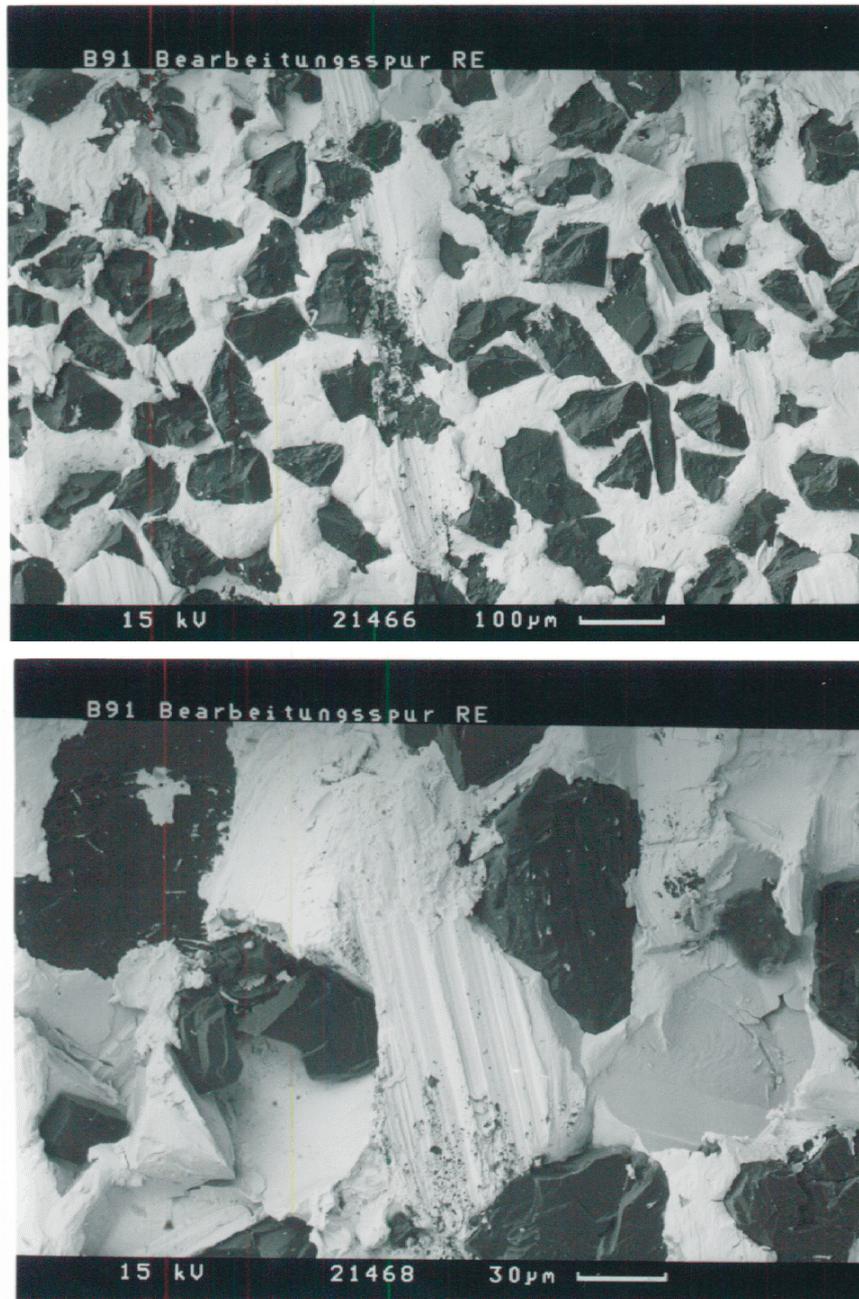
Bild 7-5: Änderung der spez. Schleifenergie über der Anzahl der Bearbeitungszyklen in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit

für die Spanbildung bei steigenden Schnittgeschwindigkeiten in Verbindung bringen. Dieser kann wiederum nach den Erkenntnissen der Untersuchungen in Kapiteln 5 und 6 mit dem Wechsel des Spanbildungsmechanismus vom Mikropflügen (niedrigere Schnittgeschwindigkeiten) zum Mikrospanen (höhere Schnittgeschwindigkeiten) erklärt werden.

Die relativ große Streuung der spezifischen Schleifenergie bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 0,7$ und $1,2$ m/s ist mit verhältnismäßig starkem Verschleiß der verwendeten cBN-Schleifscheiben zu begründen. Aufgrund der automatischen Verschleißkompensation mittels AE-Anschitterkennung vor jedem neuen Bearbeitungszyklus konnte eine verschleißbedingte Reduzierung des bezogenen effektiven Zerspanvolumens jedoch weitgehend vermieden werden, wie [Bild 7-4](#) anhand eines gleichmäßigen linearen Anstiegs der $V'_{w,eff}$ -Werte über der Anzahl der Bearbeitungszyklen belegt.

Der starke Werkzeugverschleiß spiegelte sich in der niedrigen Standzeit der eingesetzten Schleifscheiben wider, deren Ende durchschnittlich bereits nach einem relativ geringen bezogenen effektiven Zerspanvolumen von ca. $V'_{w,eff} = 250$ mm^3/mm erreicht wurde. In durchgeführten rasterelektronenmikroskopischen (REM) Untersuchungen konnten die möglichen Hauptverschleißmechanismen der Werkzeuge identifiziert werden. In [Bild 7-6](#) sind beispielhaft hierfür zwei REM-Aufnahmen verschlis-

sener Werkzeugbereiche aufgeführt, die im Rückstreuelektronenmodus (RE-Modus) aufgenommen wurden.



Giw 329

Bild 7-6: REM-Aufnahmen einer verschlissenen cBN-Schleifscheibe (RE - Modus)

Im RE - Modus erscheint die metallische Ni-Bindung hell, die dunklen Bereiche stellen cBN-Körner dar. Der gute Material- und Topographiekontrast der RE-Aufnahmen läßt Rückschlüsse auf den Entstehungsmechanismus der abgebildeten Verschleißspuren zu. Offenbar kommt es unter Einwirkung der Prozeßkräfte zu einem starken Splintern und Ausbruch der Körner. Dies führt dazu, daß sich der für die Bearbeitung erforderliche Kornüberstand schnell verringert. Die Bindung des Werkzeugs kommt bereits nach einer kurzen Einsatzdauer zunehmend in Kontakt mit dem Werkstück.

Bei einem starken Tragen der Bindung kommt es letztendlich zu einer Werkzeugüberlastung, infolge deren das Werkzeug versagt. Als mögliche Gründe der Werkzeugüberlastung wurden zu hohe Werte der Vorspannzustellung vermutet.

Bei den betrachteten Schleifscheiben wurde ausschließlich die Körnung B91 (Korn-typ ABN300) verwendet. Die gleiche Körnung zeigte ein starkes Splittern auch bei Einkornritzversuchen in der Kinematik des Tauchritzens (vgl. [Bild 5-7](#)), welche sich durch hohe dynamische Kornbeanspruchung auszeichnete. Somit kann hinsichtlich der Art und Intensität der Kornbelastung einerseits und den Verschleißmechanismen des Schleifbelags andererseits eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen des Einkornritzens und des Schleifens bestätigt werden.

7.4 Einzelkornbelastung und Werkstückrandzonenbeeinflussung

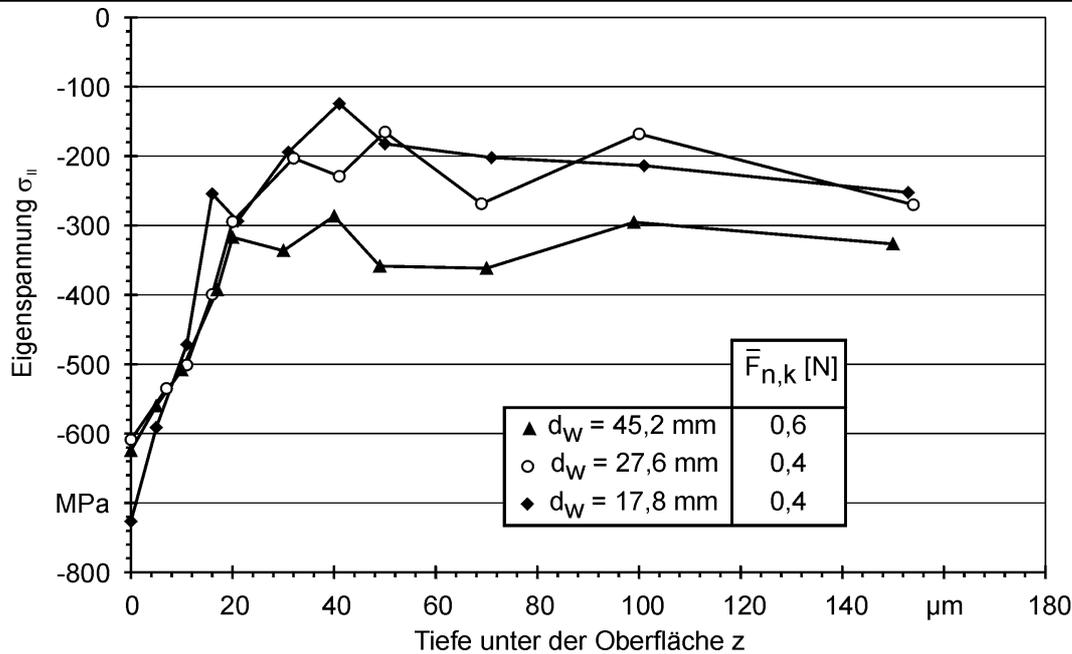
Von praktischem Interesse ist die Frage, ob die unterschiedlichen Zerspanvolumina auf der Zahnflanke zu Unterschieden in der Beeinflussung der Werkstückrandzone durch den Schleifprozeß führen können. Wie in Kapitel 6.2.5 gezeigt wurde, ist die mechanische Prozeßwirkung beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten für die Werkstückrandzonenbeeinflussung maßgebend. Die mechanische Prozeßwirkung läßt sich durch die mittlere Einzelkornnormalkraft beschreiben, die über der Intensität der plastischen Verformung der Randzone Aufschluß geben kann.

Zur Charakterisierung der mechanischen Prozeßwirkung wurden die mittleren Einzelkornnormalkräfte unter Zuhilfenahme der gemessenen Schleifnormalkräfte und der errechneten aktiven Schneidenzahlen ([Tabelle 7-2](#)) gemäß Beziehung (36) analytisch abschätzt. Ergänzend zu den analytischen Berechnungen wurden die Veränderungen der Randzoneneigenschaften durch den Schleifprozeß meßtechnisch mittels röntgenographischer Eigenspannungsmessungen erfaßt.

In [Bild 7-7](#) sind die an Proben des Werkstückdurchmessers $d_w = 17,8, 27,6$ und $45,2$ mm röntgenographisch gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe dargestellt. Die Proben wurden mit den gleichen Schleifbedingungen geschliffen, die in der Legende im Bild dokumentiert sind. Im Bild sind weiterhin die errechneten mittleren Einzelkornnormalkräfte mit angegeben.

In guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Schleifversuche mit konventionellen Korund-Schleifscheiben (Kapitel 6.2.5) konnten auch beim Schleifen mit galvanisch gebundenem cBN ausschließlich Druckeigenspannungen gemessen werden. Die größten Eigenspannungen zwischen ca. -620 und -720 MPa wurden an der Oberfläche registriert. Die Tiefe der Randzonenbeeinflussung durch den Schleifprozeß läßt sich mit etwa $20 \mu\text{m}$ angeben, in tieferen Schichten ist das Niveau der Eigenspannungen durch das Einsatzhärten bestimmt. Unter den gewählten Versuchsbedingungen konnte kein signifikanter Einfluß des Werkstückdurchmessers bzw. der

Werkstück	: 16 MnCr 5 E	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,69$ m/s
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 2,42$ m/s
Schleifscheibe	: B91 G	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 2,0$ m/s
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 21,1$ s	Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$
Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30$ μm	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161$ μm



Giw 465

Bild 7-7: Eigenspannungstiefenverläufe und mittlere Einzelkornnormalkräfte in Abhängigkeit vom Werkstückdurchmesser

Krümmung der Werkstückoberfläche auf den Eigenspannungstiefenverlauf festgestellt werden.

Dieses Ergebnis steht im Einklang mit der analytischen Abschätzung der mittleren Einzelkornnormalkraft, die als Maß der mechanischen Prozeßwirkung herangezogen wurde. Die errechneten absoluten Werte der mittleren Einzelkornnormalkräfte liegen je nach Probe zwischen ca. 0,4 und 0,6 N auf einem Niveau, das unter Berücksichtigung der verschleißbedingten großen Streuung der Schleifnormalkräfte in den betrachteten Versuchen als näherungsweise konstant bezeichnet werden kann. Im Vergleich zu den konventionellen Werkzeugen (vgl. Kapitel 6.2.4) nimmt das Niveau der mittleren Einzelkornnormalkräfte eine Mittelstellung zwischen den kunstharz- und keramisch gebundenen Schleifscheibenspezifikationen ein.

7.5 Schlußfolgerungen aus der technologischen Nachbildung des Verzahnungshonens

Die Möglichkeiten einer Übertragung der in dieser Arbeit erzielten Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozeßverhaltens beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten auf potentielle industrielle Anwendungen wurden mittels technologischer Nachbildung der Kinematik des Verzahnungshonens in einem Analogieprozeß untersucht. Insbesondere wurden die Aus-

wirkungen der sich über der Zahnhöhe veränderlichen Krümmung der Werkstückoberfläche und der Schnittgeschwindigkeit auf das Arbeitsergebnis beim Schleifen mit galvanisch gebundenem cBN näher analysiert.

Verfahrensbedingt ändert sich beim Verzahnungshonen der Krümmungsradius über dem Zahnflankenprofil. Bei einer Evolventenverzahnung nimmt er vom Zahnkopf zum Zahnfuß kontinuierlich ab, gleichzeitig nimmt auch die Schnittgeschwindigkeit ab. Mit Hinblick auf das Arbeitsergebnis bedeutet der größere Krümmungsradius einen höheren effektiven Werkstoffabtrag bei einer nahezu unveränderten Rauheit der geschliffenen Oberfläche. Dieser Effekt liegt in geometrischen Zerspanbedingungen begründet, die im wesentlichen aus der Vorspannung zwischen Werkzeug und Werkstück resultieren. Es ist zu erwarten, daß die Auswirkungen des Krümmungsradius auf das effektive Zerspanvolumen besonders dann groß ausfallen können, wenn mit großen Vorspannzustellbeträgen oder mit sehr steifen Werkzeugen gearbeitet wird. Die letztere Bedingung trifft auf das Coronieren zu - ein Verfahren, bei dem ausschließlich hochharte und steife galvanisch gebundene Werkzeuge verwendet werden. Praktische Erfahrungen beim Coronieren haben längst die Notwendigkeit einer angepaßten Auslegung des Bearbeitungsaufmaßes (größeres Aufmaß im Kopfbereich) gezeigt und können somit als Bestätigung des Ergebnisses dieser Untersuchungen angesehen werden.

Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bewirkt bei unveränderter äquivalenter Spannungsdicke eine Zunahme des effektiven Zerspanvolumens. Mit den Erkenntnissen der Einkornritzversuche läßt sich die Beobachtung auf Änderungen im Spanbildungsmechanismus zurückführen, nämlich auf den abnehmenden Anteil des Mikropflügens. Die Änderung des effektiven Zerspanvolumens abhängig von der Schnittgeschwindigkeit nimmt mit steigendem Krümmungsradius tendenziell zu, was offensichtlich auf die zunehmende Anzahl der aktiven Schneiden zurückzuführen ist. Unter den gewählten Randbedingungen sind Änderungen der Werkstückoberflächenrauheit abhängig von dem Krümmungsradius und der Schnittgeschwindigkeit vernachlässigbar.

Im untersuchten Bereich der Krümmungsradien und Schnittgeschwindigkeiten war der Einfluß des Krümmungsradius auf den effektiven Materialabtrag wesentlich größer als der Einfluß der Schnittgeschwindigkeit. Es kann daher vermutet werden, daß bei nicht allzu großen Geschwindigkeitsunterschieden die mit der Änderung des Spanbildungsmechanismus verbundene Änderung des effektiven Zerspanvolumens über der Zahnhöhe gering ausfällt.

Trotz des unterschiedlichen Materialabtrags waren die rechnerisch ermittelten mittleren Einzelkornnormalkräfte in Abhängigkeit vom Krümmungsradius bei konstanter Schnittgeschwindigkeit vergleichbar hoch. Die röntgenographischen Eigenspannungsmessungen ergaben ebenso keine signifikanten Unterschiede in der Intensität

der bearbeitungsbedingten Randzonenbeeinflussung. Es kann daher rückgefolgert werden, daß bei vergleichbar hohen Schnittgeschwindigkeiten die Höhe der bearbeitungsbedingten Druckeigenstressen über dem Zahnflankenprofil näherungsweise konstant sein muß.

8 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden die Spanbildungsmechanismen und das tribologische Prozeßverhalten beim Schleifen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten analysiert. Der gewählte methodische Ansatz bestand darin, auf der Grundlage des vorhandenen Wissens in verschiedenen Gebieten der Verschleißforschung und Schleiftechnik die bestehenden Defizite im Verständnis wesentlicher technologischer Zusammenhänge beim Schleifen im Niederschnittgeschwindigkeitsbereich abzubauen.

Zunächst wurden die elementaren Vorgänge der Spanbildung in Einkornritzversuchen systematisch analysiert. Als Ergebnis dieser Untersuchungen wurde eine maßgebliche Beeinflussung des Spanbildungsprozesses durch die Stellgrößen Schnittgeschwindigkeit und Korneingriffstiefe (Spanungsdicke) festgestellt. Durch Variation dieser beiden Stellgrößen im technologisch relevanten Bereich wird nahezu die gesamte Bandbreite der Spanbildungsmechanismen duktiler Werkstoffe zwischen den Extremen Mikrospanen und Mikropflügen durchlaufen. Der technologisch ungünstige Fall des überwiegenden Mikropflügens stellt sich bei der Wahl sehr niedriger Schnittgeschwindigkeiten und geringer Spanungsdicken ein. Durch die Wahl höherer Schnittgeschwindigkeiten und/oder größerer Spanungsdicken verschiebt sich der Spanbildungsmechanismus zum Mikrospanen, wobei der Zustand des überwiegenden Mikrospanens bei der Kombination hoher Schnittgeschwindigkeiten mit großen Spanungsdicken erreicht werden kann.

Die sich beim Schleifen in der Kontaktzone einstellenden Reibungszustände wurden mittels der aus der Tribologie bekannten Stribeck-Kurve analysiert. In umfangreichen Untersuchungen, die systematische Variationen der Stellgrößen Schnittgeschwindigkeit und radialer Vorschub sowie der Systemgrößen Ölviskosität und Schleifscheibenspezifikation beinhalteten, konnte die grundsätzliche Eignung der Stribeck-Kurve zur Charakterisierung des tribologischen Prozeßverhaltens beim Niederschnittgeschwindigkeitsschleifen nachgewiesen werden. Bei der Stellgrößenvariation konnte die Erkenntnis der Einkornritzversuche hinsichtlich des Einflusses der Schnittgeschwindigkeit und der Spanungsdicke auf den Spanbildungsmechanismus bestätigt werden. Es wurde gezeigt, daß sich bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten und geringen äquivalenten Spanungsdicken der Zustand starker Festkörperreibung einstellt, der mit einem geringen effektiven Materialabtrag charakterisiert werden kann. Bei einer Verringerung der Festkörperreibung durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit wird eine Steigerung des effektiven Materialabtrags erzielt. Die höchsten effektiven Abträge werden erreicht, wenn die Schnittgeschwindigkeit und die äquivalente Spanungsdicke gleichzeitig gesteigert werden. Eine singuläre Variation der Viskosität des verwendeten Schleiföls unter Beibehaltung seiner restlichen Zerspanei-

genschaften bewirkt keine signifikante Veränderung des Schleifergebnisses. Letzteres ist jedoch in starkem Maße von der Werkzeugspezifikation abhängig.

Der Einfluß der Werkzeugspezifikation auf das Schleifergebnis ließ sich bei sonst konstanten Bedingungen durch die Analyse der effektiven Einzelkornspannungsdicke erklären. Für diesen Zweck eigneten sich sowohl bekannte Modelle aus der Schleiftechnik als auch neuere Modellvorstellungen aus der Verschleißforschung gleichermaßen gut. Die Analyse der effektiven Einzelkornspannungsdicke erwies sich insbesondere vor dem Hintergrund der Vielfalt der untersuchten Schleifscheiben unterschiedlichster Zusammensetzung als vorteilhaft. Über der effektiven Einzelkornspannungsdicke konnten die technologisch und tribologisch relevanten Änderungen im Prozeßverhalten werkzeugübergreifend einheitlich beschrieben und in Zusammenhang mit den ermittelten Spanbildungsmechanismen gebracht werden. Mit kunstharzgebundenen Schleifscheiben ließen sich niedrige effektive Zerspanvolumina, vergleichsweise hohe G-Werte bei geringer Reibung und hoher spezifischer Schleifenergie erzielen. Diese Werkzeuge wiesen kleine effektive Spannungsdicken auf. Dagegen wurden mit keramisch gebundenen Schleifscheiben hohe effektive Zerspanvolumina und niedrige G-Verhältnisse bei hoher Reibung und niedriger spezifischer Schleifenergie erzielt. Die Schleifscheiben mit Keramikbindung zeichneten sich durch große effektive Spannungsdicken aus. Die niedrigen G-Werte keramisch gebundener Schleifscheiben konnten durch Steigerung der Schnittgeschwindigkeit signifikant angehoben werden, weil sich dadurch der Anteil des Mikrospanens an der Spanbildung erhöhen und gleichzeitig die Bindungsreibung mit dem Werkstück reduzieren ließ. Der hohe Anteil des Mikropflügens beim Schleifen mit kunstharzgebundenen Werkzeugen konnte auch indirekt durch starke plastische Verformung der Werkstückrand-schicht nachgewiesen werden. Die bearbeitungsbedingte Randschichtverformung spiegelte sich in hohen Druckeigenstressungen wider, die mit der mittleren Einzelkornnormalkraft korrelierten.

Die grundsätzliche Übertragbarkeit der erzielten Erkenntnisse hinsichtlich Spanbildungsmechanismen und tribologisches Prozeßverhaltens auf potentielle heutige Industrieanwendungen ließ sich bei der technologischen Nachbildung des Verzahnungshonens nachweisen. In den Untersuchungen wurde zum einen eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Art und Intensität der Kornbeanspruchung beim Ritzen und Schleifen gezeigt. Zum anderen ließen sich die praktischen Erfahrungen beim Coronieren bestätigen, die eine angepaßte kommaförmige Auslegung des Bearbeitungsaufmaßes über der Zahnhöhe erfordern. Weiterhin konnten auch in den durchgeführten Analogieversuchen ausschließlich Druckeigenstressungen in der Randzone festgestellt werden, die auf eine Dominanz der mechanischen Prozeßwirkung hindeuten.

Die starke mechanische Prozeßwirkung ließe sich vermutlich für eine gezielte plastische Randschichtverfestigung ausnutzen. Das Schleifen mit niedrigen Schnittge-

schwindigkeiten bietet hierfür günstige Voraussetzungen, da die thermische Prozeßwirkung aufgrund der insgesamt niedrigen Schleifleistung als gering einzuschätzen ist. Auch der hohe Anteil des Mikropflügens am Spanbildungsmechanismus, der zum mechanischen Randschichtverfestigen erforderlich ist, ließe sich durch die Wahl geringer Einzelkornspannungsdicken, realisiert entweder durch angepaßte Vorschübe oder den Einsatz entsprechend ausgelegter Werkzeuge, einstellen. Ob die hohen spezifischen Schleifenergien bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten beispielsweise als Grundlage für die Entwicklung eines neuen Kombinationsverfahrens Schleifenmechanisches Kaltverfestigen genutzt werden können, bleibt künftigen Forschungsarbeiten überlassen.

9 Literaturverzeichnis

- [Arch53] Archard, J. F. Contact and rubbing of flat surfaces. Journal of Applied Physics 24 (1953), S. 981-988.
- [Baus94] Bausch, T. Verfahren und Maschinen zum Wälzhonen (Schabschleifen). Moderne Zahnradfertigung, Band 175, Hrsg.: W. J. Bartz, Expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1994, S. 514-563.
- [Bowd54] Bowden, F. P., Tabor, D. The friction and lubrication of solids. Clarendon Press, Oxford, 1954.
- [Brin91] Brinksmeier, E. Prozeß- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitationsschrift, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1991.
- [Brin95] Brinksmeier, E., Riemer, O., Meyer, W., Schmidt, J., Walter, U. Wirkmechanismen und Verschleißanalyse im Tribosystem Zerspanung. Berichtskolloquium zum DFG-Schwerpunktprogramm „Wirkflächenreibung bei inelastischer Verformung metallischer Werkstoffe“. Hannover, 14. September 1995, S. 57-74.
- [Brin97] Brinksmeier, E., Schneider, C. Grinding at very Low Speeds. Annals of the CIRP 46 (1997) 1, S. 223-226.
- [Brin99-1] Brinksmeier, E., Minke, E., Giwerzew, A. Development of a New Concept of Machine Tool for Advanced Hard Gear Finishing. Final Technical Report for the EU-CRAFT Project No. BE-S2-5164, Bremen, Juni 1999.
- [Brin99-2] Brinksmeier, E., Giwerzew, A. Theoretical Estimation of the Maximum Contact Area Temperature in Shave-Grinding. WGP-Annals VI (1999) 2, S. 1-4.

- [Brin99-3] Brinksmeier, E.,
Minke, E.,
Giwerzew, A. Influence of Dressing Parameters on the
Wheel Topography and Work Result in Grin-
ding at very Low Speeds and Changing Wor-
king Direction.
Proceedings of the 3rd International Machining
and Grinding Conference, Cincinnati, Ohio,
4.-7. Oktober 1999, S. 201-215.
- [Brin00-1] Brinksmeier, E.,
Walter, A. Formation of Reaction Layers in Machining
Processes.
Proceedings of the 12th International Collo-
quium Tribology, 11.-13. Januar 2000, Tribolo-
gy 2000-Plus, Technische Akademie Esslin-
gen, Hrsg.: W. J. Bartz, Ostfildern, 2000.
- [Brin00-2] Brinksmeier, E.,
Walter, A. Generation of Reaction Layers on Machined
Surfaces.
Annals of the CIRP 49 (2000) 1, S. 435-438.
- [Bron93] Bronstein, I. N.,
Semedjajew, K. A.,
Musiol, G.,
Mühlig, H. Taschenbuch der Mathematik.
Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main,
1993.
- [Brun98] Brunner, G. Schleifen mit mikrokristallinem Aluminiumoxid.
Dissertation, Universität Hannover, 1998.
- [Brun00] Brunner, G. Hartfeinbearbeitung von Zahnrädern in der
Großserienfertigung von Industriegetrieben.
Seminar „Feinbearbeitung von Zahnrädern“,
Aachen, 20.-21. September 2000.
- [Burn76] Burnham, M. W. The Mechanics of Micromachining.
Proceedings of the Society of Photo-Optical
Instrumentation Engineers 93 (1976), S. 38-45.
- [Butt70] Buttery, T. C.,
Archard, J. F. Grinding and abrasive wear.
Proceedings of the Institution of Mechanical
Engineers 185 (1970/71), S. 537-551.
- [Chal84] Challen, J. M.,
Oxley, P. L. B. Slip line fields for explaining the mechanics of
polishing and related processes.
International Journal of Mechanical Sciences
26 (1984), S. 403-418.

- [Chal86] Challen, J. M., Oxley, P. L. B., Hockenull, B. S. Prediction of Archard's wear coefficient for metallic sliding friction assuming a low cycle fatigue wear mechanism. *Wear* 111 (1986) 3, S. 275-288.
- [Chal87] Challen, J. M., Kopalinsky, E. M., Oxley, P. L. B. An asperity deformation model for relating the coefficients of friction and wear in sliding metallic friction. Proceedings of the 1st MechE Conference „Friction, lubrication and wear - fifty years on“, Mechanical Engineering Publications, London, Juli 1987, S. 957-964.
- [Chil88] Childs, T. H. C. The mapping of metallic sliding wear. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 202 (1988) C6, S. 379-395.
- [Czic92] Czichos, H., Habig, K.-H. Tribologie-Handbuch: Reibung und Verschleiß, Systemanalyse, Prüftechnik, Werkstoffe und Konstruktionselemente. Vieweg, Braunschweig, 1992.
- [Dani98] Daniels, K. Verzahnungs-Honwerkzeuge. Lehrgang „Praxis der Zahnradfertigung“, Esslingen, 18.-20. März 1998. Hrsg.: Technische Akademie Esslingen, 1998.
- [Daud66] Daude, O. Untersuchung des Schleifprozesses - Zusammenhang zwischen Schleifscheibe, Bearbeitungsbedingungen und Schleifergebnis. Dissertation, TH Aachen, 1966.
- [Daut89] Dautzenberg, J. H., van Dijck, J. A. B., Kals, J. A. G. Metal Structures by Friction in Mechanical Working Processes. *Annals of the CIRP* 38 (1989) 1, S. 567-570.
- [DIN50133-2] N. N. DIN 50133 Teil 2: Prüfung metallischer Werkstoffe; Härteprüfung nach Vickers; Prüfkraftbereich: 1,96 bis 49 N (0,2 bis 5 kp) (Kleinlastbereich). Beuth Verlag, Berlin, Nov. 1978.
- [DIN50190-1] N. N. DIN 50190 Teil 1: Härtetiefe wärmebehandelter Teile; Ermittlung der Einsatzhärtungstiefe. Beuth Verlag, Berlin, Nov. 1978.

- [DIN50320] N. N. DIN 50320: Verschleiß; Begriffe; Systemanalyse von Verschleißvorgängen; Gliederung des Verschleißgebietes.
Beuth Verlag, Berlin, Dez. 1979.
- [DIN50323-2] N. N. DIN 50323 Teil 2: Tribologie; Verschleiß; Begriffe.
Beuth Verlag, Berlin, Aug. 1995.
- [DIN50323-3] N. N. DIN 50323 Teil 3: Tribologie; Reibung; Begriffe; Arten; Zustände; Kenngrößen.
Beuth Verlag, Berlin, Dez. 1993.
- [DIN8589-11] N. N. DIN 8589 Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug; Einordnung; Unterteilung; Begriffe.
Beuth Verlag, Berlin, 1988.
- [DIN8589-14] N. N. DIN 8589 Teil 14: Honen; Einordnung; Unterteilung; Begriffe.
Beuth Verlag, Berlin, 1988.
- [Eich97] Eichhorn, H. Drehzahlsynchronisation der Wirkpartner beim Abrichten und Schleifen.
Dissertation, TU Berlin, 1997.
- [Fäss86] Fässler, A., Zbinden, B. Honen von Außen- und Innenverzahnungen.
IDR 20 (1986) 1, S. 45-47.
- [Frie00] Friemuth, T., Marzenell, C. Randzonenbeeinflussung beim Verzahnungshonen.
Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, 59. Ausgabe, Hrsg.: H.-K. Tönshoff, E: Westkämper, Vulkan-Verlag Essen, 2000, S. 381-390.
- [Gahr81] Zum Gahr, K. H. Abrasiver Verschleiß metallischer Werkstoffe.
Fortschritt-Berichte der VDI-Zeitschriften, Reihe 5 Nr. 57, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1981.
- [Gahr83-1] Zum Gahr, K. H., Mewes, D. Werkstoffabtrag beim Furchungverschleiß.
Metall 37 (1983) 12, S. 1212-1217.

- [Gahr83-2] Zum Gahr, K. H. Reibungs- und Verschleißmodelle. Reibung und Verschleiß, DGM Oberursel, 1983, S. 53-78.
- [Gahr83-3] Zum Gahr, K. H. Furchungsverschleiß. Reibung und Verschleiß, DGM Oberursel, 1983, S. 135-156.
- [Gahr89] Zum Gahr, K. H. Verschleiß von Metallen, Keramiken und Polymeren im Vergleich. Reibung und Verschleiß, DGM Oberursel, 1989, S. 77-94.
- [Gosd94] Gosdin, M. Neues Verfahren für die Hartfeinbearbeitung von Zahnrädern in großen Serien. IDR 28 (1994) 1, S. 15-17.
- [Grof77] Grof, H. E. Beitrag zur Klärung des Trennvorganges beim Schleifen von Metallen. Dissertation, TU München, 1977.
- [Habi83-1] Habig, K. H. Systemtechnik tribologischer Vorgänge. Reibung und Verschleiß, DGM Oberursel, 1983, S. 13-28.
- [Habi83-2] Habig, K. H. Gleitverschleiß. Reibung und Verschleiß, DGM Oberursel, 1983, S. 119-134.
- [Habi90] Habig, K. H. Tribologie. In: W. Beitz, K.-H. Küttner (Hrsg.): Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, 17. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1990, S. E72-E120.
- [Haupt95] Haupt, D., Daniels, K. Stand der Entwicklung einer neuen Generation von Verzahnungshonwerkzeugen. 3. Fachtagung Honen in Forschung und industrieller Anwendung, 27-28. August 1995 in Braunschweig, Vulkan-Verlag, 1995, S. 11-1...11-23.

- [Hege00] Hegeman, J.-W. Fundamentals of Grinding. Dissertation, University of Groningen, Niederlande, 2000.
- [Heue92] Heuer, W. Außenrundscheifen mit kleinen keramisch gebundenen cBN-Schleifscheiben. Dissertation, Universität Hannover, 1992.
- [Hokk88-1] Hokkirigawa, K., Kato, T., Li, Z. Z. The effect of hardness on the transition of the abrasive wear mechanism of steels. *Wear* 123 (1988) 2, S. 241-251.
- [Hokk88-2] Hokkirigawa, K., Kato, T. An experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear. *Tribology International* 21 (1988) 1, S. 51-57.
- [Höpe95] Höper, R. Abbildungseigenschaften eines Rasterkraftmikroskops im Contact- und Tapping-Mode in bezug auf die Untersuchung struktureller und mechanischer Probeneigenschaften. Dissertation, Universität Bremen, 1995.
- [Jaeg42] Jaeger, J. C. Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts. *Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales*, 76 (1942) 3, S. 203-224.
- [John85] Johnson, K. L. Contact mechanics. Cambridge University Press, 1985.
- [John95] Johnson, K. L. Contact mechanics and the wear of metals. *Wear* 190 (1995) 2, S. 162-170.
- [Juch94] Juchem, H. O., Bohlheim, W. Hochharte Schleifstoffe Diamant und cBN beim Hartbearbeiten von Zahnrädern. *IDR* 28 (1994) 4, S. 188-198.
- [Karp95] Karpuschewski, B. Mikromagnetische Randzonenanalyse geschliffener einsatzgehärteter Bauteile. Dissertation, Universität Hannover, 1995.

- [Kass69] Kassen, G. Beschreibung der elementaren Kinematik des Schleifvorgangs.
Dissertation, RWTH Aachen, 1969.
- [Klam82] Klamann, D. Schmierstoffe und verwandte Produkte - Herstellung, Eigenschaften, Anwendung.
Verlag Chemie, Weinheim, 1982.
- [Köll00] Köllner, T. Verzahnungshonen - Verfahrenscharakteristik und Prozeßanalyse.
Dissertation, RWTH Aachen, 2000.
- [Köni78] König, W.,
Steffens, K.,
Lauer-Schmaltz, H. Spanbildungstheorie für das Schleifen.
Industrie-Anzeiger 100 (1978) 64, S. 22-23.
- [Köni89] König, W. Fertigungsverfahren. Band 2: Schleifen, Honen, Läppen. 2. Auflage.
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [Köni94] König, W.,
Knöppel, D. Feinbearbeitung gehärteter Zylinderräder mit unterschiedlichen Verfahren.
Abschlußbericht FVA-Forschungsvorhaben Nr. 180/I+II, FVA-Heft 433, 1994.
- [Krag71] Kragelski, I. W. Reibung und Verschleiß.
2. Auflage, VEB Verlag Technik, Berlin, 1971.
- [Krup01] Krupp, A. Innenverzahnte Honringe zum Leistungshonen: Materialien, Herstellung, Stand der Technik und Entwicklungen.
Seminar „Leistungshonen von Verzahnungen im Umfeld moderner Hartfeinbearbeitung“, München, 21.-22. März 2001.
- [Kurr27] Kurrein, M. Die Bearbeitbarkeit der Metalle im Zusammenhang mit der Festigkeitsprüfung.
Werkstattechnik 21 (1927), S. 612-621.
- [Lee51] Lee, E. H.,
Shaffer, B. W. Theory of plasticity applied to a problem of machining.
Transactions of the ASME, Journal of Applied Mechanics 18 (1951), S. 405-413.

- [Lian96] Liang, Y. N.,
Li, S. Z.,
Li, D. F.,
Li, S. Some developments for single-pass pendulum
scratching.
Wear 199 (1996) 1, S. 66-73.
- [Lort75] Lortz, W. Schleifscheibentopographie und Spanbil-
dungsmechanismus beim Schleifen.
Dissertation, TH Aachen, 1975.
- [Mart92] Martin, K.,
Yegenoglu, K. HSG-Technologie - Handbuch zur praktischen
Anwendung.
Hrsg.: Guehring Automation GmbH, Stetten
a.k.M.-Frohnstetten, 1992.
- [Marz01] Marzenell, C. Verzahnungshonen mit Diamantwerkzeugen.
Dissertation, Universität Hannover, 2001.
- [Mass52] Masslow, E. N. Grundlagen der Theorie des Metallschleifens.
Verlag Technik, Berlin, 1952.
- [Mewe86] Mewes, D. Einfluß der relativen Anteile von Mikrospanen
zu Mikropflügen auf den abrasiven Verschleiß-
widerstand duktiler Metalle.
Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 101, VDI-
Verlag, Düsseldorf, 1986.
- [Misr81] Misra, A.,
Finnie, I. On the size effect in abrasive and erosive
wear.
Wear 65 (1981) 3, S. 359-373.
- [Mulh62] Mulhearn, T. O.,
Samuels, L. E. The abrasion of metals: a model of the
process.
Wear 5 (1962) 4, S. 478-498.
- [N.N.91] N. N. 3-Komponenten-Kraftsensor F_x , F_y , F_z . Type
9117 und 9118.
Technisches Datenblatt Nr. 6.9117/8 der Fa.
Kistler, Winterthur, Schweiz, April 1991.
- [N.N.95] N. N. PH 280. CNC-Hochleistungs-Honmaschine.
Firmenschrift der Fa. Pfauter, Ludwigsburg,
1995.

- [N.N.96-1] N. N. Zahnradhonmaschine ZH 250 CNC.
Firmenschrift der Fa. Gleason-Hurth, München, 1996.
- [N.N.96-2] N. N. Körnungen aus kubischem Bornitrid.
Firmenschrift der Fa. De Beers Industrie-Diamanten, Willich, 1996.
- [N.N.98] N. N. MiniDyn: 3-Komponenten-Dynamometer F_x , F_y , F_z . Type 9256.
Technisches Datenblatt Nr. 6.9256 der Fa. Kistler, Winterthur, Schweiz, April 1998.
- [N.N.00-1] N. N. Fässler K-400-A.
Firmenschrift der Fa. Fässler, Dübendorf, Schweiz, 2000.
- [N.N.00-2] N. N. Multicut Honolit 4.
Technische Information der Fa. Zeller+Gmelin, Eisingen, 2000.
- [N.N.01] N. N. Daimler setzt auf Hochleistungs-Honen.
Produktion 40 (2001) 35, S. 10-11.
- [Pek157] Peklenik, J. Ermittlung von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens.
Dissertation, TH Aachen, 1957.
- [Petr87] Petryk, H. Slip line field solutions of sliding contact.
Proceedings of the 1st MechE Conference „Friction, lubrication and wear - fifty years on“, Mechanical Engineering Publications, London, Juli 1987, S. 987-994.
- [Polz79] Polzer, G.,
Meißner, F. Grundlagen zu Reibung und Verschleiß.
Hrsg.: G. Fleischer, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979.
- [Prak98] Prakash, V. Frictional Responce of Sliding Interfaces Subjected to Time Varying Normal Pressures.
Journal of Tribology 120 (1998) 1, S. 97-102.

- [Prin72] Prins, J. F. Wechselwirkung zwischen Diamanten und Stahl in Einkornversuchen. Diamant-Information M 24 (1972), S. 3-11.
- [Rabi65] Rabinowicz, E. Friction and wear of materials. John Wiley, New York, 1965.
- [Rich83] Richter, F. Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit. Stahleisen-Sonderberichte, Heft 10, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1983.
- [Riem01] Riemer, O. Trennmechanismen und Oberflächenfeingestalt bei der Mikrozerspannung kristalliner und amorpher Werkstoffe. Dissertation, Universität Bremen, 2001.
- [Ruis68] DesRuisseaux, N. R. Thermal Aspects of Grinding Processes. Dissertation, University of Cincinnati, USA, 1968.
- [Rütt00] Rütli, R. Beitrag zur Prozeßmodellierung am Beispiel des Zahnradhonens. Dissertation, ETH Zürich, Schweiz, 2000.
- [Salj91] Saljé, E. Begriffe der Schleif- und Konditioniertechnik. Vulkan-Verlag, Essen, 1991.
- [Schn99] Schneider, C. Schleifen mit niedriger Schnittgeschwindigkeit und veränderlicher Wirkrichtung. Dissertation, Universität Bremen, 1999.
- [Schr94] Schriefer, H. Hartfeinbearbeitungsverfahren mit zahnradförmigen Werkzeugen. Moderne Zahnradfertigung, Band 175, Hrsg.: W. J. Bartz, Expert Verlag, 1994, S. 323-350.
- [Schw01] Schweickert, S. Beitrag zur Entwicklung des Leistungshonens von Verzahnungen. Dissertation, ETH Zürich, Schweiz, 2001.
- [Star96] Stark, C., Konstantinidis, D. Feinbearbeitung von Zahnrädern mit profilierten Honringen. VDI-Z 138 (1996) 6, S. 66-72.

- [Steff83] Steffens, K. Thermomechanik des Schleifens. Dissertation, RWTH Aachen, 1983.
- [Ster01] Sterr, S. Die Zukunft beim Schleifen und Honen von Verzahnungen. World of Grinding and Cutting 129 (2001), S. 14-19.
- [Suh86] Suh, N. P. Tribophysics. Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N. J., 1986.
- [Suh87] Suh, N. P., Saka, N. Surface Engineering. Annals of the CIRP 36 (1987) 1, S. 403-408.
- [Suh94] Suh, N. P., Mosleh; M. The Minimum Coefficient of Friction: What Is It? Annals of the CIRP 43 (1994) 1, S. 491-495.
- [Töns92] Tönshoff, H. K., Peters, J., Inasaki, I., Paul, T. Modelling and Simulation of Grinding Processes. Annals of the CIRP 41 (1992) 2, S. 677-688.
- [Töns95] Tönshoff, H. K. Spanen. Grundlagen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1995.
- [Vans87] Vansenant, E. A Subsurface Integrity Model in Grinding. Dissertation, Katholieke Universiteit te Leuven, Belgien, 1987.
- [Vier70] Vieregge, G. Zerspanung der Eisenwerkstoffe. 2. Auflage, Düsseldorf, Verlag Stahleisen m.b.H., 1970.
- [Vits85] Vits, R. Technologische Aspekte der Kühlschmierung beim Schleifen. Dissertation, RWTH Aachen, 1985.
- [Vüll00] Vüllers, M. Hartfeinbearbeitung bei Nutzfahrzeuggetrieben. Seminar „Feinbearbeitung von Zahnrädern“, Aachen, 20.-21. September 2000.

- [Walt02] Walter, A. Tribophysikalische und tribochemische Vorgänge in der Kontaktzone bei der Zerspanung. Dissertation, Universität Bremen, 2002.
- [Wang01] Wang, H., Subhash, G., Chandra, A. Characteristics of single-grit rotating scratch with a conical tool on pure titanium. *Wear* 249 (2001) 7, S. 566-581.
- [Weck77] Weck, M., Teipel, K. Dynamisches Verhalten spanender Werkzeugmaschinen. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 1977.
- [Wern71] Werner, G. Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses. Dissertation, RWTH Aachen, 1971.
- [Will99] Williams, J. A. Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach. *Wear* 225-229 (1999) 1, S. 1-17.

10 Anhang

10.1 Ermittlung der Temperatur- und Druckabhängigkeit der dynamischen Ölviskosität

In den Untersuchungen der Reibungsverhältnisse in Kapitel 6.1 wurde als Hilfsmittel die Stribeck-Kurve genutzt. Der Parameter k der Stribeck-Kurve beinhaltet u.a. die dynamische Ölviskosität η , die im allgemeinen temperatur- und druckabhängig ist. Für vorgegebene Temperatur und Druck läßt sich die dynamische Viskosität η aus der kinematischen Viskosität ν und der Dichte ρ des Öls gemäß Beziehung

$$\eta = \nu \cdot \rho \quad (38)$$

berechnen. In dieser Arbeit wurde die dynamische Viskosität unter Vernachlässigung der Temperatur- und Druckabhängigkeit der Dichte aus der kinematischen Viskosität errechnet.

Die Temperaturabhängigkeit der kinematischen Viskosität wurde experimentell mit dem in Kapitel 4.5.1 beschriebenen Ubbelohde-Viskosimeter bestimmt. Im Vorfeld der Viskositätsmessungen wurde der relevante Temperaturbereich durch analytische Berechnungen der mittleren Kontaktzonentemperaturen beim Schleifen ermittelt. Die Kontaktzonentemperaturen wurden unter Verwendung des Temperaturmodells von Jaeger [Jaeg42] berechnet. Für die verwendeten Einstellungen des Schleifprozesses ließ sich die mittlere Werkstückoberflächentemperatur T nach DesRuisseaux [Ruis68] als:

$$T = \frac{4}{3 \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\alpha \cdot l_e}{v_{ft}}} + T_u \quad (39)$$

mit q Wärmestromdichte und v_{ft} Vorschubgeschwindigkeit der bewegten Wärmequelle (Schleifscheibe), α Temperatur- und λ Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs, l_e effektive Kontaktlänge sowie T_u Umgebungstemperatur angeben.

In den Berechnungen wurde die Umgebungstemperatur zu $T_u = 20^\circ\text{C}$ gesetzt. Die Werkstoffkennwerte Temperaturleitfähigkeit $\alpha = 10 \text{ mm}^2/\text{s}$ und Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 45 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ bei dieser Temperatur wurden aus der Literatur [Rich83] übernommen, ihre Temperaturabhängigkeit wurde in erster Näherung vernachlässigt.

Die Verwendung der Näherungsformel von DesRuisseaux (39) war zulässig, da die Bedingung [Ruis68]

$$\begin{cases} Z = \frac{v_{ft} \cdot z}{2 \cdot \alpha} = 0 \\ L = \frac{v_{ft} \cdot l_e}{4 \cdot \alpha} > 5 \end{cases} \quad (40)$$

für dimensionslose Größen Tiefe unter der Werkstückoberfläche Z und halbe Länge der Wärmequelle L an der Oberfläche ($z = 0$) im untersuchten Bereich der Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} und der effektiven Kontaktlänge l_e erfüllt war.

Unter der Annahme, daß die gesamte Schleifenergie in Wärme umgewandelt wird, welche zu 100% ins Werkstück fließt, wurde die Wärmestromdichte q gemäß Beziehung

$$q = \frac{F'_t \cdot v_c}{l_e} \quad (41)$$

aus der bezogenen Schleiftangentialkraft F'_t , der Schnittgeschwindigkeit v_c und der effektiven Kontaktlänge l_e berechnet. Die effektive Kontaktlänge l_e wurde nach Vansevenant [Vans87] aus dem radialen Vorschub f_r und dem äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} unter Berücksichtigung der gemittelten Rautiefe Rz am Werkstück bestimmt:

$$l_e = \sqrt{d_{eq} \cdot (f_r + Rz)} + \sqrt{d_{eq} \cdot Rz} \quad (42)$$

Für die kinematischen Verhältnisse des verwendeten Schleifprozesses galt somit mit Beziehung (14):

$$l_e = \sqrt{\frac{d_w}{\sin^2 \alpha} \cdot (f_r + Rz)} + \sqrt{\frac{d_w}{\sin^2 \alpha} \cdot Rz} \quad \text{für } \alpha \neq 0 \quad (43)$$

Für die in Kapiteln 6.1.1 und 6.1.2 angegebenen Schleifbedingungen ergaben die Berechnungen vergleichsweise niedrige mittlere Oberflächentemperaturen von ca. 25 bis 80°C bei einer Umgebungstemperatur von 20°C. In diesem Temperaturbereich wurde die kinematische Viskosität ν_T der verwendeten Öle bei Temperatur T und Umgebungsdruck von 1 bar experimentell mittels des Ubbelohde-Viskosimeters bestimmt. Aus den gemessenen ν_T -Werten wurde die dynamische Viskosität η_T bei Temperatur T gemäß Beziehung (38) berechnet. Die ermittelten Viskositätskurven sind in Bild 10-1 dokumentiert.

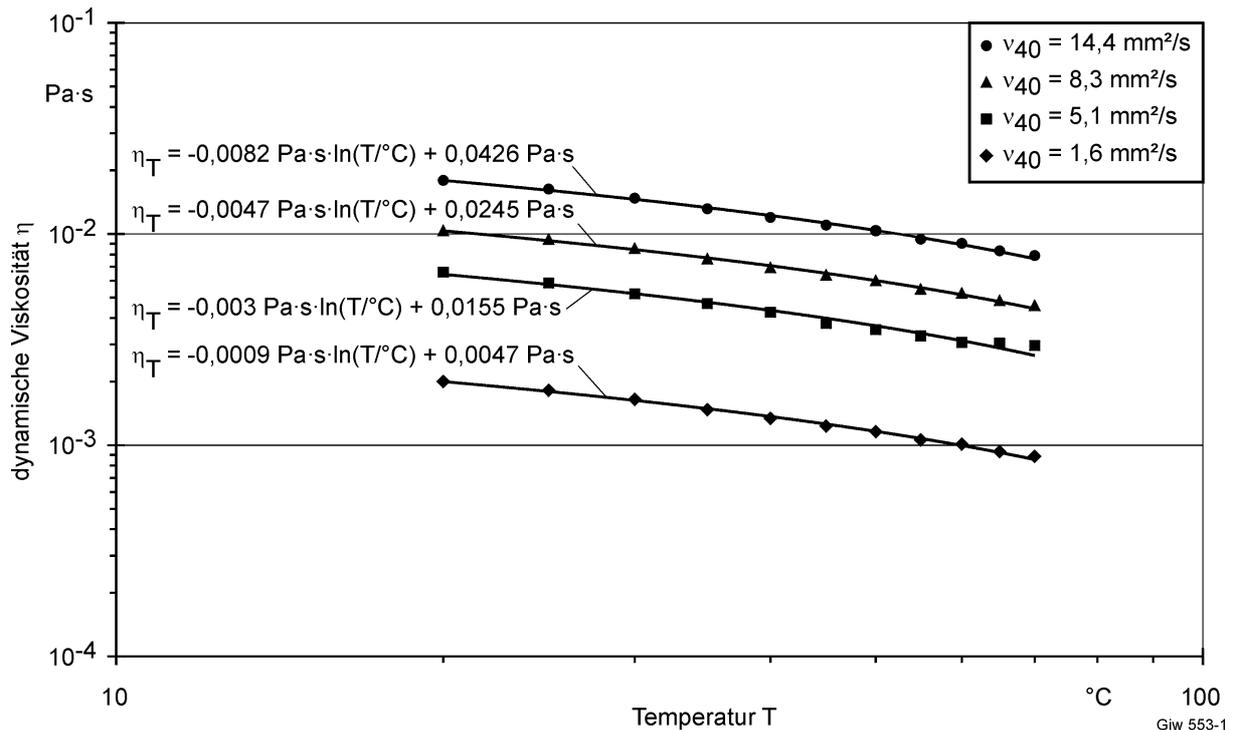


Bild 10-1: Änderungen der dynamischen Viskosität der verwendeten Öle abhängig von der Temperatur

Die temperaturabhängigen η_T -Werte wurden schließlich nach Habig [Habi90] gemäß Beziehung

$$\eta_p = \eta_T \cdot \exp(\alpha \cdot p) \quad (44)$$

modifiziert, um die Abhängigkeit der Viskosität vom Druck p zu berücksichtigen. Der Viskositätsdruckkoeffizient α wurde für die verwendeten paraffinbasierten Mineralöle nach Klamann [Klam82] mit $0,002 \text{ bar}^{-1}$ als konstant angenommen. Der mittlere Öldruck p in der Kontaktzone wurde näherungsweise der scheinbaren Flächenpressung auf der Werkstückoberfläche gleichgesetzt:

$$p = \frac{F_n}{b_w \cdot l_e} \quad (45)$$

mit Schleifnormalkraft F_n , Werkstückbreite b_w und effektiver Kontaktlänge l_e . Ein Beispiel für die ermittelte Abhängigkeit der dynamischen Viskosität eines Öls von der mittleren Temperatur und dem Druck in der Kontaktzone ist in [Bild 6-3](#) angegeben.

10.2 Ermittlung von Schleifscheibentopographiekenngößen

Der periphere Raum einer Schleifscheibe lässt sich mittels Topographiekenngößen charakterisieren, die durch taktile Rauheitsmessung ermittelt werden können [Pek157, Daud66, Kass69, Wern71]. In dieser Arbeit wurde das Topographiemodell von Kas-

sen [Kass69] und Werner [Wern71] genutzt, das die Kenngrößen statische Schneidenzahl S_{stat} und statische Schneidendichte N_{stat} zur Beschreibung der Schneidverteilung verwendet. Die Schneidengeometrie der Schleifkörner wird vereinfachend mit einem spitzen Kegel beschrieben, der einen halben Spitzenöffnungswinkel χ aufweist. Die Vorgehensweise bei der Bestimmung dieser Größen ist nachfolgend beschrieben.

Zunächst wurde die Oberflächentopographie einer Schleifscheibe taktil mittels des in Kapitel 4.6.4 genannten Rauheitsmeßgerätes erfaßt. Einzelne Profilerhebungen, die als Schneiden interpretiert wurden, wurden anschließend mit zwei verschiedenen Algorithmen ausgewertet. Mit dem ersten Algorithmus wurde der halbe Spitzenöffnungswinkel χ eines Schleifkorns als mittlere Steilheit von Profilerhebungen errechnet. Somit war mit dem Parameter $\tan\chi$ die mittlere räumliche Ausdehnung eines Schleifkorns definiert. Mit dem zweiten Algorithmus wurde die Anzahl der Profilerhebungen (High Spot Count, HSC) in verschiedenen Tiefen z des Profils ermittelt. Die Anzahl der Profilerhebungen stellte hierbei die statische Schneidenzahl S_{stat} (Anzahl der Schneiden pro Längeneinheit in der jeweiligen Schneidenraumtiefe z) dar. Die statische Schneidenzahl S_{stat} ließ sich schließlich unter Berücksichtigung der wirksamen Tastspitzenbreite b_N in die statische Schneidendichte N_{stat} (Anzahl der Schneiden pro Flächeneinheit in der Schneidenraumtiefe z) gemäß der Beziehung [Kass69]

$$N_{stat} = \frac{S_{stat}}{z \cdot \tan \chi + b_N} \approx C_1 \cdot z \quad (46)$$

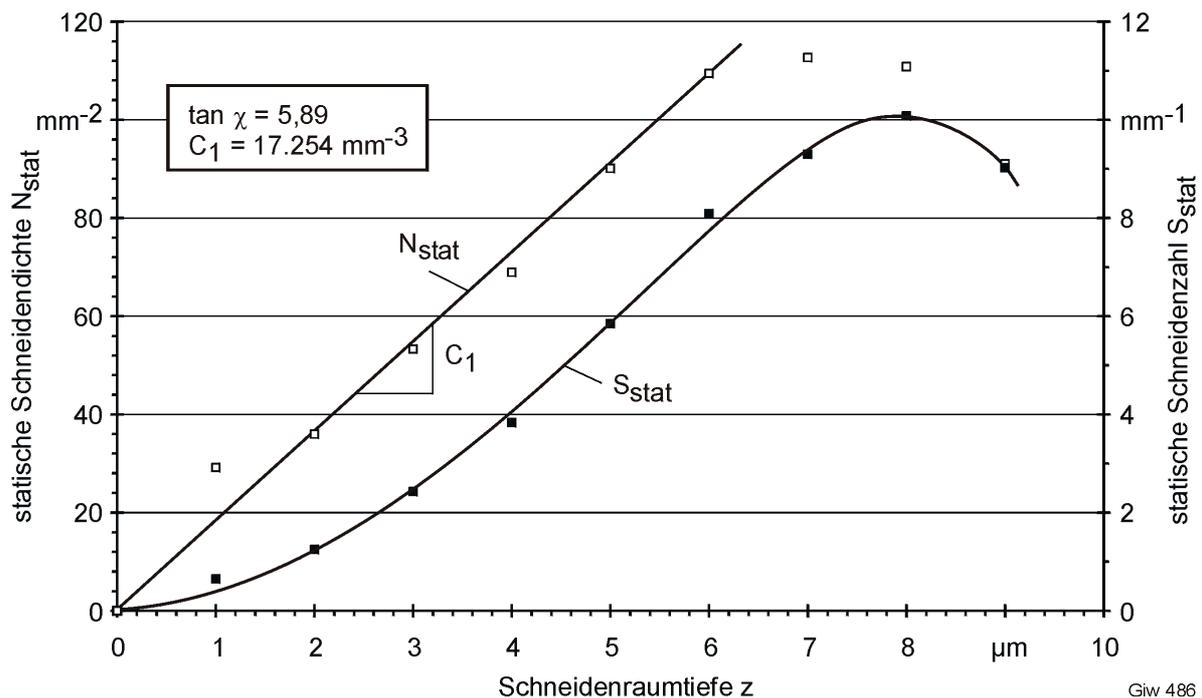
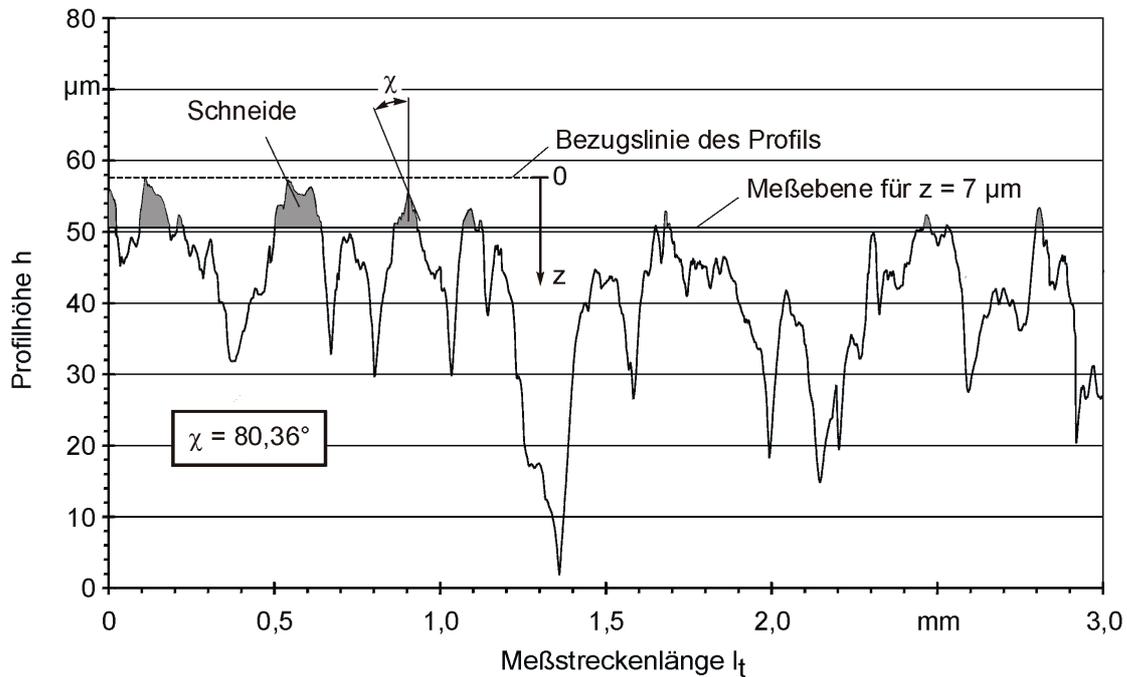
überführen. Zur Berechnung der wirksamen Tastspitzenbreite b_N wurde die Spitze des Tasters als Kugel eines Radius r angenommen. Bei geringen Werten der Schneidenraumtiefe z galt somit:

$$b_N = 2 \cdot \sqrt{z \cdot (2 \cdot r - z)} \quad (47)$$

Die Konstante C_1 konnte dann als Steigung der N_{stat} -Geraden ermittelt werden. Zur statistischen Absicherung des Ergebnisses wurden pro Schleifscheibe zehn Rauheitsprofile der Oberfläche an verschiedenen Stellen der Bearbeitungsspur senkrecht zur Schnittrichtung aufgenommen. Der Parameter $\tan\chi$ wurde als Mittelwert aus 30 als Schneiden identifizierten Profilerhebungen errechnet. Jeder einzelner Punkt der S_{stat} - z - bzw. N_{stat} - z -Kurven stellte einen Mittelwert aus zehn Einzelmessungen dar.

Die Ermittlung der Topographiekenngrößen aus einem Rauheitsprofil einer Schleifscheibe ist in Bild 10-2 beispielhaft für die Spezifikation EWE 150/1 V2 B13 dargestellt. Die gemessene Abnahme der statischen Schneidenzahl S_{stat} bzw. der statischen Schneidendichte N_{stat} mit zunehmender Schneidenraumtiefe beruht darauf, daß

Schleifscheibe	: EWE 150/1 V2 B13	Spitzenradius d. Tasters	: $r = 34 \mu\text{m}$
Rauheitsmeßgerät	: Perthometer S8P	Spitzenwinkel d. Tasters	: $\beta = 90^\circ$
Taster	: FRW 750	Meßstreckenlänge	: $l_t = 3 \text{ mm}$



Giw 486

Bild 10-2: Ermittlung von Topographiekenngrößen am Beispiel der Schleifscheibe EWE 150/1 V2 B13

die Tastnadel nur bis zu einer gewissen Tiefe in die Oberfläche eindringen kann. Da dieser Effekt mit der realen Ausbildung des Schneidenraums des Werkzeugs nichts zu tun hat, wurde bei der Berechnung von C_1 nur der linear ansteigende Teil der N_{stat} - z -Kurve berücksichtigt, der sich je nach Schleifscheibenspezifikation bis in die Schneidenraumtiefe von ca. 5 bis 10 μm erstreckte. Diese Größenordnung der für

den Schleifprozeß relevanten Schneidenraumtiefe stimmt mit den von Werner [Wern71] angegebenen Wertebereichen gut überein.

10.3 Berechnung der dynamischen Schneidenzahl und der Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone beim Schleifen

Die statische Schneidendichte N_{stat} gibt die Anzahl der pro Flächeneinheit der Schleifscheibe in einer vorgegebenen Schneidenraumtiefe z insgesamt vorhandenen Schneiden an. Je nach gewählten kinematischen Eingriffsbedingungen kommt jedoch nur ein bestimmter Teil aller Schneiden in Kontakt mit der Werkstückoberfläche. Die Gesamtzahl der am Schleifprozeß aktiv beteiligten Schneiden pro Oberflächeneinheit der Schleifscheibe wird mit der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} beschrieben. Die dynamische Schneidenzahl N_{dyn} errechnet sich nach [Kass69, Wern71] wie folgt aus dem Geschwindigkeitsverhältnis q , der Zustellung a_e , dem äquivalenten Schleifscheibendurchmesser d_{eq} und den Topographiekenngrößen der Schleifscheibe C_1 und $\tan\chi$:

$$N_{\text{dyn}} = 1,2 \cdot \left[\frac{2 \cdot C_1^2}{\tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{q} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{\text{eq}}} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (48)$$

Wiederum nur ein bestimmter Teil der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} durchdringt die Werkstückoberfläche in der Kontaktzone. Die Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} errechnet sich aus der dynamischen Schneidenzahl N_{dyn} und den Abmessungen der Kontaktzone (Eingriffsbreite a_p mal effektive Kontaktlänge l_e) nach der Beziehung:

$$N_{\text{akt}} = N_{\text{dyn}} \cdot a_p \cdot l_e \quad (49)$$

Unter Berücksichtigung der Kinematik des mit einem Axialversatz modifizierten Quer-Seiten-Außen-Rundschleifprozesses, der in dieser Arbeit verwendet wurde, (Beziehungen (13) bis (16)) lassen sich die dynamische Schneidenzahl N_{dyn} und die aktive Schneidenzahl in der Kontaktzone N_{akt} wie folgt angeben:

$$N_{\text{dyn}} = 1,2 \cdot \left[\frac{2 \cdot C_1^2}{\tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{v_{\text{ft}} \cdot \sin \alpha}{v_s \cdot \sin(\alpha + \theta)} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{f_r \cdot \sin^2 \alpha}{d_w} \right]^{\frac{1}{6}} \quad \text{für } \begin{cases} \alpha \neq 0 \\ \theta \neq 0 \end{cases} \quad (50)$$

$$N_{akt} = 1,2 \cdot \left[\frac{2 \cdot C_1^2}{\tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{v_{ft} \cdot \sin \alpha}{v_s \cdot \sin (\alpha + \Theta)} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{\sin^2 \alpha}{d_w} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left(1 - \frac{v_{ft} \cdot \sin \alpha}{v_s \cdot \sin (\alpha + \Theta)} \right) \cdot \left[\frac{1}{f_r^3} \cdot (f_r + Rz) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot b_w \cdot \cos \Theta$$

für $\begin{cases} \alpha \neq 0 \\ \Theta \neq 0 \\ \Theta \neq 90^\circ \end{cases}$ (51)

mit tangentialer Vorschubgeschwindigkeit v_{ft} , Schleifscheibenumfangsgeschwindigkeit v_s , Schnittwinkel α , Achsversatzwinkel Θ , radialem Vorschub f_r , Werkstückdurchmesser d_w , Werkstückbreite b_w und gemittelter Werkstückrauhtiefe Rz .

Aufgrund der stark vereinfachenden Annahme der Schleifkorngemetrie als spitzen Kegel liegen die nach Beziehungen (50) und (51) errechneten Schneidenzahlen vermutlich etwas über den realen Werten einer Schleifscheibe. Auf diese Abweichung wird in Kapitel 10.4 näher eingegangen.

10.4 Berechnung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke beim Schleifen

Die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ errechnet sich nach dem Modell von Kassen und Werner [Kass69, Wern71] zu

$$\bar{h}_{cu,max} = 0,695 \cdot \left[\frac{2}{C_1 \cdot \tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{q} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{eq}} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (52)$$

mit Geschwindigkeitsverhältnis q , Zustellung a_e , äquivalentem Schleifscheibendurchmesser d_{eq} und Topographiekenngößen der Schleifscheibe C_1 und $\tan \chi$. Nach Einsetzen der Beziehungen (13) bis (16) in die Beziehung (52) erhält man für die Kinematik des hier verwendeten Analogieprozesses zum Verzahnungshonen:

$$\bar{h}_{cu,max} = 0,695 \cdot \left[\frac{2}{C_1 \cdot \tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{v_{ft} \cdot \sin \alpha}{v_s \cdot \sin (\alpha + \Theta)} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{f_r \cdot \sin^2 \alpha}{d_w} \right]^{\frac{1}{6}} \quad \text{für } \begin{cases} \alpha \neq 0 \\ \Theta \neq 0 \end{cases} \quad (53)$$

Die Verwendung der Beziehung (53) für kleine Werte des radialen Vorschubs f_r , die im Rahmen dieser Arbeit in der Regel deutlich geringer als $1 \mu\text{m}$ (z.T. unterhalb $0,1 \mu\text{m}$) waren, führt jedoch mit $\bar{h}_{cu,max} \gg f_r$ zu einem unrealistischen Ergebnis. Nachfolgend sollen die Ursachen für diesen Widerspruch aufgezeigt und diskutiert werden.

Bei der Herleitung der Beziehung (52) verwendet Werner [Wern71] u.a. die Kenngröße dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e . Diese stellt einen Ersatzwert für die Tiefe dar, bis zu der sich die eingreifenden Schneiden im Schneidenraum erstrecken. Den funktionalen Zusammenhang zwischen der dynamischen Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e und den Stellgrößen eines Schleifprozesses bzw. der Schleifscheibentopographie stellt Werner aus folgenden Überlegungen auf.

Der mittlere Abstand L zwischen zwei benachbarten Schneiden auf der Wirkfläche der Schleifscheibe läßt sich aus der statischen Scheidenzahl S_{stat} berechnen. Die statische Scheidenzahl S_{stat} weist in Abhängigkeit von der Schneidenraumtiefe z eine potentielle Verteilung auf:

$$S_{stat} = C_1 \cdot \tan \chi \cdot z^2 \quad (54)$$

Es gilt:

$$L = \frac{1}{S_{stat}} = \frac{1}{C_1 \cdot \tan \chi \cdot z^2} \quad (55)$$

Aus den kinematischen Eingriffsbedingungen läßt sich demgegenüber ein Mindestabstand L_{grenz} definieren, den eine nachfolgende Schneide zur vorangehenden Schneide haben muß, um bei einem vorgegebenen Tiefenversatz z in Kontakt mit der Werkstückoberfläche zu kommen:

$$L_{grenz} = z \cdot q \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{d_{eq}}{a_e} \right]^2 \quad (56)$$

Durch Gleichsetzen der Beziehungen (55) und (56) erhält man für die dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e :

$$z_e = \left[\frac{2}{C_1 \cdot \tan \chi} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{q} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{eq}} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (57)$$

Stellt man nun die Beziehungen (57) und (52) vergleichend gegenüber, so wird deutlich, daß sich die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke $\bar{h}_{cu,max}$ und die dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e lediglich um einen Proportionalitätsfaktor 0,695 voneinander unterscheiden:

$$\bar{h}_{cu,max} = 0,695 \cdot z_e \quad (58)$$

Werner leitet die Beziehung für die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke aus anderen Gesichtspunkten her. Jedoch weist auch er ausdrücklich daraufhin, daß sich die Beziehung (58) zwangsläufig aus der Definition der dynamischen Ersatz-Schneideneingriffstiefe ergibt [Wern71].

Die dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e kann auch graphisch als Schnittpunkt der Funktionen (55) und (56) ermittelt werden [Wern71]. Dieser Weg soll untenstehend exemplarisch für die kinematischen Parameter des vergleichenden Schleifscheibentests (Kapitel 6.2.1) und die Verwendung der Schleifscheibenspezifikation EWE 150/1 V2 B13 verfolgt werden.

Abweichend von der Vorgehensweise in [Wern71] wird hier der mittlere Schneidenabstand L in den oberflächennahen Schichten über der statischen Schneidendichte N_{stat} anstatt über der statischen Schneidenzahl S_{stat} (Beziehung (55)) gemäß Beziehung (59)

$$L = \frac{1}{\sqrt{N_{\text{stat}}}} = \frac{1}{\sqrt{C_1 \cdot z}} \quad (59)$$

berechnet. Die Verwendung der statischen Schneidendichte N_{stat} anstelle der statischen Schneidenzahl S_{stat} bietet den Vorteil, daß die statische Schneidendichte im Unterschied zur statischen Schneidenzahl vom Tastspitzenradius des Oberflächenmeßgeräts unabhängig ist [Wern71].

Der kinematische Mindestabstand L_{grenz} von zwei aufeinander folgenden Schneiden errechnet sich nach Beziehung (56) für den Analogieprozeß zu

$$L_{\text{grenz}} = z \cdot \frac{v_s \cdot \sin(\alpha + \Theta)}{v_{ft} \cdot \sin \alpha} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{d_w}{f_r \cdot \sin^2 \alpha} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (60)$$

Durch Einsetzen der Werte für die entsprechenden kinematischen Parameter ($v_s = 1,94 \text{ m/s}$, $v_{ft} = 0,55 \text{ m/s}$, $\alpha = 30^\circ$, $\Theta = 45,7^\circ$, $f_r = 0,161 \text{ }\mu\text{m}$, $d_w = 45,2 \text{ mm}$) in Beziehung (60) sowie des Proportionalitätsfaktors $C_1 = 17.254 \text{ mm}^{-3}$ in Beziehung (59) läßt sich die dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e wie in Bild 10-3 gezeigt graphisch ermitteln.

Das Ergebnis der graphischen Ermittlung der dynamischen Ersatz-Schneideneingriffstiefe liegt mit $z_e = 0,165 \text{ }\mu\text{m}$ in der gleichen Größenordnung wie der nominell eingestellte radiale Vorschub von $f_r = 0,161 \text{ }\mu\text{m}$. Natürlich läßt sich dieses Ergebnis auch analytisch durch Gleichsetzen der Beziehungen (59) und (56) erzielen, der graphische Weg wurde hier lediglich zwecks besserer Anschaulichkeit gewählt. Die

Werkstück	: 16 MnCr 5 E, $d_w = 45,2 \text{ mm}$	Werkstückgeschwindigkeit	: $v_{ft} = 0,55 \text{ m/s}$
Kühlschmierstoff	: Honolit 4	Scheibengeschwindigkeit	: $v_s = 1,94 \text{ m/s}$
Schleifscheibe	: EWE 150/1 V2 B13	Schnittgeschwindigkeit	: $v_c = 1,6 \text{ m/s}$
Schleifzeit	: $t_c = 18 \times 26,4 \text{ s}$	radialer Vorschub	: $f_r = 0,161 \text{ } \mu\text{m}$
Schnittwinkel	: $\alpha = 30^\circ$	Vorspannzustellung	: $\Delta r = 30 \text{ } \mu\text{m}$

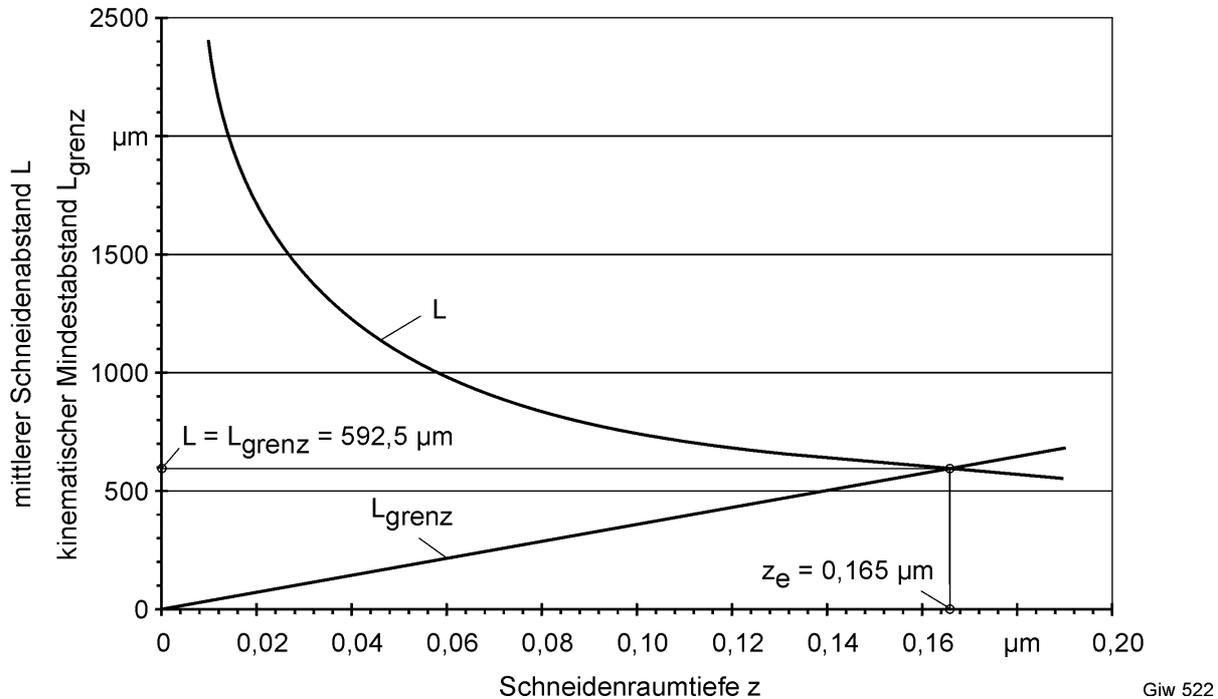


Bild 10-3: Graphische Ermittlung der dynamischen Ersatz-Schneideneingriffstiefe aus dem mittleren Schneidenabstand und dem kinematischen Mindestabstand

Funktionsgleichung für die dynamische Ersatz-Schneideneingriffstiefe z_e lautet dann abweichend von der Beziehung (57) in allgemeiner Form:

$$z_e = \left[\frac{4}{C_1} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{1}{q} \right]^{\frac{2}{3}} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{eq}} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (61)$$

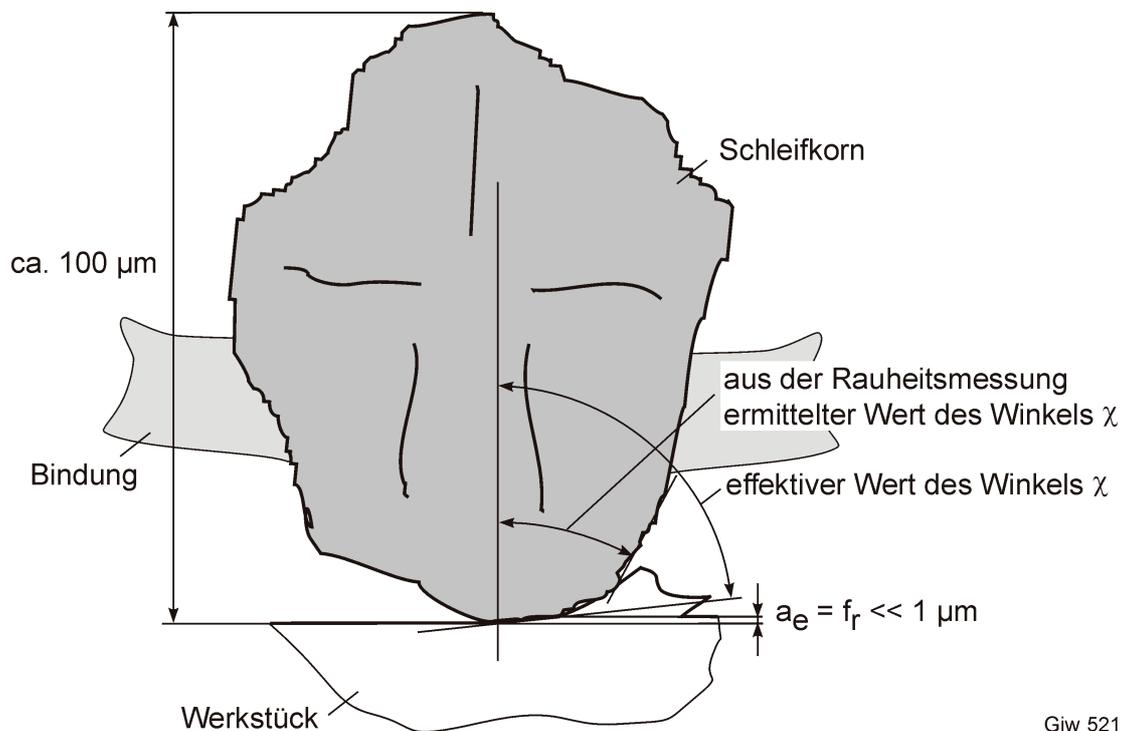
bzw. für den Spezialfall des Analogieprozesses zum Verzahnungshonen:

$$z_e = \left[\frac{4}{C_1} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot \left[\frac{v_{ft} \cdot \sin \alpha}{v_s \cdot \sin(\alpha + \theta)} \right]^{\frac{2}{3}} \cdot \left[\frac{f_r \cdot \sin^2 \alpha}{d_w} \right]^{\frac{1}{3}} \quad \text{für } \begin{cases} \alpha \neq 0 \\ \theta \neq 0 \end{cases} \quad (62)$$

Durch die Anwendung der Beziehung (58) kommt man schließlich zu einem Wert der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke von

$$\bar{h}_{cu, \max} = 0,695 \cdot z_e = 0,695 \cdot 0,165 \text{ } \mu\text{m} \approx 0,11 \text{ } \mu\text{m} \quad (63)$$

Direktes Einsetzen der genannten kinematischen Prozeßparameter sowie der Schleifscheibentopographiekenngrößen C_1 und $\tan\chi$ in die Beziehung (53) liefert dagegen mit $\bar{h}_{cu,max} = 0,97 \mu\text{m}$ (vgl. auch Tabelle 6-2) einen deutlich höheren Wert. Die Ursache für diesen Widerspruch liegt formal in der Verwendung der statischen Schneidenzahl S_{stat} (Beziehung (54)) für die Berechnung des mittleren Schneidenabstands L (Beziehung (55)), der mit in die Berechnung der dynamischen Ersatz-Schneideneingriffstiefe (Beziehung (57)) und der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke (Beziehung (52)) eingeht. Die Beziehung (55) enthält im Unterschied zur Beziehung (59) den Term $\tan\chi$, der die räumliche Ausdehnung eines Schleifkorns beschreibt. Die Schleifkorngeometrie wird hierbei stark vereinfachend mit einem spitzen Kegel beschrieben [Kass69, Wern71]. Das reale Schleifkorn weist jedoch beim Schleifen mit sehr kleinen Zustellungen von unter $1 \mu\text{m}$ eine von dieser Annahme deutlich abweichende Geometrie auf, wie in Bild 10-4 schematisch gezeigt wird.



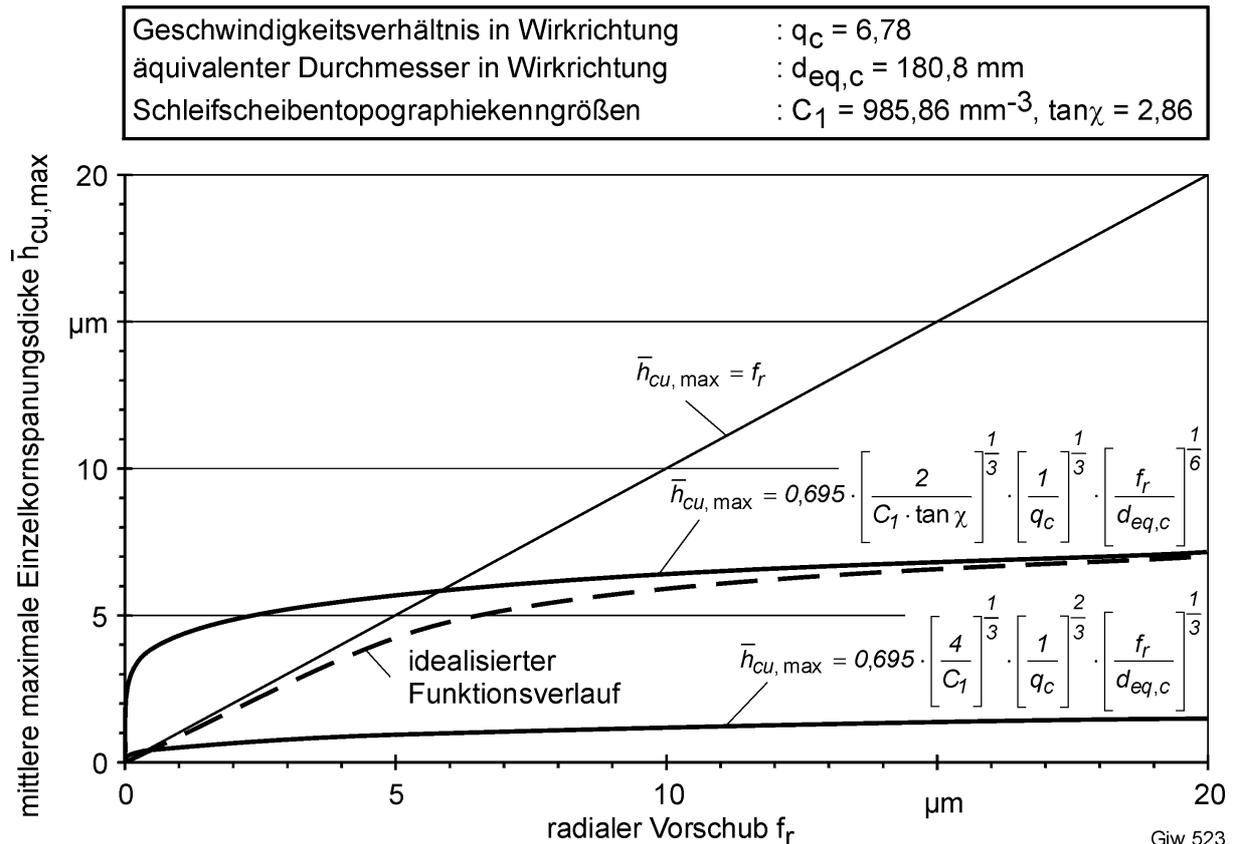
Giw 521

Bild 10-4: Schematische Darstellung des wirkamen Bereichs der Spitze eines Schleifkorns bei sehr geringen Zustellungen

Wie aus Bild 10-4 ersichtlich, ist unter diesen Bedingungen eine Beschreibung der Geometrie der wirkamen Schleifkornspitze mit dem Winkel χ , der durch die Rauheitsmessung in wesentlich größeren Tiefen ermittelt wird, nicht mehr zulässig. Bei solch kleinen Zustellungen findet die Spanbildung in Tiefenbereichen statt, die deutlich kleiner als der Verrundungsradius der Schneidkante sind, was mit einem gesonderten Korrekturfaktor für die Schleifkorngeometrie berücksichtigt werden muß. Dieser Korrekturfaktor muß offensichtlich von der Schneidenraumtiefe z abhängig sein, was beim Faktor $\tan\chi$ nicht der Fall ist. Um reale Eingriffsverhältnisse korrekt wieder-

geben zu können, muß die Schneidengeometrie idealerweise mit einer Funktion der Schneidenraumtiefe beschrieben werden, die im Unterschied zu $\tan\chi$ auch im Extremfall $\chi \rightarrow 90^\circ$ keine Unstetigkeit aufweist.

Daß in einem Funktionsansatz zur Berechnung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke bei geringen Zustellungen (radialen Vorschüben) der Winkel χ als Funktion der Schneidenraumtiefe z enthalten sein soll, zeigt eine Grenzfallbetrachtung in Bild 10-5.



Giw 523

Bild 10-5: Nach verschiedenen Modellansätzen berechneter und idealisierter Verlauf der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke als Funktion des radialen Vorschubs

Im Bild sind die Verläufe der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke als Funktion des radialen Vorschubs für die technologischen Rahmenbedingungen der Untersuchungen in Kapitel 6.1.1 dargestellt. Bei den dick eingezeichneten durchgehenden Kurven handelt es sich um Funktionsverläufe, die unter Verwendung des Referenzmodells von Kassen und Werner (Beziehung (52)) bzw. des gemäß obiger Ausführungen modifizierten Modells (Beziehungen (58) und (61)) ermittelt worden sind. Die dünne durchgehende Linie stellt mit $\bar{h}_{cu,max} = f_r$ den oberen Grenzwert der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke dar. Die gestrichelte dicke Linie deutet einen idealisierten Ansatz für den Funktionsverlauf an, der die veränderliche Geometrie der Schneidenspitze im Bereich des Verrundungsradius berücksichtigen soll. Offensichtlich hat die Vernachlässigung der Schneidengeometrie zur Folge, daß die

berechneten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte zu gering ausfallen (untere Kurve für das modifizierte Modell). Die Annahme eines spitzen Kegels für die Schneidengeometrie im ursprünglichen Modell von Kassen und Werner führt mit $\bar{h}_{cu,max} \gg f_r$ bei Werten des radialen Vorschubs unterhalb von ca. 6 μm ebenfalls zu einem unrealistischen Ergebnis. Ein ideal gelegter Funktionsansatz soll vermutlich im unteren Bereich der radialen Vorschübe vom modifizierten Modell und im Bereich der Vorschübe konventioneller Schleifprozesse ($f_r \gg 10 \mu\text{m}$) vom Originalmodell begrenzt sein.

Die oberen Ausführungen haben deutlich dargelegt, daß die Anwendung des Geometriefaktors $\tan\chi$ bei sehr kleinen Vorschüben zu unrealistisch hohen absoluten Werten der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke führt. Ungeachtet dieser Tatsache beschreibt die Beziehung (52) die tendenziellen Veränderungen der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke abhängig von der Prozeßkinematik bzw. der Schneidenverteilung im peripheren Schneidenraum der Schleifscheibe weiterhin richtig. Dies soll nachfolgend erläutert werden.

Der wichtigste Parameter zur Beschreibung der Schneidenverteilung, die statische Schneidendichte N_{stat} , ist vom Geometriefaktor $\tan\chi$ unabhängig, was auch durch Einsetzen der Beziehung (54) in die Beziehung (46) deutlich wird. Somit gelten die berechneten Werte für die statische Schneidendichte unterschiedlicher Schleifscheiben trotz der eingeschränkten Gültigkeit des Schneidenformfaktors $\tan\chi$. Der Einfluß der schleifscheibenspezifischen Schneidenverteilung auf die mittlere maximale Einzelkornspannungsdicke wird daher mit der Beziehung (52) unverfälscht wiedergegeben.

Die Variation der Prozeßkinematik beschränkte sich im Rahmen dieser Arbeit auf Variation der Schnittgeschwindigkeit und des Werkstückdurchmessers bei diskreten konstant gehaltenen Werten der äquivalenten Spannungsdicke für ein gegebenes Schleifwerkzeug. Da das Geschwindigkeitsverhältnis in Wirkrichtung q_c stets unverändert blieb, war eine Veränderung der mittleren maximalen Einzelkornspannungsdicke nach Beziehung (52) nur bei Veränderung der äquivalenten Spannungsdicke durch den radialen Vorschub bzw. bei Variation des Werkstückdurchmessers zu erwarten. Die bei solchen Variationen festgestellten Änderungen der Schleifkräfte oder des effektiven Zerspanvolumens standen immer im Einklang mit den in der Schleiftechnik allgemein bekannten technologischen Zusammenhängen. Beispielsweise führten höhere Vorschübe unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit zu höheren Schleifnormalkräften, was nach dem heutigen Stand der Kenntnisse auf höhere Einzelkornspannungsdicken zurückzuführen ist [Köni89, Töns95]. Das verwendete Topographiemodell von Kassen und Werner [Kass69, Wern71] lieferte dazu tendenziell die gleichen Aussagen, nur die absoluten $\bar{h}_{cu,max}$ -Werte waren aufgrund der oben aufgeführten Erläuterungen zu hoch. Hieraus kann lediglich rückgefolgt werden,

daß das Modell unter den gewählten Versuchsbedingungen eine eingeschränkte Gültigkeit besitzt.

Die nach den Beziehungen (50) und (51) berechneten Werte für die dynamische Schneidenzahl N_{dyn} und die Anzahl der aktiven Schneiden in der Kontaktzone N_{akt} enthalten auch den Schneidenformfaktor $\tan\chi$. Die absoluten N_{dyn} - und N_{akt} -Werte werden dadurch verfälscht, jedoch in einem wesentlich geringeren Maße als die $\bar{h}_{\text{cu,max}}$ -Werte. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die vom Schneidenformfaktor unabhängige Konstante C_1 das Berechnungsergebnis wesentlich stärker beeinflusst als der $\tan\chi$ -Faktor. Die realen Werte für dynamische Schneidenzahlen müssen etwas unter den Berechneten liegen.

Trotz der aufgezeigten eingeschränkten Gültigkeit des verwendeten Modells wurde auf seine Anwendung in der ursprünglichen Form bewußt nicht verzichtet. Der Schwerpunkt der hier durchgeführten Untersuchungen lag schließlich in der Beschreibung von tendenziellen Zusammenhängen, die mit dem Modell insbesondere im Hinblick auf niedrige Schnittgeschwindigkeiten korrekt wiedergegeben wurden.