

Strategien zum Außenrundlängsschleifen schlanker Werkstücke

Von der Fakultät für Maschinenwesen der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTOR-INGENIEURS
genehmigte Dissertation

von
Diplom-Ingenieur Rudolf Christian **Ulrich** Wünsche
aus Duisburg

Referent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. W. König
Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. W. Pleßmann

Tag der mündlichen Prüfung: 23. März 1992

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre (WZL) der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.

Für seine stets wohlwollende konzentrierte Unterstützung und Förderung meiner Arbeit danke ich Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. W. König, Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren am WZL, herzlich. Für die Übernahme des Korreferates und seine Anregungen gilt mein Dank Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. K. W. Pleßmann, Leiter des Lehr- und Forschungsgebiets Verfahren der Prozeßdatenverarbeitung und Prozeßführung.

Der konstruktive Dialog mit meinen Kollegen am WZL hat mir fachlich und menschlich immer sehr viel bedeutet. Unmittelbare Unterstützung bei der Erzeugung dieser Dissertation haben die Herren Dipl.-Ing. G. Osterhaus, Dipl.-Ing. C. Treffert, Dr.-Ing. J. Fromlowitz, A. Floß sowie meine unermüdlichen Ex-Hiwis Dipl.-Ing. R. Falatoonzadeh, Dipl.-Ing. M. Weil und Dipl.-Ing. W. Rohr geleistet.

Meine Freude über den Abschluß dieses Werkes teile ich mit meinen Eltern, die meinen beruflichen Werdegang ermöglicht haben, und meiner Frau Susanne, deren Anteil hier nicht in Worte zu fassen ist.

Aachen, im März 1992

Ulrich Wünsche

Inhaltsverzeichnis

0	Formelzeichen und Abkürzungen	III
1	Einleitung	1
2	Stand der Erkenntnisse beim Außenrundlängsschleifen	3
2.1	Verfahrensvarianten	3
2.2	Setzstockeinsatz	10
2.3	Steifigkeitsanalyse und Simulation	14
2.4	Problemereich Oberflächenmarkierungen	19
3	Aufgabenstellung und Zielsetzung	23
4	Numerische Simulation des Werkstoffabtrags	26
4.1	Berücksichtigte Einflußgrößen und Systemaufbau	27
4.1.1	Einflußgrößen	27
4.1.2	Systemaufbau	32
4.2	Simulationsläufe zur Vertiefung des Prozeßverständnisses .	38
5	Analyse des Nachgiebigkeitsverhaltens schlanker Wellen als Voraussetzung eines stationären Prozeßverlaufs	47
5.1	Analyseverfahren	47
5.1.1	Analytische Vorgehensweise	49
5.1.2	Methode von Castigliano	54
5.1.3	Methode der Finiten Elemente FEM	57
5.2	Verformung ohne Setzstockeinsatz	61
5.2.1	Analyse des Verformungsverhaltens	62
5.2.2	Einflußmöglichkeiten	69
5.3	Kompensationsstrategie für den Setzstockeinsatz gegenüber dem Werkstück	74

5.3.1	Mathematische Beschreibung	75
5.3.2	Auswirkungen	78
5.3.3	Praktische Anwendbarkeit	79
6	Oberflächenbeschaffenheit im nunmehr stationären Längs- schleifprozeß	82
6.1	Rauheit	82
6.1.1	Scheibengeometrie	82
6.1.2	Einflüsse der Stellgrößen	83
6.2	Oberflächenmarkierungen	88
6.2.1	Beschreibung des Phänomens	88
6.2.2	Periodische Drehzahlvariation	95
7	Prozeßgestaltung beim NC-Schälschleifen mit Setzstock gegenüber dem Werkzeug	97
7.1	Optimale Setzstockanordnung	97
7.2	Auslegung der stationären Prozeßphase	101
7.3	Gestaltung von Anschnitt- und Auslaufphase	108
8	Zusammenfassung	112
9	Literatur	115

0 Formelzeichen und Abkürzungen

Große Buchstaben

A	mm^2	Querschnittsfläche
A	mm	Lünettenzustellposition
A_B	mm^2	Oberfläche der Zentrierbohrung
C	N^{-1}	Konstante der Nachgiebigkeitskurve
D	mmN^{-1}	Konstante der Nachgiebigkeitskurve
D_{min}	mm	minimaler Abstand optischer Markierungen
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul
$E_4, \dots, E_7$	–	Exponenten der Schnittkraft- und der Verschleißgrößengleichung
F	N	Kraft
$\vec{F}$	N	Kraftvektor
FEM		Methode der Finiten Elemente
$\vec{F}_i$	N	Kraftvektor der i-ten Iteration
F_n	N/mm	Normalkraft
F'_n	N/mm	bezogene Normalkraft
G	–	Abtragverhältnis
G	N/mm^2	Schubmodul
G^*	–	momentanes Abtragverhältnis
I_{ax}	mm^4	Axiales Trägheitsmoment
IGP		Intermittent Grinding Phänomenon
$\mathbf{K}$	N/mm	Steifigkeitsmatrix
$K_1, \dots, K_4$	–	Koeffizienten der Schnittkraftgrößengleichung
L	mm	Abstand zweier Markierungsspuren
M_b	Nmm	Biegemoment
M_x	mm	Abstand von Schleifscheiben- und Werkstückachse
P	–	Konstante der Nachgiebigkeitskurve
Q	–	Konstante der Nachgiebigkeitskurve
Q'_w	$mm^3/(mm\,s)$	bezogenes Zeitspannungsvolumen
$Q'_{w\,grenz}$	$mm^3/(mm\,s)$	bezogenes Grenzzeitpannungsvolumen
$\mathbf{R}$	–	Rechtsdreiecksmatrix
R_a	μm	arithmetischer Mittenrauhwert
$R_{p0,2}$	N/mm^2	Dehngrenze
R_t	μm	Rauhtiefe

IV

R_z	μm	gemittelte Rauhtiefe
S	—	Sicherheitsfaktor
S	N	Querkraft
$\vec{S}$	—	Kraft- und Momentenvektor
T	$\mu m/N$	Nachgiebigkeitsdifferenz
T_{af}	s	Totzeit durch Längsvorschub
U	—	Überschliffzahl
U_d	—	Abrichtüberdeckungsgrad
U_{dk}	—	Abrichtüberdeckungsgrad im konischen Werkzeugteil
U_{dz}	—	Abrichtüberdeckungsgrad im zylindrischen Werkzeugteil
V'_s	mm^3/mm	bezogenes Scheibenverschleißvolumen
V'_w	mm^3/mm	bezogenes Zerspanvolumen
W	mm	Durchbiegung
X	mm	Zustellposition des Spindelstocks

Kleine Buchstaben

a	mm	Axialposition der Krafteinleitung
a_e	mm	Arbeitseingriff
$\dot{a}_e$	mm/s	Zeitliche Änderung des Arbeitseingriffs
a_{e0}	mm	Arbeitseingriff zum Zeitpunkt Null
a_f	mm	Axialer Arbeitseingriff
a_{opt}	mm	Axialposition der minimalen Durchbiegung
b	mm	Axialposition der Krafteinleitung
b_s	mm	Schleifscheibenbreite
$b_{s,eff}$	mm	effektive Schleifscheibenbreite
b_{sk}	mm	konische Schleifscheibenbreite
b_{sz}	mm	zylindrische Schleifscheibenbreite
c		Index Cutting, Bearbeitungsstelle
c_w	—	Verschleißwiderstand
d	mm	Durchmesser
d_s	mm	Schleifscheibendurchmesser
d_w	mm	Werkstückdurchmesser
f		Knotennummer der Krafteinwirkung

f_k	μm	Kreisformfehler
f_m	μm	Maßfehler
f_z	μm	Zylinderformfehler
g	mm	Koordinate in Werkstückaxialrichtung
h	mm	Koordinate in Werkstückumfangsrichtung
i		Laufindex
k	N/mm	Spitzensteifigkeit
k_1	N/mm	Steifigkeit der linken Spitze
k_2	N/mm	Steifigkeit der rechten Spitze
k_b	N/mm	Rechnerische Steifigkeit der Zentrierbohrung
k_{ein}	N/mm	Rechnerische Einspannsteifigkeit
k_l	N/mm	Steifigkeit der Lünette
k_{opt}	N/mm	Optimale Einspannsteifigkeit
k_{sp}	N/mm	Rechnerische Steifigkeit der Zentrierspitze
l	mm	Werkstücklänge
l		Index Lünette
l_c	mm	Bearbeitungslänge
n		Anzahl der zylindrischen Werkstückelemente
n_s	s^{-1}	Schleifscheibendrehzahl
n_w	s^{-1}	Werkstückwellendrehzahl
q	—	Drehzahlverhältnis
r_s	mm	Schleifscheibenradius
$\dot{r}_s$	mm/s	Schleifscheibenradiusverschleißgeschwindigkeit
r_w	mm	Werkstückradius
s	mm	Verlagerung infolge der Kraftrückführung
s		Index Spitzen
t	s	Zeitpunkt
t_c	s	Bearbeitungszeit
u	mm	Verschiebung
$\vec{u}$	mm	Verschiebungsvektor
v_c	m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_{fa}	mm/s	Axiale Vorschubgeschwindigkeit
v_w	m/min	Werkstückumfangsgeschwindigkeit
w	mm/N	Nachgiebigkeit
w'	$mm/(Nmm)$	Erste Ableitung der Nachgiebigkeit
w''	$mm/(Nmm^2)$	Zweite Ableitung der Nachgiebigkeit
w_1	mm/N	Nachgiebigkeit infolge der Einspannung

VI

w_2	mm/N	Nachgiebigkeit infolge der Werkstückverformung
w_{s1}	mm/N	Nachgiebigkeit infolge der linken Einspannung
w_{s2}	mm/N	Nachgiebigkeit infolge der rechten Einspannung
ws		Index Werkstück
x	mm	Axialposition der Verformungsmessung
$\vec{y}$	—	Hilfsvektor
z	mm	Schleifaufmaß

Griechische Buchstaben

Δd_s	mm	Werkstückdurchmesserabnahme
Δd_w	mm	Schleifscheibendurchmesserverschleiß
Δg	mm	Markierungsabstand in Axialrichtung
Δh	mm	Markierungsabstand in Umfangsrichtung
Δr_s	mm	Schleifscheibenradiusverschleiß
Δr_w	mm	Radiusabnahme des Werkstücks
α	rad	Scheibenschrägungswinkel
γ	—	Gedächtnisfaktor der Iterationsfunktion
μ	—	Querkontraktionszahl
ϕ	—	Schubeinfluß
ϕ_s	—	Verschleißverhältnis
ϕ_s^*	—	Momentanes Verschleißverhältnis
φ	rad	Optischer Markierungswinkel
κ		Indikator vor/nach vollständiger Umdrehung
λ		Anzahl vollständiger Werkstückumdrehungen

1 Einleitung

An Werkstücke, deren Bearbeitung durch Außenrundscheifen zwischen Spitzen erfolgt, werden hohe Anforderungen hinsichtlich der Formgenauigkeit und der Oberflächengüte gestellt. Die Bearbeitung zwischen Spitzen ist dann gerechtfertigt, wenn geringe Stückzahlen oder geometrische Restriktionen eine Spitzenlosbearbeitung unwirtschaftlich erscheinen lassen. Die Verfahrenskinematik des Längsschleifens ist dann erforderlich, wenn die Breite der Bearbeitungsstelle größer als die Schleifscheibenbreite ist.

Längsgeschliffene Werkstücke finden sich in Druckmaschinen beispielsweise als Farbverteilwalzen, die über ihrer gesamten Oberfläche ein gleichmäßiges Schliffbild bei engen Formtoleranzen aufweisen müssen. Hydraulikzylinder werden ebenso mit diesem Verfahren bearbeitet wie Walzen zur Erzeugung von dünnen Blechen oder Folien.

Häufig erfordert die Schleifbearbeitung sehr schlanker Bauteile eine gezielte Kontrolle ihrer Nachgiebigkeit zur Kompensation der Verformung infolge der Bearbeitungskräfte. Die Maschineneinrichtung und Bedienung mit zahlreichen in der Regel handgeführten Setzstöcken [1, 2] ist in erheblichem Maße abhängig von der Erfahrung des Maschinenbedieners.

Um ein reproduzierbares Schleifergebnis zu erzielen, ist es unabdingbar, in jeder Phase der Bearbeitung eine parallele Führung von Werkzeug und Werkstück zu gewährleisten. Nur dann ist es möglich, die erzielte Oberflächenqualität des Werkstücks sicher vorherzusagen.

Nicht zuletzt betragen die Schleifzeiten bei diesem Endbearbeitungsverfahren einige Minuten bis hin zu Stunden [3, 4]. In Verbindung mit der empirischen Vorgehensweise bei der Prozeßauslegung ist die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens nicht abgesichert zu beurteilen. Demzufolge liegt gerade hier ein enormes Potential hinsichtlich Zeit- und Kosteneinsparung [5].

Martin [6] unterstrich aus dieser Situation heraus bereits 1978 die Notwendigkeit, im Bereich der Feinbearbeitungsverfahren Grundlagenuntersuchungen durchzuführen. Dazu stellte Hennig [7] 1990 fest, daß insbesondere bei der Erzeugung von Rauhtiefen $R_z < 2 \mu\text{m}$ noch erhebliche Wissensdefizite bestehen.

Speziell für das Längsschleifen beschreibt Frost die Situation wie folgt [8]. Im Gegensatz zu den anderen Schleifprozessen existieren nur sehr wenige Grundlagenuntersuchungen zum Außenrundlängsschleifen. Dies ist umso erstaunlicher, als bekannt ist, wie groß die Schwierigkeiten bei der Herstellung von Walzen sind und in welchem Maße die Qualität des gewalzten Produktes von diesem Schleifprozeß abhängt.

Auf der anderen Seite sind die Fähigkeiten moderner Werkzeugmaschinensteuerungen in den letzten Jahren kontinuierlich angewachsen [9, 10]. Die Flexibilität heutiger schleifspezifischer NC-Steuerungen ermöglicht ein Abrichten anforderungsgerechter Werkzeugkonturen und -topographien.

Der interpolierende Bahnbetrieb kann genutzt werden, um Zustellbewegungen von Setzstock und Schleifscheibe zur Minimierung des Formfehlers beliebig zu kombinieren. Neue ergonomische Benutzeroberflächen dienen der anwendertransparenten Implementation auch komplexer Bearbeitungsstrategien [11].

Es liegt somit nahe, das in der jüngsten Vergangenheit erwachsene Potential einzusetzen, um die für das Längsschleifen zwischen Spitzen bestehenden Probleme anzugehen. Wesentliche Aufgaben auf diesem Weg sind die Förderung des Kenntnisstandes der inneren Vorgänge im komplexen Prozeß und die Entwicklung von Strategien zur Minimierung des Formfehlers. Die Weiterentwicklung der bestehenden Verfahrensvarianten verlangt ebenfalls zentrales Augenmerk.

Die entwickelten Forschungsergebnisse müssen die praktische Anwendbarkeit als wichtiges Kriterium berücksichtigen [11]. Die Akzeptanz in der Industrie und damit die Weiterentwicklung der Schleifprozeßtechnik hängt in hohem Maße von der Vermittlung der Praxisrelevanz und der Grenzen der vorgestellten Strategien ab.

2 Stand der Erkenntnisse beim Außenrundlängsschleifen

2.1 Verfahrensvarianten

In aller Regel werden in der industriellen Praxis [12] schlanke rotationssymmetrische Werkstücke mit hohen Qualitätsanforderungen bei geringen Losgrößen durch Schleifen zwischen Spitzen bearbeitet. Ist eine Bearbeitungsstelle breiter als die Schleifscheibe, so ist auf eine der drei grundsätzlichen Varianten

- Mehrfacheinstechschleifen,
- Längspendelschleifen oder
- Schälschleifen

zurückzugreifen, **Bild 2-1**.

Beim *Mehrfacheinstechen* wird die Zylindermantelfläche des Werkstücks in mehrere einander überlappende Bearbeitungsstellen aufgeteilt, von denen jede etwa die Breite der Schleifscheibe besitzt. Jede dieser Stellen wird durch einen eigenen Einstechprozeß geschliffen.

Im Vergleich zum Pendelschliff ist der Bearbeitungsverlauf erheblich komplexer, so daß dieses Verfahren erst mit dem Aufkommen der NC-Schleiftechnik sinnvoll eingesetzt werden konnte [13, 14, 15, 16].

Vorteilig auf die Prozeßbeherrschung wirken sich die allgemein erforschten Zusammenhänge zwischen Stellgrößen und Arbeitsergebnis aus [17, 18, 11, 19]. Die erzielbare Abtragleistung mit diesem Verfahren ist hoch, da mit der gesamten Schleifscheibenbreite das maximale Zeitspannungsvolumen realisiert wird. Damit ist auch der Schleifscheibenverschleiß auf der gesamten Scheibenbreite in etwa gleich [20].

Allerdings birgt das schrittweise Abarbeiten der Schleifbreite einige prinzipielle Nachteile in sich [21, 16]. Zum einen muß für jeden einzelnen Einstechvorgang die Schleifscheibe erneut axial positioniert werden. Aufgrund der Tatsache, daß bei jedem Hub das mechanische System durch die Schleifkräfte ver- und zur Erzielung hoher Qualitätsanforderungen

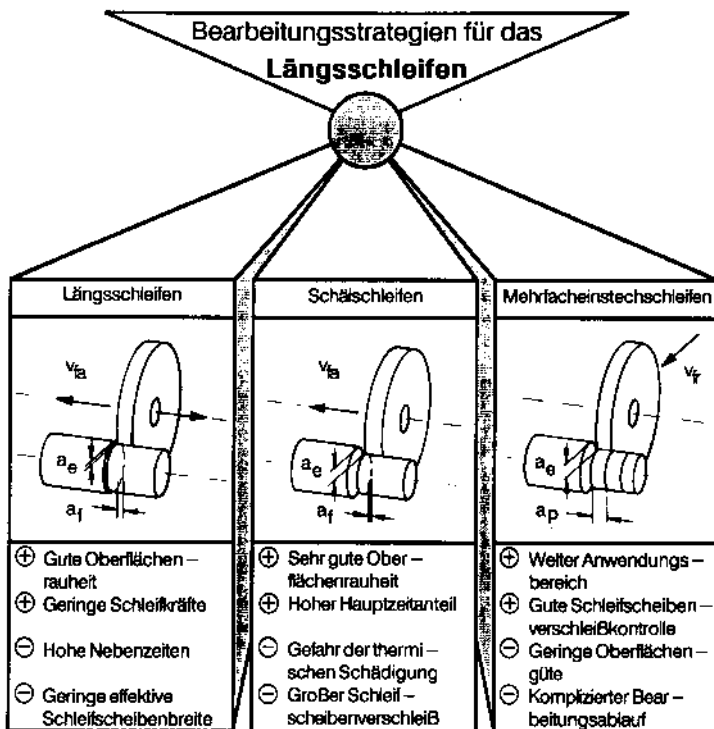


Abbildung 2-1: Prozeßführungsstrategien zur Bearbeitung langer zylindrischer Werkstücke

wieder entspannt werden muß [18, 11], entstehen zusätzliche Haupt- und Nebenzeitanteile. Trotzdem sind an den Übergängen der Einstiche Qualitätseinbußen nicht zu vermeiden.

Deshalb wird dem eigentlichen Einstechschleifen mindestens ein Längsschleifhub nachgeschaltet, um eine gleichmäßige Werkstücktopographie zu erzeugen [21, 15, 16, 22].

Weiterhin ist festzustellen, daß die erreichbare Oberflächenqualität beim Einstechschleifen prinzipiell schlechter ist als beim Längsschleifen [5, 23].

Grund dafür ist, daß die Überschliffzahl beim Einstechschleifen immer Eins ist, während der oberflächeneinebnende Effekt hoher Überschliffzahlen nur beim Längsschleifen genutzt werden kann [20, 8].

Da weiter die gesamte Werkzeugbreite sowohl zum Schrappen als auch zum Schlichten eingesetzt wird, kann sich keine Scheibentopographie einstellen, die einer geringeren Zerspanleistung und damit niedrigeren Rauheiten entspräche [5, 23]. Zur Erzielung höherer Oberflächenqualitäten bei einem gleichmäßigen Schliffbild ist hier ein abschließender Längshub anzuwenden, der die Hauptzeit deutlich verlängert.

Der Vorteil, die Zerspanleistung auf die gesamte Werkzeugbreite verteilen zu können, führt allerdings auch zu hohen Schleifkräften. Damit verbunden ist wiederum eine Verschlechterung der Kreisform- und Zylinderfehler [11]. Dieser Effekt läßt sich nur dann verhindern, wenn die Systemverspannung und damit das Steifigkeitsverhalten kontrolliert wird.

In Verbindung mit der vollständigen Überdeckung besteht hier eine gegenüber dem Längsschleifen erhöhte Gefahr für regeneratives Rattern [24, 25, 26], wodurch sowohl maximale Zerspankräfte als auch die Werkzeugstandzeiten begrenzt sind.

Ähnlich den Strategien Pendelschleifen und Tiefschleifen bei der Planbearbeitung [27] lassen sich die Varianten Längspendelschleifen [28] mit geringer Zustellung a_e und hoher axialer Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} sowie Schältschleifen mit hoher Zustellung bei geringem Axialvorschub unterscheiden.

Das *Längspendelschleifen* [21, 29, 30, 20, 31] wird traditionell auf konventionellen Schleifmaschinen eingesetzt, wobei zur Zerspanung in jedem Hub achsparallel verfahren und an den Werkstückenden radial zugestellt wird.

In der Regel wird bei diesem Verfahren zunächst ein Schrappvorgang durchgeführt, der einen möglichst großen Materialabtrag bewirken soll. Infolge der damit verbundenen hohen Zerspankräfte entstehen hier ohne weitere Gegenmaßnahmen verfahrenstypische Formfehler, die durch den Schlichtvorgang abgebaut werden.

Bei schlanken Wellen wird gegenüber dem Werkstück die Schleifkraft durch einen oder mehrere Setzstöcke [1, 2] unterstützt, die, heute von Hand nachgestellt, einen minimalen Zylinderformfehler gewährleisten sol-

len.

Die einfache Prozeßkinematik hat zu einer weiten Verbreitung dieses Verfahrens geführt. Die Hauptzerspanarbeit wird allerdings im Gegensatz zum Einstechschleifen nur mit einem Teil der Schleifscheibenbreite, der im Neuzustand [20] dem Längsvorschub pro Umdrehung a_f entspricht, geleistet.

Deshalb kann sich im nahezu stationären Betrieb ein Gleichgewicht zwischen Zerspanleistung und Schleifscheibentopographie einstellen, das eine hohe Schneidfähigkeit der abtragenden Primärzone und das Potential zu hohen Oberflächengüten im nachfolgenden ausfunktenden Teil der Werkzeugoberfläche gewährleistet.

Nachteilig wirkt sich allerdings das bis heute nur modellhaft vereinfacht beschriebene Verschleißverhalten des Werkzeugs aus [32, 20, 23, 33, 34]. Durch den axialen Verschleißfortschritt nimmt die Ausfunktbreite ab, was eine Verschlechterung der Oberflächenqualität zur Folge hat. Wenn der Verschleiß die hintere Schleifscheibenkante erreicht, kann das Fertigmaß nicht mehr erreicht werden.

Die dritte Variante, das *Schülschleifen*, sieht den Abtrag des gesamten Schleifaufmaßes in einem oder wenigen Hüten vor [23, 32, 20, 35]. Dementsprechend muß der axiale Vorschub gering gehalten werden, um zu hohe Zeitspannungsvolumina auszuschließen. Bei zylindrischen Schleifscheiben wird die Hauptzerspanarbeit wiederum nur von einem dem Längsvorschub entsprechenden Teil geleistet.

Allerdings ist die Überschliffzahl U des ausfunktenden Schleifscheibenteils höher als beim Pendelschleifen, wodurch sich extrem gute Oberflächenrauheiten erzielen lassen. Hennig [5] berichtet von Rauhtiefen $R_t=0,5\text{ }\mu\text{m}$, die mit Schleifscheiben der Körnung 80 erreicht werden.

Dadurch, daß in der Regel nur ein Schleifhub durchgeführt wird, entfallen die beim Pendelschleifen zahlreichen Überlauf- und Umsteuervorgänge.

Dem Nachteil der sehr kurzen Primärzone beim Pendelschleifen mit der Breite a_f läßt sich dadurch begegnen [20, 5], daß das Schleifaufmaß auf mehrere Werkstückumdrehungen verteilt wird, **Bild 2-2**. Auf diese Weise läßt sich der Verschleiß insofern kontrollieren, als er über der gesamten konischen Werkzeugbreite konstant ist.

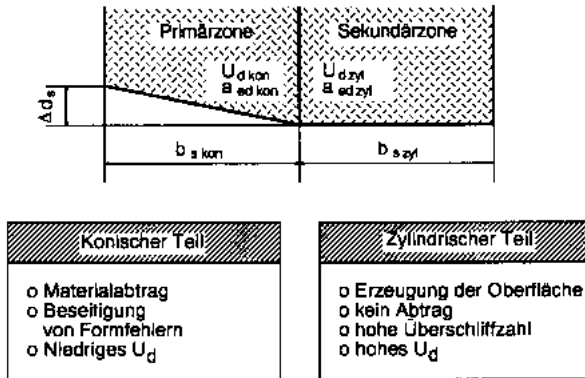


Abbildung 2-2: Beim Schälenschleifen ermöglicht konisches Abrichten eine bessere Anpassung des Werkzeugs an die Zerspanaufgabe

Da jeder Überschliff der Primärzone nur ein geringes Aufmaß zerspannt, ist nur mit einem langsamen Vordringen des Verschleißes in die Ausfunktzone zu rechnen [20]. Durch gezieltes Abrichten kann die Schleifscheibentopographie so gestaltet werden, daß die Primärzone eine hohe Schneidfähigkeit durch großen Spanraum erhält. Durch einen hohen Abbrichtüberdeckungsgrad kann die Sekundärzone hohe Oberflächengüten erzielen [32, 23].

Zur Auslegung sowohl der Werkzeuggeometrie als auch der Prozeßstellgrößen im Schälenschleifprozeß existieren bisher ausschließlich empirische Aussagen, die einander zum Teil widersprechen. Eine fundierte wissenschaftliche Bewertung des Verfahrens steht bisher aus, wie die folgenden Abschnitte zeigen.

Bereits vor fünfzig Jahren war das Verfahren Schälenschleifen mit teilweise schräg abgerichteter Schleifscheibe grundsätzlich bekannt [36]. Allerdings gibt die Quelle an, daß sich dieses Verfahren besonders für kurze Werkstücke eignet. Als Grund werden die höheren Schleifkräfte genannt, die durch eine Verteilung der Zerspanleistung auf einen im Vergleich zum

Längspendelschleifen größeren Anteil der Werkzeugbreite entstehen.

Für die Geometrie der Schräge wird angegeben, es sei gut, wenn diese eine Breite von etwa 8 mm bei einer Tiefe von 0,8 mm aufweise, das entspricht einem Winkel von 11° . Die vorgeschlagenen Daten entsprechen dem Charakter des Buches als Praxisanleitung, ohne gezielte Hinweise auf komplexe technologische Zusammenhänge anbieten zu können.

Bunge [21] und Sladek [37] erwähnen, daß beim Schälschleifen durch kegeliges Abrichten hohe Werkstückqualitäten erzielbar sind. Die Neigung des Schrägungswinkels hängt nach diesen Quellen von der Schnitttiefe, der Schleifkörperbreite und den Schleifkörpereigenschaften ab und sollte etwa $1,5^{\circ}$ betragen.

Verkerk weist in [20] ebenfalls auf die Möglichkeit des Schälschliffs hin, indem er schreibt: “Der Längsschleifprozeß ist schwer zu kontrollieren, aber durch das Abrichten einer Fase an die Scheibenoberfläche wird die Zustellung besser über die Scheibenbreite verteilt, so daß der Verschleiß kontrollierbar wird. Nachteile dieser Strategie sind die relativ hohen Schleifkräfte, die zu Formfehlern durch elastische Verformung von Schleifscheibe und Werkstück führen. Diese Strategie sollte weiter verfolgt werden, da sie die Wirtschaftlichkeit des Schleifprozesses steigern wird.“

Hier wird das Potential dieses Verfahrens deutlich herausgestrichen, gleichzeitig erfolgt die Anregung, das Hauptproblem, nämlich das komplexe Nachgiebigkeitsverhalten an der sich über das Werkstück bewegenden Zerspanstelle, zu analysieren und nach Möglichkeit zu kompensieren.

Saljé [38] und Frost [8] geben an, daß bei jedem Längsschleifverfahren die Überschliffzahl in jeder Zone ganzzahlig sein sollte, damit sich über der Werkstücklänge eine gleichmäßige Rauheit bei geringem Kreisformfehler ausbildet. Nakajima et al [23] fordern eine Mindestüberschliffzahl von 4, ein Zahlenwert, der durchaus noch im Bereich des Pendelschleifens liegt, wo Werte zwischen 2 [39] und 5 [22] üblich sind. In [22] findet sich eine Empfehlung von Überschliffzahlen bis zu 50.

Die Auseinandersetzung mit der Thematik des Schälschleifens bei Maschinenherstellern hat weiterhin ihren Niederschlag in zwei Patentanmeldungen gefunden.

Ein bereits erteiltes Patent beschreibt ein Verfahren mit Vorrichtung zum Außenrunds Schleifen von Werkstücken, insbesondere Schäl Schleifen [40]. Hier wird eine über ihrer größten axialen Erstreckung zylindrische Schleifscheibe eingesetzt, die an beiden Enden mit einem Winkel von weniger als $0,5^0$ konisch abgerichtet wird.

Beim Längsschleifen wird je nach Bearbeitungsrichtung die Scheibe um den Winkel der Fase geneigt, so daß der zylindrische Teil den Werkstoffabtrag gewährleistet, während die dem Vorschub abgewandte Fase in etwa parallel zur Werkstückachse geführt wird und damit die Qualität der erzeugten Oberfläche prägt.

Einstechoperationen sind mit dem zylindrischen Schleifscheibenteil ebenso durchführbar wie Schlicht- oder Ausfunktübe mit großen Überschliffzahlen zur Erzeugung hoher Oberflächengüten.

Die Notwendigkeit eines schwenkbaren Schleifspindelstockes führt zu einem erhöhten maschinenseitigen Aufwand, der die Wirtschaftlichkeit dieser Lösung erschwert. Auf diese zusätzliche Ausrüstung kann jedoch ohne weiteres verzichtet werden, wenn die Nebenzeit, die zum Schwenken des Werkzeugs benötigt wird, für die Positionierung an die Ausgangsposition eines weiteren Hubes in gleicher Bearbeitungsrichtung genutzt würde.

Das beidseitige Anfasen des Werkzeuges hat gegenüber der einseitigen Lösung den Nachteil, daß die im Schleifprozeß wirksame Werkzeugbreite stärker vermindert wird. Die Folge sind Einbußen entweder hinsichtlich der Zerspanleistung oder der Oberflächenqualität.

Eine andere Offenlegungsschrift hat ein Verfahren zum Runds Schleifen zum Gegenstand [41]. In diesem Fall ist die Schleifscheibe über ihre größte axiale Erstreckung abgeschrägt, so daß der Anteil der zylindrischen Schleifbreite an der gesamten Schleifbreite etwa $1/5$ bis $1/30$ beträgt. Der Winkel der Fase ist kleiner als $0,6^0$. Die Verfahrenskinetik sieht vor, daß die Schleifscheibe bis auf das zu erreichende Endmaß in das Werkstück einsticht und anschließend mit dem gleichen effektiven Zeitspannungsvolumen längs über das Werkstück verfährt.

In dieser Offenlegungsschrift sind die Verfahrensparameter sehr genau abgegrenzt. Trotzdem werden weder in dieser Schrift noch in anderen Quellen technologische Begründungen angegeben, warum gerade diese geometrischen Bedingungen zu einem vorteilhaften Verlauf von Schleif-

prozessen führen sollen.

Es wird deutlich, daß bereits in mehreren Publikationen mögliche Potentiale des Außenrund-Schälschleifens mit teilweise schräg abgerichteter Schleifscheibe erkannt werden. Der Vorteil der Vor- und Fertigbearbeitung in einem Hub sowie die aufgabenspezifische Unterteilung der Werkzeugzonen werden bis heute jedoch nicht wissenschaftlich fundiert genutzt.

2.2 Setzstockeinsatz

Überschreitet der Schlankheitsgrad eines zu bearbeitenden Werkstücks einen bestimmten Wert, so ist es nicht mehr allein zwischen den Spitzen gelagert schleifbar. Trotz des relativ hohen Einrichteaufwandes [30] kann es deshalb erforderlich sein, auch kleine Stückzahlen spitzenlos zu bearbeiten.

Die Steifigkeit an der Schleifstelle und damit die Kontursicherheit läßt sich durch den Einsatz eines oder mehrerer Setzstöcke jedoch wieder so weit steigern, daß die Bearbeitung zwischen Spitzen möglich bleibt. Zusätzlich ist es Aufgabe des Setzstocks, die Dämpfung des schwingfähigen schlanken Werkstücks zu erhöhen [42].

In der heutigen industriellen Praxis sind die Strategien zum Lünetteneinsatz jedoch sehr stark empirisch geprägt [12]. Die Anzahl der einzusetzenden Lünetten sowie deren Montageorte werden anhand der Erfahrung von Maschinenbedienern festgelegt. Die Lünettenzustellung erfolgt in der Regel manuell und rein gefühlsmäßig [2]. Zur Erhöhung der Dämpfung ist es durchaus üblich, Baumwollappen oder Holzklötze als Kontaktelement zu verwenden.

Kanai et al [43, 44] geben 1976 an, daß die Steifigkeit konventioneller Setzstöcke mit maximal $100 \text{ N}/\mu\text{m}$ zu gering ist, um gezielte Präzisionsbearbeitung vornehmen zu können. Ihr Ansatz besteht nun allerdings nicht darin, die mechanische Steifigkeit der Stützstelle zu erhöhen, sondern sie entwickeln eine Lünette, die so gesteuert wird, daß sie eine der Schleifkraft genau entgegengesetzt gleich große Kraft aufbaut.

Als Regelgröße wird dabei die Verformung des Setzstocks genutzt, so daß eine kleine Restnachgiebigkeit erforderlich ist. Mit diesem Ansatz gelingt

es, einen allerdings sehr schwachen Setzstock von $9 \text{ N}/\mu\text{m}$ auf das effektiv hundertfache zu versteifen.

Obwohl es heute gelingt [45], auch NC-Setzstöcke mit deutlich höheren Steifigkeiten auszustatten, könnte diese Methode dazu verwendet werden, die eigentlich gegenläufigen Notwendigkeiten hoher Steifigkeit bei guter Dämpfung [46] zu vereinen.

Länge		Mittlerer Werkstückdurchmesser													
mm	mm	10	18	25	30	35	40	50	65	80	100	120	180	250	315
150	1														
200	1	1													
250	2	1	1	1											
300	2	2	1	1											
350	3	2	1	1	1										
400	–	2	2	1	1	1	1								
450	–	2	2	1	1	1	1								
500	–	3	2	1	1	1	1	1							
600	–	3	2	2	2	2	2	2	1	1					
700	–	3	2	2	2	2	2	2	1	2	1				
800	–	4	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1			
900	–	4	3	3	3	3	2	2	2	2	1	1	1		
1000	–	4	4	3	3	3	3	3	2	2	1	1	1		
1250	–	6	4	4	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	
1500	–	8	6	5	4	4	4	4	3	3	2	2	2	1	
1750	–	8	7	6	5	4	4	4	4	3	3	2	2	1	1
2000	–	8	8	7	5	5	5	5	4	4	3	3	3	2	2
2250	–	–	8	8	7	6	5	5	5	4	4	3	3	2	2
2500	–	–	8	8	8	7	6	5	5	5	4	3	3	2	2
3000	–	–	–	8	8	8	8	7	6	5	4	4	4	3	2

Abbildung 2-3: Richtwerte für die Anzahl der zu setzenden Setzstöcke beim Außenrundscheifen

Reinhold und Clausnitzer [1] geben zum Setzstockeinsatz an, daß die Lünetten an vorgeschliffenen Werkstückpartien von der Mitte des Werk-

stücks aus zu setzen sind. Dabei ist auf das gleichmäßige manuelle Andrücken aller Setzstöcke zu achten. In Zweifelsfällen seien eher mehr als zu wenig Lünetten zu setzen. Als Richtwert wird die Verwendung von bis zu acht Setzstöcken empfohlen, **Bild 2-3**. Bei besonders schlanken Werkstücken sollte nicht zwischen Spitzen geschliffen werden.

Aufgrund des immensen Aufwandes sowie der Abhängigkeit der Schleifqualität vom Maschinenbediener ist die Anwendung dieser Richtwerte auf konventionelle nicht NC-Maschinen beschränkt. Auf das Nachgiebigkeitsverhalten der Einspannung und die erwartete Schleifkraft wird nicht eingegangen, obwohl beide Größen den Formfehler in erheblichem Maße beeinflussen. Allerdings wird deutlich, daß zur Verminderung des Formfehlers extreme Anstrengungen unternommen werden, ohne daß die Qualität des Arbeitsergebnisses unabhängig vom Bedienpersonal garantiert werden kann.

Die extreme Abhängigkeit des Arbeitsergebnisses von Erfahrung und Gefühl des Bedienpersonals haben Kaliszer [2] dazu bewogen, einen Lösungsversuch zur Einstellung zahlreicher Setzstöcke, die axial fest gegenüber dem Werkstück montiert sind, durch eine Fuzzy Logic Struktur [47, 48] zu entwickeln. Diese Vorgehensweise nach **Bild 2-4** hat zum Ziel, das Expertenwissen des Bedienmannes in einen reproduzierbaren Algorithmus abzubilden.

Dazu wird die Abweichung des Werkstücks vom idealen Zylinder an drei Stellen erfaßt. Ist ein gemessener Durchmesser kleiner als der mittlere Zylinder, wird er mit Null bewertet, ist er größer, mit Eins. Die Abstände der Meßwerte vom maximalen und minimalen Durchmesser werden verwendet, um den Durchmesserverlauf den Zugehörigkeiten zu insgesamt sechs möglichen Prototypklassen zuzuordnen. Die Änderung des Zylinderfehlers gegenüber dem vorherigen Überschliff wird ebenfalls einer Zugehörigkeitsfunktion unterzogen. Zusätzlich wird die Größe des Zylinderformfehlers auf eine Menge von Klassen abgebildet.

Für jeden Prototypen und jede Änderung wird die Erfahrung aus industrieller Erfahrung und technologischem Wissen [2] genutzt, um dessen Strategie zur Kompensation genau dieses Falles zu ermitteln. Diese Strategie wird anhand erforderlicher relativer Zustellungen für die insgesamt fünf verwendeten Setzstöcke im Computer abgespeichert.

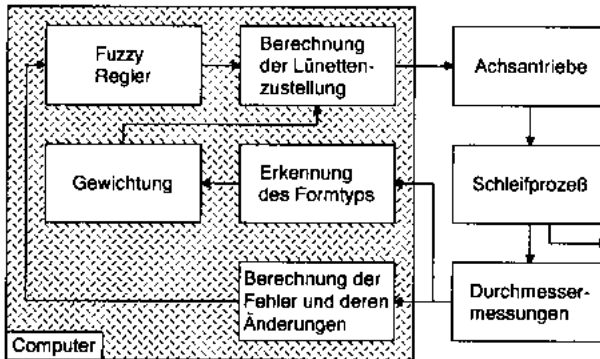


Abbildung 2-4: Grundsätzliche Struktur der Fuzzy-Regelung von Kalischer

Die Zugehörigkeit zu einer Prototypklasse und die Änderung des Zylinderfehlers sind nun die Eingangsvariablen zur Ermittlung der Zugehörigkeiten zu einer Strategietype. Die bezogenen Zustellwerte der Strategien, zu denen der aufgetretene Fall gehört, werden nun mit dem gemessenen Zylinderformfehler bewertet und für den nächsten Schleifhub eingestellt. Dieser letzte Vorgang ist die Umsetzung von Klassenzugehörigkeiten wieder zurück in deterministische und einstellbare Zustellwerte, die sogenannte Defuzzifizierung.

Damit kann sich der nächste Schleifhub anschließen. Diese Regelstrategie wird so lange fortgeführt, bis Zylinderformfehler und Maß sich im Nennbereich befinden oder das Endmaß unterschritten ist und Ausschuß vorliegt.

Gao [49] nimmt nun Bezug auf diese Forschungen, indem er angibt, die in der Praxis erzielten Schleifergebnisse erweisen sich als nicht völlig befriedigend. Zum erfolgreichen Einsatz dieser Vorgehensweise sind weitere Grundlagenversuche zur Verbesserung der Entscheidungsstrategien erforderlich, insbesondere ist es notwendig, die Steifigkeit der Einspannung sowie die Schleifkraft zu berücksichtigen.

Dieses Beispiel unterstützt die Aussage, daß das sichere Erzeugen von

Oberflächen mit geringen Formfehlern eines der kardinalen Probleme des Längsschleifens überhaupt ist. Die Komplexität des Prozesses hat zu einem ersten Versuch geführt, neue Techniken der Informationsverarbeitung für die Fertigungstechnik zu nutzen. Allerdings ist zur Anwendung neuer Softwaretechnologie weiterhin primär das Prozeßverständnis des klassischen Schleifers der Schlüssel zur Lösung.

Ein weiteres schwerwiegendes Problem ist das axiale Überstreichen der Lünettenposition durch die Zerspanzone [2]. Durch die Durchmesserabnahme an der Stützstelle kommt es zu einem Kraftsprung, der wiederum eine nahezu sprunghafte Durchmesservergrößerung nach der Unterstützungsstelle zur Folge hat. Deshalb schlägt Kaliszer vor, diesen Sprung durch eine entsprechende Zustellung der Lünette im Moment des Überschleifens zu kompensieren.

Erst durch die Verbreitung der NC-Schleiftechnologie ist es möglich geworden, Setzstöcke gegenüber der Schleifstelle beim Längsschleifen mit über das Werkstück laufen zu lassen. Hier ist es zwingend erforderlich, das In- und Außereingriffkommen durch spezielle Strategien zu steuern.

Ein Maschinenhersteller [50] hat einen NC-Setzstock entwickelt, der synchron mit der Zustellung der Schleifscheibe bis zum Erreichen des Fertigmaßes beim Außenrund-Einsteichschleifen mitläuft. Typischerweise soll dabei der Setzstock an dem Sitz, der gerade bearbeitet wird, positioniert sein. Es wird darauf hingewiesen, daß auf diese Weise auch schlanke Werkstücke mit größter Präzision in ihrer Lage gehalten werden können.

Eine entsprechende Anwendung ist aus [51] bekannt, bei der ein Pilgerdorn zu bearbeiten ist, der bei einem minimalen Durchmesser von 8 mm eine Länge von 500 mm mißt. Durch den gesteuerten Setzstock gegenüber dem Werkzeug lassen sich Konturgenauigkeiten von unter 4 μm erzielen. Nach [1] würde ein solches Werkstück unter die Kategorie *nicht bearbeitbar* fallen.

2.3 Steifigkeitsanalyse und Simulation

Kroehs [32] geht von der Überlegung aus, daß aufgrund der beim Längsschleifen typischen schlanken Werkstücke die Eigenverformung im Schleifprozeß nicht vernachlässigt werden darf. Überlagert wird diese Verfor-

mung durch den Einfluß der Maschinennachgiebigkeit, die über die Spitzen an die Werkstückstruktur angekoppelt wird. Während des Längsschleifns nimmt er an, daß sich eine punktförmige Schleifzone über das Werkstück bewegt, so daß jeweils die Verformung an dieser Stelle einen Formfehler bewirkt.

Für zylindrische Werkstücke und die technologisch sinnvolle Voraussetzung gleicher Spitzensteifigkeiten stellt er zwei Nachgiebigkeitskurven für diese beiden verschiedenen Einflüsse auf. Die Nachgiebigkeit des Werkstückes selbst folgt einem Verlauf des Grades vier, der an den Werkstückenden gleich Null und in der Mitte maximal ist.

Die Einspannsteifigkeit dagegen bewirkt eine Kurve zweiten Grades, die durch die Parallelschaltung der Einspannfedern in der Mitte und die doppelte Durchbiegung an den Werkstückenden gekennzeichnet ist, **Bild 2-5**. Durch diese Verhältnisse sind die beiden Einflüsse in der Lage, einander teilweise zu kompensieren. Allerdings führt Kroehs keine Maßnahmen an, wie dieser Effekt zu nutzen ist.

Um die statischen Verformungen infolge der Schleifkraft in dem bereits beschriebenen Fuzzy-Control-System [2] zu berücksichtigen, beschreibt Gao [49] eine Rechenvorschrift, bei der ebenso wie bei Kroehs [32] die Schleifkraft punktwise angreift. Mit Hilfe eines Satzes von Castigliano [52, 53] können auch Nachgiebigkeitsverläufe von Werkstücken aus mehreren zylindrischen Elementen beschrieben werden.

Der zusätzliche Freiheitsgrad beim Längsschleifen a_f sowie das über die Kontaktbreite nicht gleichförmige Zerspanverhalten führen dazu, daß die inneren Mechanismen des Prozesses sich nur noch durch die Bildung besonderer Modellansätze beschreiben und simulieren lassen.

Die Notwendigkeit, auch über große Schleiflängen konstant hohe Genauigkeitsanforderungen zu erfüllen, hat zur Folge, daß Verschleiß und Systemsteifigkeit in der Zerspanzone detaillierte Analysen fordern. Mit diesen beiden Problemkreisen und deren Verknüpfung beschäftigen sich einige Arbeiten, die dem Bereich Simulation des Längsschleifprozesses zuzuordnen sind.

In diesem Zusammenhang stellt Verkerk in [20] ein Schleifscheibenverschleißmodell für das Außenrundlängsschleifen vor. Bei der quantitativen Darstellung des Verschleißes geht er zunächst vom Einstechprozeß aus

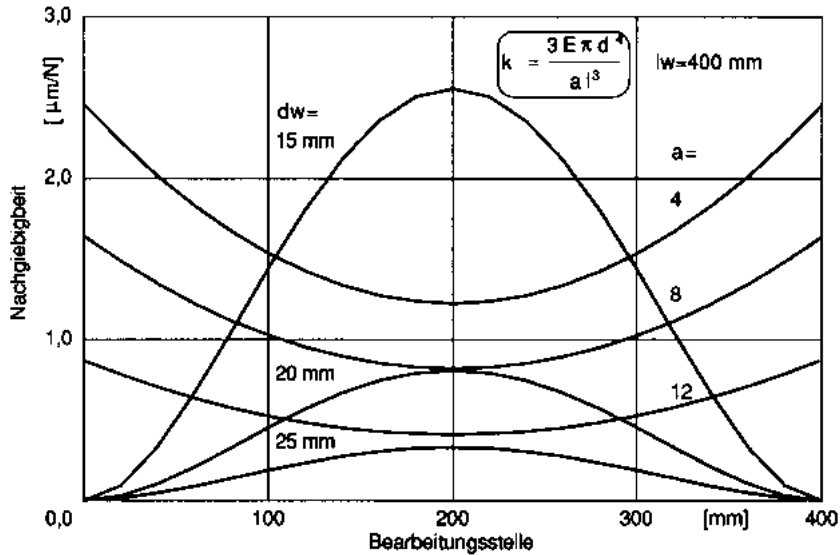


Abbildung 2-5: Die Werkstückverformung infolge der Einspann- und der Eigennachgiebigkeit: nach Kroehs

und wendet die dort bekannten Zusammenhänge für jeweils eine Kontaktzone mit identischen Zerspanbedingungen mit der Breite a_f an.

Insbesondere nutzt er den Begriff des Abtragverhältnisses und dessen Kehrwert ϕ_s , die er als konstant über dem bezogenen Zerspanvolumen V'_w und allein abhängig von den Schleifbedingungen annimmt.

$$\phi_s = \frac{1}{G} = \frac{V'_s}{V'_w} \quad (2-1)$$

Die Schleifscheibenverschleißgeschwindigkeit $\dot{r}_s$ ist damit eine lineare Funktion der radialen Zustellung a_e , der Proportionalitätsfaktor c_w leitet sich aus der Geometrie und den Zerspanbedingungen her.

$$\dot{r}_s = c_w a_e \quad (2-2)$$

Die Verschleißgeschwindigkeit und die resultierende Zustellungsänderung sind einander entgegengesetzt

$$\dot{r}_s = -\dot{a}_e \quad , \quad (2-3)$$

so daß durch Einsetzen die folgende lineare Differentialgleichung erster Ordnung entsteht.

$$\dot{a}_e + c_w a_e = 0 \quad (2-4)$$

Mit der Randbedingung, daß a_e zum Zeitpunkt $t = 0$ genau a_{e0} ist, folgt die Lösung:

$$a_e = a_{e0} e^{-c_w t} \quad . \quad (2-5)$$

Diese Gleichung gilt zunächst nur für die erste Stufe des Schleifprozesses, die folgenden Stufen müssen im Neuzustand der Scheibe kein Material abtragen. Beginnt die erste Stufe zu verschleifen, so verbleibt ein Restaumaß für die nächste Stufe, deren Verschleiß nun nach der gleichen Gesetzmäßigkeit beginnt. Für diesen Fall lassen sich auf analytischem Wege die Differentialgleichungen für alle Stufen angeben und lösen.

Für einen Schleifprozeß unter der Voraussetzung ideal steifer Einspannung bei ideal steifem Werkstück verlaufen Zustellungen und Verschleiß in allen Stufen bei einer Überschliffzahl von 12 wie in **Bild 2-6**. Ist die Überschliffzahl ganzzahlig, so entsteht auf der Werkstückoberfläche während des Prozesses eine Anzahl an Treppenstufen, die eine Negativform des bisherigen Verschleißes repräsentiert.

Die Voraussetzung idealer Steife ist beim spitzenlosen Durchlaufschleifen näherungsweise gegeben, so daß dieser Ansatz auch dort seinen Niederschlag gefunden hat [54].

Indem Verkerk eine Kraftgleichung in Abhängigkeit der Stellgrößen aufstellt und eine endliche Maschinensteifigkeit definiert, die Werkzeug- und Werkstückachse parallel zueinander verschieben läßt, erweitert er seinen

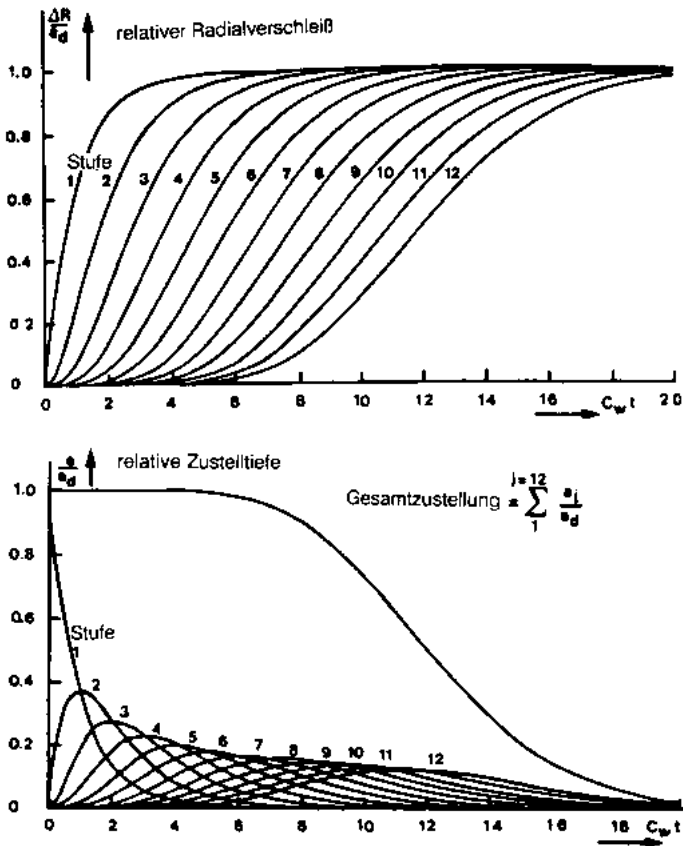


Abbildung 2-6: Verschleiß und Zustellungen bei der analytischen Beschreibung nach Verkerk

Ansatz und weist nach, daß wesentlich mehr Schleifhübe erforderlich sind, um mit der jeweils um die Systemverformung verminderten Zustellung das nominale Aufmaß abzutragen.

Der Modellansatz ist aufgrund der geometrischen Randbedingungen ei-

nes zylindrischen Werkzeugs und aufgrund der für das Schleifen zwischen Spitzen endlichen und komplexeren Nachgiebigkeit nur als Grundlage für die Simulation komplexerer Vorgänge nutzbar.

Er liefert jedoch mit der Übertragung der Gesetzmäßigkeiten des Einstechschleifens und der Beschreibung der grundsätzlichen Verschleißmechanismen die Basis für Erweiterungen.

Frost [8] nimmt sich der Frage an, welche Auswirkungen die Abrichtbedingungen und nicht ganzzahlige Überschliffzahlen auf das Arbeitsergebnis haben. Er zeigt auf, daß bei mehrfachen Hügen mit Tischumkehrung die von Verkerk vorgestellte Methode nicht mehr einfach mit mathematischen Mitteln umsetzbar ist.

Deshalb schlägt er die Unterteilung von Schleifscheiben- und Werkstückelementen in diskrete Elemente vor, so daß auch komplexere Geometrien und komplexere Schleifprozesse, beispielsweise mit Regelvorgängen, simuliert werden können.

Er bildet in der Kontaktzone das Gleichgewicht zwischen der linear angenommenen Zerspankraft und der Rückstellkraft infolge der Systemverformung. Allerdings bildet er aus der Summe der Einzelkräfte der Stufen eine mittlere Kraft, die auf die Mitte der Schleifscheibe wirkt. Auf eine detailliertere Betrachtung der einzelnen Stufenelemente verzichtet er, weil er die Zustellungen in den hinteren Ausfunkelementen als vernachlässigbar bezeichnet.

2.4 Problembereich Oberflächenmarkierungen

Neben der geometrischen Bewertung des Arbeitsergebnisses hinsichtlich Maßhaltigkeit, Zylinder- und Kreisformfehler müssen die Eigenschaften der Oberfläche wie die Oberflächenrauheit beurteilt werden, um die Einsetzbarkeit eines Bauteils zu prüfen. Darüberhinaus gibt es die in **Bild 2-7** dargestellten Schleifprobleme, die nicht durch diese Qualitätskriterien erfaßt werden, weil sie mit herkömmlichen Methoden nicht sicher analysierbar sind [55].

Der normale Präzisionsschliff weist eine gleichmäßige, seidenglänzende Oberfläche auf [55], die nicht durch Kommazeichen, Kratzer oder Muster beeinträchtigt wird.

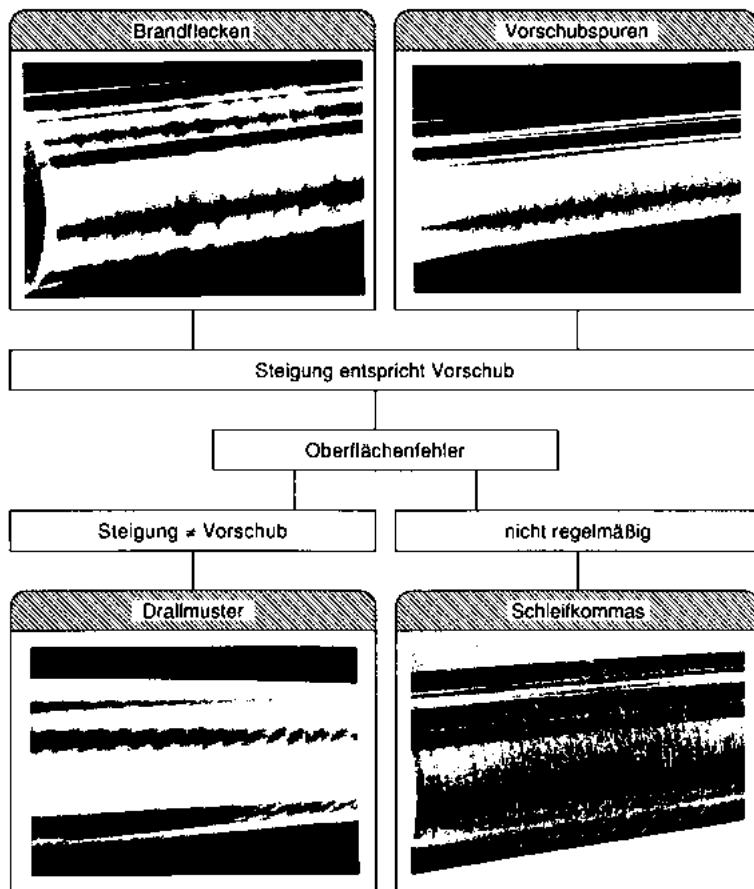


Abbildung 2-7: Oberflächenphänomene beim Außenrund-Längsschleifen

Bei Überhitzung der Werkstückoberfläche entstehen gelbliche oder bräunliche Brandflecken, die sich mit der Neigung des Längsvorschubes spiralförmig über das Werkstück ziehen [22, 55]. Bei schlanken Werkstücken

und bei ungenügender Kühlung kann durch lokale Überhitzung das sogenannte IGP (Intermittent Grinding Phenomenon) auftreten, eine mit Brandspuren auf einem Teil des Werkstückumfangs verbundene Erscheinung [56].

Ebenfalls mit der Vorschubneigung treten Vorschubmarken auf [22, 55], die durch ungleichmäßige Zerspanbedingungen innerhalb einer Scheibenstufe hervorgerufen werden. Als Ursachen kommen Fehler der Maschinengeometrie oder bei axial unterschiedlichem Auftreten die globale Systemverformung in Frage.

Ein weiteres Problem sind Schleifkommas, die sich als unregelmäßig verteilte kurze, kommaförmige Kratzer beschreiben lassen [55, 57, 58]. Die Ursache sind frei im Kühlschmiermittel schwebende Schleifpartikel, die zur Beseitigung der Erscheinung ausgefiltert werden müssen [7].

Ein weiterer Problembereich ist durch Drallmuster oder Schrägmarken beschrieben. Als Ursachen werden hier beispielsweise in [22, 55] die Abrichtbedingungen genannt. Insbesondere das Abrichten mit stehendem Werkzeug in verschiedenen Richtungen führt zu einer Unrundheit der Schleifscheibe, die sich auf dem Werkstück abbildet [59]. Das gesamte Profil einer Abrichtrolle bildet sich beim Eingriff auf die Schleifscheibe ab, die diese Struktur teilweise wiederum auf das Werkstück übertragen kann [60]. Als weitere Ursache kommt regeneratives Rattern in Betracht [24, 61, 62].

Kammermeyer erläutert in [63, 64] eine weitere Ursache für das Auftreten von Markierungen beim Längsschleifen. Die gleiche Erscheinung wird von Matsui [65] beobachtet. Weicht eine Schleifscheibe an einer Stelle von ihrer idealen Kreisform ab, so erzeugt diese Stelle beim Schleifen auf dem Werkstück nach jeder Schleifscheibenumdrehung eine Markierung.

Je nach dem Umdrehungsfrequenz-Verhältnis zwischen Schleifscheibe und Werkstück q sowie dem Quervorschub der Schleifscheibe a_f ergibt sich auf der Werkstückoberfläche eine unterschiedliche Aneinanderreihung von Markierungen, die das Auge als verschiedenartige Muster interpretiert.

Dieses Phänomen ist um so besser erkennbar, je niedriger die Oberflächenrauheit ist. Dies liegt darin begründet, daß die Erscheinung bei schlechteren Rauheiten klein gegenüber dem stochastischen Rauschen der Profilneigungen ist.

Weiterhin gibt Kammermeyer an, daß achsparallele Streifen immer dann entstehen, wenn das Verhältnis zwischen Werkzeug- und Werkstückdrehzahl durch einen echten Bruch beschrieben wird. Er stellt fest, daß selbst geringste Änderungen von 0,1 % zu erheblichen Verschiebungen in der Musterbildung führen können. Er erläutert diese Beobachtung anhand von Drehzahlverhältnissen von $n_s/n_w < 4$ im für den beschriebenen Anwendungsfall, das Abrichten mit rotierenden Werkzeugen, relevanten Bereich.

Aus dieser Beschreibung des Phänomens folgt allerdings keine systematische Lösung. Als Ansatz wird vorgeschlagen, möglichst auch bei verschleißendem Werkzeug mit konstanter Scheibendrehzahl zu schleifen und dabei einen Abfall der Schnittgeschwindigkeit in Kauf zu nehmen. Aufgrund der Schwierigkeit der Vorhersage akzeptabler Ergebnisse empfiehlt Kammermeyer eine rein empirische geringe Änderung des Drehzahlverhältnisses.

3 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Mehr noch als das Außenrund-Querschleifen ist die Bearbeitung im Längsverfahren auch heute noch durch Empirie und Erfahrung des Bedienungsmannes geprägt. Schlanke Werkstücke werden unter Zuhilfenahme zahlreicher teilweise handgeführter Setzstöcke bearbeitet. In der Praxis werden bisher nahezu ausschließlich der Pendelschliff oder das Mehrfacheinstecken eingesetzt, wobei nur grobe Richtwerte zur Auslegung der Stellgrößen zur Verfügung stehen.

Obwohl in typischen Werkstücken wie Farbverteilwalzen in der Druckindustrie, Folienwalzen oder Hydraulikzylindern bereits vor der Endbearbeitung hohe Werte gebunden und damit die Ausschufkosten erheblich sind, existieren bis heute nur wenige Forschungsarbeiten, die Strategien zur Optimierung der Rundschleifbearbeitung schlanker Werkstücke vorschlagen.

Unter dem Druck steigender Anforderungen an die Qualität sowie der Notwendigkeit sinkender Bearbeitungskosten sieht sich das Längsschleifen zwischen Spitzen in zunehmender Konkurrenz zur Spitzenlosbearbeitung, deren Flexibilität in den letzten Jahren erheblich zugenommen hat.

Hier gilt es nun, die Potentiale moderner NC-Steuerungen zu nutzen, die einen angepaßten Prozeßablauf ermöglichen. Heute stehen NC-Setzstöcke zur Verfügung, die einen weiteren Beitrag zur Formoptimierung liefern können, wenn sie flexibel eingesetzt werden.

- Aufgrund langer Bearbeitungszeiten und der fehlenden Möglichkeit, den Prozeß in seinen Details betrachten zu können, ist es notwendig, ein Simulationsprogramm aufzubauen, das das Abtragverhalten in den einzelnen Zerspanzonen transparent macht. Mit einem solchen System besteht dann die Möglichkeit, verschiedene Strategien und Zerspansituationen zu simulieren.

Aufgrund des abstrahierenden Charakters eines solchen Systems soll es dazu genutzt werden, die für das Längsschleifen typischen Probleme aufzuzeigen. Die im späteren Verlauf der Arbeit entwickelten Strategien lassen sich mit dem Programm unter Eliminierung zufälliger Störgrößen bewerten.

- Beim Längsschleifen typischerweise schlanker und damit nachgiebiger Werkstücke ist die Verformung infolge der Zerspankräfte ein bedeutender Problembereich. Hier sollen zunächst mögliche Methoden aufgezeigt werden, mit denen das Verformungsverhalten unter Einwirkung der Schleifkräfte beschrieben werden kann. Die Anwendungsbereiche der einzelnen Methoden sind abzustecken, um eine angepaßte Nutzung zu erleichtern.

Unter Verwendung dieser Ansätze sind nun Strategien zu entwickeln, mit denen die Auswirkungen der Systemverformung kompensiert werden können. Von Interesse sind dabei die Konfigurationen ohne Setzstock und mit Setzstock gegenüber dem Werkstück. Zusätzlich sind Hinweise zur praktischen Anwendbarkeit der entwickelten Methoden zu geben.

- Kann mit Hilfe der vorgenannten Ansätze ein gleichmäßigerer Verlauf des Prozesses gewährleistet werden, so ist es möglich, die Qualität des Arbeitsergebnisses zu steigern. Insbesondere für das Schäl-schleifen fehlen hier Angaben über Rauheitspotentiale bei hohen Überschliffzahlen. Die Einflüsse der wichtigsten Prozeßstellgrößen sind hier aufzuzeigen.

Es ist bekannt, daß bei sehr guten Oberflächenrauheiten optische Phänomene auftreten, die als Drallmuster oder Fahnenstangen bezeichnet werden und bei schlechteren Oberflächen im Rauschen der Topographie nicht erkennbar sind. Die Ursache dieser Drallmuster ist zunächst darzustellen.

Darauf aufbauend ist die Ausprägung der Muster abhängig von den relevanten Stellgrößen zu erläutern. Falls möglich, ist auch eine Strategie zur Vermeidung des Phänomens zu entwickeln.

- Wie bereits dargelegt, existieren für das Schäl-schleifen mit konischer Scheibe und Setzstock gegenüber dem Werkzeug bisher keine wissenschaftlichen Ansätze zur Prozeßauslegung. Hier ist zunächst die optimale Anordnung des Setzstocks zu ermitteln. Anhand der Prozeßrandbedingung kann nun die Auslegung der stationären Phase vorgenommen werden.

Da Prozeßbeginn und -ende durch den Auf- und Abbau der Schleifkraft sowie der Lünettenkraft problematisch sind, sind auch hier

Hinweise zur praxisgerechten Anwendung dieses Verfahrens zu geben.

4 Numerische Simulation des Werkstoffabtrags

Bei der experimentellen Analyse realer Längsschleifprozesse ist es in der Regel ausschließlich möglich, den Prozeß als Ganzes zu beobachten. Als Meßgrößen kommen hier die das Arbeitsergebnis bestimmenden Faktoren wie Oberflächenrauheit sowie als geometrische Kenngrößen zerspantes Volumen und erzeugte Kreisform in Frage. Aufschluß über die inneren Mechanismen sind mit dieser Methode nur begrenzt möglich.

Durch den Längsvorschub pro Werkstückumdrehung a_f wird die gesamte Kontaktbreite zwischen Werkzeug und Werkstück in eine Anzahl von Elementen dividiert, die über ihre geometrische Kopplung und das Aufeinanderfolgen im Zerspanprozeß miteinander wechselwirken.

Beim Rundeinstechschleifen herrschen über die Breite des Zerspankontaktes annähernd gleiche Bedingungen. Zur Simulation des Werkstoffabtrages wurde ein Programm entwickelt [11, 66], welches das Kräftegleichgewicht in der Kontaktzone ermittelt.

Hier kommt zum einen der Kraftanteil zum Tragen, der sich als Modellgleichung abhängig von der Zerspanleistung beschreiben läßt. Dieser Komponente entgegengesetzt und von gleichem Betrag muß die Rückstellkraft sein, die sich aus der Systemsteifigkeit ergibt, **Bild 4-1** oben. Es kann also in der Regel iterativ die Zerspanzustellung a_e bestimmt werden, bei der das Kraftgleichgewicht gilt.

Diese Methode läßt sich für das Längsschleifen erweitern, indem eine Anzahl von Elementen mit jeweils in sich gleichen Zerspanbedingungen in einem geeigneten Ersatzsystem miteinander gekoppelt werden, **Bild 4-1** Mitte. Die zeitliche Abfolge mehrerer Simulationsschritte, **Bild 4-1** unten, die den Verlauf der Prozeßführung widerspiegeln, kann die inneren Abläufe komplexer Schleifprozesse abbilden.

Auf diese Weise eröffnet sich die Möglichkeit, mit geringerem zeitlichen und materiellen Aufwand die Entstehung eines globalen Arbeitsergebnisses feiner zu analysieren, als dies im realen Schleifprozeß möglich ist.

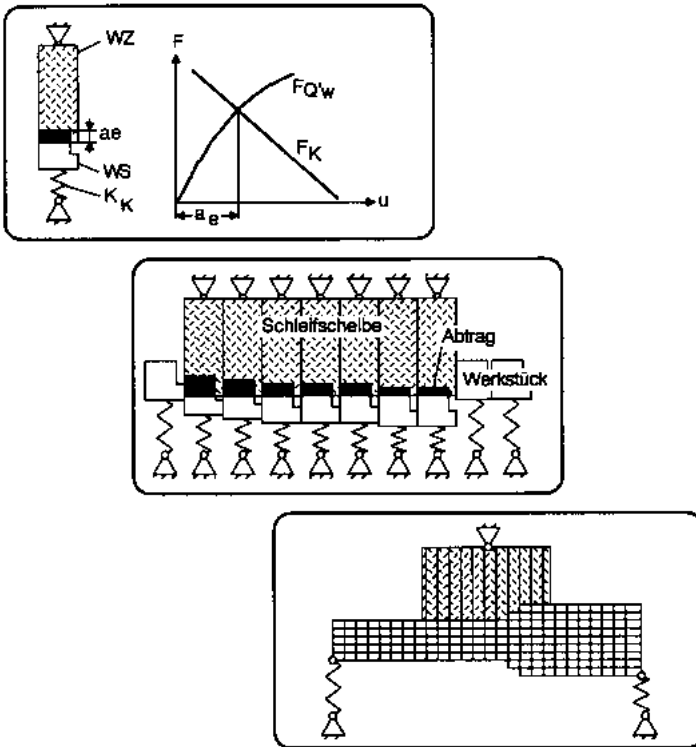


Abbildung 4-1: Der Einstechprozeß ist Grundlage für die Beschreibung des Längsschliffs

4.1 Berücksichtigte Einflußgrößen und Systemaufbau

4.1.1 Einflußgrößen

Um das Abtragverhalten im Rundscheifprozeß simulieren zu können, werden grundsätzlich zwei Kenngrößen benötigt, von denen eine den Zusammenhang zwischen Zerspankraft und Verformung bestimmt; hier eignet sich die bezogene Schleifnormalkraft F'_n . Bei relativ dazu geringen

Tangentialkräften [18] und annähernd rund laufendem Werkstück ist es zulässig, nur die Ebene zu betrachten, die durch Zustellung und Längsvorschub aufgespannt wird [66].

Die zweite Größe G beschreibt den Werkzeugverschleiß als Verhältnis zwischen Werkstück- und Schleifscheibenvolumenverlust unter Vernachlässigung des Kantenverschleißes. Henn [54] nimmt diese Vereinfachung beim Spitzenlosschleifen vor, das in diesem Fall mit identischen Prozeßbedingungen behaftet ist.

$$G = \frac{V'_w}{V'_s} = \frac{\pi d_w \Delta d_w}{\pi d_s \Delta d_s} \quad (4-1)$$

Da bisher keine nutzbaren analytischen Ansätze zur Beschreibung dieser beiden Kenngrößen abhängig von Prozeßrandbedingungen zur Verfügung stehen, muß auf Modellgrößengleichungen zurückgegriffen werden, die einen zahlenmäßigen, nicht aber einen physikalischen Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen beschreiben.

In der Literatur werden verschiedene solcher Ansätze für Kraftgleichungen genannt, wobei davon ausgegangen wird, daß Modelle für das Außenrundeinstechschleifen auch beim Längsschleifen Verwendung finden können [20, 55, 8], da jeweils in einer Kontaktstufe übertragbare Bedingungen herrschen. Die Definition des bezogenen Zeitspannungsvolumens ist bei beiden Verfahren gleich [55, 30, 54].

$$Q'_w = \frac{\pi \cdot d_w \cdot a_e \cdot n_w}{b_{s,eff}} \quad (4-2)$$

Bei bisherigen Simulationsprogrammen finden sich verschiedene Ansätze, die entweder eine lineare [8] oder exponentielle [20] Abhängigkeit vom Zeitspannungsvolumen voraussetzen.

Zur weitestgehenden Berücksichtigung der aus der Schleifpraxis bekannten Einflüsse soll hier jedoch das ebenfalls beim Einstechen verwendete Kraftmodell [67, 17, 66], das letztlich auf Werner [68] zurückgeht, eingesetzt werden:

$$F'_n = K_1 + K_2 \cdot Q'^{E_4}_w V'^{E_5}_w \quad (4-3)$$

Diese Formel berücksichtigt den aufgrund des Spanbildungsmechanismus [68] nichtlinearen Einfluß des bezogenen Zeitspannungsvolumens, dessen Steigerung stets mit einer Zunahme der Schleifkraft verbunden ist.

Das bezogene Zerspanvolumen ist ein Maß für die Prozeßeinsatzdauer und damit für den Verschleißzustand des Werkzeugs. Ist die dominierende Verschleißursache Kornabstumpfung, so steigt mit der Zeit die Normalkraft an; brechen vorwiegend Körner aus oder splintern diese, so kann von einer Kraftabnahme ausgegangen werden.

Die additive Konstante K_1 [66, 18] berücksichtigt die Schwellenkraft, die überwunden werden muß, um die Schnitteinsatztiefe und damit eine Spanabnahme zu erreichen [30]. Diese Konstante ist insbesondere bei stumpfer Scheibentopographie, die durch hohe Abrichtüberdeckungsgrade erzeugt wird, von Bedeutung. Gerade solche Abrichtstellgrößen [5] führen jedoch zu den beim Längsschleifen geforderten extremen Oberflächenrauheiten.

Für die angenommenen längsschleiftypischen Versuchsbedingungen sowie die Verwendung einer Korundscheibe 60er Körnung bei mittlerer Härte und mittlerem Gefüge, wie sie für diesen Anwendungsfall empfohlen wird [12], ergeben sich aus Regressionsrechnungen [18] die folgenden quantitativen Einflüsse, **Bild 4-2**:

$$F'_n = 2,73 + 0,403Q_w'^{0,65}V_w'^{0,12} . \quad (4-4)$$

Zur Beschreibung des Verschleißverhaltens verwenden Verkerk [20] und Frost [8] in ihren Simulationsprogrammen eine exponentielle Modellfunktion.

$$G = K_3Q_w'^{E_7} \quad (4-5)$$

In der Literatur finden sich jedoch Hinweise [54, 69], daß bei geringen Zerspanvolumina zunächst ein relativ hoher Anfangsverschleiß stattfindet, während dessen sich die frisch abgerichtete Schleifscheibe an die Prozeßbedingungen anpaßt. Dabei werden relativ wenige beim Abrichten gesplitterte und aus der Topographie hervorstehende Körner abgestumpft.

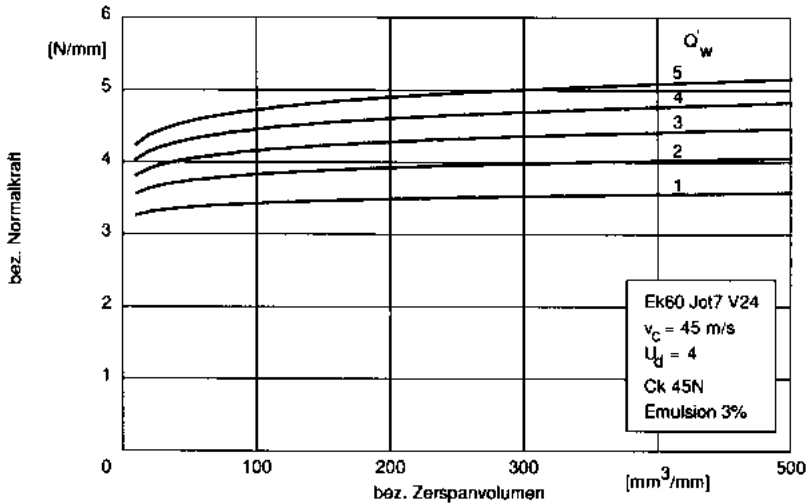


Abbildung 4-2: Das verwendete quantitative Kraftmodell

Ist die Topographie daran anschließend gleichmäßiger geworden, so folgt ein annähernd linearer Verschleiß, der bei zu starker Abstumpfung in einen Bereich verstärkten Kornausbruchs übergeht.

Diese Einflüsse werden durch das für das Längsschleifen entwickelte folgende Verschleißmodell [70] beschrieben, das insbesondere nach Abklingen des Anfangverschleißes gut mit der Praxis übereinstimmt.

$$G = K_3 + K_4 V_w'^{E_6} Q_w'^{E_7} \quad (4-6)$$

Anhand von Regressionsrechnungen ergibt sich für den hier relevanten Anwendungsfall [70] die quantitative Beziehung in **Bild 4-3**:

$$G = 0,00311 + 1,17 V_w'^{0,639} Q_w'^{-0,13} . \quad (4-7)$$

Es wird deutlich, daß das Abtragverhältnis mit steigender Bearbeitungszeit ansteigt, eine Folge der gleichmäßigeren Topographie, wenn das Stand-

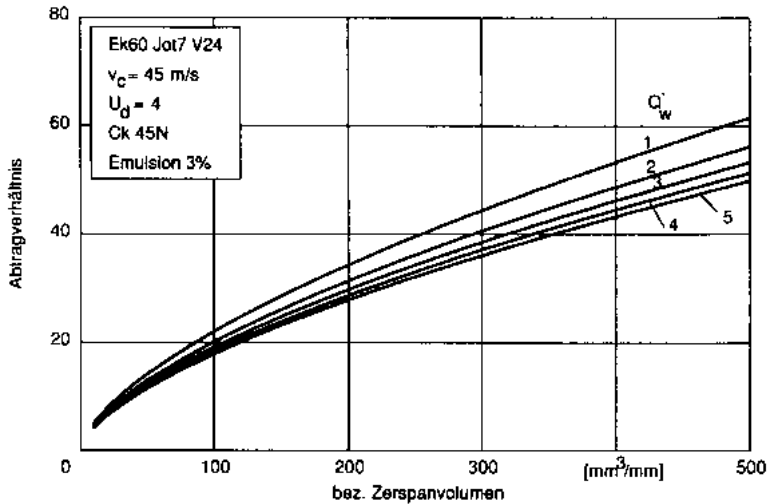


Abbildung 4-3: Quantitative Approximation des Abtragverhältnisses durch eine Modellfunktion

zeitkriterium durch Kornabstumpfung bestimmt wird. Mit steigendem Zeitspanungsvolumen ist infolge der höheren Belastung des Einzelkornes mit höherem Verschleiß zu rechnen. Allerdings ist hier durch die höhere Zerspanrate, also geringerer Schleifzeit, ein entgegengesetzter Effekt auf die Verschleißgeschwindigkeit markiert.

Aus diesem Grunde ist es zur Simulation des Längsschleifprozesses nicht sinnvoll, mit der globalen Größe G zu rechnen, die das gesamte bisher zerspannte Werkstückvolumen mit dem gesamten Verschleißvolumen in Beziehung setzt. Zu einem bestimmten Zeitpunkt, der durch V'_w beschrieben ist, muß vielmehr der momentane Scheibendurchmesserverlust berechnet werden.

$$\Delta d_s = \frac{d_w \Delta d_w}{G^* d_s} \quad (4-8)$$

Aus den für zahlreiche Schleifscheiben-Werkstoffpaarungen bekannten

Modellgleichungen zur Beschreibung des globalen Verschleißes muß nun die zu jedem V'_w gehörige momentane Verschleißgeschwindigkeit berechnet werden. Ausgehend von dem obigen Exponentialansatz ist es jedoch nicht allgemein möglich, die partielle Ableitung zur Darstellung von G^* zu berechnen, weil V'_w mit zwei verschiedenen Exponenten in der Gleichung steht.

Bei Verwendung des Kehrwertes der partiellen Ableitung, die der Beschreibung der bereits von Verkerk [20] genutzten Größe ϕ_s^* dient, ist eine allgemeingültige Umformung möglich. Dabei bezeichnet das Verschleißverhältnis ϕ_s^* den Kehrwert des momentanen Abtragverhältnisses G^* .

$$\phi_s^* = \frac{\partial V'_s}{\partial V'_w} \quad (4-9)$$

Auf analytischem Wege läßt sich die oben angegebene Modellgleichung so umstellen, daß sich das momentane Verschleißverhältnis quantitativ ergibt, **Bild 4-4**. Dazu ist der Kehrwert der Modellfunktion für G nach V'_s aufzulösen und nach V'_w abzuleiten:

$$\phi_s^* = \frac{G - K_3 V'_w - K_4 E_6 Q'^{E_7} V'^{E_6}_w}{G^2} . \quad (4-10)$$

Anhand der oben angegebenen zahlenmäßig definierten Koeffizienten kann zu jeder Schleifzeit aus einem gerade erfolgten Werkstückabtrag der resultierende Werkzeugradiusverschleiß ermittelt werden.

4.1.2 Systemaufbau

Der Kern des Programms hat nun die Aufgabe, den Materialabtrag am Werkstück aus den momentanen Eingriffsbedingungen der Schleifscheibe zu bestimmen. Wie bereits erwähnt, werden die im Eingriff befindlichen Bereiche von Werkstück und Werkzeug in eine Anzahl diskreter Elemente unterteilt, die dann in ein mechanisches Ersatzsystem eingeordnet werden können.

Dabei werden die Schleifscheibenelemente zunächst allein durch ihre Durchmesser repräsentiert. Diese Elemente treten nun in Wechselwirkung mit

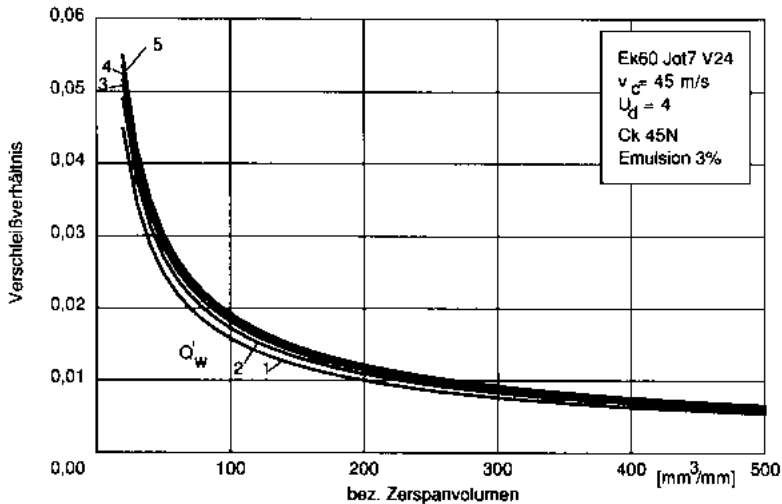


Abbildung 4-4: Das momentane Verschleißverhältnis

jeweils einem Werkstückelement, das wiederum durch seinen Durchmesser gekennzeichnet ist. Den Widerstand gegen Relativverlagerungen zwischen Werkzeug und Werkstück spiegelt eine Feder wider.

Die Steifigkeit dieser Feder repräsentiert drei verschiedene Komponenten, deren Reihenschaltung die Gesamtnachgiebigkeit bestimmt [18].

Die Steifigkeit der Maschine ergibt sich aus der mechanischen Reihenschaltung der nachgiebigen Komponenten im Kraftfluß, wie den spannenden Spitzen, dem Maschinenbett und der Schleifspindel [66], die experimentell für eine bestimmte Maschinenkonfiguration zu bestimmen sind [71].

Die Kontaktsteifigkeit zwischen Schleifscheibe und Werkstück in der Zerspanzone ist ebenfalls empirisch zu bestimmen [72, 30, 46]. Diese Steifigkeit wird jedoch in der Literatur als sehr hoch im Vergleich zu den anderen Komponenten beschrieben [18, 8] und deshalb nicht gesondert berücksichtigt.

Der lokale Widerstand gegen Verformungen des Werkstücks selbst relativ zu dessen Mittelachse läßt sich zwar messen, dies ist jedoch für die Vielzahl der zu berücksichtigenden Zerspanpositionen nicht praktikabel. Hier ist es notwendig, das Steifigkeitsverhalten des Werkstücks zu modellieren und zusammen mit den Maschineneigenschaften zu berechnen. Das Vorhandensein mehrerer Elemente in axialer Richtung, die miteinander gekoppelt sind, führt zu einer aufwendigeren Berechnung, deren mögliche Verfahren in einem folgenden Kapitel erläutert werden.

Entsprechend der mechanischen Kopplung der Werkstückelemente untereinander ist die Funktion der gekoppelten Federn in ihrer Gesamtheit als Steifigkeitsmatrix $\mathbf{K}$ zu verstehen, in der die Einflüsse aller angreifenden Kräfte $\vec{F}$ auf die Verlagerung des Elementvektors $\vec{u}$ zusammengefaßt sind.

$$\vec{F} = \mathbf{K} \cdot \vec{u} \quad (4-11)$$

Der Materialabtrag ist nun dadurch zu bestimmen, daß an jedem Werkstückelement ein Gleichgewicht zwischen der Rückstellkraft und der Zerspanpassivkraft bestehen muß. Erstere resultiert aus den Einspann- und Werkstücksteifigkeiten. Die Passivkraft ist wie bereits erläutert abhängig vom bezogenen Zeitspannungsvolumen Q'_w .

Dieser Zusammenhang liefert allerdings beim Ausfunken, also bei $Q'_w = 0$, keine eindeutige Normalkraft. An dieser Stelle kann die bezogene Passivkraft einen Betrag zwischen Null und dem Schwellenwert K_1 annehmen, bei dessen Überschreiten erstmals ein Materialabtrag stattfindet. Um die Bedingung einer definierten und eindeutigen Lösung zu erfüllen, darf diese Formel im Rechengang nur in umgekehrter Richtung angewendet werden.

$$Q'_w = \left(\frac{F'_n - K_1}{K_2 V'_w E_s} \right)^{1/E_4} \quad (4-12)$$

Aufgrund der nichtlinearen Beziehung zwischen Zeitspannungsvolumen und Normalkraft sowie der erforderlichen vektoriellen Darstellung der

Gleichgewichtsbedingung ist also eine nichtlineare vektorwertige Funktion iterativ zu lösen, **Bild 4-5**.

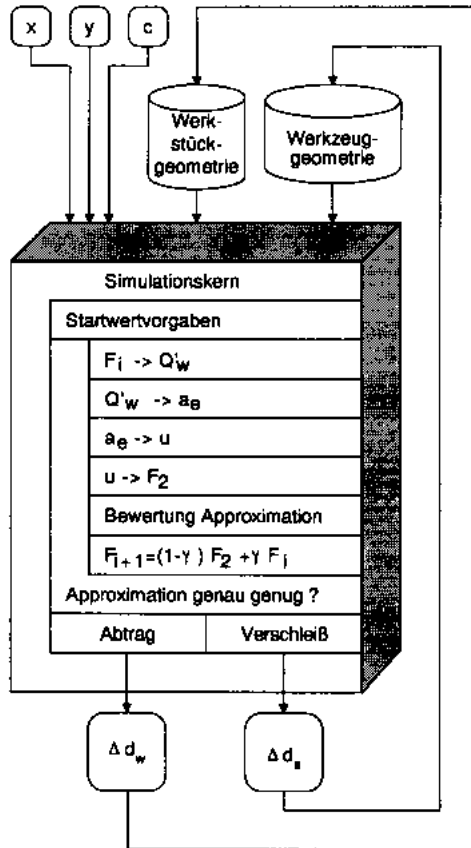


Abbildung 4-5: Lösungsschema für die Kraftgleichung

Als praktikabel hat sich dabei erwiesen, zunächst den Startvektor $\vec{F}$ möglichst in der Nähe der Gleichgewichtslösung zu wählen. Wenn möglich, bietet sich hier die Lösung des vorherigen Simulationsschritts an. Die

Konditionierung des numerischen Problems läßt auch eine Konvergenz bei Verwendung des Nullvektors als Startvektors erwarten, so daß dieser sich für die erste Iteration einsetzen läßt, wenn noch keine weiteren Informationen vorliegen.

Nun ist für jedes Element das bezogene Zeitspannungsvolumen zu berechnen, das dieser Kraftkomponente entspricht. Aus diesem wiederum folgt die Werkstückradiusabnahme a_e aus Gleichung 4-2:

$$a_e = \frac{Q'_w}{\pi d_w n_w} . \quad (4-13)$$

Die Radiusabnahmen haben wiederum Relativverlagerungen u zur Folge. Diese ergeben sich aus dem Ansatz, daß die Summe aus Schleifscheiben- und Werkstückradius im Kontaktfall größer ist als der nominale Achsabstand M_x . Die Differenz teilt sich in einen Werkstückabtrag a_e und eine elastische Verformung u auf.

$$u = \frac{d_s + d_w}{2} - a_e - M_x \quad (4-14)$$

Aus der Elementverformung u wird über die Steifigkeitsbeziehung aus Gl.4-11 ein neuer Kraftvektor bestimmt.

Zusätzlich bietet dieser Ansatz die Möglichkeit, einen Setzstock in die Simulation zu integrieren. Da das mechanische Superpositionsprinzip gilt, wird die Steifigkeitsmatrix um eine Zeile und Spalte ergänzt, die die Eingriffsposition des Setzstocks einbezieht. In der Berechnung ist dieser Bereich der Steifigkeitsgleichung jedoch gesondert zu behandeln.

Ähnlich wie an den zerspanenden Elementen wird der Setzstock durch seine Steifigkeit repräsentiert, so daß auch an dieser Position die Bildung des Kräftegleichgewichts erforderlich ist. Der mathematische Ansatz entspricht dem eines offenen Setzstocks, wie er für die Versuche zur Verfügung stand [31]. Dieser kann nur der Schleifpassivkraft entgegengesetzte Kräfte in das System einbringen.

Analog zur Vorgehensweise bei den Schleifkräften kann der Setzstockeinfluß nicht kleiner als Null werden, entsprechend kann also der Setzstockknoten zu einem Alternieren des Lösungsvektors führen. Durch Aufhebung dieser Kraftrichtungsbeschränkung können ebenfalls auf dem Markt

befindliche geschlossene Lünetten simuliert werden. Diese können jedoch nicht gegenüber dem Werkzeug positioniert werden.

Im Gleichgewichtsfall entspricht der berechnete Vektor der Rückstellkraft in allen Komponenten wieder genau dem Abtragskraftvektor. Besteht nun eine zu große Abweichung zwischen diesen beiden Vektoren, so muß ein neuer Startvektor berechnet werden, der einem erneuten Durchlauf unterzogen wird.

Die Bewertung der Güte der Annäherung erfolgt mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate; als Bewertungskriterium, das zu minimieren ist, dient die Summe über alle berücksichtigten in Kontakt befindlichen Elemente der quadratischen Differenzen zwischen Eingabe- und Ausgabevektor:

$$| \vec{F}_{i+1} - \vec{F}_i |^2 \min . \quad (4-15)$$

Für die Berechnung des jeweils nächsten Kraftvektors der Iteration kommt das Banachsche Fixpunktverfahren [73, 74] zum Einsatz. Als vektorwertige Abbildungsfunktion dient der gerade beschriebene Rechenweg vom Zerspankraftvektor zur Summe der Elementrückstellkräfte.

$$\vec{F}_{i+1} = f(\vec{F}_i) \quad (4-16)$$

Bei größeren Abweichungen des Kraftvektors von der Lösung konvergiert dieses Verfahren relativ gut. Die Konvergenzgeschwindigkeit nimmt jedoch in der Nähe der Lösung ab, die Näherung beginnt zu alternieren. Dies liegt darin begründet, daß bei Komponenten, die unterhalb der Schwellenkraft liegen, wie oben erwähnt, kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Kraft und Zeitspannungsvolumen besteht.

Beginnt der Lösungsvektor zu alternieren und die Konvergenzgeschwindigkeit abzunehmen, so ist bekannt, daß die beiden Näherungen die Lösung umschließen. In genau diesem Fall läßt sich die Konvergenzgeschwindigkeit durch einen Gedächtnisfaktor $\gamma \in [0..1[$ erhöhen.

$$\vec{F}_{i+1} = (1 - \gamma) f(\vec{F}_i) + \gamma \vec{F}_i \quad (4-17)$$

Wird allerdings γ zu groß gewählt, so führt das zu Beginn der Iteration zu nicht optimalem Konvergenzverhalten. Der verwendete Algorithmus startet deshalb zunächst mit $\gamma = 0$ und beobachtet die Konvergenz. Beginnt diese schlechter zu werden, so wird nach einer festgelegten Anzahl weiterer Schritte γ auf einen kleinen Wert unter $1 - 1/\sqrt{2}$ gesetzt. Bei dieser Anwendung hat sich gezeigt, daß jeweils bei einer Stagnation der Optimierung eine Multiplikation von $1 - \gamma$ mit etwa $1/\sqrt{2}$ zu einer deutlichen Verbesserung führt.

Ist das Verschleißverhalten der Schleifscheibe in Verbindungen mit Abricht- und Zerspanbedingungen sowie Werkstückstoff bekannt, Kapitel 4.1.1, so kann nach Abschluß der Iteration der Durchmesser aller berücksichtigten Schleifscheibenelemente korrigiert werden.

Durch Implementation der geschilderten Zusammenhänge und Algorithmen ist die Simulation der Zerspanverhältnisse bei einer bestimmten Kontaktbedingung abgeschlossen. Der Ablauf eines gesamten Schleifprozesses ist nun aus einer übergeordneten Ebene heraus zu bestimmen.

Diese Ebene definiert zu Beginn des Schleifprozesses alle Randbedingungen, wie Werkstück- und Scheibengeometrie sowie die Einspannsteifigkeit. Weiter müssen Funktionen für die Zerspankraft und den Verschleiß zur Verfügung gestellt werden.

Der eigentliche Prozeß kann nun steuernd oder auf Simulationsergebnisse reagierend, also regelnd, durchgeführt werden, indem Werkzeug und Werkstück einer Bearbeitungsstrategie folgend miteinander in Kontakt gebracht werden.

Insbesondere ist das Simulationsprogramm mit den relevanten Prozeßführungsvarianten Schäl-, Pendel- und Mehrfacheinsteichschleifen ausgerüstet, die jeweils durch den Einsatz eines gegenüber dem Werkstück oder gegenüber der Schleifscheibe stehenden Setzstocks ergänzt werden können.

4.2 Simulationsläufe zur Vertiefung des Prozeßverständnisses

Mit dem im vorangegangenen Abschnitt entwickelten Programm steht nun ein System zur Verfügung, das zunächst dazu dient, die beim Schleif-

fen tatsächlich auftretenden Phänomene aufzuzeigen und zu analysieren. Später soll es im Vergleich zu realen Versuchen und analytisch entwickelten Strategien seine Funktionstüchtigkeit weiter nachweisen und den Schleifprozeß im Detail betrachten helfen.

Ein Einsatz zur Bestimmung des zu erwartenden Durchmesserverlaufs erlaubt, dieses Programm zur Vorkompensation des Zylinderformfehlers und damit zur Prozeßauslegung zu verwenden.

Zunächst werden im folgenden einige mit dem Programm ermittelten Verläufe von Prozeßkenngrößen dargestellt und diskutiert.

Verkerk [20] entwickelte, wie in Kapitel 2 erläutert, einen Ansatz zur Beschreibung des komplexen Schleifscheibenverschleißes beim Längsschleifen, indem er ein System von linearen Differentialgleichungen aufstellte und dieses schrittweise löste. Vereinfachend nahm er Werkstück und Einspannung als ideal steif an.

Unter den gleichen Randbedingungen wird nun mit dem hier vorgestellten Simulationsprogramm ebenfalls das Problem der stufenweisen realen Zustellungen analysiert. In diesem Fall wird eine 100 mm breite Schleifscheibe mit einem Axialvorschub von $a_f = 20$ mm über das Werkstück geführt. Daraus ergibt sich eine Überschliffzahl von fünf, ebensoviele Kontaktstufen sind also in **Bild 4-6** zu unterscheiden. Wie auch in [20] ist ein konstantes Abtragverhältnis angenommen.

Der Simulationslauf zeigt, daß zunächst nur der erste Schleifscheibenteil den Werkstückabtrag bis auf den Enddurchmesser erzielt. Aufgrund der hohen Scheibenbelastung verschleißt dieser Teil sehr schnell, so daß nun die zweite Stufe ein Restaufmaß zu bewältigen hat. Das Zeitspannungsvolumen der zweiten Stufe steigt in dem Maße an, wie die erste Stufe verschleißt. Mit dem Verschleißfortschritt auch dieser Stufe bleibt für die nächste wiederum ein Aufmaß abzutragen, wodurch diese wieder verschleißt.

Dem Diagramm ist zu entnehmen, daß bereits nach weniger als 50 Werkstückumdrehungen der Verschleißfortschritt auch die letzte Stufe erreicht hat, wodurch das Endmaß nicht mehr zu erreichen ist und ein Durchmesserfehler entsteht. Entsprechend beginnt nun die Gesamtzustellung zu sinken, so daß bereits nach 200 Werkstückumdrehungen nur noch 20 % des Gesamtaufmaßes zerspannt werden.

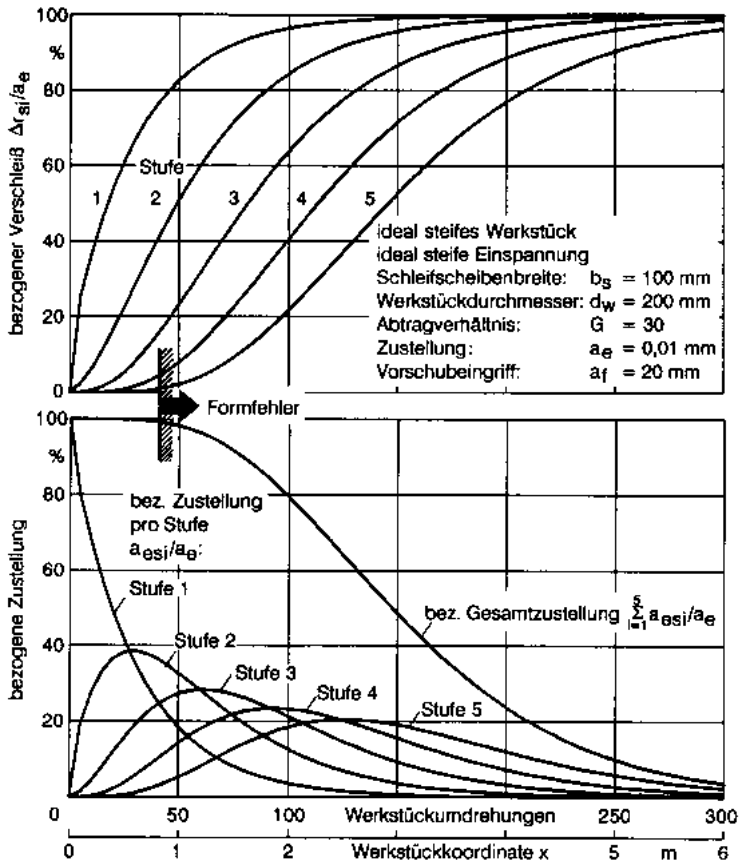


Abbildung 4-6: Ein ausgeprägter Stufenverschleiß führt zu Maß- und Formfehlern am Werkstück

Trotz des im Vergleich zu Verkerk völlig anderen Berechnungsverfahrens werden deckungsgleiche Resultate wie bei der analytischen Beschreibung erzielt. Dies ist ein Hinweis für die Relevanz der hier entwickelten Methode.

In **Bild 4-7** ist dargestellt, wie durch einen einzigen Schleifhub das gesamte Aufmaß abgetragen werden kann. Die verwendete Einspannstei­fig­keit beträgt $20 \text{ N}/\mu\text{m}$, die Werkstückgeschwindigkeit aufgrund des hohen Schlankheitsgrades $7,5 \text{ m/min}$.

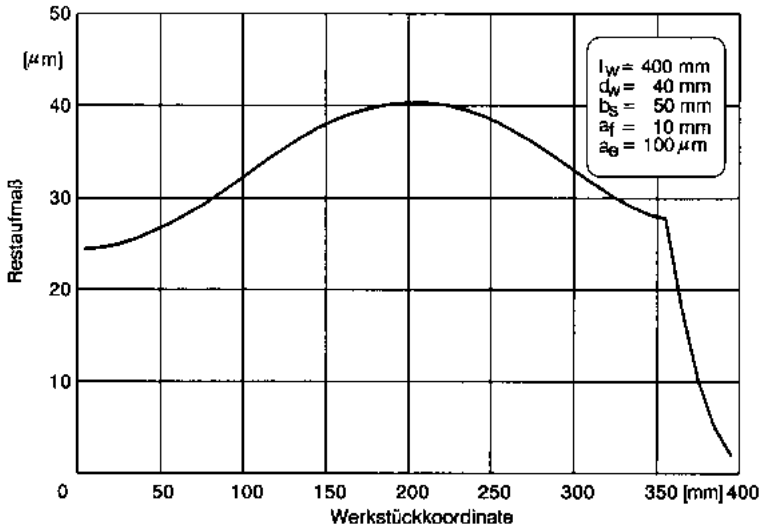


Abbildung 4-7: Erzeugte Kontur bei einem Schälschleifprozeß ohne Setzstockeinsatz

Wie zu erkennen ist, wird das durchmesserbezogene Aufmaß von $200 \mu\text{m}$ nicht vollständig abgetragen, sondern je nach Schleifposition nur 120 bis $160 \mu\text{m}$. Über die größte axiale Erstreckung weist das Werkstück die aus der Praxis bekannte Sattelkurve auf [2, 75, 49].

An diesem Beispiel sowie aus der Literatur zeigt sich, daß die Kontrolle der Systemverformung eine Schlüsselaufgabe zur Beherrschung des Längsschleifprozesses ist. Können große Durchbiegungen beherrscht und kompensiert werden, so sind höhere Zeitspanvolumina auch bei schlankeren Werkstücken möglich, auf die sonst zugunsten der Formqualität verzichtet werden muß.

Weiterhin ist dem Bild zu entnehmen, daß bei Austritt der ersten Stufe der 50 mm breiten Schleifscheibe ein sprunghaftes Absinken des Durchmessers stattfindet. Wie bereits in Bild 4-6 dargestellt, leistet diese erste Stufe bei unverschlissenem Werkzeug den Hauptabtrag. Nimmt sie nicht mehr am Prozeß teil, so sinkt die Schleifkraft rapide ab und es kommt zu einem Rückfedern des Werkstücks.

Nun sind die jeweils am Werkstückende befindlichen Scheibenelemente mit dem aus der Rückfederung resultierenden Restaufmaß im Eingriff. Bei jedem Austritt eines Elementes verteilt sich also die Restkraft auf weniger Elemente, so daß jedes nachfolgende gegenüber dem vorhergehenden einen größeren Eingriffsstoß erfährt.

Eine Folge dieses Effektes ist die bereits erwähnte Verrundung der Werkstückkante im Scheibenaustritt. Zum zweiten führt bei diesem Prozeß die Steigerung der Schleifscheibenbelastung zu einem Aufrauen der Scheibentopographie und damit zu einer Verschlechterung der Oberflächenqualität. Dieser Effekt ist in der Literatur beispielsweise in [29] bekannt und der Grund dafür, daß beim Pendelschleifen empfohlen wird, die Werkstückkante nur etwa mit einem Drittel der Scheibenbreite zu überschleifen [76].

In einem weiteren Simulationslauf wird ein Schälenschleifprozeß unter Setzstockeinsatz durchgeführt, **Bild 4-8**. In diesem Fall ist der Setzstock mit einer zur Verdeutlichung der Effekte sehr niedrigen angenommenen Steifigkeit von $30 \text{ N}/\mu\text{m}$ genau gegenüber der ersten Schleifscheibenstufe montiert. Dadurch wird bei unverschlissener Scheibe die Schleifnormalkraft an genau der Axialposition abgefedert, wo sie eingeleitet wird. Die Setzstock-Radialposition ist dabei so korrigiert, daß das Nenn-Fertigmaß genau erreicht wird.

Insgesamt ergibt sich ohne weitere Maßnahmen eine maximale Durchmesserdifferenz von weniger als $4 \mu\text{m}$, die aus der Wechselwirkung der Stützstellen und der Verteilung des Schleifscheibeneingriffs resultiert. Erkennbar ist wieder die charakteristische – hier allerdings sehr geringe – Durchmesserabnahme beim Austritt der Schleifscheibe aus dem Werkstück.

Dieser Simulationslauf deutet darauf hin, daß diese Prozeßführung mit einer angepaßten Schleifscheibengeometrie zur besseren axialen Verteilung der Schleifkraft das Potential hoher Leistungsfähigkeit besitzt.

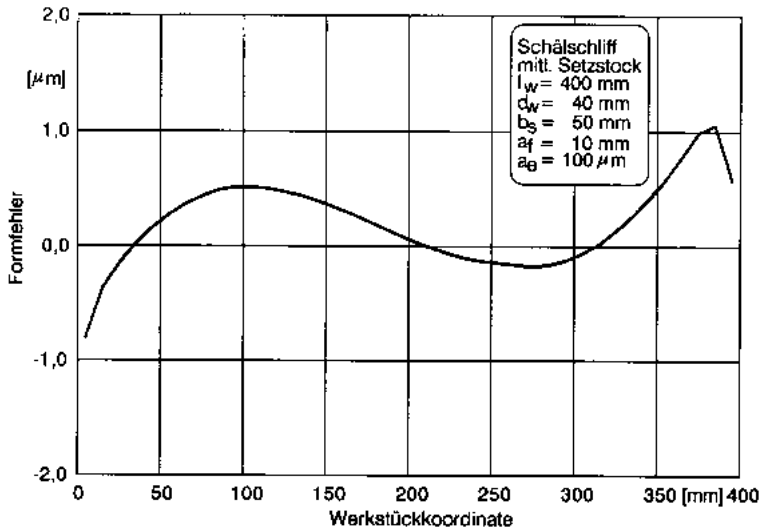


Abbildung 4-8: Formfehler bei einem Schälschliffprozeß mit Setzstock gegenüber der Schleifscheibe

Die Positionierung des Setzstocks gegenüber dem Werkzeug führt dazu, daß in einer gewissen Entfernung der Zerspanstelle von der Einspannung fast ausschließlich das lokale Nachgiebigkeitsverhalten zwischen Schleifscheibe und Setzstock eine Rolle spielt.

Diese Verfahrensvariante ist damit für die Bearbeitung sehr schlanker Werkstücke prädestiniert, wobei ohne weiteres relativ große Kräfte im Schleifspalt wirken dürfen. Kann kein Setzstock gegenüber dem Werkzeug montiert werden, so werden heute in der industriellen Praxis [12, 1] zahlreiche handgeführte Lünetten verwendet.

Zur Untersuchung der Auswirkung verschiedener Axialpositionen des Setzstocks gegenüber der Schleifscheibe dient der Simulationslauf in **Bild 4-9**. Bei einer zylindrischen Schleifscheibenbreite von 50 mm ist der Setzstock etwa gegenüber der Werkzeugmitte montiert. Der Axialvorschub beträgt 10 mm, bei einer Gesamtzustellung von nominal 10 μm . In die-

sem Lauf wird die Schleifscheibe axial an das Werkstück herangefahren, etwa zwei Werkstückumdrehungen später kommt stoßweise der Setzstock in Kontakt.

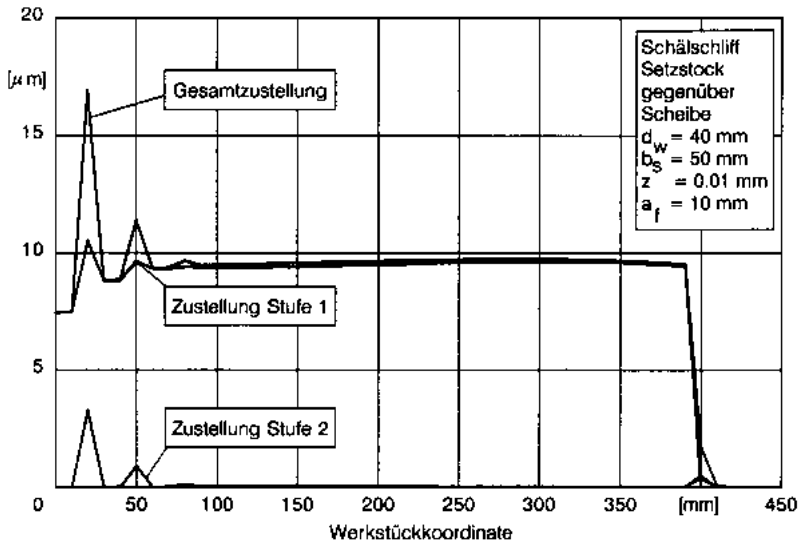


Abbildung 4-9: Eingriffsstöße können zu periodischen Durchmesser-schwankungen führen

Im Bild repräsentiert die oberste Kurve die Gesamtzustellung, die weiteren Verläufe entsprechen den Zustellungen in den fünf Scheibenstufen. Es zeigt sich, daß der plötzliche Angriff des Setzstocks einen sprunghaften Anstieg der Zustellung auf das anderthalbfache zur Folge hat.

Nach einer Periodendauer von drei Werkstückumdrehungen ist diese Anregung zwar gedämpft, führt aber in allen aktiven Scheibenstufen zu einer Erhöhung der Zustellung. Erst nach einer weiteren Periode ist die Schwingung so weit abgeklungen, daß keine Beeinträchtigung des Prozeßverlaufs mehr zu erwarten ist.

Ähnlich wie beim spitzenlosen Durchlaufschleifen wird das Werkstück an der gleichen Oberfläche abgestützt, an der es momentan bearbeitet wird

[77]. Jedes Werkstückelement kommt also erst nach einer Phase des Materialabtrags mit dem Setzstock in Kontakt. Die Folge ist der geschlossene Wirkungskreis nach **Bild 4-10**, in diesem Fall eine Rückführung mit Totzeitglied, die dynamische Vorgänge ermöglicht [78].

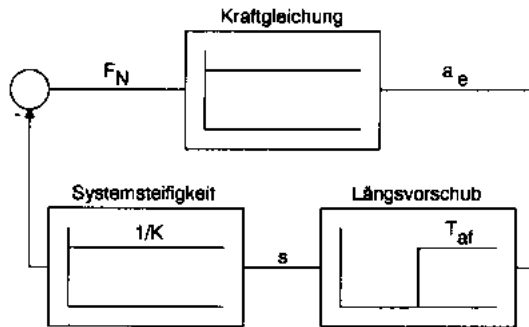


Abbildung 4-10: Ursache für die Durchmessermodulation ist eine Krafrückführung durch den Setzstock

Eine beliebig kleine Schwankung des Materialabtrages an einem Werkstückelement führt am Setzstock nach einer Totzeit zu einer Auslenkung. Diese Totzeit ist durch den axialen Abstand zwischen Zerspanstelle und Lünette sowie die axiale Vorschubgeschwindigkeit v_{fa} bestimmt.

Beispielsweise hat ein infolge des Eingriffsstoßes des Setzstocks dünner geschliffenes Werkstückelement eine geringere Rückstellkraft des Setzstocks zur Folge. Diese Schwankung führt unmittelbar an der dann aktuellen Zerspanstelle zu einer Durchmesservergrößerung.

Anschließend wiederholt sich der gleiche Wirkungskreis mit umgekehrtem Vorzeichen. Auf diese Weise entsteht entlang der Werkstückachse eine zeitliche Durchmessermodulation.

Genau dieser Effekt periodischer Durchmesservariation, die erst im Verlaufe des Prozesses gedämpft wird, wird auch in realen Prozessen bei stoßweisem Setzstockeingriff beobachtet [45]. In diesem Fall war die Durchmesserschwankung zusätzlich mit zeitlich moduliertem Rattern verbunden, das ebenfalls auf die gleiche Ursache zurückzuführen ist.

In Bild 4-9 wird nochmals der Mechanismus der bereits erwähnten Durchmesserabnahme beim Austritt der Werkzeugvorderkante deutlich. Verläßt die Zone, die die Hauptzerspanarbeit leistet, das Werkstück, so kann das Werkstück zurückfedern, so daß die jeweils verbleibenden Kontaktbereiche durch höhere Zustellungen belastet werden.

5 Analyse des Nachgiebigkeitsverhaltens schlanker Wellen als Voraussetzung eines stationären Prozeßverlaufs

Eine Kernaussage der vorangegangenen Kapitel ist, daß die Leistungsfähigkeit von Längsschleifprozessen nur dann wirksam erhöht werden kann, wenn die Verformungen an der Zerspanstelle analysiert und minimiert werden. Denn nur dann lassen sich die Bearbeitungszeiten durch höhere Zerspanleistungen verkürzen, so daß trotz der damit verbundenen gestiegenen Kräfte die Zylinderformabweichung [79] nicht leidet.

Neben der Vorhersage des zu erwartenden Formfehlers lassen sich aus der Analyse des Nachgiebigkeitsverhaltens insgesamt die folgenden drei Maßnahmen entwickeln:

- Optimierung der Einspannsteifigkeit,
- Erstellung von formkorrigierten NC-Programmen [80] und
- angepaßte Durchmesserregelung im Schleifprozeß [81, 2].

Alle drei Aufgaben lassen sich nur dann sinnvoll verfolgen, wenn die Verlagerung zwischen Werkstück und Werkzeug unter den Bearbeitungskräften mit einfachen Mitteln beschrieben werden kann.

5.1 Analyseverfahren

Je nach Anforderung an die Komplexität des Problems und die erforderliche Genauigkeit der Aussagen der Analyse kommen grundsätzlich drei Verfahren der elementaren Festigkeitslehre [52, 53] in Frage, die jeweils spezifische Vor- und Nachteile in sich bergen. Diese sind die

- rein analytische Methode, die
- Elementkopplung nach dem Ansatz von Castigliano sowie die
- Methode der finiten Elemente (FEM).

Besteht das Werkstück im wesentlichen aus einem homogenen Zylinder, so bietet sich die rein analytische Methode an, die in sich fehlerfrei ist, so daß die einzige relevante Unsicherheit in der Bezifferung der angreifenden Schleifkräfte sowie der Einspannsteifigkeiten liegt.

Das Verfahren selbst ist einfach anwendbar, da insgesamt nur zwei relativ elementare Gleichungen zu betrachten sind. Entsprechend ist der erforderliche Speicherplatzbedarf in einer modernen Rechenanlage zu vernachlässigen. Die Systembeschreibung durch geschlossene Gleichungen ermöglicht die Anwendung analytischer mathematischer Methoden, wie im folgenden Abschnitt zu sehen sein wird.

Die Methode von Castigliano eröffnet darüber hinaus die Möglichkeit, rotationssymmetrische Werkstücke, die aus mehreren zylindrischen Elementen bestehen, zu beschreiben. Die größere Zahl an Freiheitsgraden bei der Geometriebeschreibung schlägt sich in einer größeren Komplexität des Lösungsalgorithmus nieder.

Vom Aufwand zwischen der analytischen Methode und der FEM angesiedelt, ist bei diesem Verfahren allerdings von Nachteil, daß für jeden Belastungsfall das systembeschreibende Gleichungssystem neu aufgestellt und gelöst werden muß.

Der wichtigste Vorteil der Methode der finiten Elemente FEM [53] besteht in diesem Anwendungsfall [82, 18] darin, daß auch komplexe geometrische Strukturen für alle Belastungsfälle nur ein einziges Mal definiert werden müssen. Für den Angriff durch verschiedene Kräfte, deren Anzahl nur durch die zur Verfügung stehenden Koppelstellen begrenzt ist, ist nur jeweils ein lineares Gleichungssystem zu lösen.

Die Anwendung dieses Ansatzes ist ohne weiteres als Rechenvorschrift oder Kochrezept möglich, da nur wenige verschiedene, immer wieder verwendete Elementstrukturen miteinander verknüpft werden. Da hier in der Regel auch der Schubefluß von Querkraften berücksichtigt wird, ist der Speicherplatzbedarf zur Aufnahme der Werkstückstruktur zumindest doppelt so hoch wie beim Ansatz nach Castigliano.

Bei den für Schleifprozesse üblichen Verformungen, die gegenüber den Systemdimensionen sehr klein sind, können die Genauigkeiten der drei beschriebenen Verfahren als gleichwertig bezeichnet werden, wie auch Vergleichsrechnungen nachweisen [83, 84, 49].

Zur Problemlösung kann also empfohlen werden, das Verfahren zu wählen, das mit dem geringsten Aufwand die zur Aufgabenbeschreibung notwendigen Freiheitsgrade bietet.

Der hier angesprochenen Thematik der Nachgiebigkeitsanalyse rechnerisch nahezu gleichwertig ist das der Geometriekorrektur, die bei numerisch gesteuerten Zerspanmaschinen heute mit geringem Aufwand möglich ist.

Bei zylindrischen Werkstücken ist anzunehmen, daß im stationären Bearbeitungsfall die Schleifkraft über der gesamten Schleiflänge konstant bleibt. Unter diesen Umständen ist es möglich, die mit einem der folgenden Verfahren ermittelte Durchbiegekurve zur Erstellung eines formkorrigierten NC-Programms zu nutzen.

Dazu ist zunächst anhand eines Schleifkraftansatzes [17, 66, 11, 55, 85] die zu erwartende Passivkraft abhängig von den Prozeßrandbedingungen zu ermitteln. Das zu erstellende Geometrieprogramm muß dann der mit der Schleifkraft multiplizierten Nachgiebigkeitskurve, also der voraussichtlichen Verformungsstruktur, genau entgegenwirken.

5.1.1 Analytische Vorgehensweise

Bereits Kroehs [32] legt dar, daß sich die Gesamtverformung eines Werkstücks zwischen Spitzen infolge der Schleifkraft aus zwei Komponenten zusammensetzt. Zum einen ist die Verformung des Werkstückes selbst von Bedeutung, dies gilt umsomehr, je dünner und länger die bearbeitete Welle ist. Zum anderen wirkt die Einspannung an den beiden Spitzen als Federpaar.

Zur Verformungsanalyse genügt zunächst die Betrachtung der Nachgiebigkeitsverläufe, da diese multipliziert mit den Bearbeitungskräften die tatsächliche Relativverlagerung ergeben. Von Bedeutung ist bei Annahme eines punktförmigen Schleifkraftangriffs die momentane Nachgiebigkeit $w_1(x, a)$ an der Beobachtungsordinate a , gleichbedeutend mit der Stelle des Kraftangriffs mit der axialen Koordinate x . Gao [49] drückt dies wie folgt aus:

$$w_1(a) = w_1(x, a) \mid \{x = a\}, \quad a \in [0, l]. \quad (5-1)$$

Unter der Annahme eines ideal eigensteifen Werkstücks erzeugt eine Einheitskraft an der axialen Position $x = a$ in das System eingebracht an den Einspannstellen 1 und 2 die folgenden Verformungen:

$$w_{s1} = \frac{1}{k_1} \frac{l-a}{l} \text{ sowie } w_{s2} = \frac{1}{k_2} \frac{a}{l} . \quad (5-2)$$

Dabei ist l die Werkstücklänge, die Einspannsteifigkeiten sind durch k_1 und k_2 repräsentiert. Um nun die Nachgiebigkeit an der Zerspanstelle w_1 zu ermitteln, wird das Hebelgesetz angewandt:

$$w_1(a) = w_{s1} + \frac{a}{l}(w_{s2} - w_{s1}) . \quad (5-3)$$

Sind weiterhin die Spitzensteifigkeiten k_1 und k_2 gleich k , wie dies zur Erzielung eines symmetrischen Durchbiegungsverlauf unabdingbar ist, so ergibt sich durch Einsetzen der beiden vorstehenden Gleichungen:

$$w_1(a) = \frac{a^2 + (l-a)^2}{l^2 k} . \quad (5-4)$$

Es liegt damit also eine zur Werkstückmitte ($a = l/2$) symmetrische konvexe Kurve zweiter Ordnung vor, **Bild 5-1**.

Die Eigennachgiebigkeit des Werkstücks w_2 für kleine Durchbiegungen ergibt sich aus der Differentialgleichung der Biegelinie der Balkenachse, der sogenannten Eulerschen Elastika [52, 53]:

$$w_2''(a) \cdot F = -\frac{M_b(a)}{EI_{ax}(a)} . \quad (5-5)$$

In dieser Gleichung ist $M_b(a)$ das an der Axialposition a auf den Balken wirkende Biegemoment infolge der Schleifkraft F , E ist der Elastizitätsmodul, I_{ax} schließlich das axiale Flächenmoment zweiten Grades. Bei einer zylindrischen Welle ist I_{ax} über der gesamten Werkstücklänge konstant.

$$I_{ax} = \frac{\pi d^4}{64} \quad (5-6)$$

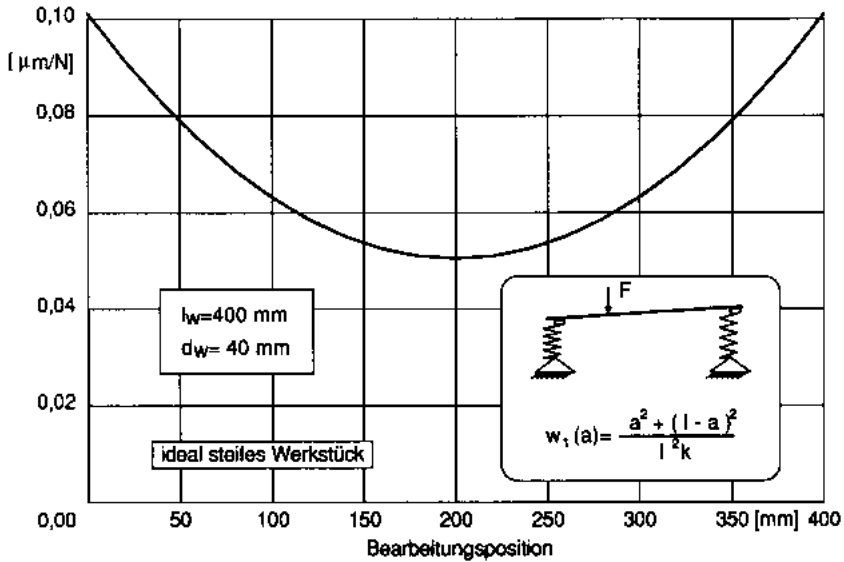


Abbildung 5-1: Zerspannachgiebigkeit infolge der Einspannung

Der Verlauf des Biegemoments über der axialen Erstreckung des Werkstücks ist aufgrund des Schnittprinzips zu beiden Seiten der Krafteingriffsstelle stückweise linear. Durch zweimalige Integration der Gleichung zur Bestimmung der tatsächlichen Nachgiebigkeit entstehen zwei zusätzliche Freiheitsgrade, die über die Einspannbedingungen ($w_2(0) = w_2(l) = 0$) wieder gefesselt werden. Insgesamt ergibt sich also als Nachgiebigkeit an der Krafteinleitungsstelle:

$$w_2(a) = \frac{a^2 \cdot (l - a)^2}{3EI_{ax}l} . \quad (5-7)$$

Wie erwartet ist auch dieser Kurvenverlauf symmetrisch zur Werkstückmitte. Die Funktion in **Bild 5-2** besitzt allerdings einen Grad von 4 und ist konvex.

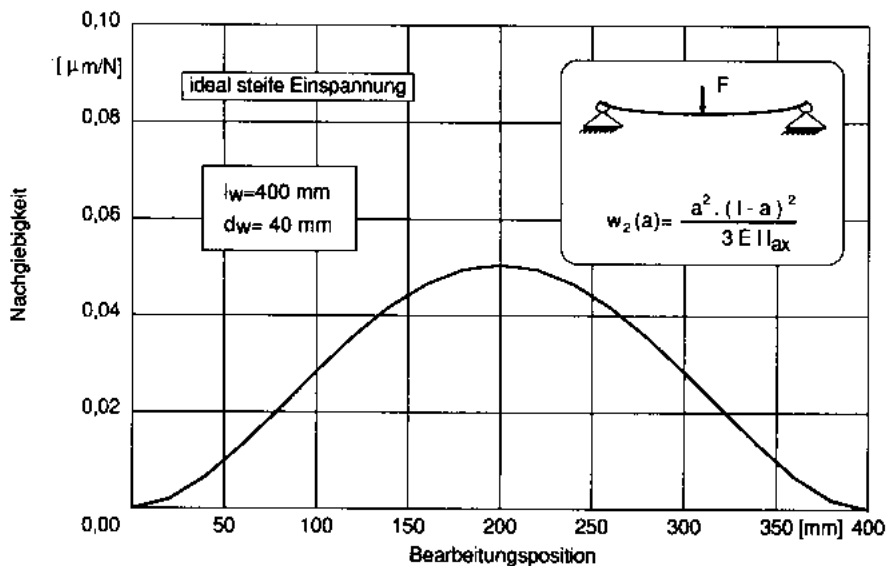


Abbildung 5-2: Eigennachgiebigkeit des Werkstücks

Wie in [32] erläutert, ergibt sich die Gesamtverformung als Summe dieser beiden Einzelkomponenten.

$$w(a) = w_1(a) + w_2(a) \quad (5-8)$$

Es werden also eine konvexe und eine konkave Funktion verschiedenen Grades superponiert, so daß diese einander zumindest teilweise kompensieren können. Dieser Effekt ist in [32] exemplarisch dargestellt, **Bild 5-3**.

Um die tatsächliche Verformung des elastischen Systems zu bestimmen, ist die Nachgiebigkeit mit der prozeßspezifischen Schleifkraft zu multiplizieren.

Im oberen Bildteil ist dabei die Verformung und damit der zu erwartende Formfehler unter einer angenommenen Passivkraft von 1 N dargestellt.

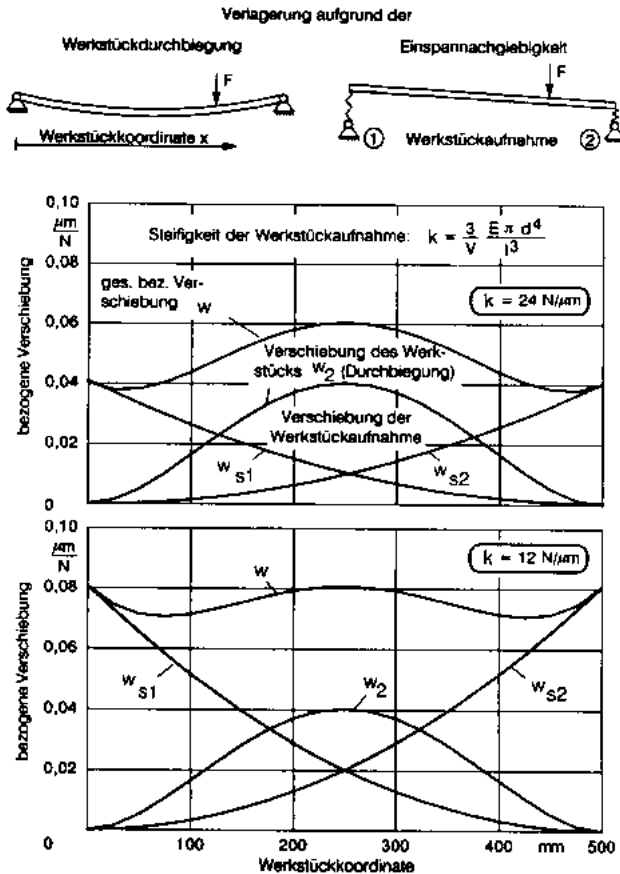


Abbildung 5-3: Die Nachgiebigkeiten von Werkstück und Einspannung kompensieren einander teilweise

Die maximale Verschiebung bei einer relativ steifen Einspannung von $24 \text{ N}/\mu\text{m}$ beträgt $0,06 \mu\text{m}/\text{N}$.

Wird nun die Einspannsteifigkeit auf die Hälfte reduziert, so erhöht sich die maximale bezogene Verschiebung nur um 30 %, da in diesem Fall

der Einfluß der Werkstücksteifigkeit steigt. Die Differenz zwischen maximaler und minimaler Durchbiegung, ein Maß für den zu erwartenden Zylinderformfehler, ist gegenüber der steiferen Einspannung zumindest halbiert.

Dieses Beispiel zeigt bereits, daß es sinnvoll sein kann, nicht die maximal mögliche Einspannsteifigkeit zu realisieren. Durch Inkaufnahme einer tolerablen Steigerung der Gesamtverformung läßt sich ein deutliche geringerer Formfehler durch eine angepaßte Einspannung erzielen. Auf die optimale Einstellung dieser Randbedingung wird in einem folgenden Abschnitt weiter eingegangen.

5.1.2 Methode von Castigliano

Ausgangspunkt für dieses Verfahren [83, 49] ist, wie die analytische Methode, die allgemeine Differentialgleichung der Biegelinie für kleine Durchbiegungen Gl. 5-5. Durch zweimalige Integration ergibt sich hier der Betrag der Gesamtnachgiebigkeit $w(a)$, die dann allerdings die Verformungen durch die Einspannsteifigkeit bereits berücksichtigt muß.

$$w(a) \cdot F = \int_l \int_l \frac{M_b(a)}{EI_{ax}(a)} da da \quad (5-9)$$

Das Biegemoment pro Schleifkraft resultiert aus den Einspannkräften aus Gl. 5-2. Es muß zwischen den Werkstückabschnitten links (1) und rechts (2) der Schleifstelle unterschieden werden [86], so daß gilt:

$$\frac{M_{b1}}{F} = \frac{(l-a)x}{l} \quad (5-10)$$

und

$$\frac{M_{b2}}{F} = \frac{(l-x)a}{l} . \quad (5-11)$$

Das axiale Flächenmoment ist weiter vom betrachteten Durchmesser (Gl. 5-6) abhängig. Bei einem Werkstück, das über n Zylinderelemente verfügt, ist das unbestimmte Integral also nur stückweise lösbar.

Im folgenden seien die axialen Positionen rechts des i -ten Elements x_i , die Schleifstelle trage den Index f , so daß nach zweimaliger Integration abschnittsweise die Nachgiebigkeiten formuliert werden zu:

$$w = \frac{(l-a)x^3}{6EI_{ax,i}l} + C_i x + D_i \quad i = 1, 2, \dots, f \quad (5-12)$$

sowie

$$w = \frac{(l-a)x^3 - l(x-a)^3}{6EI_{ax,i}l} + C_i x + D_i \quad i = f+1, f+2, \dots, n. \quad (5-13)$$

Bei n Werkstückelementen, also ebensovielen Abschnitten der Nachgiebigkeitskurve w , ergeben sich jeweils n Unbekannte C_i und D_i , die durch die Randbedingungen zu bestimmen sind.

Die Nachgiebigkeiten an den Einspannstellen ergeben sich aus Gl. 5-2. Damit können die folgenden zwei Gleichungen aufgestellt werden:

$$\frac{(l-a)}{k_1 l} = D_1 \quad (5-14)$$

und

$$\frac{a}{k_2 l} = \frac{(l-a)l^3}{6EI_{ax,n}l} + C_n l + D_n. \quad (5-15)$$

An den Koppelstellen müssen die Neigungen der Nachgiebigkeiten der beiden beteiligten Elemente weiterhin gleich sein. Diese Bedingung führt auf $n-1$ Gleichungen.

$$C_i = C_{i+1} + P_i \quad (5-16)$$

P_i steht dabei verkürzt für die beiden folgenden Gleichungen, bei denen wieder nach Positionen links oder rechts von der Schleifstelle zu differenzieren ist.

$$P_i = \frac{(l-a)x_i^2}{2El} \cdot \left(\frac{1}{I_{ax,i+1}} - \frac{1}{I_{ax,i}} \right), \quad i = 1, 2, \dots, f \quad (5-17)$$

und

$$P_i = \frac{a(2lx_i - x_i^2)}{2El} \cdot \left(\frac{1}{I_{ax,i+1}} - \frac{1}{I_{ax,i}} \right), \quad i = f+1, f+2, \dots, n \quad (5-18)$$

In analoger Weise sind an den Verknüpfungspunkten auch die absoluten Verformungen gleich, so daß weitere $n-1$ Gleichungen durch Gleichsetzen der Beschreibungen zweier aufeinanderfolgender Elemente entstehen.

$$C_i x_i + D_i = C_{i+1} x_i + D_{i+1} + Q_i \quad (5-19)$$

Wiederum faßt Q_i Ausdrücke zusammen, die positionsabhängig sind:

$$Q_i = \frac{(l-a)x_i^3}{6El} \cdot \left(\frac{1}{I_{ax,i+1}} - \frac{1}{I_{ax,i}} \right), \quad i = 1, 2, \dots, f \quad (5-20)$$

und

$$Q_i = \frac{a(3lx_i^2 - x_i^3)}{6El} \cdot \left(\frac{1}{I_{ax,i+1}} - \frac{1}{I_{ax,i}} \right), \quad i = f+1, f+2, \dots, n. \quad (5-21)$$

Zur Lösung des hiermit vollständigen linearen Gleichungssystems in C_i und D_i könnte nun beispielsweise die Gauß-Elimination angewendet werden. Aufgrund der geringen Matrixbandbreite von 2 lohnt es sich jedoch hier, einen speziellen Algorithmus [49] zu entwickeln, der mit deutlich weniger Rechenoperationen und damit preiswerter durchführbar ist.

Aus Gl. 5-14 ist D_1 bereits beschrieben. Nun können sukzessive die weiteren Konstanten D_i bestimmt werden mit:

$$D_i = I_{ax,i} \left(P_{i-1} - Q_{i-1} + \frac{D_{i-1}}{I_{ax,i-1}} \right) \quad i = 2, 3, \dots, n. \quad (5-22)$$

Durch Umstellung kann nun aus Gl. 5-15 C_n bestimmt werden.

$$C_n = \frac{a}{k_2 l^2} - \frac{(l-a)l}{6EI_{ax,n}} - \frac{D_n}{l} \quad (5-23)$$

Von rechts nach links werden nun die restlichen C_i unter Zuhilfenahme von Gl. 5-19 berechnet. Dabei nimmt i wiederum die Werte $i = n-1, n-2, \dots, 1$ an.

Der tatsächliche Verlauf der Verformung infolge der axial sich über das Werkstück bewegenden Schleifkraft ist hier dadurch zu bestimmen, daß zunächst eine genügende Anzahl fester Axialpositionen vorgewählt wird, die eine ausreichend genaue Interpolation der Zwischenwerte zuläßt.

Anhand von Gl. 5-1 sind dann die Position der Schleifkraft und der Verformungsmessung für jede Position gleichzusetzen. Nach der Lösung anhand der oben beschriebenen Methode ist der Nachgiebigkeitswert noch mit der anzunehmenden Schleifkraft zu multiplizieren.

5.1.3 Methode der Finiten Elemente FEM

Bei der Methode der Finiten Elemente FEM [53] muß für eine geometrische Struktur, hier also das bearbeitete Werkstück mit Einspannung, auch für verschiedene Belastungsfälle nur ein Gleichungssystem aufgestellt werden, das die Systemsteifigkeit beschreibt. Diese Eigenschaft kommt gerade im vorliegenden Fall als Vorteil zum Tragen, weil die Schleifkraft beim Längsschleifen an verschiedenen Axialpositionen wirken kann.

Auf eine ausführliche Herleitung der Methode muß an dieser Stelle verzichtet werden, jedoch soll hier ein Überblick über die im speziellen Anwendungsfall gewählte Vorgehensweise gegeben werden.

Die FEM in der Festigkeitsrechnung beruht darauf, daß auch komplexe geometrische Strukturen in endlich kleine, also finite, Elemente zergliedert werden können. Diese Elemente sind nun im Gegensatz zum gesamten System so einfach, daß ihre Festigkeitseigenschaften für Einwirkungen an definierten Positionen, den Knoten, analytisch bestimmt werden können.

Der Zusammenhang zwischen den auf die Knoten eines Elements einwirkenden Kräften und Momenten $\vec{F}$ sowie den resultierenden Verschiebungen und Verdrehungen $\vec{u}$ wird durch die lokale Steifigkeitsmatrix $\mathbf{K}$ repräsentiert. Mathematisch ist dies wieder das Hooke'sche Gesetz in vektorieller Darstellung aus Gl. 4-11.

Alle elementbezogenen Gleichungssysteme werden nun in eine das Gesamtsystem beschreibende Steifigkeitsmatrix eingeordnet. Nach Angabe einer Menge von Randbedingungen, die der vektoriellen Dimension des Gleichungssystems entspricht, kann die Problemgleichung gelöst werden.

Zunächst sind also Bestimmungsgleichungen für ein Element, in diesem Fall also einen Zylinder, aufzustellen. Werden das Eigengewicht des Werkstücks sowie die Torsion infolge der Schleiftangentialkraft vernachlässigt, so ergibt sich eine Struktur, die sich nur in einer Ebene verformen kann.

Da Strukturbelastungen nur an Knoten zugelassen sind, ist die Verformung dann vollständig beschrieben, wenn die an den Schnittstellen zu weiteren Elementen auftretenden Momente und Querkräfte und die inneren Eigenschaften wie die Länge l , der Durchmesser über das Flächenmoment I_{ax} und der Elastizitätsmodul E angegeben sind, **Bild 5-4**.

Horbach leitete in [84] die Erstellung des Gleichungssystems für das zylindrische Element mit vier Freiheitsgraden her, indem er die Einflüsse der möglichen jeweils zwei Querkräfte S und Momente M_b auf die Verschiebungen u_1 und u_3 sowie die Verdrehungen u_2 und u_4 analysierte.

$$\begin{pmatrix} S_2 \\ M_1 \\ S_4 \\ M_3 \end{pmatrix} = \frac{EI_{ax}}{(1 + \phi)l^3} \begin{pmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & (4 + \phi)l^2 & -6l & (2 - \phi)l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & (2 - \phi)l^2 & -6l & (4 + \phi)l^2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{pmatrix} \quad (5-24)$$

Der Koeffizient ϕ berücksichtigt dabei den Schubeinfluß.

$$\phi = \frac{12EI_{ax}}{GA l^2} \quad (5-25)$$

A ist hier die Zylinderquerschnittsfläche, der Schubmodul G ergibt sich unter der Randbedingung der Volumenkonstanz aus dem Elastizitäts-

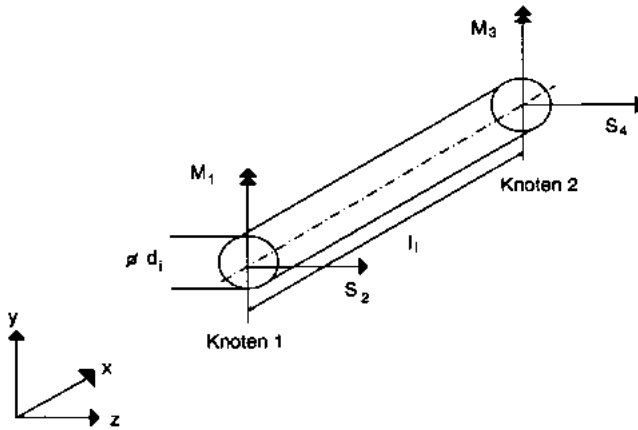


Abbildung 5-4: Beschreibung eines Zylinderelements

modul E und der Querkontraktionszahl μ . Diese hat bei Stahl den Wert $\mu = 1/3$.

$$G = \frac{E}{2 + 2\mu} = 3/8E \quad (5-26)$$

Das Gleichungssystem für ein Element ist wegen des Prinzips *actio gleich reactio* symmetrisch. Stellt man dieses System für i Werkstückelemente auf, so entstehen i lokale Gleichungssysteme, die in die Gesamtsteifigkeitsmatrix eingesteuert werden. Die lokalen Matrizen werden jeweils über die mit den Nachbarelementen gemeinsamen Knoten additiv gekoppelt.

Das Eigenverhalten des Werkstücks wird nun durch die Maschinensteifigkeit ergänzt. Geht man davon aus, daß die beim Außenrundscheifen üblichen Lagerungen, also Spitzen [8] oder Kugeln [87, 88], keine Momente aufnehmen können, so kann nur die Einspannquerkraft Einfluß auf die Verschiebung der Endknoten nehmen.

Die somit zusammengesetzte globale Matrix beschreibt nun das Verhalten jeweils an den Schnittstellen zwischen den Zylinderelementen, also den Knoten. Durch die Koppelung reduzieren sich die $4i$ lokalen zu $2i + 2$ globalen Gleichungen entsprechend den $i + 1$ Knoten; ebensoviele Randbedingungen sind zur Lösung erforderlich.

Die symmetrische Matrix besitzt eine Bandstruktur mit einer Bandbreite von 4, da jeder Knoten nur auf seine unmittelbaren Nachbarknoten Einfluß nimmt. Zur Speicherung in einer Rechanlage genügt also ein Feld mit 4 Spalten und $2i + 2$ Zeilen, **Bild 5-5**.

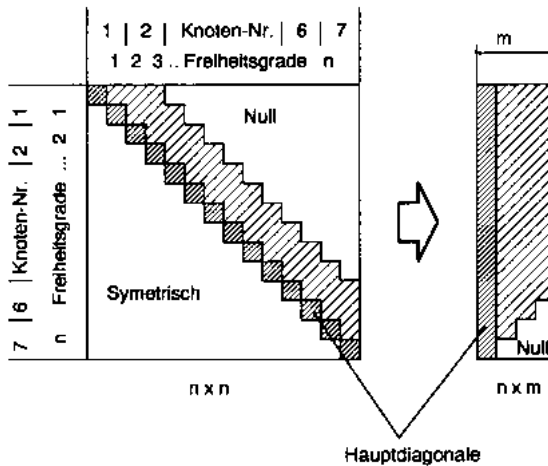


Abbildung 5-5: Platzsparende Speicherung der bandförmigen Matrix für 7 Knoten

Die Randbedingungen sind nun aus den äußeren Kräften und Momenten zu bestimmen. An keinem Knoten greift in diesem Anwendungsfall ein äußeres Moment an. Querkräfte resultieren nur aus den Schleifnormalkräften, die auf bestimmte Knoten wirken.

Um die Steifigkeitsmatrix beispielsweise für die Simulation in Kapitel 4 aufzustellen, müssen also die Reaktionen in allen Knoten der Zerspan-

zone auf nacheinander jeweils eine Einheitskraft an allen Zerspanknoten berechnet werden.

Die globale Steifigkeitsmatrix, die durch Superposition aus Gl. 5-24 gewonnen wird, ist symmetrisch und positiv definit. Als Lösungsverfahren bietet sich also der Cholesky-Algorithmus an [74, 73]. Dabei wird die Steifigkeitsmatrix in zwei zueinander transponierte Dreiecksmatrizen zerlegt, so daß ein Gleichungssystem des folgenden Typs aufzulösen ist:

$$\mathbf{R}^T \mathbf{R} \vec{u} + \vec{S} = \vec{0}. \quad (5-27)$$

Nach Einführung des Hilfsvektors $\vec{y} = \mathbf{R} \vec{u}$ läßt sich das System

$$\mathbf{R}^T \vec{y} + \vec{S} = \vec{0}. \quad (5-28)$$

durch Vorwärtseinsetzen lösen. Es ergibt sich

$$\mathbf{R} \vec{u} - \vec{y} = \vec{0}. \quad (5-29)$$

Diese Gleichung liefert schließlich den gesuchten Verschiebungsvektor durch Rückwärtseinsetzen.

5.2 Verformung ohne Setzstockeinsatz

Wie bereits im Abschnitt 5.1.1 erläutert, setzt sich die in Gl. 5-8 berechnete Gesamtverformung der Struktur aus Werkstück und Einspannung aus zwei Komponenten zusammen, die einander zumindest teilweise kompensieren.

Wenn es nun gelingt, die mechanischen Randbedingungen des Prozesses so einzustellen, daß die Differenz zwischen minimaler und maximaler Durchbiegung einen möglichst kleinen Wert annimmt, so ist ein minimaler Zylinderformfehler zu erwarten [79].

Bis auf die Einspannsteifigkeit k , die aus Symmetriegründen an beiden Spannpunkten gleich sein sollte, sind alle steifigkeitsbestimmenden Parameter durch das zu bearbeitende Werkstück vorgegeben. Deshalb ist zur Optimierung des Zylinderformfehlers eine Kurvendiskussion zur Anpassung von k erforderlich.

5.2.1 Analyse des Verformungsverhaltens

Zu betrachten sind jeweils die absoluten Extremwerte der Funktion aus Gl. 5-8, die entweder an den Werkstückenden oder als lokale Extrema innerhalb der Werkstücklänge auftreten können.

$$w(a) = \frac{a^2 + (l-a)^2}{l^2 k} + \frac{a^2 \cdot (l-a)^2}{3EI_{ax}l} \quad (5-30)$$

An den Werkstückenden ist die Nachgiebigkeit genau die der Einspannung:

$$w(a=0) = w(a=l) = \frac{1}{k}. \quad (5-31)$$

An lokalen Extremwerten ist zunächst die notwendige Bedingung zu erfüllen, daß die erste Ableitung nach der Veränderlichen a Null sein muß.

$$w'(a) = \frac{\partial w}{\partial a} = 2 \left(\frac{(2a-l)}{l^2 k} + \frac{2a^3 - 3a^2 l + 2al^2}{3EI_{ax}l} \right) \quad (5-32)$$

Aus Gründen der Symmetrie gilt $w'(a=l/2) = 0$, wie sich nachrechnen läßt. Die resultierende Nachgiebigkeit berechnet sich dort zu:

$$w(l/2) = \frac{1}{2k} + \frac{l^3}{48EI_{ax}}. \quad (5-33)$$

Die in der Mitte des Werkstücks wirkende symmetrische Parallelschaltung der Einspannungen drückt sich in dieser Gleichung durch den hier minimalen ersten Term aus, die Durchbiegung des Werkstücks selbst ist, wie sich nachrechnen läßt, in der Mitte maximal.

Die Nullstelle von w' in der Werkstückmitte $a-l/2=0$ läßt sich durch Polynomdivision [74] abspalten, so daß alle weiteren möglichen Nullstellen auch in der Funktion

$$w'_2(a) = 4 \left(\frac{a^2 - al}{3EI_{ax}l} + \frac{1}{l^2 k} \right) \quad (5-34)$$

enthalten sind. Diese Beziehung kann nur in den beiden zur Werkstückmitte symmetrischen Fällen Null werden, wenn

$$a_{opt} = \frac{l}{2} \pm \sqrt{\frac{l^2}{4} - \frac{3EI_{ax}}{lk}}. \quad (5-35)$$

Diese Nullstelle ist nur dann reell und von der ersten gefundenen verschieden, wenn der Wert der Wurzel größer als Null ist, also gilt:

$$l > \sqrt[3]{\frac{12EI_{ax}}{k}}. \quad (5-36)$$

Genau durch diese Bedingung ist auch eine Nullstelle der zweiten Ableitung der Durchbiegekurve in der Werkstückmitte beschrieben.

$$w''(a) = \frac{\partial^2 w}{\partial a^2} = 4 \left(\frac{2}{l^2 k} + \frac{3a^2 - 3al + l^2}{3EI_{ax}l} \right) \quad (5-37)$$

Gilt Gl. 5-36, so liegt bei $a = l/2$ ein Maximum, sonst ein Minimum. Daraus folgt, daß diese neue Bedingung genau das analytische Grenzkriterium ist, das anzeigt, daß die Durchbiegekurve und damit der bei der Zerspanung erzeugte Durchmesser Verlauf durch die Bezeichnung *Sattel* beschrieben wird. Im gegenteiligen Fall wird die Kurve als *Tonne* bezeichnet, **Bild 5-6**. [75, 2, 49]

Sind alle Nullstellen reell, so ergibt sich an diesen Positionen ein Minimum, wie sich durch Einsetzen von Gl. 5-35 in Gl. 5-37 zeigen läßt. Der Extremwert der Durchbiegung nimmt jeweils den folgenden Wert an:

$$w(a_{opt}) = \frac{1}{k} - \frac{3EI_{ax}}{l^3 k^2}. \quad (5-38)$$

Zur Bestimmung der minimalen Nachgiebigkeitsdifferenz sind nun insgesamt drei Fälle zu unterscheiden **Bild 5-7**:

- Es existiert nur ein analytischer Extremwert. Dann ist die Verformungsdifferenz zwischen den Werkstückenden und der Werkstückmitte zu berücksichtigen.

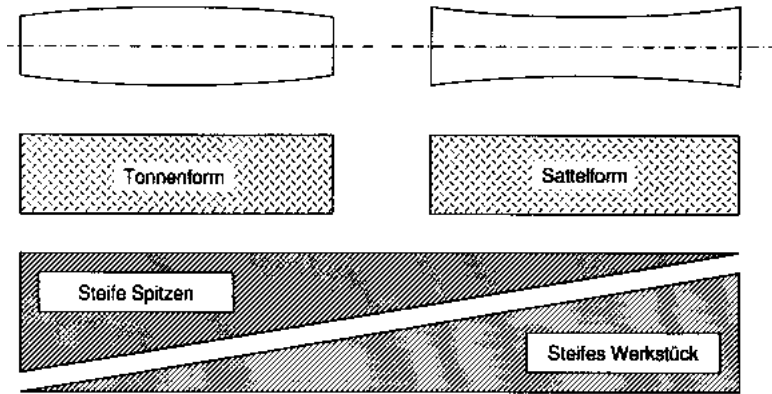


Abbildung 5-6: In der Praxis werden erzeugte Durchmesserläufe in zwei Gruppen unterschieden

- Es existieren alle analytischen Extremwerte, deren Verformungen sind jedoch geringer als die am Werkstückende. Dann ist die Differenz zwischen den Werkstückenden und den analytischen Extremwerten außerhalb der Mitte zu berechnen.
- Alle Extremwerte existieren und umschließen die Verformung an den Werkstückenden. Dann ist die Differenz zwischen den Extremwerten in der Mitte und außerhalb der Mitte zu bilden.

Es zeigt sich, daß an der Grenze zwischen dem zweiten und dem dritten Fall das absolute Minimum der Durchbiegungsdifferenzen auftritt, also genau bei

$$w(0) = w(l/2) = w(l) . \quad (5-39)$$

Die Verformungsdifferenz T beträgt hier theoretisch bei einer Zerspanpassivkraft von 1 N

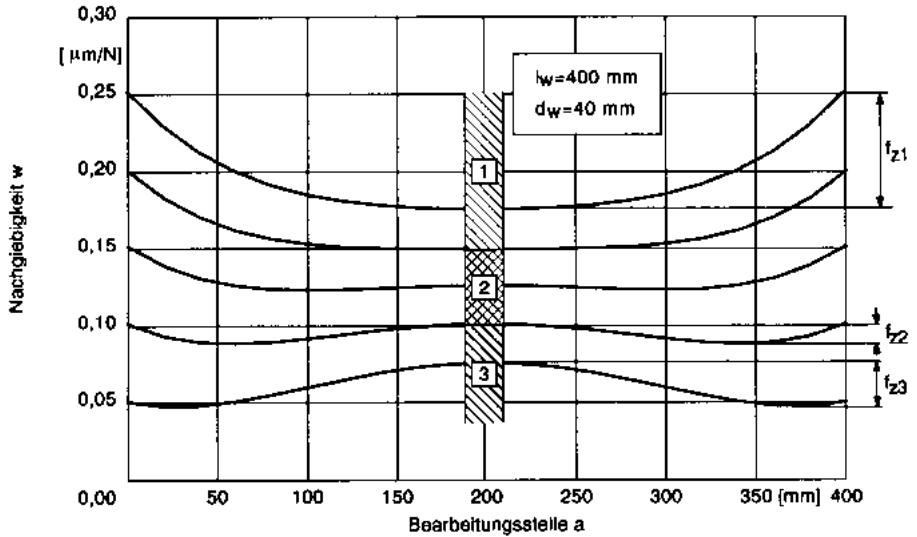


Abbildung 5-7: Fallunterscheidung zur Bestimmung des geringsten Formfehlers

$$T = \frac{1}{8k} = \frac{l^3}{3\pi E d^4} . \quad (5-40)$$

Die EinspannstEIFigkeit k_{opt} , bei der dieser minimale Zylinderfehler auftritt, muß dann also zu

$$k_{opt} = \frac{24EI}{l^3} = \frac{3E\pi d^4}{8l^3} \quad (5-41)$$

gesetzt werden. Es wird somit deutlich, daß es nicht in jedem Fall zu einem optimalen Arbeitsergebnis führt, wenn das System aus Werkstück, Einspannung und Maschine möglichst steif gewählt wird.

In beiden obigen Formeln tritt nicht etwa die im schleiftechnischen Sprachgebrauch [12] übliche Streckung l/d auf, sondern als geometrischer Ähn-

lichkeitsfaktor vielmehr l^3/d^4 . Bei der Diskussion, wie kritisch die Bearbeitung einer Werkstückgeometrie einzustufen ist, sollte also besser dieser Kennwert benutzt werden.

Entsprechend der angegebenen Formel für k läßt sich also für jede Werkstücklänge und jeden Durchmesser eine optimale Einspannsteifigkeit angeben, **Bild 5-8**. Zur besseren Übersichtlichkeit sind diese Größen im doppelt logarithmischen Koordinatensystem aufgeführt.

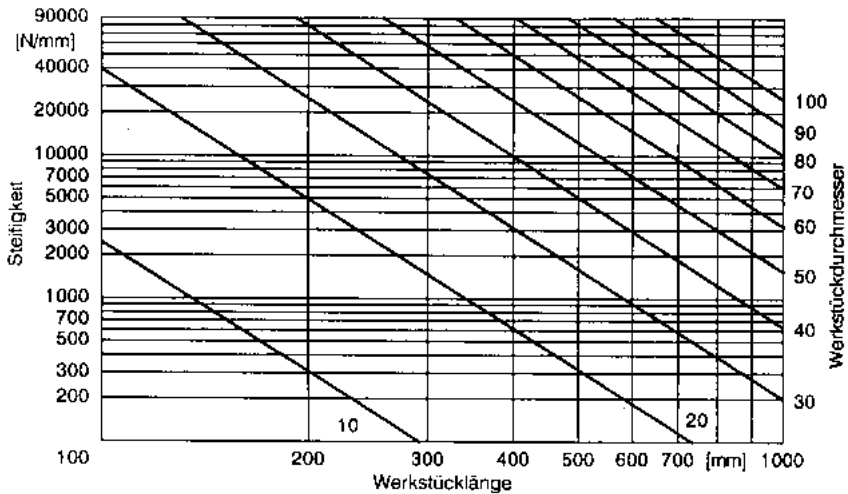


Abbildung 5-8: Die optimale Einspannsteifigkeit

Als obere Grenze der Steifigkeit ist hier ein Wert von 90000 N/mm aufgeführt. Dieser Wert wird in der Praxis von einigen Schleifmaschinenspitzen im optimalen Fall gerade erreicht. Außerdem sind die absoluten Verformungen bei der entsprechenden Werkstückklasse in der Regel unkritisch.

Nach unten hin ist die Steifigkeit begrenzt zum einen durch hohe Gesamtverformungen, zum anderen dadurch, daß derart labile Systeme bei Zerspanprozessen ein regeneratives Rattern begünstigen [46, 26, 25, 89, 90].

Trotzdem ist aus dem Diagramm ersichtlich, daß für zahlreiche Werkstückgeometrien das Optimum der Spitzensteifigkeit im praxisrelevanten Bereich liegt. Eine Anpassung der Einspannung erscheint hier also sinnvoll.

Bild 5-9 zeigt beispielhaft die relativen Nachgiebigkeiten jeweils an der Bearbeitungsstelle eines Werkstücks von 400 mm Länge bei einem Durchmesser von 40 mm. Dabei sind die Biegekurven zur besseren Vergleichbarkeit auf die Einspannstelle normiert. Die Spitzensteifigkeit sinkt von oben nach unten jeweils so, daß die Zahl an der Kurve für a in der Formel für k eingesetzt wird.

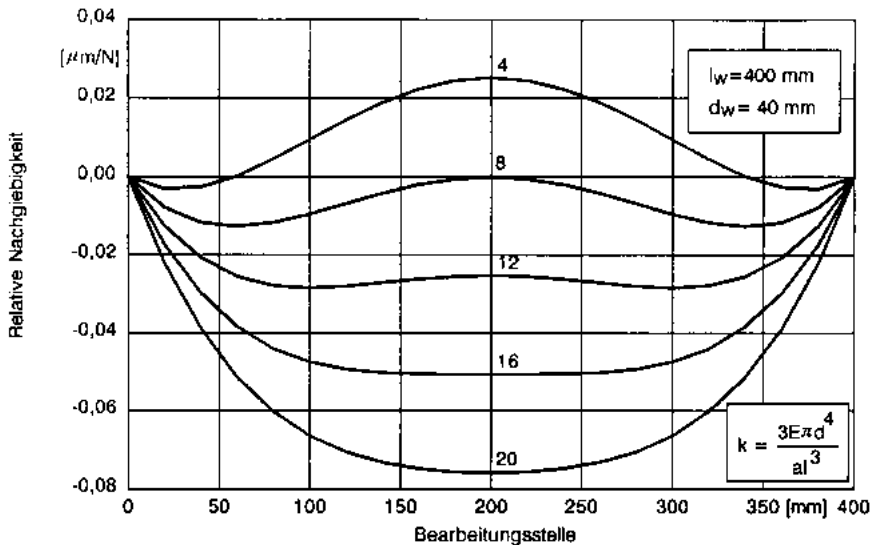


Abbildung 5-9: Variation der Einspannsteifigkeit

Bei der oben dargestellten hohen Steifigkeit dominiert der Werkstückeinfluß. In der zweiten Kurve ist die Differenz zwischen maximaler und minimaler Nachgiebigkeit optimal, so daß der geringste Formfehler zu erwarten ist. Die weiteren Verläufe zeigen ein weiteres Ansteigen der relativen Werkstücksteifigkeit, so daß die Nachgiebigkeit der Einspannung

bei der Verformung überwiegt; die Durchbiegungsdifferenzen und damit die Zylinderformfehler steigen wieder an.

Mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Simulationsprogramm wurden die drei Schäl Schleifoperationen in **Bild 5-10** durchgeführt. Hier wurden gleichzeitig mit den Spitzensteifigkeiten die nominellen Zustellungen so variiert, daß zu Schleifbeginn bei allen drei Prozessen das gleiche Aufmaß abgetragen wurde. Auf diese Weise entstehen bei allen drei Simulationsläufen vergleichbare Kraftwerte.

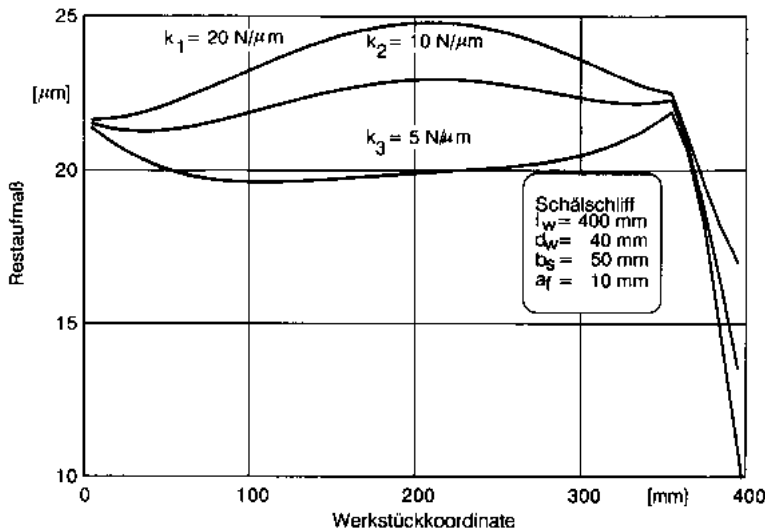


Abbildung 5-10: Simulierte Variation der Einspannsteifigkeit

Auch die Simulation bestätigt, daß es eine optimale Einspannsteifigkeit gibt, die mit dem analytisch bestimmten Wert übereinstimmt. Der qualitative Verlauf befindet sich in guter Übereinstimmung mit dem analytisch berechneten.

Wie bereits in Kapitel 4 erläutert, tritt der nach der Optimierung verbleibende Fehler im wesentlichen beim Werkzeugaustritt auf. Besonders bei

der niedrigen Steifigkeit ist eine Verzerrung der Kurve hin zum Prozeßbeginn zu erkennen. Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, daß das Werkzeug nicht wie in der analytischen Berechnung punktförmig eingreift. Die axiale Ausdehnung der Schleifscheibe hat zur Folge, daß abhängig von der Verformung die in Vorschubrichtung hinteren Werkzeugbereiche unterschiedlich stark zum Abtrag beitragen.

5.2.2 Einflußmöglichkeiten

Es stellt sich nun die Frage, mit welchen Maßnahmen die optimale Einspannsteifigkeit realisiert werden kann. Hier kommen entweder ein Auswechseln der Zentrierspitzen oder eine Variation der Zentrierbohrungen am Werkstück in Frage. Zusätzlich kann die axiale Vorspannung der Werkstückaufnahme angepaßt werden, **Bild 5-11**.

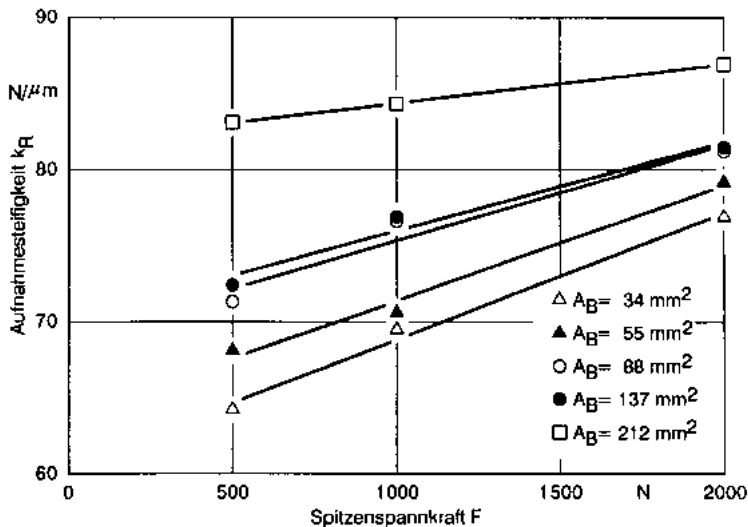


Abbildung 5-11: Die Aufnahmesteifigkeit ist von der Zentrierfläche und der Spitzenspannkraft abhängig

Spitze 130 N/ μ m				
DIN-Zentrierbohrung		Vorspannung		
		500 N	1000 N	2000 N
2,5x5,3	34 mm ²	70	76	85
3,15x6,7	55 mm ²	75	79	88
4x8,5	88 mm ²	79	84	90
5x10,6	137 mm ²	84	87	93
6,3x13,2	212 mm ²	92	94	98

Spitze 45 N/ μ m				
DIN-Zentrierbohrung		Vorspannung		
		500 N	1000 N	2000 N
4x8,5	88 mm ²	29	30	33
5x10,6	137 mm ²	33	34	38
6,3x13,2	212 mm ²	36	37	40

Tabelle 5-1: Einflüsse auf die rechnerische Kontaktsteifigkeit

Für die dargestellten Versuche [71] wurde eine Spitze mit einer relativ zum Werkstückschlitten gemessenen sehr hohen Steifigkeit von etwa 130 N/ μ m eingesetzt. Die nach DIN 332 [91] gefertigten Zentrierbohrungen werden durch die jeweils tragende Fläche beschrieben, da sich zeigt, daß diese die bestmögliche Vergleichbarkeit liefert. Die Einspannsteifigkeit ergibt sich also aus der Reihenschaltung der Spitze und der Kontaktsteifigkeit zwischen Spitze und Zentrierbohrung.

$$\frac{1}{k_{ein}} = \frac{1}{k_{sp}} + \frac{1}{k_b} \quad (5-42)$$

Durch eine gezielte Vorwahl der axialen Vorspannung sowie der Fläche der Zentrierbohrung lassen sich in dieser Anordnung Aufnahmesteifigkeiten im Bereich zwischen 70 und etwa 100 N/ μ m sowie mit der geringeren Spitzensteifigkeit von 45 N/ μ m noch geringere Werte erreichen, wie **Tabelle 5.2.2** zeigt. Der Zylinderformfehler läßt sich also bereits durch gezielte Auswahl aus dem jeweils vorhandenen Vorrat an Zentrierspitzen [92] minimieren.

Ihre Grenzen finden jedoch sowohl die Erhöhung der Vorspannkraft als auch die Verminderung der Bohrungsfläche an der kritischen Eulerschen Knickspannung [53] oder der Fließspannung des Werkstückwerkstoffs. Die Abschätzung nach Solger [93], die allerdings die Axialkraft nicht berücksichtigt,

$$d_1 = 1,15 \sqrt{\frac{F_n S}{R_{p0,2}}} \quad (5-43)$$

zeigt, daß selbst bei angenommenen Schleifpassivkräften von $F_n = 500 \text{ N}$, einer minimalen Dehngrenze $R_{p0,2}$ von 300 N/mm^2 und einem Sicherheitsfaktor S von 1,75 ein Innendurchmesser der Zentrierung von unter 2 mm zulässig wäre.

Eine zu geringe Vorspannung auf der anderen Seite kann zu einem Verlust des sicheren Kontaktes zwischen Spitze und Werkstück führen.

Eine weitere Verminderung der Einspannsteifigkeit läßt sich auch durch eine gezielte Schwächung der Spitzen erreichen. Dazu ist es zunächst erforderlich, die Geometrie beispielsweise einer einzubringenden Nut zu bestimmen. Unter Vorwahl geeigneter Randbedingungen kann dazu wiederum der in Abschnitt 5.1.3 vorgestellte Ansatz genutzt werden.

Aus Kostengründen sollte insgesamt nur ein geringer Vorrat an geschwächten Spitzen gehalten werden, von denen jede für einen bestimmten Steifigkeitsbereich zur Anwendung kommt.

Die vorstehend beschriebenen Maßnahmen bieten also die Möglichkeit, in vielen Fällen die Einspannsteifigkeit k an den theoretisch optimalen Wert anzupassen. Dieser Schritt zur Minimierung des Zylinderformfehlers ist also in der Regel gangbar.

Seine Grenzen findet dieses Anpassungsverfahren allerdings durch die folgenden Probleme, die bei zu geringen Steifigkeiten zu erwarten sind.

Mit steigender Einspannachgiebigkeit steigt die Gesamtverlagerung des Werkstücks ebenfalls an. Dadurch entsteht eine größere Differenz zwischen der an der Maschine eingestellten Zustellung und dem tatsächlich abgetragenen Aufmaß. Die Folge sind Probleme bei der Maßhaltigkeit.

Verminderte Steifigkeiten bei Schleifprozessen begünstigen regenerative Rattervorgänge [46, 26]. Das Auftreten von Rattern ist in der Re-

gel vorrangig gegenüber Maßfehlern, so daß nach Ausschöpfung anderer Möglichkeiten auch auf die Anpassung der Einspannung verzichtet werden muß.

Wie aus Bild 5-9 bereits ersichtlich ist, wächst die Änderung der Nachgiebigkeiten über der Axialposition mit sinkender Steifigkeit insbesondere in der Nähe der Werkstückenden. Bei unkorrigierten NC-Programmen hat dies eine weitere unerwünschte Verrundung der Werkstückenden zur Folge.

Die für Schleifversuche zur Verfügung stehende Maschine ist auf der Werkstückantriebsseite mit einer nicht auswechselbaren mitlaufenden Spitze ausgerüstet, die eine rechnerische Steifigkeit von $160 \text{ N}/\mu\text{m}$ aufweist. Durch Verwendung einer sehr kleinen Zentrierbohrung gelingt es, eine Einspannsteifigkeit von $70 \text{ N}/\mu\text{m}$ zu realisieren.

Da diese Spitze zur Bearbeitung einer Welle von 65 mm Durchmesser bei einer Länge von 800 mm viel zu steif ist, soll anhand eines Beispiels zumindest gezeigt werden, daß es mit den genannten Methoden gelingt, einen möglichst gleichmäßigen Durchmesserlauf zu erzielen.

Durch Einsatz des erläuterten analytischen Ansatzes läßt sich iterativ die Steifigkeit der reitstockseitigen Einspannung bestimmen, bei der die Durchbiegung in der Werkstückmitte genau dem Mittel der Durchbiegungen an den Einspannungen entspricht, ähnlich wie dies bei der Optimierung bei beidseitig wählbaren Steifigkeiten erforderlich ist. Es ergibt sich ein Wert von $5 \text{ N}/\mu\text{m}$. Der resultierende Durchmesserlauf bei einer angenommenen Schleifkraft von 50 N ist in **Bild 5-12** dargestellt.

An der Versuchsmaschine lassen sich durch Einsatz einer weichen Spitze und einer entsprechenden Zentrierbohrung Bedingungen schaffen, die der geforderten Steifigkeit entsprechen. Anhand des Kraftmodells in Kapitel 4 werden nun Schleifbedingungen definiert, die die angenommene Passivkraft erzeugen.

Hier wird bei einer Werkstückdrehzahl von 60 min^{-1} ein Zeitspannungsvolumen von $2,5 \text{ mm}^3/(\text{mm s})$ eingestellt. Der erforderliche Seitenvorschub und damit die effektive Scheibenbreite beträgt 10 mm. Der Schleifversuch trägt somit 0,02 mm von der Spindelstockseite ausgehend ab. Aufgrund des Platzbedarfs zum Einfahren in das Werkstück wird erst ab der Werkstückkoordinate 150 mm an zerspannt. Im realen Versuch sind die

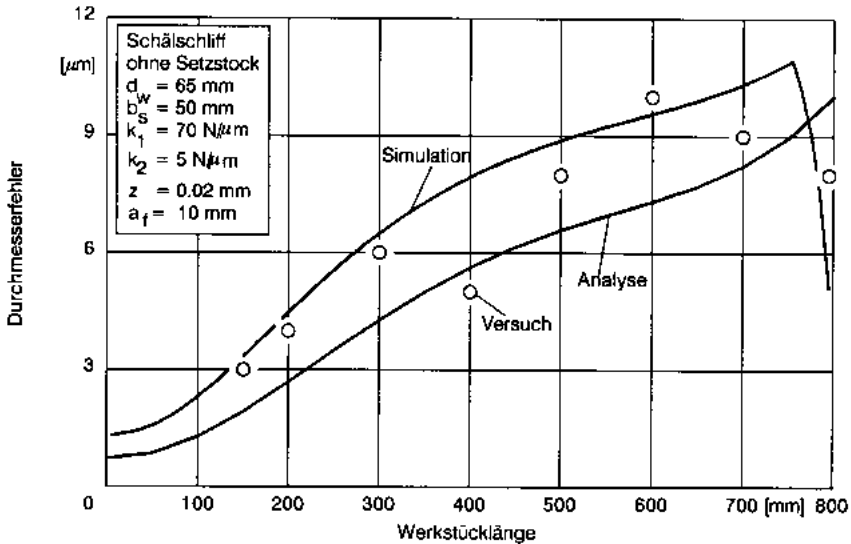


Abbildung 5-12: Analytische Methode, Simulation und Versuch liefern vergleichbare Resultate

Durchmesserbeträge zudem mit einem Meßfehler von wenigstens $1 \mu\text{m}$ behaftet, wodurch der etwas ungleichmäßige Verlauf resultiert.

Der gleiche Prozeß wird nun mit dem Simulationsprogramm nachgefahren, wobei hier wiederum die gesamte Werkstücklänge überstrichen wird. Es zeigt sich, daß die Ergebnisse aller drei Methoden sich in sehr guter Übereinstimmung befinden. Die Durchmesserabnahme, die das Simulationsprogramm bestimmt, ist im realen Prozeß zwar zu beobachten, aber mit deutlich geringerer Ausprägung.

Die vorgestellten Algorithmen zur Beschreibung von Längsschleifprozessen erweisen sich also als aussagefähig. Anhand der Methoden gelingt es, die Prozeßrandbedingungen für sehr gleichmäßige Durchmesserläufe zu schaffen. Daraus ist zu schließen, daß bei Einsatz angepaßter Spitzensteifigkeiten mit den vorgestellten Maßnahmen auch geringe Zylinderformfehler erzielbar sind.

5.3 Kompensationsstrategie für den Setzstockeinsatz gegenüber dem Werkstück

Aufgabe des Lünetteneinsatzes ist die Erhöhung der statischen und dynamischen Steifigkeit an der Schleifstelle. Durch die der Schleifpassivkraft entgegengesetzte Setzstockwirkung läßt sich eine Formkorrektur erwirken, die einen gleichmäßigeren Durchmesserlauf über der Werkstücklänge zur Folge hat.

Gerade bei nachgiebigen Maschine-Werkzeug-Werkstück-Systemen ist es zusätzlich wichtig, daß die Oberflächen des zylindrischen Schleifscheibenteils und des Werkstücks möglichst parallel zueinander geführt werden, **Bild 5-13**.

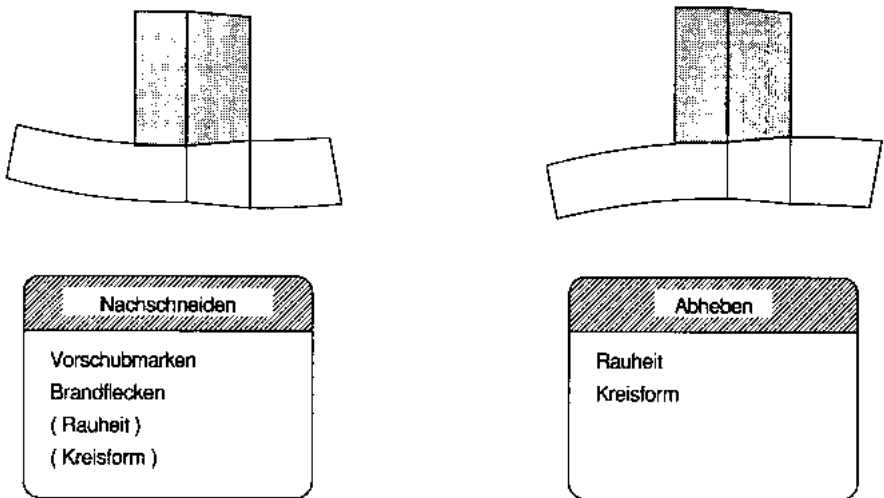


Abbildung 5-13: Parallele Führung ist Voraussetzung für ein optimales Arbeitsergebnis

Denn nur über diese Randbedingung ist es gewährleistet, daß der qualitätserzeugende Werkzeugteil zum einen mit seiner gesamten Breite eingreift, um die gewünschte Überschliffzahl zu erzielen. Zum anderen darf

die reale Zustellung im hinteren Teil des Werkzeugs den nominalen Wert nicht deutlich überschreiten, um die gerade erzeugte Werkstücktopographie nicht zu beschädigen.

Die Verfügbarkeit moderner NC-Setzstöcke [31, 50] ermöglicht hier eine Strategie, die bei jeder axialen Werkzeugposition und jeder erzeugten Schleifnormalkraft die parallele Führung der an der Zerspanung beteiligten Komponenten sichert. Durch eine Anpassung der Zustellpositionen von Schleifspindelstock und Lünette läßt sich a priori der Formfehler minimieren.

In **Bild 5-14** sind die resultierenden Verformungen dargestellt, wenn eine fiktive Schleifkraft von 1 N an der Axialposition 125 mm wirkt. Die untere Kurve in Richtung negativer Werte zeigt die asymmetrische Durchbiegung infolge der Schleifkraft. Die in der Werkstückmitte aufgebrachte Lünettengegenkraft der oberen Kurve muß nun einen solchen Betrag aufweisen, daß als Gesamtdurchbiegung des Werkstücks die mittlere Kurve resultiert, die an der Schleifstelle achsparallel verläuft.

Deutlich ist erkennbar, daß die Gesamtdurchbiegung an der Schleifstelle nur etwa ein Drittel der Durchbiegung ohne Lünette beträgt. Um eine achsparallele Führung der Werkstückoberfläche zu erzielen, ist es allerdings erforderlich, die Zustellposition des Schleifspindelstocks auf den im Bild dargestellten Wert anzupassen. Die Zustellung der Lünette erreicht in etwa die Größenordnung der ungestützten Werkstückdurchbiegung.

5.3.1 Mathematische Beschreibung

Die Bedingung der Parallelität ist genau dann erfüllt, wenn an der Schleifstelle a die Neigung der Werkstückachse w' durch die Schleifkraft F_1 genau dem Betrag entspricht, den die Lünettenkraft F_2 an der Stelle b in die Schleifstelle induziert.

$$F_1 w'(a, a) + F_2 w'(b, a) = 0 \quad (5-44)$$

Der erste Term innerhalb der Klammer bezeichnet dabei die Stelle der Krafteinleitung, der zweite den Ort der Auswirkung. Der zweite Satz von Castigliano [53] besagt jedoch, daß die beiden Terme vertauscht werden dürfen.

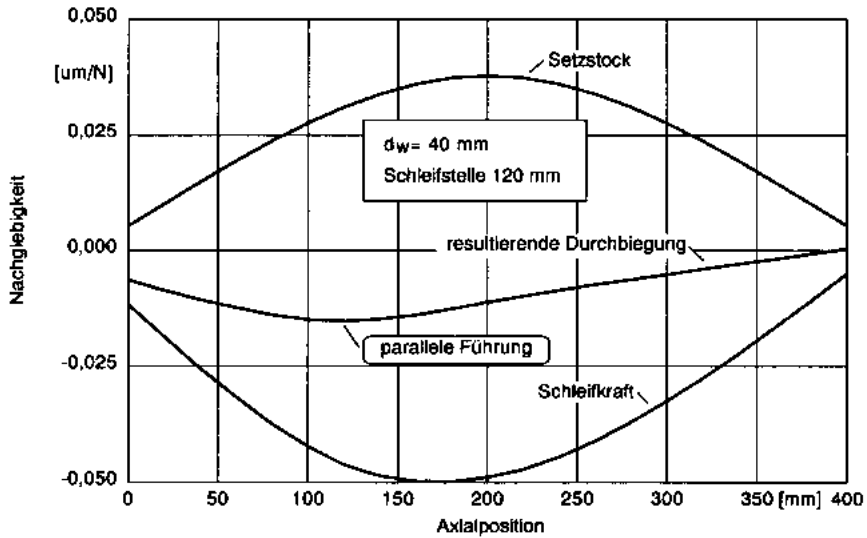


Abbildung 5-14: Verformungen durch Werkzeug und Lünette kompensieren einander an der Schleifposition

Über Modellgleichungen [66, 11, 19] läßt sich abhängig von den Bearbeitungsbedingungen die Schleifkraft bestimmen; die Lünettenkraft folgt aus der vorstehenden Gleichung zu:

$$F_2 = F_1 \frac{w'(a, a)}{w'(b, a)} . \quad (5-45)$$

Wird der Setzstock an der zur Verfügung stehenden Maschine mit einer Steifigkeit von deutlich über $200 \text{ N}/\mu\text{m}$ gegenüber typischen Einspannsteifigkeiten von weniger als $100 \text{ N}/\mu\text{m}$ als ideal steif angenommen, so ergibt sich aus der Setzstockkraft die folgende Verschiebung W des Werkstücks am Setzstock:

$$W_b = F_2 w(b, b) . \quad (5-46)$$

Der Sollwert der radialen Lünettenzustellung A setzt sich nun zusammen aus dem Anteil der Verformung infolge der Lünettenkraft und der Wirkung, die die Schleifkraft an der axialen Lünettenposition aufbringt.

$$A = F_1 w(a, b) - F_2(b, b) \quad (5-47)$$

Durch Einsetzen von Gl. 5-45 ergibt sich:

$$A = F_1 \left(w(a, b) - \frac{w'(a, a)}{w'(b, a)} w(b, b) \right) . \quad (5-48)$$

In analoger Weise sind die Einflüsse an der Schleifstelle zu summieren, um die Zustellposition des Spindelstocks X im verformten System zu erhalten, an der genau die nominale Schleifkraft wirkt:

$$X = F_1 w(a, a) - F_2(b, a) \quad (5-49)$$

oder

$$X = F_1 \left(w(a, a) - \frac{w'(a, a)}{w'(b, a)} w(b, a) \right) . \quad (5-50)$$

Die Gleichungen 5-48 und 5-50 lassen sich in Vektorschreibweise zusammenfassen:

$$\begin{pmatrix} X \\ A \end{pmatrix} = F_1 \begin{pmatrix} 1 \\ \frac{w'(a, a)}{w'(b, a)} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w(a, a) & w(a, b) \\ w(b, a) & w(b, b) \end{pmatrix} . \quad (5-51)$$

Die Abweichungen aus der unverformten Nominalposition sind also proportional zur Schleifkraft F_1 , die entweder experimentell oder über Modellgleichungen bestimmt werden kann. Die Nachgiebigkeiten und deren Ableitungen lassen sich je nach Komplexität der Werkstückgeometrie mit den Methoden aus Abschnitt 5.1 bestimmen. Die Nachgiebigkeitsmatrix aus der obigen Gleichung ist nach dem zweiten Satz von Castigliano [53] wieder symmetrisch.

5.3.2 Auswirkungen

In Bild 5-15 sind die Positionen der Zustellachsen für eine fiktive Schleifkraft von 1 N dargestellt. Für die Berechnung ist eine Werkstücklänge von 400 mm bei einem Durchmesser von 40 mm angenommen. Diese Größen gehen ebenso wie die Spitzensteifigkeit von $60 \text{ N}/\mu\text{m}$ in die analytisch bestimmten Nachgiebigkeiten und deren Ableitungen ein.

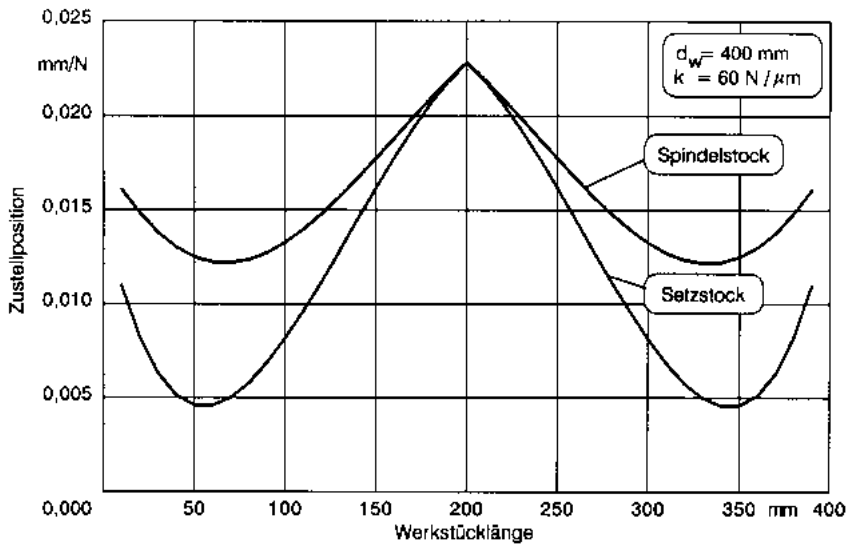


Abbildung 5-15: Optimale Zustellpositionen für Setzstock und Spindelstock

Im Bild sind die Positionen von Spindelstock und Setzstock dargestellt, wie sie sich aus der Berechnung ergeben, um jeweils an der als Abszisse aufgetragenen Schleifstelle eine parallele Führung von Werkstückoberfläche und Werkzeugachse zu gewährleisten. Gleichzeitig führt dieser Ansatz dazu, daß die Schleifkraft über der gesamten Bearbeitungslänge konstant bleibt.

In der Position, in der sich Schleifscheibe und Lünette gegenüberstehen,

sind beide Maschinenachsen auf die gleiche Position zu fahren. Wie weiter zu erkennen ist, liegt an dieser Stelle maximaler Durchbiegung bei freier Bearbeitung keine Differenzierbarkeit der Zustellachsen vor.

Dies liegt darin begründet, daß die Neigung des Werkstücks an dieser Stelle auch ohne Setzstockeinsatz gleich Null ist. Daraus resultiert, daß der Nenner in Gleichung 5-45 zu Null wird. Allerdings existieren an dieser Position die links- und rechtsseitigen Grenzwerte der Funktionen [74], so daß die angegebenen Funktionsprofile in der dargestellten Form exakt sind.

Wird dagegen der Setzstock nicht auf der Axialposition maximaler Werkstückdurchbiegung eingesetzt, so befindet sich an dieser Stelle eine Polstelle mit ungleichen Vorzeichen, die in der Praxis nicht umsetzbar ist. Daraus ist zu folgern, daß bei Anwendung dieser Strategie genau darauf zu achten ist, daß der Setzstock auch bei asymmetrischem Eigensteifigkeitsverhalten des Systems unbedingt an der Stelle maximaler Durchbiegung zu positionieren ist.

Von Interesse bei Einsatz dieser Strategie ist weiterhin, ob die resultierenden Kräfte an Einspannungen und Lünette im Bereich üblicher Werte verbleiben. Da die Steuerung darauf basiert, daß die Zerspanpassivkraft über der gesamten Bearbeitungslänge konstant bleibt, ist jeweils auch die Summe der Reaktionskräfte gleich.

Bild 5-16 zeigt damit Kraftverläufe in Bereichen, wie sie auch bei ungesteuerten Setzstöcken auftreten. Bei der Einspannung, die jeweils weiter von der Zerspanposition entfernt liegt, nimmt die Reaktionskraft zu Prozeßbeginn und -ende eine Richtung auf das Werkzeug hin an, so daß im Prozeßverlauf mit einer Richtungsumkehr zu rechnen ist.

Solche Vorgänge bergen prinzipiell das Problem Umkehrspiel in sich, so daß verstärkt auf die ohnehin erforderliche saubere Ausführung und genügende Vorspannung der Werkstückaufnahme zu achten ist.

5.3.3 Praktische Anwendbarkeit

Die gesteuerte Korrektur der Zustellungen von Schleifspindelstock und Lünette eröffnet die Möglichkeit, auch bei relativ nachgiebigen Werkstücken minimale Zylinderformfehler zu gewährleisten. Diese Strategie

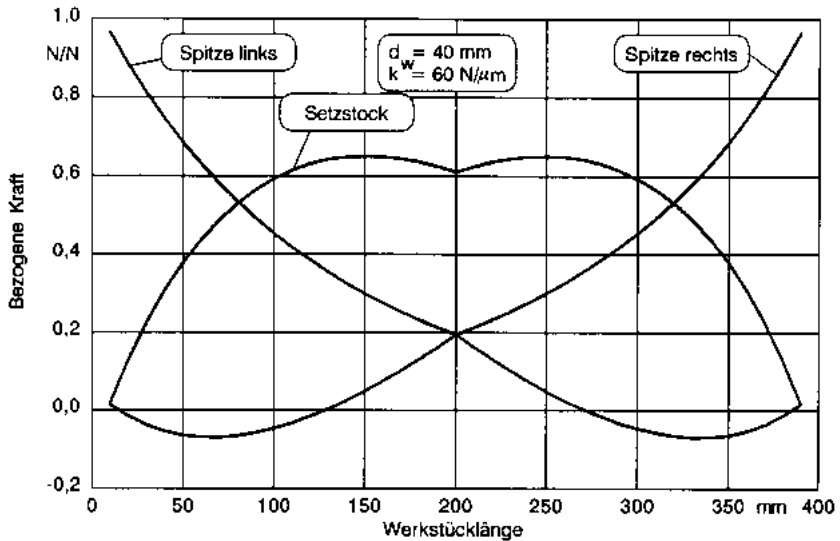


Abbildung 5-16: Strategie der Setzstocksteuerung führt zu gleichmäßiger Kraftverteilung

hat gleichzeitig zur Folge, daß die Schleifkraft und damit die Eingriffsverhältnisse über der gesamten Bearbeitungslänge nahezu konstant gehalten werden können. Dadurch ist ebenfalls mit gleichmäßigeren Rauheitsverläufen zu rechnen.

Die Anwendbarkeit erstreckt sich ebenfalls auf die Einstechbearbeitung in nachgiebigen mechanischen Systemen. Auch hier ermöglicht der Einsatz der Strategie minimale Zylinderformfehler. Hier bietet sich eine Regelung abhängig von der momentanen Schleifpassivkraft an.

Die Regelgröße Kraft läßt sich bei der meßgesteuerten Bearbeitung über die Differenz zwischen Spindelstockposition und aktuellem Werkstückdurchmesser bestimmen, wenn die Systemsteifigkeit an der Schleifstelle bekannt ist [11]. Als Stellgröße dienen die Zustellpositionen. Besonderes Augenmerk verlangt hier allerdings der Übergang zwischen den Zustell-

stufen, da hier die Regelgröße starken Änderungen unterworfen ist.

Eingeschränkt wird der Anwendungsbereich beim Einstech- und Längschleifen durch die Steifigkeitsverhältnisse über der Bearbeitungslänge. Eine kompensierende Systemverformung durch die Setzstockkraft bei offener Lünette [50] ist nur dann sinnvoll, wenn die Neigung der Werkstückachse zur Lünette hin zeigt.

Diese Eigenschaft liegt bei hohen Einspannsteifigkeiten über der gesamten Werkstücklänge vor. Diese Durchbiegungsform wird in Abschnitt 5.2.1 als Tonne bezeichnet.

Auch bei steifen Werkstücken, deren Durchbiegung die Sattelform aufweist, ist die Strategie anwendbar, wenn die Unterstützungsstelle nicht überschliffen und mit einem geschlossenen Setzstock gearbeitet wird, der Kraftkomponenten in allen radialen Richtungen aufnehmen kann.

Bei einem Setzstockeinsatz stationär gegenüber dem Werkstück ist stets die Umgebung der Lünette bei der Bearbeitung kritisch. Dafür zeichnet zum einen die beschriebene abrupte Veränderung der Eingriffsverhältnisse beim Überschleifen der Unterstützungsstelle verantwortlich.

Wie erläutert, ist bei der Anwendung dieser Strategie zusätzlich von zwingender Bedeutung, daß der Setzstock nicht notwendigerweise in der Mitte der axialen Werkstückerstreckung montiert ist, sondern an der Position maximaler Eigenverformung. Dadurch läßt sich zumindest ein stetiger, wenn auch nicht differenzierbarer Verlauf der Zustellpositionen erreichen.

Nicht zuletzt sei erwähnt, daß sich die Anwendung komplexer Kompensationsstrategien gegenüber dem einfachen axialen Verfahren des Werkzeugs signifikant in der Länge der erforderlichen Maschinensteuerprogramme niederschlägt. Daraus resultieren gestiegene Anforderungen sowohl an die Speicherfähigkeit als auch gegebenenfalls an die Satzwechselzeiten der NC-Einheit. Zusätzlich werden Interpolationsfunktionen nicht nur mit zwei Achsen in der Zustellebene des Spindelstocks, sondern zusätzlich mit der Lünettenachse gefordert.

6 Oberflächenbeschaffenheit im nunmehr stationären Längsschleifprozeß

6.1 Rauheit

Die im letzten Kapitel beschriebenen Maßnahmen sind unbedingte Voraussetzungen, um die notwendigen hohen stationären Anteile am Schleifprozeß erreichen zu können.

Das volle Potential des Schleifprozesses erschließt sich jedoch dann, wenn auch bei schlanken Werkstücken mit hohen l^3/d^4 Verhältnissen eine parallele Führung zwischen Werkzeug und Werkstück gewährleistet ist.

Nur dann wird vermieden, daß das Werkstück sich infolge seiner Durchbiegung im oberflächenerzeugenden Schleifscheibenteil vom Werkzeug abhebt und so die Rauheit ansteigt. Genauso muß verhindert werden, daß im Sekundärbereich Zustellungen auftreten, die den Betrag der Rauhtiefe übersteigen, da ansonsten die erzeugte Topographie wieder abgetragen wird.

Schleifoperationen dieser Güteklasse stellen weiterhin hohe Anforderungen an die Kühlschmierstoffreinigung, wie Hennig [7] nachweist. Eine Oberflächenverschlechterung durch sogenannte Schleifkommas [55] läßt sich nur dann sicher vermeiden, wenn der maximale Durchmesser der nach der Filterung des Kühlschmierstoffs im Prozeß verbleibenden Partikel den zehnfachen Wert der geforderten Rauhtiefe nicht übersteigt. Dies läßt sich beispielsweise durch den Einsatz von Feinfilterpatronen in der Kühlschmiermittelzufuhr erreichen.

6.1.1 Scheibengeometrie

Gegenüber dem Außenrund-Einsteichschleifen bietet die Längsbearbeitung einen weiteren Freiheitsgrad, den Seitenvorschub pro Werkstückumdrehung a_f . Dieser Seitenvorschub ist umgekehrt proportional der Überschliffzahl U , wobei die Breite des zylindrischen Schleifscheibenanteils als Umrechnungsfaktor dient.

$$U = \frac{b_s}{a_f} \quad (6-1)$$

Die Überschliffzahl gibt also an, wie häufig im Verlauf eines Bearbeitungshubes ein Element der Werkstückoberfläche vom Werkzeug überstrichen wird.

Um den Einfluß der Überschliffzahl auf die Rauheit zu bestimmen, werden Schältschleifversuche mit einer wie in Bild 2-2 teilweise schräg abgerichteten Schleifscheibe durchgeführt, ähnlich der Kinematik des spitzenlosen Duchlaufschleifens [94, 95, 54]. Die Primärzone übernimmt dabei die Aufgabe des Aufmaßabtrags. Um eine hohe Abtragsrate realisieren zu können, ist dieser Teil mit für das Einstechschleifen üblichen Abrichtüberdeckungsgraden von $U_d = 3.5$ vorbereitet [17, 22, 55].

Der Winkel des Konus bestimmt in Zusammenhang mit dem Seitenvorschub und der Werkstückgeschwindigkeit das bezogene Zeitspannungsvolumen in diesem Bereich, wie in Kapitel 7 erläutert werden wird.

Die Sekundärzone dient bei zylindrischen Werkstücken allein der Erzielung hoher Oberflächengüten durch Ausfunken. Hier ist das bezogene Zeitspannungsvolumen theoretisch Null, so daß kein weiterer Abtrag stattfindet. Entsprechend muß auf der Werkzeugtopographie kein nennenswerter Spanraum zur Verfügung stehen. Daraus folgt, daß das Werkzeug hier sinnvoll wesentlich feiner, also mit erheblich höheren Abrichtüberdeckungsgraden vorbereitet werden kann [7].

6.1.2 Einflüsse der Stellgrößen

In einer Versuchsreihe wird der Einfluß des Seitenvorschubes und der Überschliffzahl auf die gemittelte Rauhtiefe R_z ermittelt. Bei allen Versuchen werden die in der Tabelle angegebenen Bedingungen eingehalten.

Schleifmaschine:	Fortuna FM 45 D 1600 N
Schleifscheibe:	Ek 60 Jot 7 V24
Abmaße (neu):	750 * 304,8 * 100
Schnittgeschwindigkeit (neu):	45 m/s
Abrichtwerkzeug:	Platte Riegger RSS 10 700
Abrichtbedingungen:	$U_{d, kon}=4$
Werkstückstoff:	Ck 45 N
Kühlschmierung:	3 % Emulsion Syntilo R

Die Breite des zylindrischen Schleifscheibenbereichs beträgt wenn nicht anders angegeben 30 mm. In allen Versuchen beträgt das Schrappzeit-spanungsvolumen $1 \text{ mm}^3/(\text{mm s})$.

In **Bild 6-1** wird der Seitenvorschub zwischen 0,3 mm entsprechend einer Überschliffzahl von 100 bis zu 0,04 mm bei einer Überschliffzahl von 750 variiert. Es zeigt sich, daß unter Inkaufnahme einer Hauptzeitzunahme Verringerungen der Rauhtiefe um die Hälfte realisierbar sind.

Insbesondere bei Einsatz hoher Abrichtüberdeckungsgrade im zylindrischen Scheibenbereich lassen sich nach Hennig [7] auch mit der Körnung 80 Mesh Oberflächenqualitäten erzielen, die beim Einstechschleifen erheblich feineren Spezifikationen vorbehalten sind.

Auch die Wahl von Abrichtüberdeckungsgraden von über 30, die beim Einstechschleifen zu keiner weiteren Verbesserung der Rauhtiefe, wohl aber zu Brand [19] und Einbußen der Formgenauigkeit führen, liefert signifikante Verbesserungen der Qualität.

In einem weitergehenden Stichversuch wurde bei einem Seitenvorschub pro Werkstückumdrehung von $a_f=0,04 \text{ mm}$ und einer Werkstückgeschwindigkeit von 10 m/min durch einen Abrichtüberdeckungsgrad von 35 sogar eine gemittelte Rauhtiefe von $R_z = 0,39 \text{ } \mu\text{m}$ erzielt. Aus weiteren Versuchen [96] ist allerdings bekannt, daß bei U_d von mehr als 40 dennoch Schleifbrand auftreten kann.

Während feinere Abrichtvorgänge zu einer Glättung der Schleifscheibentopographie und damit höheren Schneidendichten führen [7], wird durch die hohe Überschliffzahl die Anzahl der Korneingriffe pro Werkstückoberflächenelement erhöht. Dieser Effekt wird bereits seit längerem beim Flach-Tiefschleifen genutzt [27].

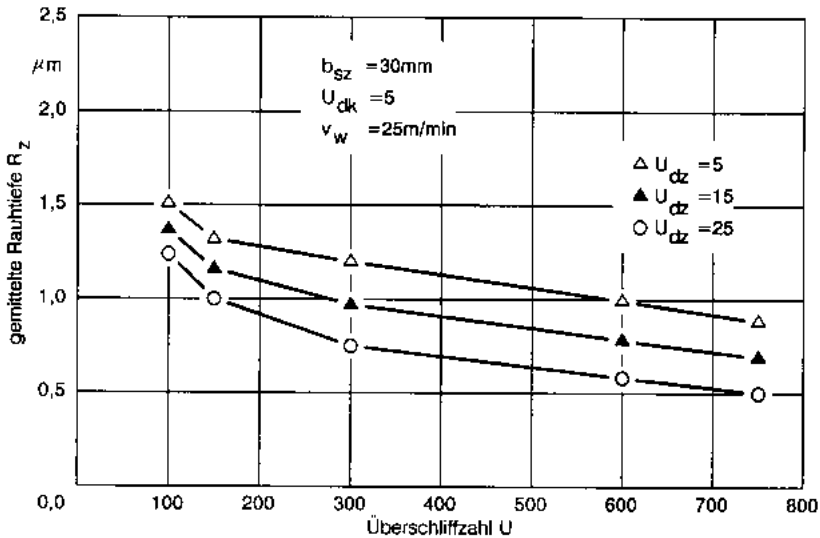


Abbildung 6-1: Hohe Überschleifzahlen führen zu niedrigen Rauheiten

Da in der Regel bei Längsschleifprozessen mit relativ langen Hauptzeiten die Abrichtzeit nur von untergeordneter Bedeutung ist, sind hohe Abrichtüberdeckungsgrade ohne deutlichen Nachteil einzusetzen.

Durch niedrige Werkstückgeschwindigkeiten **Bild 6-2** lassen sich zusätzlich die Werkstückrauheiten verbessern, wobei in dieser Versuchreihe mit konstant hohem Abrichtüberdeckungsgrad von 25 und einer zylindrischen Scheibenbreite von 30 mm gearbeitet wird.

Hier wirkt sich ebenfalls die Erhöhung von Schneideneingriffen auf einem Oberflächenelement bei geringem v_w positiv aus. Allerdings ist die Werkstückgeschwindigkeit bei konstanter Überschleifzahl umgekehrt proportional zur Hauptzeit, wobei niedrige Geschwindigkeiten größere Kontaktzeiten bedingen [97, 19] und damit die Gefahr von Schleifbrand.

Also sollte nach Möglichkeit angestrebt werden, die maximale Werkstückgeschwindigkeit zu realisieren, die in der Regel von den dynamischen Ei-

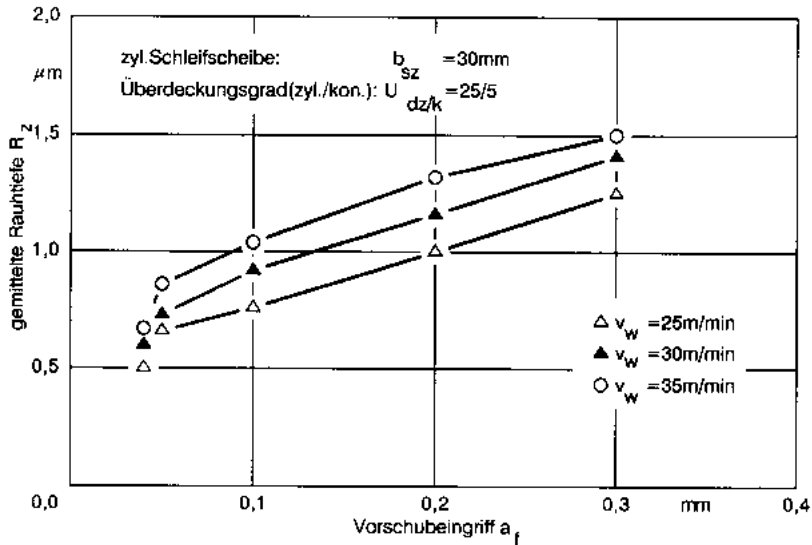


Abbildung 6-2: Niedrige Werkstückgeschwindigkeiten führen zu guten Oberflächen

genschaften des Prozesses abhängt [26, 46], allerdings liegen hier zum Längsschleifen noch keine übertragbaren Anhaltswerte vor.

Bei einer konischen Scheibenbreite von 20 mm wird nun der zylindrische Anteil von 10 bis 80 mm variiert, wobei wiederum verschiedene axiale Vorschübe zum Einsatz kommen. In dieser Reihe, **Bild 6-3** wird mit dem niedrigen Abrichtüberdeckungsgrad von 5 gearbeitet, die dargestellten Tendenzen gelten jedoch in gleicher Form auch für feinere Scheibentopographien [96].

Es zeigt sich für ein breites Spektrum von Versuchsbedingungen, daß jeweils ein Minimum der erzeugten Rauhtiefe über der zylindrischen Scheibenbreite existiert. In allen Fällen liegt das Optimum an jener Position, an der der letzte Überschiff in der axialen Scheibenmitte liegt.

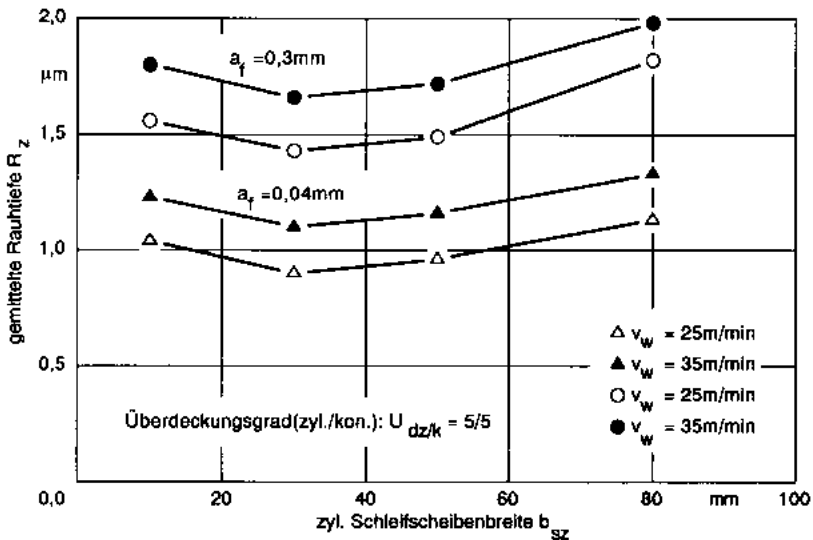


Abbildung 6-3: Die Werkzeugherstellung bestimmt die Rauhtiefe

Bei geringer zylindrischer Breite ist eine ansteigende Rauheit auch zu erwarten, da hier die Überschliffzahlen niedriger als im Optimum liegen. Bei weiterer Erhöhung der Überschliffe dagegen tritt ein genau entgegengesetzter Effekt auf, der zusätzlich zu beachten ist.

Bedingt durch den Preßvorgang bei der Werkzeugherstellung [12] sind die Dichte und damit der Korn- und Bindungsanteil der Schleifscheibe an den Seiten höher als in der Mitte. Demzufolge ist das Scheibenvolumen, das sich zur Erzielung hoher Oberflächengüten eineben muß, größer, so daß sich diese Nivellierung in den dargestellten Ergebnissen nicht ausbilden konnte.

Um beim Außenrund-Schäl Schleifen die gesamte Schleifscheibenbreite anforderungsgerecht nutzen zu können, ist also ein einseitig gepreßtes Werkzeug von Nutzen. Dieses ist dann in der Lage, auf der Preßseite eine Schrappzone mit gesteigertem Widerstand gegen Kornausbruch zur Verfügung zu stellen.

Im Schlichtteil kann entsprechend der geringeren Kornbelastung der Anteil an Bindung und Korn geringer ausfallen, so daß hier eine schnellere Anpassung der Kornspitzen an die gewünschte Hüllkurve erfolgt.

6.2 Oberflächenmarkierungen

Wie bereits in Kapitel 2 erläutert, treten beim Längsschleifen insbesondere bei hohen Oberflächengüten und geringen Seitenvorschüben a_f nur optisch erfaßbare Markierungen auf, deren Erscheinungsbild bei höheren Rauheiten vom Korneingriffsrauschen überdeckt werden [98, 99]. In **Bild 6-4** ist der Versuch unternommen, diese Markierungen zu bewerten, die mit eindimensional arbeitenden Meßgeräten nicht erfaßbar sind.

Wie das Bild zeigt, ist in einer Profilaufnahme mit einem Laserscanner keine signifikante Regelmäßigkeit zu erkennen. Die kantenverstärkende Aufnahme des Rasterelektronenmikroskops mit der geringen Auflösung zeigt ein Muster, das in einem Winkel von nahezu 45° von links unten nach rechts oben auftritt. Wie bei weiterer Analyse sichtbar wird, wird das Muster durch immer wieder ähnlich aussehende Korneingriffe erzeugt, die offensichtlich durch ein Schleifkorn oder eine Korngruppe verursacht werden.

Dabei ist zu berücksichtigen, daß diese Spuren keineswegs die normale Schwankungsbreite der Oberflächentopographie überschreiten. Es scheint, daß das menschliche Gehirn lediglich die optischen Regelmäßigkeiten des Schneideneingriffs zu diesem Muster assoziiert.

6.2.1 Beschreibung des Phänomens

Es kann also aufgrund der Beobachtung der REM-Aufnahme angenommen werden, daß die Regelmäßigkeit der Abbildung einer Schneide oder einer Zone der Schleifscheibenoberfläche auf die Werkstückoberfläche für die Entstehung des Musters verantwortlich ist. Die weitere Beobachtung, daß das Phänomen bei geringem Längsvorschub grundsätzlich deutlicher sichtbar ist als bei höheren, steht mit dieser Hypothese im Einklang, denn der Abstand zweier regelmäßiger Erscheinungen hängt von gerade dieser Stellgröße ab.

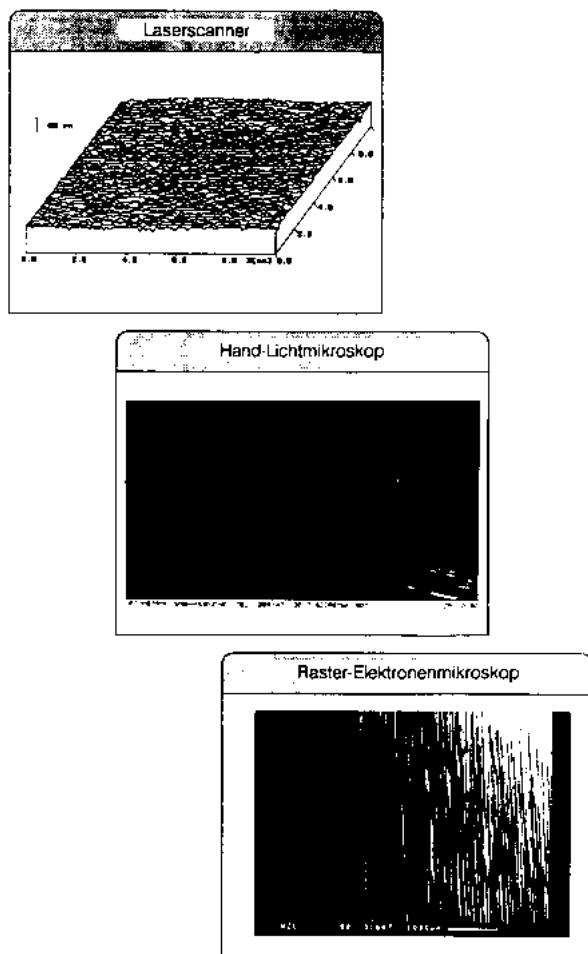


Abbildung 6-4: Methoden zur Erfassung optischer Markierungen

Um das Phänomen präziser zu beschreiben und nach Möglichkeit Abhilfemaßnahmen zu formulieren, soll es nun im folgenden geometrisch

analysiert werden.

Nach einer Schleifscheibenumdrehung kommt die gleiche Zone der Werkzeugtopographie wiederum in Eingriff mit dem Werkstück, allerdings in axialer Richtung um den Betrag Δg versetzt. Dieser ist ein Bruchteil des Seitenvorschubes bei einer Werkstückumdrehung a_f und läßt sich über das Drehzahlverhältnis zwischen Schleifscheibe und Werkstück $q = n_s/n_w$ ausdrücken.

$$\Delta g = \frac{a_f}{q} \quad (6-2)$$

In Tangentialrichtung hat das Werkstück ebenfalls nur einen Bruchteil Δh seines Umfanges zurückgelegt.

$$\Delta h = \frac{\pi d_w}{q} \quad (6-3)$$

Nach i Schleifscheibenumdrehungen ist der Kontaktpunkt axial also um

$$g = i \frac{a_f}{q} \quad (6-4)$$

verschoben. In Umfangsrichtung ist h nach einer Werkstückumdrehung um πd_w zu korrigieren, so daß gilt:

$$h = i \frac{\pi d_w}{q} - \pi d_w = \pi d_w \left(\frac{i}{q} - 1 \right) . \quad (6-5)$$

Wenn h nach etwa einer Werkstückumdrehung wieder in der Nähe von 0 liegen soll, die Kontaktpunkte also in Nachbarschaft stehen, so muß $i \approx q$ sein, so daß nach gerade etwas weniger oder etwas mehr als einer ganzen Umdrehung benachbarte Punkte über den Zählindex κ und die Gauß'sche Ganzzahlklammer [...] beschrieben werden.

$$i_\kappa = [q] + \kappa; \quad \kappa \in \{0, 1\} \quad (6-6)$$

Bei nicht ganzzahligen Drehzahlverhältnissen q muß der geringste Abstand zu einem Nachfolger nicht nach der ersten Umdrehung auftreten,

sondern es müssen maximal so lange die Punkte weiterer Umdrehungen $\lambda \in \{1, 2, 3, \dots\}$ untersucht werden, bis die axiale Verschiebung h den Bereich Δg überschritten hat.

Damit läßt sich die Menge aller in Frage kommenden musterbildenden Punkte wie folgt beschreiben:

$$g_{\lambda, \kappa} = \frac{a_f}{q} ([\lambda q] + \kappa) = \Delta g ([\lambda q] + \kappa) \quad (6-7)$$

und

$$h_{\lambda, \kappa} = \frac{\pi d_w}{q} ([\lambda q] - \lambda q + \kappa) = \Delta h ([\lambda q] - \lambda q + \kappa) . \quad (6-8)$$

Als musterbildend muß nun der Punkt aus dieser Menge gelten, der zum Ausgangsort den geringsten Abstand D_{min} besitzt.

$$D_{min} = \min_{\kappa=0,1} \left(\min_{\lambda=1,2,\dots} \sqrt{g_{\lambda, \kappa}^2 + h_{\lambda, \kappa}^2} \right) \quad (6-9)$$

Der Neigungswinkel φ ergibt sich aus der geometrischen Beziehung der zugehörigen benachbarten Punkte.

$$\varphi = \arctan \frac{h(D_{min})}{g(D_{min})} \quad (6-10)$$

Anhand elementarer Geometrie läßt sich berechnen, daß der Abstand zwischen zwei Spuren, die aus den minimalen Abständen resultieren, den folgenden Wert annimmt:

$$L = \frac{h}{\lambda} \cos \varphi - \frac{g}{\lambda} \sin \varphi = \frac{\pi d_w \cos \varphi - a_f \sin \varphi}{\lambda q} . \quad (6-11)$$

Für einen Werkstückdurchmesser von 80 mm bei einer repräsentativen Drehzahlvariation von 49,5 bis 50,5 sind die jeweiligen Markierungsabstände D_{min} in **Bild 6-5** dargestellt. In der Umgebung anderer Drehzahlverhältnisse sind die Funktionsgraphen ähnlich. Die Seitenvorschübe

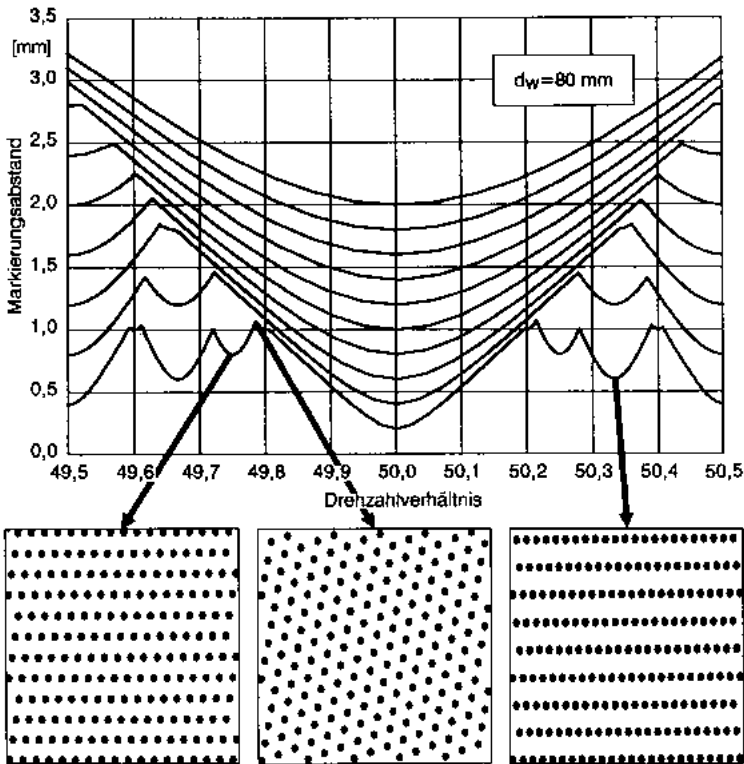


Abbildung 6-5: Die Markierungen beim Schältschleifen zeigen chaotisches Verhalten

a_f überdecken einen für das Schältschleifen typischen Bereich von 0,3 bis 2,0 mm.

Bei ganzzahligen Drehzahlverhältnissen, im Bild also 50, entstehen Markierungen in axialer Richtung, deren Abstand genau dem Längsvorschub entspricht. Dieser Parameter ist also im Diagramm über dem ganzzahligen Drehzahlverhältnis abzulesen.

Es ist erkennbar, daß bereits bei der dargestellten Variation des Dreh-

zahlverhältnisses um 2 % sehr starke Veränderungen des Markierungsabstandes auftreten. Insbesondere bei dem kleinen Seitenvorschub von 0,2 mm kann gegenüber dem ganzzahligen q der Abstand auf den fünffachen Wert gesteigert werden, wenn q nur um etwa 0,4 % verändert wird. Bei einem Längsvorschub von 2 mm ist immerhin noch eine Vergrößerung des Abstandes auf das 1,6-fache möglich.

Es zeigt sich also, daß der lineare Denkansatz, der bei kleinen Veränderungen der Ursache auch kleine Wirkungen voraussetzt und bei großen Veränderungen wesentlich andere Wirkungen, hier nicht gilt, insbesondere bei kleinen Seitenvorschüben. Ein solches Verhalten wird als chaotisch bezeichnet.

Außerdem wird deutlich, daß die bei größeren a_f auftretende Parabel bei geringeren Vorschüben mehrfach auftritt, sich also rekursiv vervielfacht. Diese sogenannte Phasenverdopplung ist ebenfalls ein Charakteristikum chaotischen Verhaltens.

Diese schwer beschreibbaren Eigenschaften des Markierungsabstandes sind der Grund dafür, daß es keine sicheren Handlungsanweisungen gibt, um das Oberflächenphänomen zu vermeiden.

In der Praxis eingeführt ist lediglich die Regel, daß ganzzahlige Drehzahlverhältnisse zu vermeiden sind [25, 26, 11], da diese zusätzlich regeneratives Rattern begünstigen, dessen Erscheinung unmittelbar mit der Phasenlage der Markierungen verknüpft ist. Anhand des Diagramms ist diese Regel dadurch nachvollziehbar, daß bei $q = 50$ auf jeden Fall achsparallele Interferenzen mit minimalem Abstand auftreten.

Kammermeyer [64] führt zusätzlich das die erste Regel einschließende Kriterium ein, daß q kein echter Bruch sein darf, da immer dann achsparallele Markierungen auftreten. Dies ist dadurch zu erklären [64], daß nach der im Zähler von $q = n_s/n_w$ angegebenen Anzahl an Schleifscheibenumdrehungen und der im Nenner angegebenen Anzahl an Werkstückumdrehungen die Markierung wieder die gleiche Umfangskoordinate erreicht, die der Ausgangspunkt besitzt.

Im Diagramm ist auch dieses Kriterium nachzuvollziehen. Die entsprechende Bedingung liegt immer beim Übergang zwischen $\kappa = 0$ und $\kappa = 1$ in der Formel des Minimalabstandes vor, das sind genau die Minima der dargestellten Abstände. Bei der links unten gezeigten Oberflächenstruk-

tur liegt gerade ein q von $199/4=49,75$ vor. Der Abstand der Streifen ergibt sich aus Gleichung 6-11 zu 1,26 mm, so daß $\lambda q = 199$ Streifen auf dem Umfang auftreten. In analoger Weise ergibt sich für den rechts unten dargestellten Fall $q = 151/3$.

Allerdings liegt nicht bei allen echten Brüchen der Fall axialer Streifen vor, deren Menge ja bekanntlich dicht ist. Das bedeutet, daß sich jeweils zwischen zwei echten Brüchen stets ein weiterer finden läßt, also existieren zwischen zwei reellen Zahlen unendlich viele solcher Brüche. Es muß also eine Einschränkung zu Kammermeyers Regel erfolgen, die besagt, daß zum Vorhandensein achsparalleler Streifen ein echter Bruch des Drehzahlverhältnisses zwar notwendig, nicht aber hinreichend ist.

Es ist also zur Beurteilung, ob sichtbare achsparallele Streifen auftreten, unbedingt erforderlich, den Minimalabstand nach den obigen Formeln zu berechnen und den Übergang von κ von 0 auf 1 an dieser Stelle zu verifizieren.

Kammermeyer [64] gibt an, daß eine empirische, geringfügige Änderung des Drehzahlverhältnisses zu beachtlichen Verbesserungen der Oberflächenqualität führen kann, allerdings sei es schwierig, Maßnahmen anzugeben, die auf Antrieb optimale Ergebnisse am Werkstück erreichen lassen.

Ein optimales Ergebnis im Sinne nicht achsparalleler Spuren bei großen Markierungsabständen läßt sich anhand des Diagramms genau an den Maxima der Kurven vorhersagen, wie das Oberflächenbild in der Mitte zeigt. Solche Maxima sind durch Drehzahlverhältnisse bestimmt, bei denen eine Wertänderung von λ vorliegt. In diesen Fällen existiert also der minimale Abstand genau zu zwei benachbarten Punkten, die zu zwei unterschiedlichen Umdrehungszahlen gehören.

Damit ist in der Umgebung des technologisch vorgegebenen Drehzahlverhältnisses die Stellgrößenvorwahl optimal, die das absolute Maximum des Markierungsabstandes innerhalb des Bereichs beschreibt. Bei Seitenvorschüben a_f von mehr als 1,5 mm ist also hier $q = 49,5$ oder $q = 50,5$ vorzuzählen. Bei geringeren Vorschüben liegt an diesen Stellen allerdings gerade ein Minimum, so daß eine weitere Untersuchung anhand der obigen Formeln erforderlich ist.

Trotz der geschilderten Maßnahmen ist es nicht zu vermeiden, daß die Re-

gelmäßigkeit, die diese Muster auszeichnet, bestehen bleibt, so daß der in [55] geforderte seidige Glanz, der durch einen stochastischen Korneingriff bewirkt wird, zwar angenähert wird. Das geübte Auge [12] wird jedoch gerade bei kleinen Längsvorschüben, die für den Schältschliff unabdingbar sind, die Regelmäßigkeiten weiterhin erkennen.

6.2.2 Periodische Drehzahlvariation

Die Regelmäßigkeit des Zerspaneingriffs und damit des resultierenden Musters läßt sich durch Variation der Prozeßparameter stören, um eine möglichst zufällig aussehende Werkstücktopographie zu erzielen.

An heutigen NC-Schleifmaschinen ist im Rundschleifbetrieb die Werkstückdrehachse drehzahlgesteuert, wobei der Wert der Drehzahl proportional einer Spannung ist, die auf den Achsverstärker geschaltet wird [31]. Diese Spannungsschnittstelle ist genormt, so daß hier ohne weiteres ein Eingriff in den Steuerungsmechanismus möglich ist.

Bereits 1977 schlägt Inasaki [24] vor, zur Unterdrückung von Ratter-schwingungen eine Modulation des Drehzahlverhältnisses q vorzunehmen. Er bezeichnet die Methode als erfolgreich, vorausgesetzt, die Periode der Geschwindigkeitsänderung sei kurz und die Amplitude groß. Ferner werde durch die Geschwindigkeitsänderung das Schliffbild nicht beeinträchtigt.

Spur und Rogel [100] untersuchen in diesem Zusammenhang verschiedene Funktionen zur periodischen Drehzahlvariation und stellen ein Gerät vor, mit dem sinusförmige, rechteckige und Dreiecksfunktionen erzeugt werden können. Hier werden dynamische Drehzahlanteile mit Amplituden von wenigstens 10 % der Drehzahl bei einer Variationsperiodendauer von 10 s empfohlen. Über die erzeugte Werkstückrauheit im künstlich stabilisierten Prozeß erfolgen keine Angaben.

Bereits die mathematische Beschreibung der Markierungen für den Fall eines konstanten Drehzahlverhältnisses q zeigt, daß keine einfachen, unmittelbar in die Praxis umsetzbaren Regeln zur Vermeidung von Regelmäßigkeiten auf der Oberfläche angegeben werden können. Wie bekannt, können bereits geringste Änderungen des Drehzahlverhältnisses völlige Verschiebungen der Musterausprägung zur Folge haben.

Da die oben erwähnten dynamischen Vorgänge grundsätzlich auf den gleichen Wechselwirkungen der immer nahezu gleichen Werkstückzonen mit Schleifscheibenbereichen beruhen, kann davon ausgegangen werden, daß eine möglichst unregelmäßige Drehzahlvariation mit großer Amplitude bei geringen Perioden zur Verringerung der Muster führt. Allerdings ist gerade bei den hier erzielten Oberflächenqualitäten auf eine möglichst geringe Störung des gleichförmigen Prozeßablaufs Wert zu legen.

7 Prozeßgestaltung beim NC-Schälschleifen mit Setzstock gegenüber dem Werkzeug

7.1 Optimale Setzstockanordnung

Schlanke Wellen mit einem großen l^3/d^4 -Verhältnis geben wegen ihrer geringen Steifigkeit bereits beim Aufbringen geringer Schleifkräfte stark nach. Je nach Ausprägung dieser Verformung treten Beeinträchtigungen des Arbeitsergebnisses auf, die von zu hoher Oberflächenrauheit über erhöhte Formtoleranz bis zu Vorschubmarkierungen reichen, wie in Kapitel 5 erläutert.

Eine ausreichende Prozeßstabilisierung ist beim Außenrund-Schälschleifen extrem schlanker Wellen nur dann möglich, wenn ein Setzstock mit der Schleifscheibe über das Werkstück verfährt, wodurch die Schleifkräfte an ihrem axialen Entstehungsort aufgenommen werden [77, 101].

Entsprechend den Zerspanverhältnissen [5, 23, 20] wirkt nahezu die gesamte Schleifkraft im konischen, abtragenden Bereich des Werkzeugs. Der zylindrische Teil glättet, wie im vorangegangenen Kapitel erläutert, die Oberfläche in einem Ausfunktprozess, der nur mit minimalen Kräften verbunden ist.

Deshalb scheint zunächst eine nahezu momentfreie Aufnahme der gleichmäßig über der konischen Zone verteilten Streckenlast durch Montage des Setzstocks in der Schrappzone unumgänglich. Zur Ermittlung der optimalen axialen Lünettenposition werden Schleifergebnisse [45] nach **Bild 7-1** herangezogen.

Die Setzstockzustellung wird an der jeweiligen Position dem Durchmesser der Welle angepaßt, wie er entsprechend der Scheibenkontur ohne Verschiebung der Werkstückachse im Idealfall erzeugt wird. Die Nullposition in axialer Richtung zeigt die Vorderkante des Werkzeugs, in diesem Fall ist die konische Schrappzone 40 mm breit.

Wie zu erkennen ist, wird die optimale Bearbeitungsqualität dann erreicht, wenn der Setzstock in der Mitte des konischen Bereichs angeordnet ist. Ein Verschieben der Lünette in positiver Richtung führt zu einer deutlichen Verschlechterung des Kreisformfehlers. Grund dafür sind Mar-

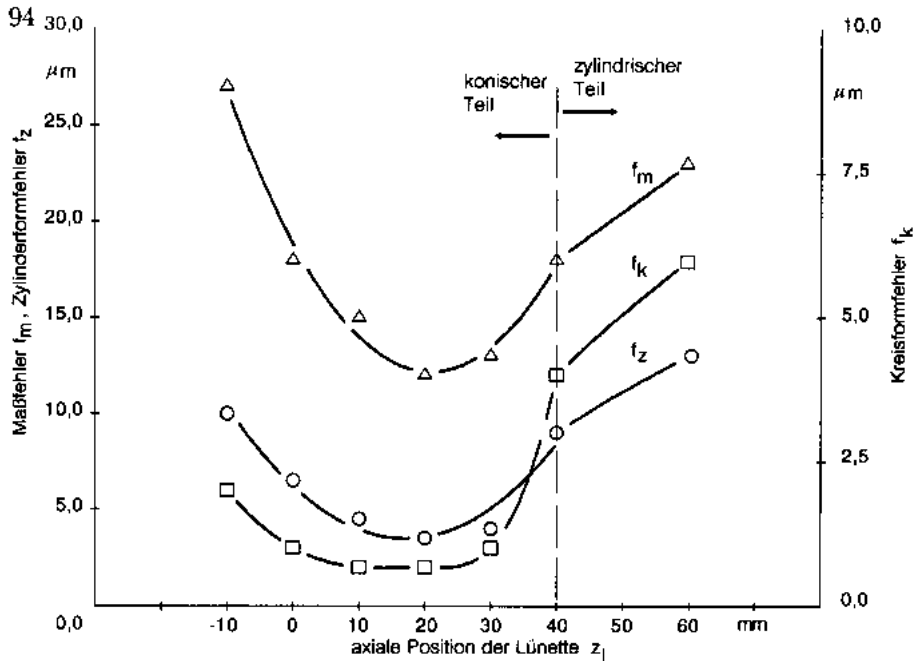


Abbildung 7-1: Die axiale Setzstockanordnung bestimmt die Bearbeitungsqualität

kierungen, die der Setzstock durch Reiben auf der Werkstückoberfläche hinterläßt.

Der Zylinderformfehler ist hier deshalb größer, weil, wie in einem früheren Kapitel erläutert, keine möglichst parallele Führung in der Ausfunkezone zwischen Schleifscheibe und Werkstück gewährleistet ist.

Diese Markierungen müssen durch weitere Zustellungen innerhalb der konischen Zone vollständig abgebaut werden, um nicht auf der geschliffenen Oberfläche sichtbar zu bleiben. Wenn der Setzstock in Richtung auf die Werkzeugvorderkante verschoben wird, so steigen Kreis- und Zylinderformfehler ebenfalls an. Für beide Fehlerausprägungen ist hier wie-

derum die nicht parallele Führung verantwortlich.

Ein weiterer Freiheitsgrad dieses Verfahrens ist die gleichzeitige radiale Verschiebung von Schleifspindelstock- und Lünettenposition. Bei den zu schleifenden äußerst schlanken Werkstücken kann die Werkstückachse dieser Verschiebung mit geringem Steifigkeitswiderstand folgen.

Aufgrund dieses Effektes wirken sowohl die Zustellung der Schleifscheibe als auch des Setzstocks außerhalb der Einflußzone der Einspannung nicht wie üblicherweise bei der Spitzenbearbeitung auf den Radius [30], sondern auf den Werkstückdurchmesser, **Bild 7-2**. Dies bedeutet, daß in diesem Bereich die Prozeßkinematik der Spitzenlosbearbeitung nicht unähnlich ist, [54].

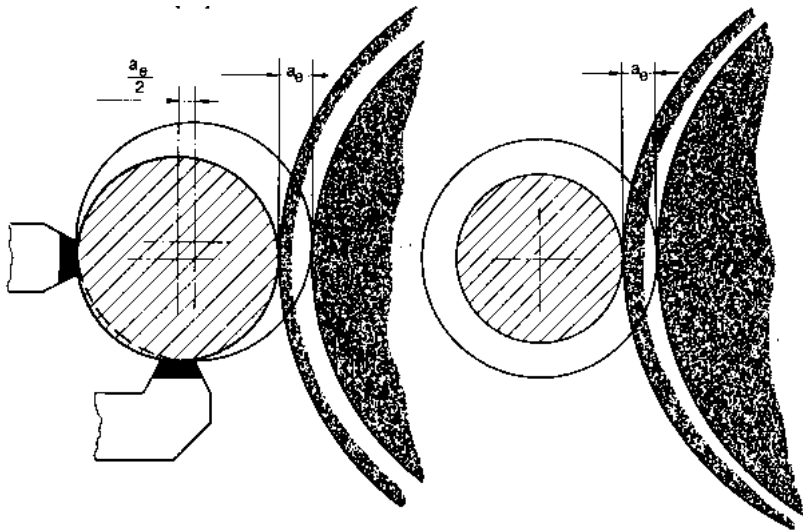


Abbildung 7-2: Die Zustellungen von Setzstock und Lünette wirken bei schlanken Werkstücken auf den Durchmesser

Die Folge ist, daß theoretisch mit der halben Schrittauflösung der Zustellachsen zu rechnen ist, wenn Spindelstock und Lünette einzeln verfahren werden. Dadurch ist bei geringem Werkzeugverschleiß gegenüber an-

deren Verfahren rechnerisch eine Halbierung der Durchmesserauflösung möglich.

Um den Einfluß gleichzeitiger Verschiebung von Spindelstock und Lünette zu untersuchen, werden weitere Versuche durchgeführt, bei denen aufbauend auf den vorangegangenen Ergebnissen sich der Setzstock axial in der Mitte der Schruppzone befindet. Dabei wird ausgehend von der Neutralposition der Werkstückachse die Lünette in beiden Richtungen um maximal $50\text{ }\mu\text{m}$ ausgelenkt, **Bild 7-3**.

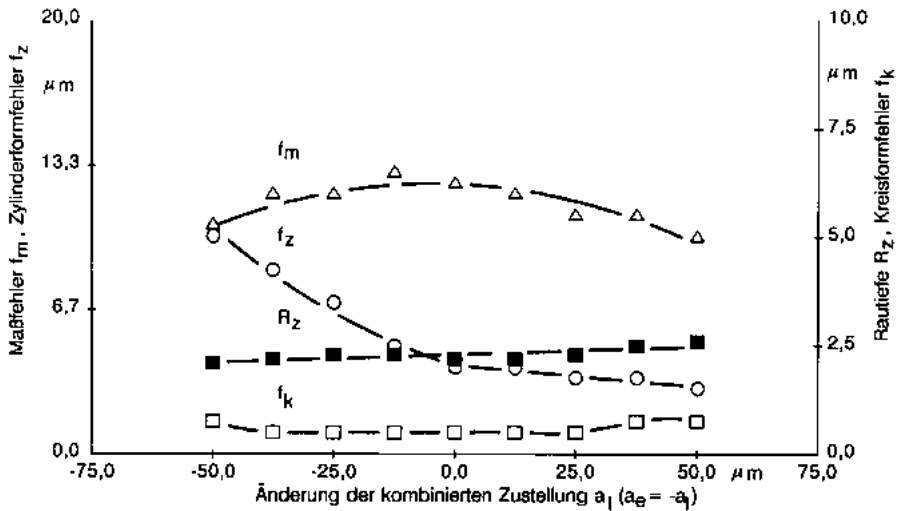


Abbildung 7-3: Einfluß der gleichzeitigen Variation der Zustellungen von Schleifscheibe und Lünette

Zusätzlich zu den bisher aufgeführten Kriterien wird hier auch die gemittelte Rauhtiefe aufgeführt. Da das Werkstück bei diesen Versuchen aus der Mittellage gedrückt wird, ändert sich auch die Krümmung der Werkstückoberfläche und damit die Überschliffzahl.

Wird das Werkstück entgegen der Schleifscheibe ausgelenkt, also rechts im Bild, so dominiert die sehr hohe Steifigkeit des Setzstockes auch zu

Beginn und Ende des Prozesses in der Nähe der Einspannstellen. In umgekehrter Richtung dagegen kann die schlanke Welle an der Aufnahme- spitze nur deutlich weniger nachgeben als im stationären Teil, wodurch bei deutlich geringerer Lünettenzustellung auch wesentlich größere Zylinderformfehler entstehen.

Die leichte Vergrößerung des Kreisformfehlers bei großen Abweichungen aus der Neutrallage resultiert wiederum aus der Krümmung der Werkstückachse in der Kontaktzone. Das gleiche gilt für den Maßfehler, der sich jedoch in der Nähe der Nominalsituation relativ invariant gegenüber Zustellungsänderungen verhält. Die Abweichung aus der Nullage in der Neutralposition erklärt sich aus der Systemnachgiebigkeit. Die Änderungen des erzielten Werkstückdurchmessers sind wiederum auf die Achskrümmung zurückzuführen.

Die optimale Wahl der kombinierten Zustellung ist also immer ein Kompromiß zwischen den Qualitätskriterien Rauhtiefe und Zylinderformfehler. Unter Berücksichtigung des stabilen Verhaltens des Maßfehlers in der Werkstückneutrallage ist zu empfehlen, Lünetten- und Spindelstockposition symmetrisch zu wählen, so daß die Werkstückachse nicht ausgelenkt wird.

7.2 Auslegung der stationären Prozeßphase

Ausgehend von der Beschreibung der Schleifaufgabe anhand des Aufmaßes z und der zur Verfügung stehenden Breite der Schleifscheibe b_s sowie den Einspannsteifigkeiten k_1 und k_2 sind nun die Stellgrößen in der stationären Prozeßphase zu bestimmen.

Das bezogene Zeitspannungsvolumen in der Schrappzone, das im übrigen keinen signifikanten Einfluß auf die erzeugte Oberflächenqualität nimmt [5], ist anhand mehrerer Kriterien nach oben abzuschätzen. Diese Randbedingungen gehen teilweise auf umfangreiche Erfahrungen beim Außenrundeinstechschleifen [11] zurück, teilweise basieren sie auf eigenen Erfahrungen [45, 96].

Durchbiegung an den Spitzen $\leq 50 \mu\text{m}$. Zu Prozeßbeginn und -ende treten instationäre Situationen auf, die durch den Auf- und Abbau der Schleif- und Lünettenkraft bedingt sind. Um die damit

verbundene mögliche Beeinträchtigung der Form und der Oberflächenqualität gering zu halten, sollten bei dieser Prozeßführung die Einspannsteifigkeiten möglichst hoch eingestellt werden.

$Q'_w < Q'_{wgrenz}$. Abhängig vom Werkstückstoff existiert ein Grenzzeit-spannungsvolumen, dessen Überschreiten thermische Randzonenbeeinflussungen zur Folge hat. Durch die Auswertung zahlreicher Versuchsergebnisse aus der Datensammlung des Informationszentrums für Schnittwerte (INFOS) lassen sich Grenzwerte für das Einstechschleifen bestimmen [11].

Für beim Präzisionsschleifen übliche Scheibenspezifikationen etwa der Körnung 60 bei mittlerer Härte und eine ausreichende Kühlung sind beim Längsschleifen die von Varlik angegebenen Grenzwerte etwa mit dem Sicherheitsfaktor 0,7 zu bewerten. Für Ck45 N ergibt sich ein maximales Q'_w von etwa $3 \text{ mm}^3/(\text{mm s})$, für gehärteten Ck45 von etwa $4 \text{ mm}^3/(\text{mm s})$.

Mit den in Kapitel 6 erläuterten Zusammenhängen zwischen Prozeßstellgrößen und erzielter Rauhtiefe R_z ist die Werkstückgeschwindigkeit v_w möglichst hoch zu wählen, da diese Größe näherungsweise umgekehrt proportional zur benötigten Hauptzeit ist. Gleichzeitig führen höhere Werkstückgeschwindigkeiten zu geringeren Kontaktlängen und damit zu verminderter Gefahr thermischer Randzonenschädigung.

Allerdings steigt die Gefahr regenerativen Ratterns mit der Werkstückdrehzahl, so daß steifigkeitsabhängig dieser Wert begrenzt werden muß. Trotz der Unterstützung durch den Setzstock an der Schleifstelle können schlanke Wellen Eigenschwingungen durchführen, die das Arbeitsergebnis beeinträchtigen.

Hier hat es sich als praktikabel erwiesen, anhand der optimalen Einspannsteifigkeit k_{opt} aus Bild 5-8, die sich aus Durchmesser und Länge des Werkstücks berechnet, die folgenden Werkstückgeschwindigkeiten nicht zu überschreiten.

k_{opt} [N/ μ m]	$v_{w,max}$ [m/min]
> 19	45
15 – 19	35
10 – 14	25
6 – 9	20
3 – 5	15
1 – 2	10
< 1	7,5

Wie bereits in Kapitel 6 diskutiert, sollte das resultierende Drehzahlverhältnis zwischen Schleifscheibe und Werkstück sich an den Richtlinien zur Vermeidung optischer Markierungen orientieren. Deshalb ist die Werkstückgeschwindigkeit auf einen Wert, der hohe Markierungsabstände erwarten läßt, anzupassen.

Ausgehend von den geometrie- und werkstückstoffabhängigen Randbedingungen und Stellgrößen ist nun ein geeigneter Schrägungswinkel α des konischen Schleifscheibenteils sowie der zeitoptimale Seitenvorschub a_f zu berechnen. Auf diese Weise wird also die Schleifscheibe optimal in den abtragenden konischen und den oberflächenverbessernden zylindrischen Bereich unterteilt.

Die Zustellung pro Werkstückumdrehung a_e läßt sich beim Längsschleifen in einer Zone gleicher Bedingungen, wie in Kapitel 4 gezeigt, ebenso darstellen wie beim Einstechschleifen; bei einer konisch abgerichteten Schleifscheibe verteilt sich der Abtrag des gesamten durchmesserbezogenen Aufmaßes z gleichmäßig über die konische Breite b_{sk} . Durch Einsatz geringer Abrichtüberdeckungsgrade können hier im Vergleich zum Pendelschleifen hohe Abtragraten erzielt werden.

$$a_e = \frac{Q'_w}{v_w} = \frac{za_f}{2b_{sk}} \quad (7-1)$$

Damit ist die Haupt-Zerspanbedingung für die abtragende Werkzeugzone formuliert. In der Ausfunkzone mit der Breite b_{sz} muß zusätzlich der Längsvorschub a_f gerade die Überschliffzahl U ermöglichen. Da in beiden Schleifscheibenzonen der gleiche Längsvorschub wirken muß, kann diese Bedingung mit der vorstehenden Gleichung verknüpft werden.

$$a_f = \frac{b_{sz}}{U} = \frac{2Q'_w b_{sk}}{zv_w} \quad (7-2)$$

Die als konstant vorgegebene gesamte Scheibenbreite setzt sich nun aus den beiden vorgenannten konkurrierenden Anteilen zusammen.

$$b_s = b_{sk} + b_{sz} \quad (7-3)$$

Aufgrund der bei keramischen Schleifscheiben häufig deutlichen Härteschwankung über der Schleifscheibenbreite [12], deren Auswirkungen bereits in Kapitel 6 erläutert wurden, kann es jedoch sinnvoll sein, das Ende der Ausfunktzone im weicheren inneren Werkzeugbereich anzulegen. Durch die damit verbundene schnellere Werkzeugtopographieänderung kann auch den im gleichen Kapitel beschriebenen Oberflächenmarkierungen entgegengewirkt werden.

Durch Einsetzen der vorstehenden Gleichungen ist die Aufteilung der Werkzeugbreite anhand der Prozeßrandbedingungen technologisch begründet:

$$b_{sz} = b_s \frac{2UQ'_w}{zv_w + 2UQ'_w} \quad (7-4)$$

sowie

$$b_{sk} = b_s \frac{zv_w}{zv_w + 2UQ'_w} . \quad (7-5)$$

Das radiale Aufmaß und die konische Werkzeugbreite ergeben den in der Literatur bereits diskutierten Schrägungswinkel.

$$\alpha = \arctan \left(\frac{z}{2b_{sk}} \right) = \arctan \left(\frac{z}{2b_s} + \frac{UQ'_w}{2b_s v_w} \right) \quad (7-6)$$

Die Geometrie des Schleifwerkzeugs ist damit bekannt. Die Prozeßauslegung wird abgeschlossen durch die Berechnung des Längsvorschubes pro Werkstückumdrehung.

$$a_f = b_s \frac{2Q'_w}{zv_w + 2UQ'_w} \quad (7-7)$$

Aufgrund des hohen Hauptzeitanteils an der gesamten Fertigungszeit ist a_f recht genau umgekehrt proportional zur insgesamt benötigten Schleifzeit, die weiter die bei großen Schleiflängen l_c die vergleichsweise geringen Anteile der Abrichtzeit sowie der Ein- und Ausfahrzeiten berücksichtigen müßte.

$$t_c = \frac{l_c}{v_{fa}} = \frac{l_c}{a_f n_w} \quad (7-8)$$

Der bereits erwähnte gleichmäßige Schleifscheibenverschleiß im konischen Bereich führt zu einem nahezu stationären Verlauf des Schleifprozesses. Mit zunehmendem Verschleiß allerdings nimmt die zylindrische Zone in ihrer Breite ab, so daß es sinnvoll sein kann, diesen Bereich etwas zu vergrößern. Wie jedoch in Kapitel 6 gezeigt ist, führt erst eine erhebliche Verminderung der Überschliffzahl zu einer relevanten Verschlechterung der Rauheit, so daß diese Maßnahme in der Regel nicht ergriffen werden muß.

In der Literatur werden, wie in Kapitel 2 erwähnt, verschiedene Schrägungswinkel α empfohlen. Die Empfehlungen variieren dabei von $0,5^\circ$ [40] über $1,5^\circ$ [21] bis 11° [36]. Über die sinnvoll zu wählende Breite der zylindrischen Ausfunktzone gibt es ebenfalls verschiedene Aussagen, die von $1/30$ [41] bis zum größten Teil der axialen Erstreckung [36] der Werkzeugbreite reichen.

Anhand der soeben beschriebenen technologischen Absicherung können nun für den relevanten Bereich der Randbedingungen der erforderliche Anteil der zylindrischen Scheibenbreite in **Bild 7-4** und des Schrägungswinkels **Bild 7-5** angegeben werden. Die Pfeile in den Diagrammen geben an, in welcher Richtung sich die Kurven tendenziell verlagern, wenn die entsprechende Kenn- oder Stellgröße höhere Werte annimmt.

Für den anhand der Versuchsreihen ermittelten relevanten Bereich der Überschliffzahl sowie die Spannweite an praxisüblichen Zeitspannungsvolumina und Werkstückgeschwindigkeiten wird deutlich, daß in der Regel 80 % der Schleifscheibenbreite der Oberflächenerzeugung dienen müssen.

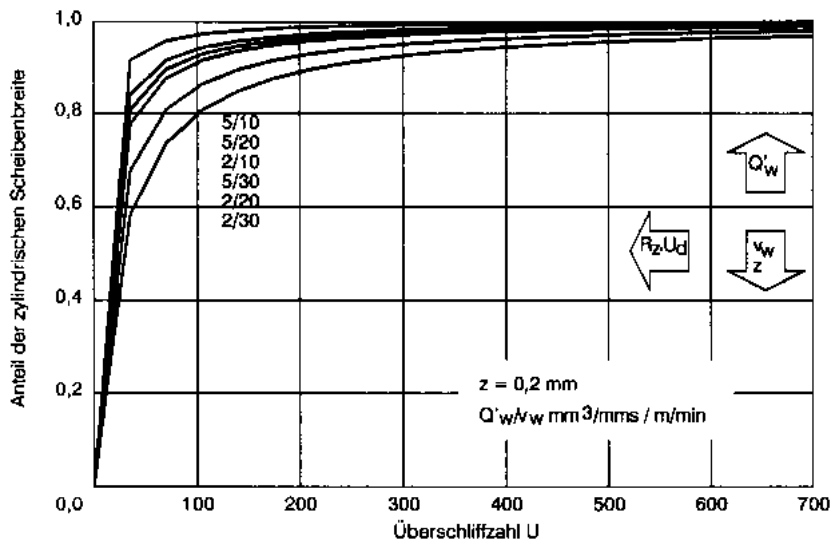


Abbildung 7-4: Extreme Oberflächengüten lassen sich nur mit hohen zylindrischen Scheibenanteilen erzielen

Je geringer der Anspruch an die Leistungsfähigkeit des konischen Scheibenteils ist, je niedriger also das Schleifaufmaß oder je höher das Zeitspannungsvolumen gewählt werden kann, umso mehr kann die aktive Werkzeugbreite zur Topographieerzeugung genutzt werden.

Auf der anderen Seite erfordern hohe Werkstückgeschwindigkeiten geringere Zustellungen pro Stufe bei gleichem Zeitspannungsvolumen, so daß dem zerspanenden Teil mehr Raum gewährt werden muß. Dem steht allerdings eine Verschlechterung der Oberflächenqualität entgegen.

Je höher das Schleifaufmaß oder das bezogene Zeitspannungsvolumen gewählt werden können, umso kürzer kann die Schruppstufe sein, umso steiler wird also die Schräge, Bild 7-5, ausfallen. Umgekehrt ist es bei für steife Werkstücke typischen höheren Werkstückgeschwindigkeiten oder geringen Werkzeugbreiten.

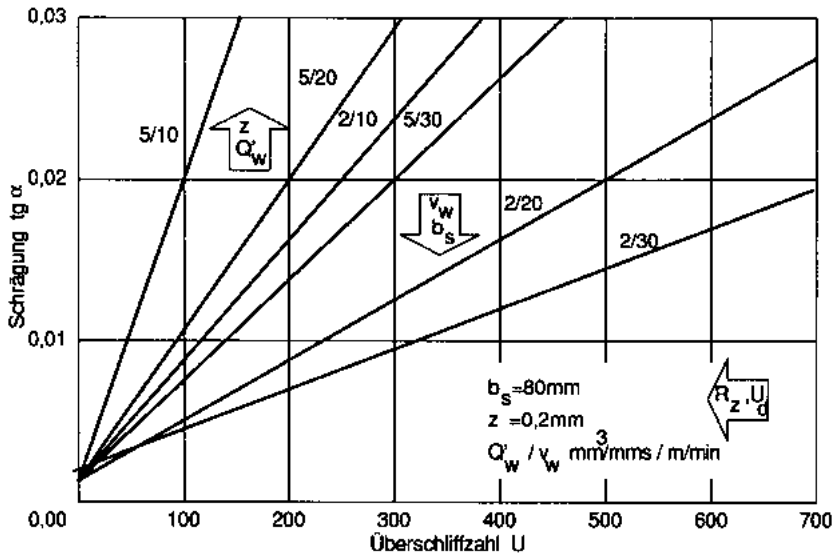


Abbildung 7-5: Hohe Oberflächengüten erfordern steilere Schrägungswinkel

Kann mit einem höheren Abrichtüberdeckungsgrad im zylindrischen Werkzeuteil gearbeitet werden oder sind die Rauheitsanforderungen an das Werkstück geringer, so ist eine geringere Überschleifzahl im zylindrischen Teil erforderlich.

Damit läßt sich festhalten, daß die relevanten Patente [41, 40] zum Schäl-schleifen auf geringe Überschleifzahlen abzielen. Die durchgeführten Versuche weisen jedoch nach, daß dieses Verfahren sich sinnvoll gerade durch ein hohes U und den damit typisch wesentlich besseren Oberflächenrauheiten ausweisen kann. Der nach den hier gewonnenen Erfahrungen zu wählende Schwerpunkt des Anwendungsfeldes wird also durch beide Patente nicht abgedeckt.

7.3 Gestaltung von Anschnitt- und Auslaufphase

Bei Einsatz des Setzstocks gegenüber der Schleifstelle treten vermehrt Schwierigkeiten zu Prozeßbeginn und -ende auf. Zu Anfang der Bearbeitung resultieren diese aus der Zustellbewegung von Spindelstock und Lünette auf den Solldurchmesser. Beim allmählichen Außereingriffkommen von Werkzeug und Stützstelle zu Prozeßende bauen sich die aufgebrauchten Prozeßkräfte ab, wodurch Maß- und Oberflächenfehler entstehen. Zusätzlich erschwert werden diese Prozeßphasen dadurch, daß hier teilweise der Setzstock die Schleifkraft nicht aufnehmen kann, also nur die geringere Spitzensteifigkeit wirkt.

Zur Optimierung des Prozeßbeginns ist es also notwendig, den Aufbau der Schleifnormalkraft und der entgegengesetzten Lünettenkraft so behutsam wie möglich vorzunehmen, um die in Bild 5-12 dargestellten Eingriffstöße zu vermeiden.

In einer Versuchsreihe, in der mehrere Alternativen untersucht wurden [45], hat sich die folgende Variante mit Einstechvorgang zu Prozeßbeginn als am geeignetsten erwiesen. Die Randbedingungen aus Abschnitt 7.1 sind dabei berücksichtigt, so daß sich die axiale Lünettenposition in der Mitte der konischen Werkzeugbreite befindet. Die radiale Zielposition von Lünette und Schleifscheibe entspricht dem Soll-Fertigdurchmesser des Werkstücks.

Zunächst wird das Werkstück wie in **Bild 7-6** axial in eine Position gebracht, in der die Setzstockbacken in ihrer gesamten Breite gerade sicher den zu schleifenden Durchmesser unterstützen können. Nun beginnt ein Einstechschleifprozeß, bei dem Scheibe und Lünette synchron auf den Solldurchmesser verfahren. Damit ist zu jedem Zeitpunkt die Stützkraft des Setzstocks vorhanden.

Die Einstechgeschwindigkeit sollte gering gewählt werden, um zu jeder Zeit die Kreisform des Werkstücks möglichst zu erhalten, da in dieser Phase erzeugte Unrundheiten zu den in Kapitel 4 erläuterten Rattervorgängen führen können.

Als praktikabel hat sich etwa das halbe Zeitspannungsvolumen des Längsschleifprozesses erwiesen. Da bei langen Werkstücken die Zeit des Einstichs nur einen geringen Anteil an der gesamten Hauptzeit einnimmt,

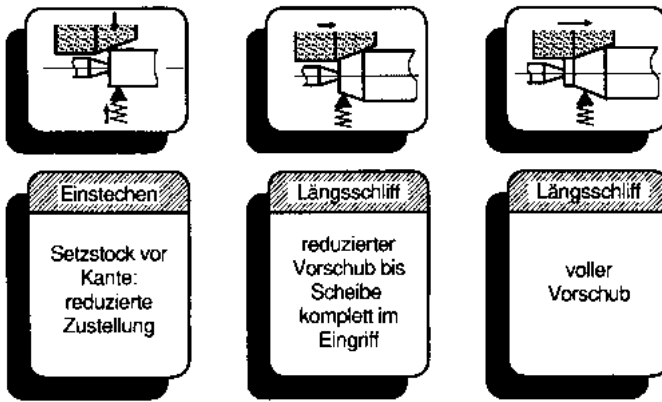


Abbildung 7-6: Die optimale Einfahrstrategie beim Schäl Schleifen mit Setzstock

führt hier ein vorsichtiger Ablauf nicht zu signifikanten Wirtschaftlichkeitseinbußen.

Um die erneute Systemanregung beim Umschalten vom Einstechen zum Längsüberschliff möglichst gering zu halten, empfiehlt es sich, den axialen Vorschub zunächst gering zu wählen, wobei auch hier gute Erfahrungen mit der halben Zerspanleistung im stationären Prozeß gemacht werden [45]. Ist die gesamte konische Werkzeugzone im Eingriff, so kann auf den gewünschten Vorschub umgeschaltet werden.

Die Versuchsreihe weist nach, daß mit dieser Strategie zu Beginn des Prozesses Kreisformfehler und Rauhtiefe nicht signifikant höher sind als im stationären Teil. Weder treten Schleifkommas infolge kurzzeitiger Überlastung der Scheibentopographie noch Rattern infolge stoßweiser Anregung des mechanischen Systems auf.

Wie bereits in Kapitel 4 erläutert, besteht das Problem zu Prozeßende darin, daß zuerst die passivkrafterzeugenden Scheibenzonen außer Kontakt kommen. Dadurch federt das Werkstück zurück, was einen stärkeren Abtrag durch die verbleibenden Kontaktbereiche zur Folge hat. Am Ende des bearbeiteten Werkstückbereichs sind ohne weitere Maßnahmen eine

Abnahme des Werkstückdurchmessers und eine Verschlechterung der erzeugten Oberflächenrauheit zu beobachten.

Schon bevor die Schleifscheibe das Ende der Bearbeitungslänge erreicht, bewirkt die in der Nähe der Aufnahmespitze zunehmende Steifigkeit [71] eine Erhöhung der realen Zustellung. Gleichzeitig zu dem beschriebenen allmählichen Abbau der Schleifkraft kommt die Lünette axial außer Eingriff.

Um die beschriebenen Nachteile am Ende des Schleifprozesses zu vermeiden, ist es notwendig, der Rückfederung des Werkstücks entgegenzuwirken [45]. Da die stützende Wirkung des Setzstocks so lange wie möglich erhalten bleiben muß, ist dies durch einen kontinuierlichen Rückzug der Schleifscheibe zu verwirklichen.

In Versuchen [45] hat sich gezeigt, daß der Rückzug dann zu beginnen ist, wenn die Schleifscheibenvorderkante das Ende der Bearbeitungslänge erreicht, **Bild 7-7**. Der Wert, um den der Spindelstock bis zum völligen axialen Verlassen des Werkstücks zurückzuziehen ist, entspricht in etwa der tatsächlichen Verlagerung der Werkstückachse. Da diese in erster Linie aus der Nachgiebigkeit des Setzstocks resultiert, ist der Rückzugsbetrag aus der effektiven Schleifkraft zu berechnen.

Auch zu Ende des Prozesses kann mit dieser Strategie der Werkstückdurchmesser des stationären Teils gehalten werden. Rauhtiefe und Kreisformfehler verbleiben im Auslauf ebenfalls in dem Bereich, der im stationären Prozeßteil erzeugt wird.

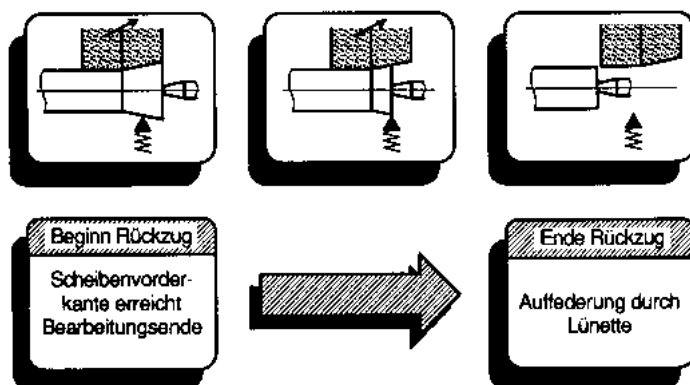


Abbildung 7-7: Spindelstockrückzug verhindert Beeinträchtigung der Qualität zu Prozeßende

8 Zusammenfassung

Durch das Verfahren Außenrundlängsschleifen sind in der Regel gleichzeitig hochwertige Oberflächen zu erzeugen und im Verhältnis zur Werkzeuggeometrie große Zerspanvolumina abzutragen. Dies führt dazu, daß ein durch die Anzahl der Freiheitsgrade äußerst komplexer Prozeß nur unter Inkaufnahme immenser Hauptzeiten durchgeführt werden kann.

Im Gegensatz zum Einstechschleifprozeß sind beim Längsschliff mehrere Zerspanzonen mit spezifischen Aufgaben und Verschleißverhalten zu unterscheiden, die sich im realen Prozeß allerdings der Analyse noch weitgehend verschließen.

Um das Prozeßverständnis zu fördern, wird in dieser Arbeit ein Simulationsprogramm entwickelt, das eine detaillierte Beschreibung der inneren Zusammenhänge ermöglicht. Dabei wird insbesondere auf die Modellierung des Abtrag- und Verschleißverhaltens Wert gelegt. Das Programm kann ebenfalls verwendet werden, um den im realen Prozeß zu erwartenden Durchmesser Verlauf zu bestimmen und den daraus resultierenden Formfehler bereits vor dem Prozeß zu kompensieren.

Anhand der vorhandenen Literatur sowie der Simulation wird nachgewiesen, daß das wesentlichste Problem bei der Zerspanung schlanker und damit nachgiebiger Werkstücke die Verformung durch die Schleifkräfte und die daraus resultierenden Formfehler sind. Insbesondere an den Enden der Bearbeitungsstelle führen instationäre Bedingungen im Prozeß zu nicht tolerablen Durchmesserabnahmen.

Um diesen Formfehler zunächst beschreiben zu können, werden drei mathematische Ansätze vorgestellt und bewertet, die sich hinsichtlich des Rechenaufwandes und der Detailliertheit der Strukturbeschreibung unterscheiden. Das Verformungsverhalten näherungsweise zylindrischer Werkstücke läßt sich analytisch beschreiben, was auch den Einsatz analytischer Untersuchungsmethoden eröffnet.

Kann ein Werkstück nur anhand mehrerer zylindrischer Elemente definiert werden, so sind die Methode nach Castigliano und die FEM zu verwenden, wobei letztere zusätzlich zur reinen Biegung auch den Schub einfluß berücksichtigt.

Anhand des analytischen Ansatzes werden die zwei grundsätzlichen Ty-

pen der Verformung Sattel und Tonne erläutert und unter Einsatz der Steifigkeitsrandbedingungen unterschieden. Es wird ausgeführt, daß die Ausprägung der Eigenverformung im Schleifprozeß nicht durch das l/d Verhältnis, sondern durch eine Ähnlichkeitszahl l^3/d^4 auszudrücken ist.

Dieselbe Methode wird rechnerisch zur Optimierung des Nachgiebigkeitsverhaltens eines Werkstücks verwendet, so daß minimale Zylinderformfehler zu erwarten sind. Dabei zeigt sich, daß minimale Formfehler nicht unbedingt durch eine möglichst steife Einspannung bewirkt werden, sondern daß eine Schwächung der Struktur durchaus sinnvoll sein kann. Möglichkeiten zur Steifigkeitsanpassung werden ebenso wie die Grenzen des Praxiseinsatzes diskutiert.

Steht ein NC-Setzstock gegenüber dem Werkstück zur Verfügung, so kann das Ziel verfolgt werden, Werkzeug- und Werkstückoberfläche möglichst parallel zueinander zu führen, um niedrigere Formfehler und höhere Oberflächengüten zu erzeugen.

Abhängig von der Bearbeitungsposition sind dazu Setzstock und Spindelstock radial anhand eines kraftproportionalen Zustellprofils zu korrigieren. Der Setzstock ist dabei nicht gegenüber der Werkstückmitte, sondern an der Stelle maximaler Eigenverformung zu positionieren.

Diese Strategie ist ebenfalls zur Minimierung des Zylinderformfehlers beim Außenrundeinstechschleifen einzusetzen, wenn die Wechselwirkungen zwischen Kompensationsstrategie und nominaler Einstechbewegung berücksichtigt werden.

Nach einer Optimierung der Prozeßgeometrie unter Zuhilfenahme der erläuterten Methoden ist es möglich, die Oberflächenqualität deutlich zu steigern. Dies wird anhand von Untersuchungsreihen zum Außenrundschälschleifen mit teilweise konisch abgerichteter Schleifscheibe verdeutlicht.

Es zeigt sich, daß durch hohe Überschliffzahlen und geringe Werkstückgeschwindigkeiten im zylindrischen Scheibenbereich hervorragende Rauheiten erzielbar sind. Mit einer Schleifscheibe 60er Körnung werden Rauheiten bis unter $0,5 \mu\text{m}$ erreicht. Auch Abrichtüberdeckungsgrade von weit über 20 führen zu deutlichen Verbesserungen der Oberflächenqualität.

Gerade in diesem Rauhtiefenbereich werden Oberflächenmarkierungen beobachtet, die durch Abbildung der Werkzeugtopographie auf der Werk-

stückoberfläche entstehen. Dieses meßtechnisch nicht sicher bewertbare Phänomen wird rechnerisch analysiert, wobei aus der Chaostheorie bekannte komplexe Auswirkungen der Stellgrößen verdeutlicht werden. Es lassen Empfehlungen zur Stellgrößenwahl geben, die zu minimalen optischen Auswirkungen der Erscheinung führen.

Zur Erzielung der erwähnten Oberflächengüten ist das Außenrundschleifen prädestiniert. Auch extrem schlanke Werkstücke lassen sich mit diesem Verfahren bearbeiten, wenn mit einem Setzstock gegenüber der Schleifscheibe gearbeitet wird, wobei auf eine anforderungsgerechte Feinpositionierung zu achten ist.

Bei Kenntnis verschiedener Randbedingungen sowie der Abhängigkeit zwischen Stellgrößen und Oberflächenqualität kann nun der Schälschleifprozeß ausgelegt werden. Die instationären Phasen beim Werkzeugein- und -austritt erfordern angepaßte Strategien, mit denen minimale Formfehler möglich werden.

Damit stehen dem Anwender zahlreiche Ansätze zur Verfügung, mit denen er Schleifaufgaben aus dem Bereich des Längsschleifens mit den an heutigen NC-Maschinen bereitstehenden Potentialen wissenschaftlich abgesichert lösen kann.

9 Literatur

- [1] REINHOLD, R.; CLAUSNITZER, M. *Schleifen – Grundlagen und Intensivierung*. VEB Verlag Verlag Technik, Berlin, 1988.
- [2] KALISZER, H.; ZHAO, Y. W.; WEBSTER, J.A. *Computer Aided Correction of Axial Form Error in Traverse Grinding*. SME Technical Paper MR88-613, (1988), .
- [3] TROFIMOV, V.I. *Progressive Production Operations in Finish Grinding of Papermaking Machines*. Chemical Petroleum Engineering, 19(1983)1/2, S.18–21.
- [4] SHCHEGOLEVA, T.A. *Use of Elastic Grinding for Machining Papermaking Machine Parts*. Chemical Petroleum Engineering, 19(1983)1/2, S.22–23.
- [5] KÖNIG, W.; HENNIG, B. *Abschlußbericht zum DFG-Vorhaben Scheibentopographie und Kühlschmierung beim Feinschleifen*. Aachen, 1988.
- [6] MARTIN, K. *Der Werkstoffabtragvorgang bei der Oberflächenfeinbearbeitung im Blickwinkel der derzeitigen Situation*. 1978.
- [7] HENNIG, B. *Technologie des Feinschleifens*. Dissertation, RWTH Aachen, 1990.
- [8] FROST, M. *Helix Ratio Control in Cylindrical Traverse Grinding*. ASME, Production Engineering Division PED v. 16 Publ. by ASME, New York, 1986.
- [9] LAUBER, K.-J. *Möglichkeiten der CNC-Technik beim Rundschleifen*. wt-Z. ind. Fertigung, 75(1985)6, S.249–352.
- [10] PRITSCHOW, G.; SCHEIFELE, D. *Tendenzen in der Technik numerischer Steuerungen*. tz für Metallbearbeitung, 71(1987)1, S.25–32.
- [11] VARLIK, M. *Optimierte Prozeßführung beim Außenrundeinstechschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1987.

- [12] WÜNSCHE, U. *Gespräche mit Vertretern verschiedener Industrieunternehmen*. Unveröffentlichte Untersuchungen am WZL Aachen, 1986-1991.
- [13] KAMMERMEYER, S. *Rationalisieren mit NC-Rundschleifmaschinen*. Werkstatt und Betrieb, 115(1982)1, S.27–32.
- [14] KAMMERMEYER, S. *Wirtschaftliche Fertigung mit CNC-Außen-Rundschleifmaschinen*. Werkstatt und Betrieb, 116(1983)8, S.475–480.
- [15] WICK, C. *Grinding Multidiameter Surfaces with CNC*. Manufacturing Engineering, (1988)2.
- [16] ZIEGLER, W.; GIEG, R. *Rationalisieren mit flexiblen Rundschleifmaschinen*. Werkstatt und Betrieb, 118(1985), S.143–146.
- [17] BÖTTLER, E. *Konzept und technologische Grundlagen zum Aufbau eines Informationszentrums für die Schleifbearbeitung*. Dissertation, RWTH Aachen, 1979.
- [18] NETTERSCHIED, T. *Rechnerunterstützte externe Schnittwertoptimierung beim Außenrundeinsteichschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1984.
- [19] KNOP, M. *Rechnergeführte Stellgrößenwahl beim Außenrundeinsteichschleifen – Abrichteinfluß und Temperaturberechnung*. Dissertation, RWTH Aachen, 1989.
- [20] VERKERK, J. *Wheelwear Control in Grinding*. Dissertation, TH Delft, 1976.
- [21] BUNGE, G. *Produktivitätssteigerung beim Außenrundscheifen durch Verfahrensvariation*. Fertigungstechnik und Betrieb, 23(1973)3, S.166–171.
- [22] N.N. *Leitfaden der Schleiftechnik – aus der Praxis für die Praxis*. Firmenschrift Fa. Schaudt, 1987.
- [23] NAKAJIMA, T.; OKAMURA, K.; UNO, Y. *Traverse Grinding Techniques for Improving Both Productivity and Surface Finish*. International Grinding Conference, Fontana, Wisconsin, 1984.

- [24] INASAKI, I. *Selbsterregte Ratterschwingungen beim Schleifen, Methoden zu ihrer Unterdrückung*. Werkstatt und Betrieb, 110(1977)8, S.521–524.
- [25] KLOTZ, N. *Beurteilung des statischen und dynamischen Verhaltens von Umfangsschleifmaschinen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1987.
- [26] FÖLLINGER, H. *Dynamische Vorgänge beim Außenrundeinstechschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1985.
- [27] BRANDIN, H. *Pendelschleifen und Tiefschleifen – Vergleichende Untersuchungen beim Schleifen von Rechteckprofilen*. Dissertation, TU Braunschweig, 1978.
- [28] N.N. *DIN 8589 Teil 11, Spanen mit geometrisch unbestimmten Schneiden*.
- [29] SALJÉ, E. *Ein Beitrag zum Außenrund-, Längs- und Einstechschleifen*. Industrie-Anzeiger, (1955)18, S.60–66.
- [30] KÖNIG, W. *Fertigungsverfahren, Band 2, Schleifen, Honen, Läppen*. 2. neubearb. und erw. Aufl., VDI-Verlag, 1989.
- [31] N.N. *Bedienungsanleitung zur Universal-Rundschleifmaschine FM 45*. Firmenschrift der Firma Fortuna, Stuttgart, 1987.
- [32] KROEHS, P.-H. *Untersuchung des technologischen Prozesses Außenrund-Längsschleifen hinsichtlich der Anwendung einer adaptiven Regelung*. Dissertation, TH Karl-Marx-Stadt, 1975.
- [33] GIRIDHARAN, T.; DIX, R.C.; NAIR, S. *Wheel-Wear Compensation for Numerical Form Grinding*. Transactions of the ASME, 1986.
- [34] OPITZ, H.; SALJÉ, E.; SCHWARTZ, K. *Richtwerte für das Außenrund-Längs- und Einstechschleifen*. Forschungsberichte des Landes NRW, Westdeutscher Verlag Köln und Opladen, 1956.
- [35] LIERATH, F.; THYSSEN, W. *Technologische Grenzwerte beim Außenrundscheifen*. Fertigungstechnik und Betrieb, 26(1976)6, S.339–342.

- [36] N.N. *Wirtschaftliches Schleifen*. Firmenschrift Fa. Fortuna, 1938.
- [37] SLADEK, M. *Genauigkeits- und Leistungssteigerung beim Außenrunds Schleifen*. Abschlußbericht 23 63 169, Zentralinstitut für Fertigungstechnik, Karl-Marx-Stadt, 1969.
- [38] SALJÉ, E. *Gesetzmäßigkeiten und Kennzahlen beim Schleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1952.
- [39] HOLZ, R.; SAUREN, J. *Schleiftechnisches Handbuch*. Firmenschrift, Fa. Ernst Winter & Sohn, Norderstedt, 1986.
- [40] N.N. *Verfahren und Vorrichtung zum Außenrunds Schleifen von Werkstücken, insbesondere Schäl Schleifen*. DBP-Patentschrift DE 38 17 453 C1, Fortuna-Werke Stuttgart, 1989.
- [41] N.N. *Verfahren zum Runds Schleifen von Werkstücken*. DBP-Offenlegungsschrift DE 31 36 441 A1, Fortuna-Werke Stuttgart, 1981.
- [42] WECK, M. *Werkzeugmaschinen, Band 2, Konstruktion und Berechnung*. 3. Aufl., VDI-Verlag, 1985.
- [43] KANAI, A.; SUZUKI, N.; TORIUMI, M.; MIYASHITA, M. *The Development of the Load Compensator for Cylindrical Grinding Machines*. Annals of the CIRP, 25(1976)1, S.313–318.
- [44] KANAI, A.; SUZUKI, N.; TORIUMI, M.; MIYASHITA, M. *The Development of the New Work Holding Structure with the Load Compensator for Cylindrical Grinding Machines*. Bulletin of the JSPE, 9(1976)5, S.151–156.
- [45] WEIL, M. *Setzstockeinsatz beim Außenrund-Schäl Schleifen*. Diplomarbeit RWTH Aachen, 1991.
- [46] WECK, M. *Werkzeugmaschinen, Band 4, Meßtechnische Untersuchung und Beurteilung*. 2. neubearb. und erw. Aufl., VDI-Verlag, 1985.
- [47] ALTROCK, C.V. *Über den Daumen gepeilt – Fuzzy Logic: scharfe Theorie der unscharfen Mengen*. c't Magazin für Computertechnik, (1991)3, S.188–200.

- [48] ALTROCK, C.V.; KRAUSE, B.; ZIMMERMANN, H.-J. *Framework of A Fuzzy Intelligence Research Shell*. Arbeitsbericht 90/05, Fak. für Wirtschaftswissenschaften, RWTH Aachen, 1990.
- [49] GAO, Y.; FOSTER, K. *Computer Simulation of the Deformation of Slender, Multidiameter Rollers during Grinding*. Int. J. Mach. Tools Manufact., 31(1991)1, S.83–93.
- [50] N.N. *Dank NC und Schaudt: nunmehr problemloses Setzstockschleifen*. NC-Fertigung, (1988)6, S.18.
- [51] AUTORENKOLLEKTIV. *Steigerung der Prozeßsicherheit und -flexibilität*. Produktionstechnik auf dem Weg zu integrierten Systemen VDI-Verlag, 1987.
- [52] N.N. *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*. 14. Aufl., Springer Verlag Berlin; Heidelberg; New-York, 1981.
- [53] PESTEL, E.; WITTENBURG, J. *Technische Mechanik, Band 2: Festigkeitslehre*. BI-Verlag, Mannheim, Wien, Zürich, 1981.
- [54] HENN, K. *Qualität und Kosten beim spitzenlosen Durchlaufschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1984.
- [55] N.N. *Studer-Schleifdaten*. Firmenschrift Fa. Studer, 1987.
- [56] KOUNOSU, K. *Intermittent Grinding Phenomena in Cylindrical Traverse Grinding*. Bulletin of the JSPE, 19(1985)3.
- [57] FALATOONZADEH, R. *Untersuchung zur Prozeßführung beim Außenrundpendelschleifen*. Studienarbeit, RWTH Aachen, 1991.
- [58] VÖLLER, R. *Feinschleifen, heute und morgen*. Technische Mitteilungen, 71(1978)5, S.262–269.
- [59] PETERS, J. *Contribution of CIRP Research to Industrial Problem in Grinding*. Annals of the CIRP, 33(1984)2, S.451–468.
- [60] SCHMITT, R. *Abrichten von Schleifscheiben mit diamantbestückten Rollen*. Dissertation, TU Braunschweig, 1968.

- [61] MORI, K.; INOUE, H.; SUTO, T.; WAIDA, T. *The Dynamic Behavior of Cylindrical Traverse Grinding and the Suppression of Vibrations*. 5th International Conference in Production Engineering, 1984.
- [62] FOTH, M. *Reduzierung der Werkstück-Welligkeit beim Außenrundschleifen*. VDI-Bericht R2 Nr. 173. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [63] KAMMERMEYER, S. *New Findings When Dressing With Rotating Dressing Tool*. SME Paper MR90-584, 1990.
- [64] KAMMERMEYER, S. *Einflüsse des Abrichtens von Schleifscheiben mit rotierenden Werkzeugen*. Werkstatt und Betrieb, 124(1991), S.493–496.
- [65] MATSUI, K.; OZAWA, N. ET AL. *Formation of Visible Chatter Patterns in Precision Surface Grinding Operations*. No. 44, Bulletin of Mechanical Engineering Laboratory, Japan, 1987.
- [66] AVERKAMP, T. *Überwachung und Regelung des Abricht- und Schleifprozesses beim Außenrund-Einsteichschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1982.
- [67] BIERLICH, R. *Technologische Voraussetzungen zum Aufbau eines adaptiven Regelungssystems beim Außenrund-Einsteichschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1976.
- [68] WERNER, G. *Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses*. Dissertation, RWTH Aachen, 1971.
- [69] SALJÉ, E.; MUSHARDT, H.; DAMLOS, H. *Verschleißkenngrößen und ihre Bedeutung zur Beschreibung und Bewertung von Schleifprozessen*. 50. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, 1981.
- [70] FOEKEN, P. *Aufbau einer Prozeßmodellfunktion für das Außenrundlängsschleifen*. Diplomarbeit, RWTH Aachen, 1991.
- [71] WEIL, M. *Untersuchung von Einflüssen zur Minimierung des Formfehlers beim Außenrundlängsschleifen*. Studienarbeit, RWTH Aachen, 1990.

- [72] SEPULVEDA QUIROGA, E. *Spannungen und Verformungen in der Kontaktzone beim Schleifprozeß*. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [73] JELTSCH, R. *Numerische Mathematik I für Ingenieure*. Vorlesungsumdruck RWTH Aachen.
- [74] BRONSTEIN, I.N.; SEMENDJAJEW, K.A. *Taschenbuch der Mathematik*. Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt (Main), 1981.
- [75] AINSOW, P.F. *Adaptive Control of Automatic Roll Grinders*. 14th MTDR-Conference, 1973.
- [76] N.N. *Wirtschaftliches Rundschleifen*. Firmenschrift Fa. Fortuna, 1940.
- [77] KÖNIG, W.; WÜNSCHE, U. *Ein Überlauf genügt – Proßauslegung und Setzstockeinsatz beim Außenrund-Schälschleifen*. Industrie-Anzeiger, 112(1990)78, S.53–57.
- [78] RAKE, H. *Regelungstechnik A und Ergänzungen*. Vorlesungsumdruck RWTH Aachen. 8. Auflage, 1984.
- [79] N.N. *DIN 7184, Teil 1, Form- und Lagetoleranzen*.
- [80] BAUMANN, G.; KÜHN, U. *Schreibwalzen-Fertigung durch automatische Handhabung rationalisiert*. Werkstatt und Betrieb, 124(1991)4, S.311–315.
- [81] ZHAO, Y.W. *In-process measurement and computer control of cylindrical grinding*. Dissertation, Birmingham University, 1989.
- [82] WÜNSCHE, U. *Steuerungssystem für das Außenrundeinsteichschleifen*. Diplomarbeit RWTH Aachen, 1987.
- [83] WEHN, V. *Entwicklung eines Programms zur Berechnung der Systemverformung infolge der Schnittkräfte beim Außenrundeinsteichschleifen*. Studienarbeit RWTH Aachen, 1984.
- [84] HORBACH, J. *Erweiterung eines Programms zur rechnerunterstützten Schnittwertoptimierung beim Außenrundeinsteichschleifen*. Studienarbeit RWTH Aachen, 1984.

- [85] TANNER, H.; GAEGAUF, A.; WYLER, P. *Expertensystem für's Feine*. NC-Fertigung, (1987)7, S.82–96.
- [86] PESTEL, E. *Technische Mechanik, Band 1: Statik*. 2. vollständig überarbeitete Aufl., BI-Verlag, Mannheim, Wien, Zürich, 1982.
- [87] KYUSOJIN, A.; OGAWA, K.; TOYAMA, A. *A Comparison of Cone Center and Ball Center for Roundness in Cylindrical Grinding*. Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., 20(1986)2, S.85–90.
- [88] KYUSOJIN, A.; TODAKA, R. *Development of a Precise Cylindrical Grinding by Using Steel Balls*. Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., 22(1988)3, S.190–194.
- [89] SCHER, E. *Instationäre Vorgänge und Grenzregelungen beim Schleifen*. Dissertation, TU Braunschweig, 1981.
- [90] SCHIEFER, K.-H. *Theoretische und experimentelle Stabilitätsanalyse des Schleifprozesses*. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [91] N.N. *DIN 332, Teil 1, Zentrierbohrungen 60°*.
- [92] N.N. *DIN 806, Zentrierspitzen 60° ohne Abdrückmutter*.
- [93] SOLGER, H. *Bestimmung der erforderlichen Größe einer 60° Zentrierbohrung*. DIN-Mitteilungen, 53(1974)6, S.244–248.
- [94] SCHREITMÜLLER, H. *Kinematische Grundlagen für die praktische Anwendung des spitzenlosen Hochleistungsschleifens*. Dissertation, RWTH Aachen, 1971.
- [95] MEIS, F.U. *Geometrische und kinematische Grundlagen für das spitzenlose Durchlaufschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [96] FALATOONZADEH, R. *Die Oberflächenqualität beim Außenrundschälenschleifen*. Studienarbeit, RWTH Aachen, 1991.
- [97] LOWIN, R. *Schleiftemperaturen und ihre Auswirkungen im Werkstück*. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.
- [98] LAW, S.S.; WU, S.M. *Simulation Study of the Grinding Process*. Transactions of The SME, (1973), S.972–978.

- [99] GÖRNE, J. *Simulationsmodell zur Prozeßauslegung beim Schräg-einsteichschleifen*. Dissertation, RWTH Aachen, 1986.
- [100] SPUR, G.; ROGEL, E. *Optimierung des dynamischen Schleifprozesses durch periodische Drehzahlvariation*. zwf Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung, 79(1984)7, S.339–343.
- [101] N.N. *Verfahren und Anordnung zum Steuern des Setzstocks einer Außenrundscheifmaschine mittels eines Schrittmotors*. DBP-Offenlegungsschrift DE 29 12 329.

Lebenslauf

Persönliches	Rudolf Christian Ulrich Wünsche, geboren am 20.11.1961 in Duisburg, verheiratet
Schulbildung	1968–1972 Grundschule an der Warbruckstraße, Duisburg 1972–1978 Leibniz-Gymnasium in Duisburg 1978–1979 Juanita High-School in Kirkland, Wa. USA 1979–1981 Leibniz-Gymnasium in Duisburg, Reifezeugnis vom 16. Juni 1981
Studium	01.10.1981–30.09.1987 Studium des Maschinenbaus RWTH Aachen, Vertiefungsrichtung: Fertigungstechnik, Diplomhauptprüfung vom 25.09.1987
Berufstätigkeit	30 Wochen Praktikum während des Studiums in verschiedenen Betrieben der Thyssen Stahl AG, Duisburg 15.04.1986–30.09.1987 Studentische Hilfskraft am Lehrstuhl für Technologie der Fertigungsverfahren im Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH Aachen 01.10.1987–31.03.1992 Wissenschaftlicher Assistent am gleichen Lehrstuhl Seit dem 01.04.1992 Assistent der Geschäftsführung bei der Firma Lidköping Werkzeugmaschinen, Haan