

Schnittdruckgeregeltes Bohrungshonen

Dissertation

zur Erlangung des Grades
des Doktors der Ingenieurwissenschaften
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät III
Chemie, Pharmazie, Bio- und Werkstoffwissenschaften
der Universität des Saarlandes

von
Uwe Moos

Saarbrücken, 2015

Tag des Kolloquiums: 19.04.2016

Dekan: Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Vorsitz: Prof. Dr. Guido Kickelbick

Akad. Mitarbeiter Dr.-Ing. Frank Aubertin

Kurzzusammenfassung

In dieser Arbeit wird der Bearbeitungsprozess Honen insbesondere für den Bereich kleiner Bohrungen ($d < 50$ mm) untersucht. Aufbauend auf der Beschreibung des Prozesses und der technologischen Kennwerte wird eine analytische Modellierung des Übertragungsverhaltens des Honwerkzeuges durchgeführt. Das Werkzeug überträgt die von der Maschine ausgeführten Bewegungen und aufgebrauchten Kräfte auf die Honleiste an der Zerspanungsstelle. Diese Übertragung ist bei genauer Betrachtung jedoch nicht linear. Es wird gezeigt, dass unterschiedliche Möglichkeiten existieren um die prozessbestimmenden Kräfte an der Honleiste zu rekonstruieren. Das Drehmoment um das Honwerkzeug ist dabei als Messgröße für die Kräfte an der Honleiste besser geeignet als die Zustellkraft auf das Honwerkzeug, da die Zustellkraft durch Reibung beeinflusst werden kann. Während die Beschreibung eines gesteuerten Honprozesses auf Basis von Maschinen-Größen wie Drehzahl, Oszillationsgeschwindigkeit und Zustellschritten Stand der Technik ist, werden in dieser Arbeit unterschiedliche Regelkonzepte vorgeschlagen. Diese basieren auf technologischen Größen und bieten das Potential, durch Ausregeln der Störeinflüsse wie der Nichtlinearität des Werkzeuges eine höhere Bearbeitungsqualität in einem stabileren Prozess bei reduziertem Aufwand zum Einrichten des Prozesses zu ermöglichen.

Abstract

In this study the manufacturing process honing is analysed especially for machining small bores ($d < 50$ mm). Based on the description of the process and the technological values, an analytical modelling approach is given for the transmission behaviour of the honing tool. The tool transmits the movements and forces that are generated by the machine to the honing stone at the chip removal area. On closer inspection however, the transmission is not linear. It is shown, that there exist different possibilities to reconstruct the forces at the honing tool. The torque around the honing tool is more appropriate as a measured quantity for the forces at the honing stone than it is the feeding force, because the feeding force can be influenced by frictional forces.

While it is state of the art to describe an open-loop control for the honing process by machine parameters like revolution speed, stroke speed and feeding steps, this study proposes several concepts for closed-loop control. Those are based on technological values and have the potential to enable higher machining qualities in a more stable process with less effort for setup by compensating the disturbances like the nonlinearity of the honing tool.

Vorwort

Diese Arbeit entstand parallel zu meiner Tätigkeit bei der Firma Kadia Produktion GmbH + Co., Nürtingen.

Ich möchte mich besonders bei Herrn Dipl.-Wi.-Ing. Henning Klein, Geschäftsführer der Fa. Kadia, für die Möglichkeit bedanken, mich parallel zu meiner Arbeit in Nürtingen am Lehrstuhl für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes in Saarbrücken meiner Dissertation widmen zu können. Für die Unterstützung zur Präsentation meiner Forschungsergebnisse auf wissenschaftlichen Konferenzen möchte ich mich ebenfalls bedanken.

Ich möchte mich bei meinem Abteilungsleiter, dem Konstruktionsleiter der Fa. Kadia, Herrn Roland Regler, bei dem Leiter Verfahrenstechnik Honen, Herrn Rainer Maier, Herrn Karl Forsch, den Kollegen in meiner Abteilung technisches Büro (TB) sowie allen Mitarbeitern der Fa. Kadia sowohl für die interessanten fachlichen Diskussionen als auch das Verständnis dafür bedanken, dass ich während der Anwesenheit am Lehrstuhl in Saarbrücken nicht in Nürtingen präsent sein konnte.

Meinem Doktorvater Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre danke ich für die Möglichkeit einer externen Promotion am Lehrstuhl für Fertigungstechnik, die fachliche Betreuung, die kritischen Diskussionen sowie die hohe Freiheit bei der Ausgestaltung meiner wissenschaftlichen Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze, Leiter des Bereichs Produktionstechnik am Institut für Produktionsmanagement und -technik der technischen Universität Hamburg-Harburg, danke ich für die Übernahme der Zweitgutachterschaft.

Frau Dr.-Ing. Christina Schmitt, meiner ehemaligen Kollegin, Betreuerin meiner Diplomarbeit, ehemaligen Vorgesetzten als wissenschaftliche Hilfskraft in der Arbeitsgruppe Honen am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und guten Freundin danke ich für die Heranfüh-

rung an den Bearbeitungsprozess Honen, die Möglichkeit zur Mitarbeit als wissenschaftliche Hilfskraft im Industrieprojekt mit der Fa. Kadia, die allzeit interessanten fachlichen Diskussionen sowie die gute Zusammenarbeit.

Herrn Sven Klein, M.Sc., Leiter der Arbeitsgruppe Honen am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und langjähriger Kollege, sowohl als wissenschaftliche Hilfskraft als auch als Doktorand, Herrn Dipl.-Ing. Thorsten Berg, Herrn Julian Solander, B.Sc. sowie Herrn Lutz Klemm danke ich für die langjährige Unterstützung und gute Zusammenarbeit in der Arbeitsgruppe Honen.

Allen aktuellen und ehemaligen Kollegen und wissenschaftlichen Hilfskräften am Lehrstuhl für Fertigungstechnik danke ich für die gute Zusammenarbeit sowie das positive Arbeitsklima.

Meiner Familie danke ich dafür, dass sie mir mein Studium ermöglicht haben. Ihnen und all meinen Freunden danke ich für ihre Unterstützung und dafür, dass sie immer für mich da sind.

Für die Übernahme des Lektorates möchte ich Frau Dipl.-Theol. Christel Barbian und Herrn Stephan Drehmann M. A. danken.

Saarbrücken, 14. Dezember 2015

Uwe Moos

Man muss die Dinge so tief sehen, dass sie einfach werden.

Konrad Adenauer, 1949-1963 erster deutscher Bundeskanzler

Lebenslauf

Persönliche Angaben

Name: Uwe Moos
Geboren: 06. September 1986 in Merzig

Beruflicher Werdegang

Seit 10/2011 Entwicklungsingenieur,
Kadia Produktion GmbH + Co., Nürtingen

03/2011 - 08/2011 Wissenschaftliche Hilfskraft,
Lehrstuhl für Fertigungstechnik,
Universität des Saarlandes, Saarbrücken

09/2010 - 12/2010 Praktikant,
Kadia Produktion GmbH + Co., Nürtingen

05/2009 - 09/2010 Wissenschaftliche Hilfskraft,
Lehrstuhl für Fertigungstechnik,
Universität des Saarlandes, Saarbrücken

10/2008 - 02/2009 Wissenschaftliche Hilfskraft,
Lehrstuhl für Sprachsignalverarbeitung,
Universität des Saarlandes, Saarbrücken

Studium und Schulbildung

10/2006 - 07/2011 Diplom Mechatronik (Dipl.-Ing.),
Vertiefung Produktions- und Automatisierungstechnik,
Universität des Saarlandes, Saarbrücken

09/1997 - 07/2006 Allgemeine Hochschulreife,
Gymnasium am Stefansberg, Merzig

08/1993 - 07/1997 Grundschule Schwemlingen

Wehr-Ersatzdienst

12/2005 - 02/2011 Verpflichtung zur Mitarbeit im
Katastrophenschutz des Landkreis
Merzig-Wadern

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen und Symbole	XVII
Abbildungsverzeichnis	XXI
Tabellenverzeichnis	XXV
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Forschung	5
2.1 Prozesskinematik	5
2.1.1 Allgemeine Kinematik im Honprozess	5
2.1.2 Oszillationsbewegung	7
2.1.3 Zustellbewegung	10
2.1.4 Schnittgeschwindigkeiten	11
2.2 Prozesskräfte	13
2.2.1 Schnittkräfte	13
2.2.2 Zustellkraft und Konuskraft	14
2.3 Erzeugen der Zustellbewegung	14
2.3.1 Kraftschlüssige Zustellsysteme	15
2.3.2 Formschlüssige Zustellsysteme	16
2.3.3 Kraftgeregelte Zustellsysteme	17
2.4 Zerspanung beim Honen	17
2.4.1 Schneidstoffe und Bindungen beim Honen	18
2.4.2 Korngrößen, Kornform und Konzentration	20
2.4.3 Schneidfähigkeit	22
2.5 Zerspanungskennwerte	25
2.5.1 Schnittgeschwindigkeit und Honwinkel	25
2.5.2 Schnittdruck	26
2.5.3 Zeitspanvolumen und bezogenes Zeitspanvolumen	27
2.6 Beispiele aus der Literatur	30
2.6.1 Bezogenes Zeitspanvolumen	30
2.6.2 Schneidfähigkeit der Honleisten	33
2.6.3 Oberflächenrauheit und Schnittkräfte	43
2.7 Fazit	48

3	Konzept zur Prozessführung unter optimalen Zerspanungsbedingungen	51
4	Modellbildung	55
4.1	Berechnung der aktiven Leistenlänge	55
4.2	Berechnung der Normalkraft aus der Konuskraft	57
4.2.1	Kräfte am Zustellkonus beim Ein-Leisten-Werkzeug	57
4.2.2	Kräfte am Zustellkonus beim Mehr-Leisten-Werkzeug	62
4.3	Selbsthemmung am Zustellkonus	64
4.3.1	Selbsthemmung beim Ein-Leisten-Werkzeug	65
4.3.2	Selbsthemmung beim Mehr-Leisten-Werkzeug	66
4.4	Elastizität im Zustellstrang	69
4.4.1	Elastizität beim Ein-Leisten-Werkzeug	70
4.4.2	Elastizität beim Mehr-Leisten-Werkzeug	73
4.5	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeug	76
4.5.1	Axiales Spiel beim Ein-Leisten-Werkzeug	78
4.5.2	Axiales Spiel beim Mehr-Leisten-Werkzeug	79
4.6	Berechnung der Normalkraft aus dem Spindeldrehmoment	80
4.6.1	Kräfteverteilung und Drehmoment beim Ein-Leisten-Werkzeug	80
4.6.2	Kräfteverteilung und Drehmoment beim Mehr-Leisten-Werkzeug	86
4.7	Gieren der Honleiste im Werkzeug	87
4.8	Fazit	92
5	Experimentelle Untersuchung der Störeinflüsse	93
5.1	Standard-Parameter	93
5.2	Selbsthemmung am Zustellkonus	95
5.3	Elastizität im Zustellstrang	98
5.4	Axiales Spiel der Honleiste	99
5.5	Gieren der Honleiste	101
6	Regelungskonzepte	103
6.1	Führungsgrößen	103
6.1.1	Normalkraft F_n	104
6.1.2	Schnittdruck p_n	105
6.1.3	Zeitspanvolumen Q_w	106
6.2	Verlauf der Führungsgröße	107
6.2.1	Konstanter Verlauf über der Bearbeitungszeit	107
6.2.2	Linear progressiver Verlauf über der Bearbeitungszeit	108

6.2.3	Linear degressiver Verlauf über der Bearbeitungszeit	108
6.2.4	Verlauf höherer Ordnung über der Bearbeitungszeit	109
6.2.5	Verlauf über einer alternativen Bezugsgröße	110
6.3	Fazit	110
7	Zusammenfassung	113

Abkürzungen und Symbole

Abkürzung	Bedeutung
CBN	Kubisch-kristallines Bornitrid (cubic boron nitride)
D	Diamant (als Schneidstoff in Honleisten)
EK	Edelkorund
GG	Grauguss mit Lamellengraphit
HB	Härte nach Brinell, DIN EN ISO 6506-1 [DIN15]
HK	Härte nach Knoop, DIN EN ISO 4545-1 [DIN06]
OUP	Oberer Umkehrpunkt der Oszillationsbewegung
SiC	Siliciumkarbid
UUP	Unterer Umkehrpunkt der Oszillationsbewegung

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	°	Honwinkel
α_0	°	Freiwinkel am Schneidkorn
β_0	°	Keilwinkel am Schneidkorn
γ	°	Konuswinkel des Honwerkzeuges
γ_0	°	Spanwinkel am Schneidkorn
δ	°	Winkel zwischen Führungsleiste 1 und Führungsleiste 2
ϵ	°	Winkel zwischen Honleiste und Führungsleiste 1
$\mu_{fl}, \mu_{fl1},$ μ_{fl2}		Reibwert zwischen Führungsleiste und Werkstück
μ_h		Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück
μ_{Stahl}		Reibwert für die Werkstoffpaarung Stahl-Stahl
ψ	°	Tangentialer Verkippwinkel der Honleiste
A	mm ²	Spanungsquerschnitt
A_H	mm ²	Fläche der Honleisten
A_h	mm ²	Aktive Honleistenfläche
A_k	mm ²	Kolbenfläche des Zylinders bei hydraulischer Zustellung
a_e	mm	Arbeitseingriff (Schnitttiefe) des Werkzeugs bei der Zerspanung
a_p	mm	Schnittbreite des Werkzeugs bei der Zerspanung

Symbol	Einheit	Bedeutung
b_H	mm	Breite der Honleiste
b_s	mm	Breite der Scheibe beim Schleifen
c_{1L}	$\frac{N}{mm}$	Ersatz-Federkonstante des Ein-Leisten-Werkzeuges
c_K	$\frac{N}{mm}$	Federkonstante des Zustellkonus
c_{ML}	$\frac{N}{mm}$	Ersatz-Federkonstante des Mehr-Leisten-Werkzeuges
c_R	$\frac{N}{mm}$	Federkonstante des Rohrkörpers am Honwerkzeug
c_{WZ}	$\frac{N}{mm}$	Federkonstante der Feder zwischen Rohrkörper und Zustellstange
d	mm	Nenndurchmesser der bearbeiteten Bohrung
Δd	μm	Materialabtrag in der jeweiligen Honoperation
d_K	μm	Mittlerer Schneidkorndurchmesser
F_a	N	Erste Lagerkraft bei tangentialer Verkipfung der Honleiste
$F_{ap,n}$	N	Normalkraft zwischen Aufweitprofil und Zustellkonus
$F_{ap,t}$	N	Tangentialkraft zwischen Aufweitprofil und Zustellkonus
F_b	N	Zweite Lagerkraft bei tangentialer Verkipfung der Honleiste
F_c	N	Schnittkraft
F_{cn}	N	Zerspankraft
$F_{c,a}$	N	Axiale Komponente der Schnittkraft
$F_{c,t}$	N	Tangentiale Komponente der Schnittkraft
$F_{f,WZ}$	N	Zustellkraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen des Werkzeuges
$F_{f,wz}$	N	Zustellkraft am Werkzeuganschluss
$F_{fl1,n}$	N	Anpresskraft der Führungsleiste 1 normal zur Bohrungswand
$F_{fl1,t}$	N	Tangentiale Kraft an der Führungsleiste 1
$F_{fl2,n}$	N	Anpresskraft der Führungsleiste 2 normal zur Bohrungswand
$F_{fl2,t}$	N	Tangentiale Kraft an der Führungsleiste 2
F_g	N	Kraft auf ein Schneidkorn
$F_{g,n}$	N	Normalkraft auf ein Schneidkorn
$F_{g,t}$	N	Tangentialkraft auf ein Schneidkorn
F_k	N	Kraft auf den Zustellkonus
F_n	N	Zustellkraft auf die Honleisten
$F_{wz,n}$	N	Normalkraft zwischen Honleiste und Werkzeugkörper
$F_{wz,t}$	N	Tangentialkraft zwischen Honleiste und Werkzeugkörper
$F_{wz,0}$	N	Vorspannkraft der Feder zwischen Zustellstange und Werkzeugkörper

Symbol	Einheit	Bedeutung
$F_{zs,n}$	N	Normalkraft zwischen Zustellstange und Werkzeugkörper beim Ein-Leisten-Werkzeug
$F_{zs,t}$	N	Tangentialkraft zwischen Zustellstange und Werkzeugkörper beim Ein-Leisten-Werkzeug
f_r	μm	Rundheitsabweichung der gehonten Bohrung
G		Abtragsquotient
h	mm	Spanungsdicke
$l_{ap,n}$	mm	Abstand zwischen dem Angriffspunkt von F_a und $F_{ap,n}$
$l_{ap,t}$	mm	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$
l_B	mm	Länge der zu honenden Bohrung
l_c	mm	Schnittweg
$l_{c,t}$	mm	Abstand zwischen F_a und $F_{c,t}$
l_{Fb}	mm	Abstand zwischen F_a und F_b
l_H	mm	Länge der Honleiste
l_h	mm	Kontaktlänge zwischen Werkstück und Honleiste
l_o	mm	Länge des Überlaufs oberhalb der Bohrung
l_u	mm	Länge des Überlaufs unterhalb der Bohrung
l_{WS}	mm	Abstand zwischen Maschinenbett und Unterkante der Bohrung
l_{WZ}	mm	Abstand zwischen Oberkante Honleiste und Werkzeuganschluss
M_f	N m	Drehmoment am Zustellmotor bei wegschlüssiger Zustellung
M_z	N m	Drehmoment am Honwerkzeug
m		Anzahl der Honleisten im Honwerkzeug
n	$\frac{1}{\text{min}}$	Drehzahl des Honwerkzeuges
p_n	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Schnittdruck, mit dem die Honleiste an die Werkstückoberfläche gedrückt wird
p_k	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Hydraulischer Zustelldruck am Zylinder bei kraftschlüssiger Zustellung
Q_w	$\frac{\text{mm}^3}{\text{s}}$	Zeitspanvolumen
Q'_w	$\frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{s}}$	Bezogenes Zeitspanvolumen
R_a	μm	Arithmetische Rauhtiefe
R_k	μm	Kernrauhtiefe
R_p	μm	Maximale Spitzenhöhe
R_{pk}	μm	Reduzierte Spitzenhöhe
$R_{t,WST}$	μm	Rauhtiefe des Werkstücks

Symbol	Einheit	Bedeutung
$R_{t,WZ}$	μm	Rauhtiefe der Honleiste
R_{vk}	μm	Reduzierte Riefentiefe
R_z	μm	Gemittelte Rauhtiefe
Δr_h	μm	Verschleiß der Honleiste
$s_{f,a}$	mm	Axialer Weg der Zustellstange im Honwerkzeug
$s_{f,d}$	mm	Zustellung des Honwerkzeuges im Durchmesser
$\Delta s_{f,d}$	μm	Zustellung des Honwerkzeuges pro Zustellschritt bei weggeführter Zustellung
$s_{f,r}$	mm	Radiale Zustellung der Honleiste
$s_{f,wz}$	mm	Zustellung am Werkzeuganschluss
Δs_a	mm	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeugkörper
Δs_k	mm	Verformung des Zustellkonus
Δs_r	mm	Verformung des Rohrkörpers am Honwerkzeug
t	s	Zeit
t_c	s	Honzeit
t_{f0}	s	Ausfeuerzeit am Ende der Bearbeitung
Δt_f	s	Pausenzeit zwischen den Zustellschritten bei weggeführter Zustellung
V_h	mm^3	Honleistenverschleißvolumen
V_w	mm^3	Zerspantes Volumen des Werkstücks
v_c	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,a}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Axiale Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,t}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Tangentiale Schnittgeschwindigkeit
v_f	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{f,r}$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Radiale Zustellgeschwindigkeit
v_w	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Geschwindigkeit des Werkstücks beim Schleifen
$z(t)$	mm	Position der Oszillationsachse
Δz	mm	Länge des Oszillationshubes
$\dot{z}(t)$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Geschwindigkeit der Oszillationsachse
\dot{z}_{max}	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Maximalgeschwindigkeit der Oszillationsachse
$\ddot{z}(t)$	$\frac{\text{mm}}{\text{s}^2}$	Beschleunigung der Oszillationsachse

Abbildungsverzeichnis

2.1	Prinzip Langhub-Innerrundhonen nach [SBFK11]	6
2.2	Funktionsdiagramm des Honprozesses aus [SMB14]	7
2.3	Honleiste im oberen (links) und unteren (rechts) Umkehrpunkt einer Bohrung nach [SBFK11]	8
2.4	Bohrungsformen durch verschiedene Überlauflängen der Oszillation nach [Flo92, S. 23]	9
2.5	Wege am Zustellkonus nach [MB15b] und [Flo92, S. 18]	11
2.6	Schnittgeschwindigkeiten beim Langhub-Innenrundhonen nach [Flo92, S. 14]	12
2.7	Schnittkräfte beim Langhub-Innenrundhonen nach [Flo92, S. 14]	13
2.8	Kräfte am Zustellkonus nach [MB15b] und [Flo92, S. 18]	15
2.9	Unterschiedliche Zustellsysteme nach [Pla99, S. 13]	16
2.10	Schneidengeometrie beim Honen nach [Flo92, S. 39]	22
2.11	Verschleißarten metallisch gebundener Diamant- und CBN-Honleisten nach [Flo92, S. 43]	23
2.12	Verschleißarten an Schneidkörnern abhängig von der Kornbelastung nach [Pau90, S. 38]: a) Kornabstumpfung, b) Kornsplitterung und c) Kornausbruch	24
2.13	Gehonte Oberfläche mit charakteristischem Kreuzschliffbild nach [SBFK11]	25
2.14	Zeitspanvolumen beim Schleifen nach [DT11, S. 281]	28
2.15	Einflussgrößen auf das Zeitspanvolumen beim Honen	29
2.16	Werkstoffabtrag abhängig von der Schnittgeschwindigkeit nach [Haa55] und [Kes53]. Schleuderguss der Härte 188 HB bis 232 HB, Siliciumkarbid-Honleisten, Honleistenfläche $A_H = 6000 \text{ mm}^2$, Bohrung $d=75 \text{ mm}$ bis 85 mm , Bohrungslänge $l_B = 185 \text{ mm}$	31
2.17	Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf das bezogene Zeitspanvolumen aus [See89]	33
2.18	Profilschnitt einer schneidfähigen Honleiste aus [Mus86]	34
2.19	a) Prozess- und b) Qualitätskenngrößen einer schneidfähigen Honleiste nach [Mus86, S. 21]	34
2.20	Prozessablauf bei kontinuierlicher Selbstschärfung ($p_n = 1,8 \text{ N/mm}^2$) aus [See89]	35
2.21	Profilschnitt einer stumpfen Honleiste aus [Mus86, S. 20]	36

2.22	Tangentiale Schnittkraft, mittleres Zeitspanvolumen und Rauhtiefe als Funktion der mittleren Normalkraft und des gemittelten Anpressdruckes. Bearbeitung von GG-Rippenzylindern HB 30/5 = 2600 N/mm ² mit 6 Honleisten D213 K75 BZ; $l_H = 150$ mm, $b_H = 4$ mm [Mus86, S. 20]	37
2.23	Prozessablauf bei vorwiegender Kornabstumpfung ($p_n = 0,86$ N/mm ²) aus [See89]	38
2.24	Schnittwegbezogener Radialverschleiß als Funktion der kontaktflächenbezogenen mittleren Schnittkraft aus [See89, S. 37]	39
2.25	a) Prozess- und b) Qualitätskenngrößen einer Honleiste mit Siliciumkarbid-Schneidkörnern aus [Mus86, S. 23] mit $b_H = 13$ mm	40
2.26	Beschreibung der Honleistentopographie mit der Abbott'schen Tragkurve aus [See89]	41
2.27	Einfluss unterschiedlicher Verschleißformen auf die Abbott'sche Tragkurve einer Honleiste aus [See89]	42
2.28	Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Werkstückrautiefe aus [See89] .	43
2.29	Einlaufverhalten einer Honleiste aus [Flo92, S. 40]	45
2.30	Schnittkraftverlauf beim Honen mit einem Leistenwerkzeug, Siliciumkarbid-Honleiste und verschiedenen Schnittdrücken nach [Haa55]	46
2.31	Schnittkraftverlauf beim Honen mit einem Leistenwerkzeug, Siliciumkarbid-Honleisten und verschiedenen Körnungseinheiten nach [Haa55]	47
2.32	Relation zwischen Werkzeug- und Werkstückrauheit aus [Mus86]	47
2.33	Grundlegende Zusammenhänge zwischen wichtigen Ein- und Ausgangsgrößen beim Honen aus [See89]	49
3.1	Blockschaltbild eines geregelten Honprozesses	53
4.1	Kontaktlänge der Honleiste aus [SMB14]	56
4.2	Prozess- und Reibkräfte auf eine Honleiste	58
4.3	Prozess- und Reibkräfte auf den Zustellkonus beim Ein-Leisten-Werkzeug .	60
4.4	Prozess- und Reibkräfte auf den Zustellkonus beim Mehr-Leisten-Werkzeug	63
4.5	Parametereinfluss auf das Verhindern von Selbsthemmung nach [MB15b] .	69
4.6	Verformungen im Zustellstrang nach [MB15b]	70
4.7	Parametereinfluss auf die tatsächliche Zustellposition durch elastische Verformung im Werkzeug nach [MB15b]	76
4.8	Axialspiel an der Honleiste nach [MB15b]	77
4.9	Parametereinfluss auf die Bedingung für axiale Bewegung der Honleiste im Werkzeug aus [MB15b]	80

4.10	Schnittdarstellung eines Ein-Leisten-Werkzeuges in Anlehnung an [SB13] .	81
4.11	Schnittdarstellung eines Mehr-Leisten-Werkzeuges in Anlehnung an [MB15a]	86
4.12	Kräfte und Längen beim tangentialen Verkippen der Honleiste nach [MB15b]	88
4.13	Einfluss der Parameter auf das Verhindern des Gierens nach [MB15b] . . .	92
5.1	Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei Standard-Parametern gemäß Tabelle 5.1, Werkstück K3-082_001	95
5.2	Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei reduzierter Selbsthemmung gemäß Tabelle 5.2, Werkstück K2- 082_001	97
5.3	Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei höherer elastischer Verformung im Werkzeug gemäß Tabelle 5.3, Werkstück K3-055_001	99
5.4	Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei ermöglichtem Axialspiel der Honleiste gemäß Tabelle 5.4, Werk- stück K3-084_001	100
5.5	Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei ermöglichtem Gieren der Honleiste gemäß Tabelle 5.5, Werkstück K3-089_001	102
6.1	Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße F_n	104
6.2	Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße p_n	105
6.3	Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße Q_w	106
6.4	Konstante Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit	107
6.5	Linear progressive Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit .	108
6.6	Linear degressive Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit .	109
6.7	Vorgabe der Führungsgröße durch eine Funktion höherer Ordnung über der Bearbeitungszeit	110

Tabellenverzeichnis

2.1	Härte unterschiedlicher Schneidstoffe, Auszug aus [KK05, S. 30 f.]	18
2.2	Körnungsbezeichnungen und Korngrößen für Sieb- und Mikrokörnungen nach [Flo92, S. 62]	21
2.3	Konzentration von Schneidkörnern in Honleisten aus [Flo92, S. 74]	22
4.1	Beispielwerte für Selbsthemmung der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia	65
4.2	Beispielwerte für Selbsthemmung der Honleiste bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia	68
4.3	Beispielwerte für die Elastizität des Honwerkzeuges und Axialspiel der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia	72
4.4	Beispielwerte für die Elastizität des Honwerkzeuges und Axialspiel der Honleisten bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia	74
4.5	Beispielwerte für das Gieren der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia	90
4.6	Beispielwerte für das Gieren der Honleiste bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia	91
5.1	Standard-Parameter für die experimentelle Untersuchung	94
5.2	Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung der Selbsthemmung	96
5.3	Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung der Elastizität im Zustellstrang	98
5.4	Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung des axialen Spiels der Honleiste	100
5.5	Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung des Gierens der Honleiste	101

1 Einleitung

Das Fertigungsverfahren Honen wird zur Oberflächen-Feinbearbeitung eingesetzt. Oftmals ist es die letzte Bearbeitung am Werkstück und erzeugt die endgültige Funktionsoberfläche mit den benötigten Eigenschaften. Insbesondere ist das Honen in der Lage, Geometriefehler aus vorhergehenden Bearbeitungsschritten wie Maßschwankungen, Rundheits-, Parallelitäts- und Zylinderformfehler auf Werte zu verringern, die unterhalb $1\ \mu\text{m}$ liegen. Bei Bedarf können Form und Lage der Bohrungsachsen definiert korrigiert werden.

Weiterhin ist es möglich mit dem Honen die Oberflächentopographie definiert einzustellen. Je nach Anforderung kann eine besonders glatte Oberfläche, beispielsweise als Dichtfläche, oder auch eine Oberfläche mit hohem Materialtraganteil und wenigen definiert tiefen Riefen gefordert sein, eine sogenannte Plateauoberfläche. Diese zeichnet sich durch ein sehr gutes Adhäsionsvermögen für flüssige Schmierstoffe sowie einen minimierten Einlaufverschleiß aus. Hauptsächlich werden Plateauoberflächen als Kolbenauflflächen in Pumpen und Motoren oder bei Oberflächen für Gleitlager benötigt.

Die durch Honen erreichbare Bohrungsgeometrie wird in einem Artikel in der Zeitschrift „Schleifen + Polieren“ mit einem Rundheitsfehler $< 0,25\ \mu\text{m}$, einer Geradheitsabweichung $< 1\ \mu\text{m}$ und einem Parallelitätsfehler $< 0,5\ \mu\text{m}$ angegeben. Die Oberflächenrauheit in dem genannten Beispiel ist $R_a < 0,1\ \mu\text{m}$. [N.N11]

Das Honen ist nach Klein geeignet, den Durchmesser von Bohrungen in der Genauigkeit von unter $2\ \mu\text{m}$ zu fertigen. Solche hochgenauen Bohrungen werden beispielsweise beim Paarungshonen benötigt, wie Klein beschreibt. Bei heutigen Einspritzpumpen werden die Pumpenkolben auf ein bestimmtes Durchmesser-Maß geschliffen und anschließend beschichtet. Der Durchmesser der Kolben nach dem Beschichten schwankt so stark, dass die Kolben zu der jeweiligen Bohrung gepaart werden. Die Kolben werden einzeln vermessen, einer Pumpenbohrung zugeordnet und die entsprechende Bohrung wird anschließend so gehont, dass der Innendurchmesser der Bohrung $2,5\ \mu\text{m}$ größer als der Außendurchmesser des Kolbens ist. Durch dieses geringe Paarungsspiel kann der eingesetzte Kraftstoff vom Kolben bei Diesel-Pumpen auf bis zu 2000 bar verdichtet werden, ohne dass zwischen Bohrungswand und Kolben eine zusätzliche Abdichtung notwendig ist. [Kle09]

Aus der historischen Entwicklung des Feinbearbeitungsverfahrens Honen ist die Art und Weise, wie der Honprozess für ein bestimmtes Werkstück eingestellt wird, oft stark durch heuristisches Vorgehen geprägt. Dies bedeutet, dass die Erfahrung und das Wissen eines

einzelnen Einrichters einen großen Einfluss auf die jeweilige Prozesseinstellung haben. Ursächlich hierfür waren in der Vergangenheit einerseits das begrenzte Wissen über die grundsätzlichen Abläufe an der Zerspanungsstelle, aber auch die begrenzten Einstell- und Überwachungsmöglichkeiten an früheren Bearbeitungsmaschinen. Sowohl im Verständnis der Zerspanung an der Schnittstelle zwischen Honwerkzeug und Werkstück als auch in der Ausgestaltung der Antriebe und insbesondere im Bereich der Steuerungskomponenten wurden in den vergangenen Jahren beachtliche Fortschritte erzielt. Historisch waren die Einflussmöglichkeiten des jeweiligen Einrichters beispielsweise dadurch begrenzt, dass die Oszillationsgeschwindigkeit ihren Maximalwert bereits bei aus heutiger Sicht geringen Axialgeschwindigkeiten hatte. Dies begrenzte die gesamte Schnittgeschwindigkeit, da die Werkzeugdrehzahl über den Honwinkel mit der Oszillationsgeschwindigkeit gekoppelt ist.

Da das Honwerkzeug beim Innenrundhonen die bearbeitete Bohrung fast vollständig ausfüllt, ist die Zerspanungsstelle für Beobachtungen und Messungen nicht direkt zugänglich. Eine Beeinflussung der Zerspanung ist nur über den Anpressdruck der Honleisten an das Werkstück möglich. Dieser Anpressdruck stellt sich jedoch nicht direkt aus der beispielsweise hydraulisch erzeugten Zustellkraft ein, sondern wird durch einen Konus übersetzt und zusätzlich durch Reibung beeinflusst. Somit sieht sich der Einrichter einerseits begrenzten Einstellmöglichkeiten, andererseits einer indirekten Kopplung zwischen seinen Einstellungen und dem resultierenden Prozessergebnis gegenüber.

Seit dem verbreiteten Einsatz elektro-mechanischer Schrittzustellungen lassen sich durch weg-geführtes Honen insbesondere in der Serienproduktion hochgenaue und reproduzierbare Ergebnisse für viele Arten von Werkstücken durch geeignete Prozesseinstellungen erreichen. Für kritische Werkstücke, insbesondere für dünnwandige oder beschichtete Bauteile, wurde das kraft-geführte Honen entwickelt. Hier wird die axiale Zustellkraft mit dem Ziel einer möglichst konstanten Zerspanung geregelt. Durch Reibung und andere Störeinflüsse liegt eine nichtlineare Kopplung zwischen axialer und radialer Zustellkraft vor. Dies kann dazu führen, dass an den Honleisten trotz konstanter axialer Zustellkraft teilweise aus Zerspanungssicht unerwünschte Schnittdruckverhältnisse auftreten.

Heutzutage sind durch den verbreiteten Einsatz von geregelten Direktantrieben in Bearbeitungsmaschinen sowie durch den Einsatz von In-Prozess-Sensorik die auftretenden Kräfte und Momente erfassbar und können von der digitalen Maschinensteuerung verarbeitet und visualisiert werden. Oftmals orientiert sich die Vorgabe der jeweiligen Einstellmöglichkeiten jedoch noch an den historischen Bearbeitungsmaschinen. Dies ist einerseits aus Sicht der Nutzer bisheriger Maschinen verständlich, da so der Umstieg auf neue Maschinengenerationen vereinfacht wird. Andererseits kann eine zu starke Fokussierung

auf die historischen Vorbilder jedoch auch die Möglichkeiten begrenzen, die eine neuere Maschine im Vergleich zur einem Exemplar der Vorgängergeneration bietet.

Durch das in der Vergangenheit gesteigerte Verständnis der Zerspanungsvorgänge am Honwerkzeug ist es möglich, den Prozess gezielter nach den Bedarfen des Zerspanungsprozesses anstatt aus Sicht der Maschine einzustellen. Ausgangspunkt hierfür müssen die geometrisch unbestimmten Schneidkörner sein, die in Zusammenspiel mit einem Bindungsmaterial die Honleisten bilden. Die Zerspanung an den Schneidkörnern hängt maßgeblich von der Eindringtiefe der Körner im Werkstoff und somit von der Anpresskraft der Honleiste gegen das Werkstück ab. Der Schnittdruck, als Quotient zwischen Honleistenfläche und Anpresskraft, bildet für die Zerspanung eine charakteristische Größe. Durch eine Abbildung des Werkzeugverhaltens anhand eines mathematischen Modells lassen sich die Kräfte an den Honleisten aus den Kräften und Momenten gewinnen, die der Maschinensteuerung bekannt sind. Anschließend soll die Maschine die Zustellung so einstellen, dass sich ein vorgegebener, nicht notwendigerweise konstanter Schnittdruck so einstellt, dass eine möglichst ideale Zerspanung erreicht wird.

Um den Schnittdruck zu regeln müsste die Anpresskraft der Honleiste an das Werkstück bekannt sein. Insbesondere bei Bohrungen unterhalb 50 mm Durchmesser ist die für eine direkte Messung erforderliche Sensorik aus Bauraumgründen jedoch nicht im Honwerkzeug integrierbar. Durch die während der Bearbeitung vorhandenen Kühlschmierstoffe müsste ein an der Bearbeitungsstelle eingesetzter Sensor außerdem gegen diese Medien geschützt werden, was eine zusätzliche Herausforderung darstellt. Anstelle einer direkten Messung wird der Schnittdruck an den Honleisten aus dem Drehmoment an der Honspindel rekonstruiert und als Führungsgröße einem Regelkreis zur Verfügung gestellt. So lässt sich die Übersetzung der axialen in die radiale Zustellung in den Regelkreis einschließen.

In dieser Arbeit wird erst der Honprozess mit den charakteristischen Zerspanungsgrößen vorgestellt. Danach wird das Ziel dieser Arbeit konkret dargestellt. Aufbauend darauf wird anhand eines mathematischen Modells der Zusammenhang zwischen den Größen an der Zerspanungsstelle und den Größen an den Antrieben untersucht. Es folgt eine experimentelle Untersuchung der modellierten Einflüsse im Vergleich zu einer Referenzbearbeitung. Danach werden unterschiedliche Konzepte zur Regelung des Honprozesses vorgestellt. Eine Bewertung der Konzepte mit den zu erwartenden Ergebnissen wird anschließend durchgeführt. Es folgt eine Zusammenfassung der Arbeit.

2 Stand der Technik und Forschung

Dieses Kapitel beschreibt den aktuellen Stand der Technik zum in dieser Arbeit betrachteten Honprozess, im Speziellen zum Langhub-Innen-Rundhonen. Darüber hinaus werden wichtige Aspekte aus der Forschung zu dieser Thematik im jeweiligen Kontext aufgeführt.

2.1 Prozesskinematik

In diesem Abschnitt wird die für das Langhub-Innen-Rundhonen charakteristische Kinematik vorgestellt. Zuerst wird das allgemeine Zusammenspiel der Achsbewegungen erläutert. Im Anschluss werden die Oszillationsbewegung und die Zustellbewegung detailliert betrachtet.

2.1.1 Allgemeine Kinematik im Honprozess

Beim Langhub-Innen-Rundhonen von Bohrungen rotiert ein Werkzeug in einer zu bearbeitenden Bohrung des Werkstücks. Der Rotation sind eine axiale Oszillation sowie eine radiale Expansion des Werkzeugs überlagert. Abbildung 2.1 zeigt am Beispiel eines sogenannten Ein-Leisten-Werkzeugs die drei Bewegungskomponenten des Langhub-Innen-Rundhonsens.

Bei Ein-Leisten-Werkzeugen wird die Zerspanung am Werkstück durch eine Honleiste übernommen. Diese besteht meist aus hochharten Schneidkörnern in einer metallischen Bindung. Bei Ein-Leisten-Werkzeugen sind gegenüber der Honleiste am Werkzeugkörper zwei Führungsleisten angebracht. Die Führungsleisten bestehen ebenfalls aus hochharten Körnern, jedoch in einer Bindung, die einen deutlich geringeren Verschleiß aufweist als die Bindung der Honleiste. Die Körner an der Oberfläche der Führungsleiste sind größtenteils abgestumpft und wenig schneidfähig. Die Zerspanung am Werkstück wird somit fast ausschließlich von der Honleiste übernommen.

Flores gibt an, dass die Führungsleisten in der Regel aus Diamantkörnern bestehen, die mindestens eine Körnungsstufe feiner sind als die Schneidkörner der Honleiste. Weiter wird angegeben, dass die Konzentration an Schneidkörnern und die Härte der Bindung

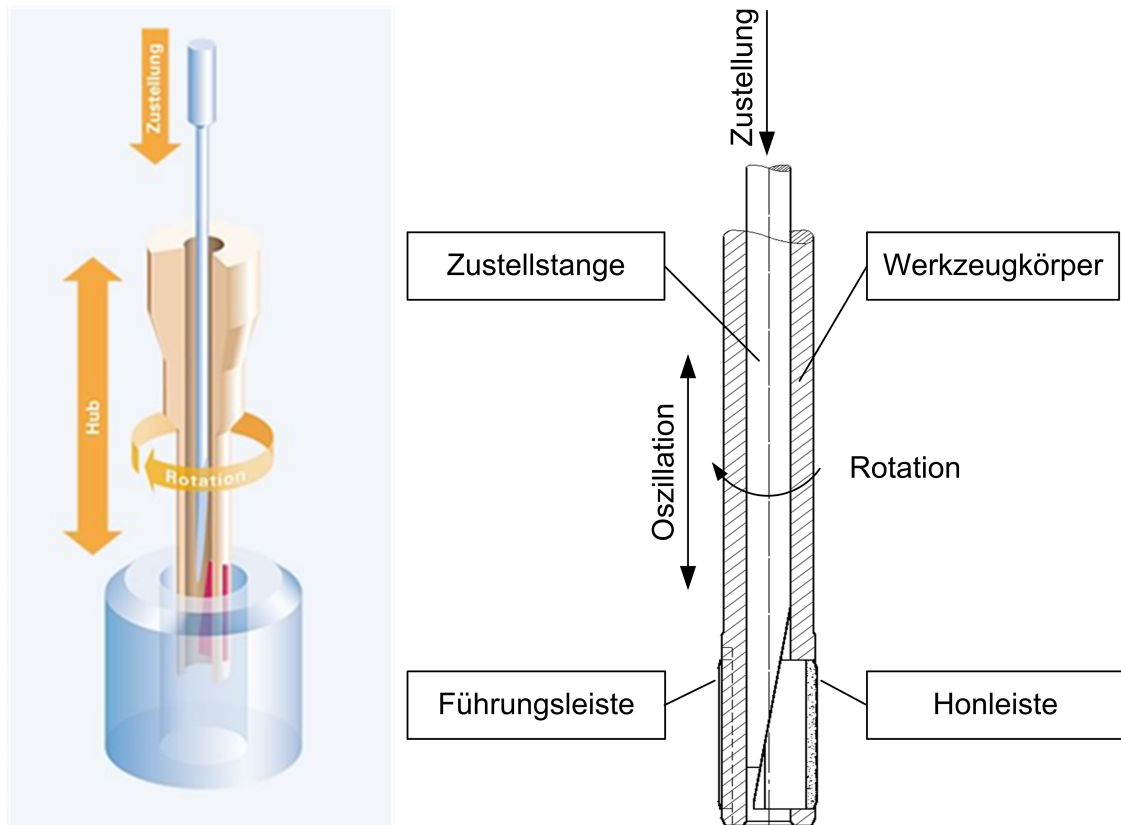


Abbildung 2.1: Prinzip Langhub-Innerundhonen nach [SBFK11]

bei den Führungsleisten höher sind als bei der Honleiste. Dadurch wird bei den Führungsleisten eine um den Faktor 3 höhere Standzeit erreicht. [Flo92, S. 110 f.]

Durch eine Axialbewegung der Zustellstange im Werkzeugkörper wird über eine Keilfläche die Honleiste radial verschoben. Diese radiale Expansion während der Honbearbeitung führt zu einer Anpassung des Werkzeugdurchmessers an den sich vergrößernden Bohrungsdurchmesser. Im Folgenden soll die Kinematik des Honprozesses aus Rotation, Oszillation und Zustellung des Werkzeugs näher erläutert werden. Abbildung 2.2 zeigt die Drehzahl des Honwerkzeuges n , die Position der Oszillationsachse $z(t)$ sowie die Position der Zustellachse $s_{f,d}$ für einen typischen Honprozess.

Die Oszillationsachse $z(t)$, die auch als Hubachse bezeichnet wird, fährt langsam abwärts, bis das Honwerkzeug sich im unteren Umkehrpunkt befindet. Hier beginnt die Achse zwischen unterem und oberem Umkehrpunkt zu oszillieren. Gleichzeitig startet die Rotation des Honwerkzeuges mit der konstanten Drehzahl n . Die Zustellachse, die oft auch als Aufweitachse bezeichnet wird, bewirkt während der Bearbeitung eine Durch-

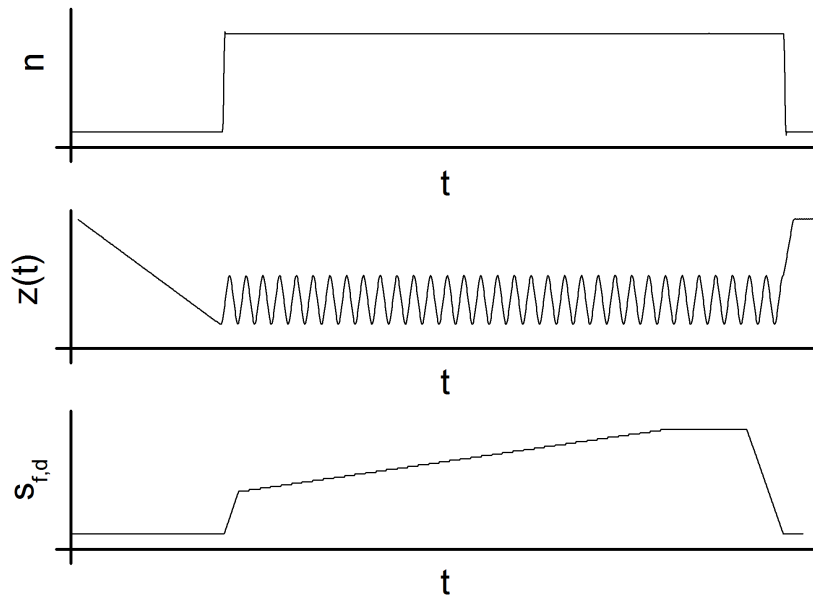


Abbildung 2.2: Funktionsdiagramm des Honprozesses aus [SMB14]

messervergrößerung des Honwerkzeuges. Der Verlauf der Zustellposition $s_{f,d}$ zeigt, dass zu Beginn der Bearbeitung die Honleiste mit hoher Geschwindigkeit auf eine Startposition nahe der Bohrungswand positioniert wird. Die folgende Zustellung ist an den Abtrag des Werkstoffes während der Bearbeitung angepasst. Nachdem die Zustellung einen Endwert erreicht hat, wird diese Position für die Ausfeuerzeit t_{f0} gehalten, damit sich der Schnittdruck abbauen kann. Anschließend wird die Honleiste wieder zurückgezogen, die Rotation des Werkzeuges abgeschaltet und das Werkzeug nach oben aus der Bohrung heraus gefahren.

2.1.2 Oszillationsbewegung

Die Umkehrpunkte der axialen Oszillation werden so gewählt, dass die Honleiste das Werkstück teilweise verlässt. Der Betrag dieses Überlaufs beeinflusst die Form des Werkstückes nach dem Honen. Abbildung 2.3 zeigt links eine Honleiste im oberen Umkehrpunkt (OUP) und rechts die selbe Honleiste im unteren Umkehrpunkt (UUP) der axialen Oszillation. Die Honleiste der Länge l_H führt einen Oszillationshub der Länge Δz aus. Die zu honende Bohrungslänge ist mit l_B bezeichnet. Im oberen Umkehrpunkt beträgt der Überlauf der Honleiste l_o . Im unteren Umkehrpunkt beträgt der Überlauf l_u .

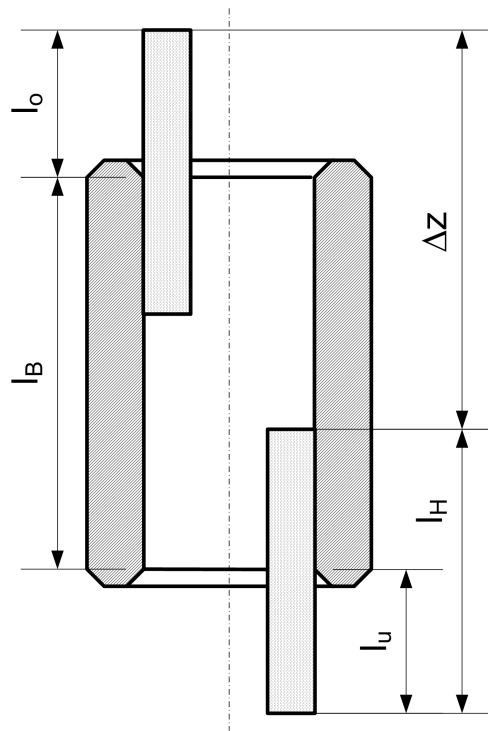


Abbildung 2.3: Honleiste im oberen (links) und unteren (rechts) Umkehrpunkt einer Bohrung nach [SBFK11]

Die mit großen Indizes versehenen Größen l_H und l_B sind durch die Geometrie von Werkstück und Werkzeug festgelegt. Die mit Kleinbuchstaben indizierten Größen l_o und l_u sind Stellgrößen, durch die der Honprozess beeinflusst werden kann. Δz ergibt sich aus der Summe von l_B , l_o und l_u abzüglich l_H . Die Stellgrößen sind miteinander verknüpft, so dass sich bei bekannter Geometrie von Werkstück und Werkzeug aus der Vorgabe von zwei Werten der dritte ergibt. Wenn die Längen der Bohrung und der Honleiste bekannt sind und dann beispielsweise der obere und der untere Überlauf festgelegt sind, lässt sich die Länge des Oszillationshubes folgendermaßen berechnen:

$$\Delta z = l_B - l_H + l_o + l_u \quad (2.1)$$

Die Länge des Überlaufs hat einen starken Einfluss auf die örtliche Verteilung des Materialabtrages während des Prozesses. Abbildung 2.4 aus [Flo92, S. 23] zeigt, wie Formfehler aus der Vorbearbeitung von Werkstücken mit angepassten Überlaufängen korrigiert werden können.

Flores beschreibt für Mehr-Leisten-Werkzeuge, dass die erste links dargestellte Situation einer Idealkonfiguration entspricht. Die Länge der Honleiste l_H entspricht etwa $\frac{2}{3}$ der Bohrungslänge l_B . Der Überlauf der Honleiste beträgt sowohl für l_o als auch für l_u etwa $\frac{1}{3}$ der Honleistenlänge l_H . Dies führt zu einem gleichmäßigen Materialabtrag über die gesamte

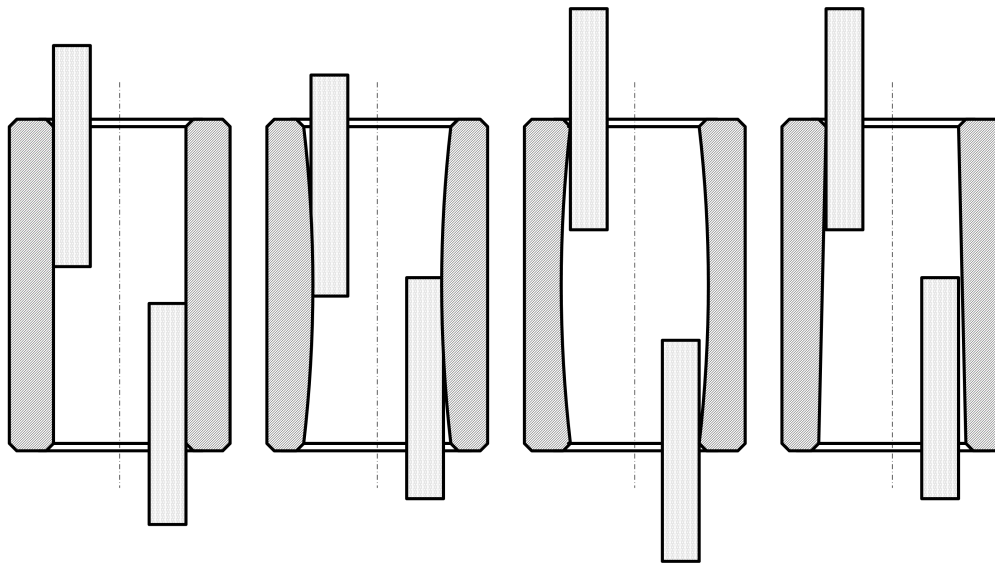


Abbildung 2.4: Bohrungsformen durch verschiedene Überlängfen der Oszillation nach [Flo92, S. 23]

Bohrungslänge und damit, bei zylindrischer Bohrungsform vor dem Honen, auch zu einer zylindrischen Form nach der Bearbeitung. [Flo92, S. 23]

Im Gegensatz zu oben beschriebenen Mehr-Leisten-Werkzeugen beschreibt Flores, dass aufgrund der nicht an der Zerspanung beteiligten Führungsleisten für Ein-Leisten-Werkzeuge als Auslegungsmerkmal für zylindrische Bearbeitung gilt: Honleistenlänge $l_H \approx$ Bohrungslänge l_B und Überlängfe $l_o \approx l_u \approx \frac{1}{2} \cdot l_H$. [Flo92, S. 112]

Die zweite Situation in Abbildung 2.4 zeigt, wie nach Flores eine Bohrung bearbeitet werden muss, die durch die Vorbearbeitung an den Enden größere Durchmesser als in der Bohrungsmitte aufweist. Man spricht hier von sogenannten Vorweiten der Bohrung. Der Überlauf der Honleisten wird hier auf ca. $\frac{1}{4} \cdot l_H$ reduziert, um den Materialabtrag an den Bohrungsenden zu reduzieren. Wenn die Bohrung nur auf einer Seite eine Vorweite zeigt, so wird nur auf dieser Seite die Überlängfe reduziert.

Die dritte Situation zeigt den Fall, dass die Bohrung in der Mitte einen größeren Durchmesser als am Rand aufweist. Hier spricht man von einer Tonnenform beziehungsweise Einschnürungen an den Enden der Bohrung. Die Überlängfen werden hier nach Flores erhöht, um im Bereich der Bohrungsenden mehr Materialabtrag zu ermöglichen. Die Überlängfe kann jedoch nur bis maximal $\frac{1}{2} \cdot l_H$ erhöht werden, damit die Honleiste nicht im Honwerkzeug kippt.

Die vierte Situation rechts zeigt den Fall einer konischen Bohrung. Hier wird auf der engen Bohrungsseite der Überlauf erhöht und auf der weiten Bohrungsseite der Überlauf verringert. Auch hier gelten die Einschränkungen, dass der Überlauf mindestens $\frac{1}{4} \cdot l_H$ und maximal $\frac{1}{2} \cdot l_H$ betragen sollte. [Flo92, S. 23]

In einer Veröffentlichung der Firma Nagel Maschinen- und Werkzeugfabrik wird erläutert, dass in der Nähe der Umkehrpunkte die axiale Geschwindigkeit kurzzeitig auf Null sinkt, somit die Schnittgeschwindigkeit absinkt und der Abtrag des Bohrungsmaterials reduziert ist. Gegenläufig zu diesem Effekt sinkt die Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück, sobald die Leiste das Werkstück verlässt. Die Anpresskraft der Honleiste bleibt konstant, wodurch der Schnittdruck steigt und somit der Materialabtrag ebenfalls steigt. Die Überlagerung dieser beiden Effekte gleicht sich nach der Veröffentlichung bei einer Überlauflänge $l_o = l_u \approx \frac{1}{3} \cdot l_H$ aus, was in Übereinstimmung mit obigen Angaben von Flores steht. [Nag59, S. 7]

Die oben genannten Ausführungen setzen voraus, dass es sich um eine Durchgangsbohrung mit vollständig bearbeiteter Mantelfläche handelt. Außerdem wird angenommen, dass die Bohrung vor der Bearbeitung keine zu großen Formfehler aufweist. Wenn die Annahmen nicht zutreffen, kann durch Anpassung der Überläufe beispielsweise ein vorliegender Formfehler nur verringert, aber nicht ausgeglichen werden, da bei unzureichendem Überlauf und gleichzeitig starkem Formfehler des Werkstückes die Form der Honleiste negativ beeinflusst wird. Für Bearbeitungen von Sacklochbohrungen oder Bohrungen, bei denen der Platz unterhalb der Bohrung nicht für einen ausreichenden Überlauf genügt, kann beispielsweise durch eine Verweilzeit an der Engstelle oder das Einfügen von Kurzhubzyklen die Bearbeitung angepasst werden.

2.1.3 Zustellbewegung

Im Abschnitt 2.1 wurde bereits aufgeführt, dass die radiale Zustellbewegung der Honleiste beim Ein-Leisten-Werkzeug beziehungsweise der Honleisten beim Mehr-Leisten-Werkzeug durch eine axiale Bewegung der Zustellstange erreicht wird. Die Zustellstange weist bei Ein-Leisten-Werkzeugen an ihrem unteren Ende einen Zustellkonus in Form einer Keilfläche auf. Bei Mehr-Leisten-Werkzeugen befindet sich unten an der Zustellstange ein zylindrischer Zustellkonus. Abbildung 2.5 zeigt einen Zustellkonus sowie eine Honleiste in vergrößerter Darstellung.

Wird die Zustellstange mit dem Konuswinkel γ um einen axialen Weg $s_{f,a}$ im Werkzeug nach unten bewegt, so wird die Honleiste um den radialen Weg $s_{f,r}$ aus dem Werkzeugkörper expandiert.

$$s_{f,r} = s_{f,a} \cdot \tan(\gamma) \quad (2.2)$$

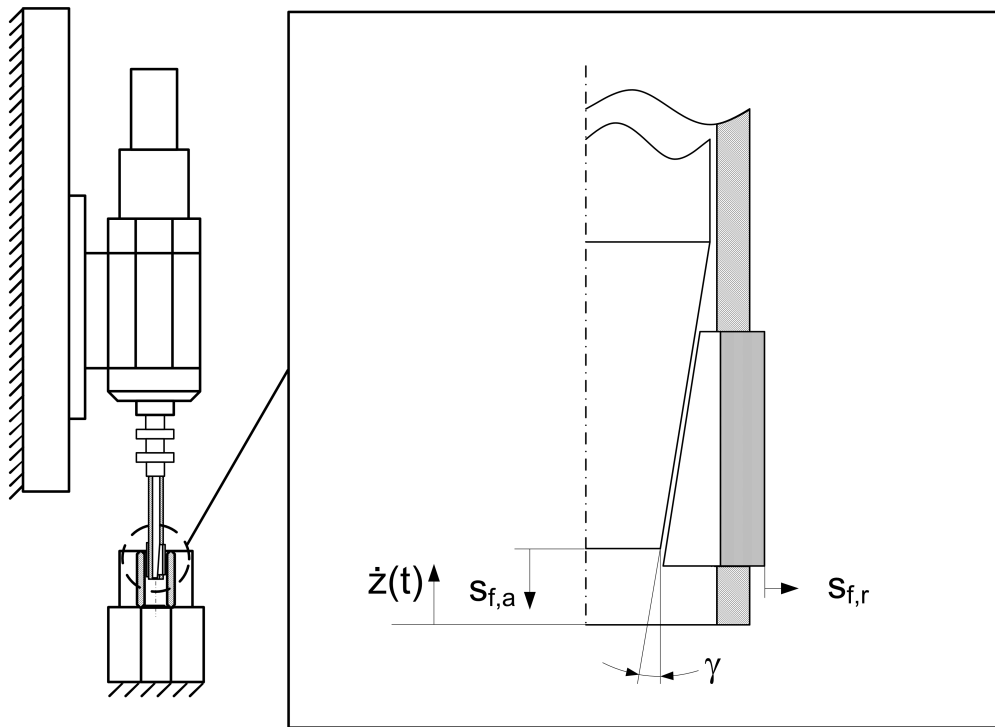


Abbildung 2.5: Wege am Zustellkonus nach [MB15b] und [Flo92, S. 18]

Wenn die Anzahl der Honleisten eines Werkzeuges $m = 1$ beträgt, so spricht man von „Ein-Leisten-Werkzeugen“. Bei diesen entspricht die Zustellung im Durchmesser $s_{f,d}$ der radialen Zustellung $s_{f,r}$.

$$s_{f,d}|_{m=1} = s_{f,r} = s_{f,a} \cdot \tan(\gamma) \quad (2.3)$$

Bei Werkzeugen mit mehr als einer Honleiste ($m > 1$) spricht man von „Mehr-Leisten-Werkzeugen“. Hier entspricht die Zustellung im Durchmesser $s_{f,d}$ der doppelten radialen Zustellung $s_{f,r}$.

$$s_{f,d}|_{m>1} = 2 \cdot s_{f,r} = 2 \cdot s_{f,a} \cdot \tan(\gamma) \quad (2.4)$$

Die axiale Geschwindigkeit der Oszillationsachse $\dot{z}(t)$ in Abbildung 2.5 beeinflusst die Zustellbewegung in dieser Betrachtung nicht.

2.1.4 Schnittgeschwindigkeiten

Die Schnittgeschwindigkeit an der Honleiste ergibt sich allgemein aus Überlagerung von axialer und tangentialer Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ und $v_{c,t}$ sowie der normal zur Werkstückoberfläche gerichteten radialen Zustellgeschwindigkeit $v_{f,r}$. Die vektorielle Addition

ergibt die Schnittgeschwindigkeit v_c . Da die Komponenten senkrecht aufeinander stehen, folgt die Schnittgeschwindigkeit:

$$v_c = \sqrt{v_{c,a}^2 + v_{c,t}^2 + v_{f,r}^2} \quad (2.5)$$

Durch die Oszillation des Werkzeuges beim Langhub-Innenrundhonen kommt die axiale Schnittgeschwindigkeit in den Umsteuerpunkten zum Erliegen und wechselt dort auch ihr Vorzeichen. Dies führt zu einem schwelenden Verlauf der Schnittgeschwindigkeit v_c über die Bearbeitungszeit. Nach Flores lässt sich die Schnittgeschwindigkeit v_c in der Praxis jedoch vereinfachen. [Flo92, S. 14] Grund dafür ist, dass der Betrag der Zustellgeschwindigkeit $v_{f,r}$ in der Regel über vier Größenordnungen geringer ist als die axiale und tangential Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ und $v_{c,t}$. Es folgt in guter Näherung:

$$v_c \approx \sqrt{v_{c,a}^2 + v_{c,t}^2} \quad (2.6)$$

Abbildung 2.6 zeigt die einzelnen Komponenten an einer Honleiste der Länge l_H und der Breite b_H .

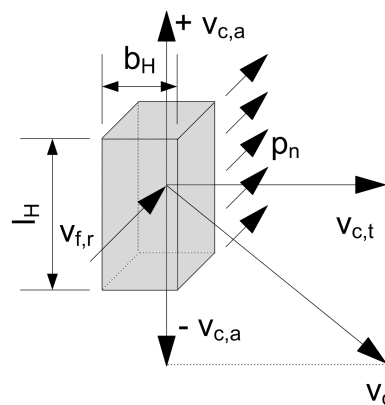


Abbildung 2.6: Schnittgeschwindigkeiten beim Langhub-Innenrundhonen nach [Flo92, S. 14]

Alternativ kann die Schnittgeschwindigkeit auch unter Zuhilfenahme der Spindeldrehzahl n ausgedrückt werden [Flo92, S. 14]:

$$v_c \approx \sqrt{v_{c,a}^2 + (\pi \cdot d \cdot n)^2} \quad (2.7)$$

2.2 Prozesskräfte

Während der Bearbeitung treten an der Honleiste Kräfte auf, die für den Prozess kennzeichnend sind. Im Folgenden wird dabei unterschieden, ob die Kräfte durch die Schnittbewegung hervorgerufen werden oder ob die Kraft zur Beeinflussung des Zerspanungsverhaltens vorgegeben wird.

2.2.1 Schnittkräfte

Abbildung 2.7 nach Flores zeigt die Schnittkräfte an einer Honleiste der Länge l_H und der Breite b_H .

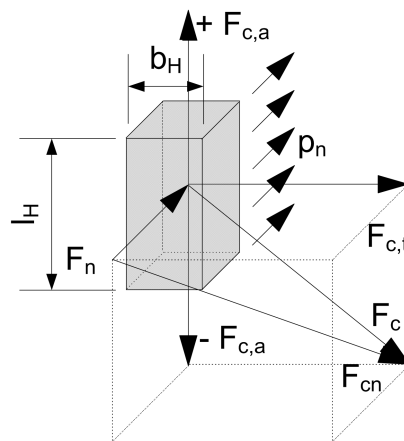


Abbildung 2.7: Schnittkräfte beim Langhub-Innenrundhonen nach [Flo92, S. 14]

Die tangentialen Schnittkraft $F_{c,t}$ muss in Richtung der tangentialen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,t}$ aufgewendet werden. Die axiale Schnittkraft $F_{c,a}$ wird in Richtung der axialen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ aufgebracht. Die normal zur Werkstückoberfläche wirkende Zustellkraft der Honleiste F_n wirkt in Richtung der Zustellgeschwindigkeit $v_{f,r}$ radial gegen die Werkstückoberfläche.

Die vektorielle Addition von axialer, tangentialer und normaler Schnittkraft $F_{c,a}$, $F_{c,t}$ und F_n ergibt die Zerspankraft F_{cn} . Da die Komponenten senkrecht aufeinander stehen, folgt die Zerspankraft:

$$F_{cn} = \sqrt{F_{c,a}^2 + F_{c,t}^2 + F_n^2} \quad (2.8)$$

Die Schnittkraft F_c setzt sich nur aus der axialen und radialen Komponente zusammen. Sie muss aufgewendet werden, um die Schnittgeschwindigkeit v_c aus Abbildung 2.7 aufrecht zu erhalten. [Flo92, S. 14]

$$F_c = \sqrt{F_{c,a}^2 + F_{c,t}^2} \quad (2.9)$$

Die normal zur Bohrungswand wirkende Zustellkraft F_n beeinflusst hingegen die Eindringtiefe der Schneidkörner in den Werkstoff sowie das Verschleißverhalten der Honleiste. Sie wird im folgenden Abschnitt behandelt.

2.2.2 Zustellkraft und Konuskraft

Die Normalkraft F_n in Abbildung 2.7, mit der die Honleiste an die Bohrungswand gedrückt wird, folgt nach Flores unter Vernachlässigung von Reibung aus der axialen Kraft auf den Zustellkonus F_k , dem Konuswinkel γ sowie der Anzahl der Honleisten m . [Flo92, S. 18]

$$F_n = \frac{F_k}{m \cdot \tan \gamma} \quad (2.10)$$

Abbildung 2.8 nach [MB15b] zeigt einen Zustellkonus mit dem Winkel γ , eine Honleiste sowie die Richtungen der Kräfte F_k und F_n . Es wird hier angenommen, dass die Honleiste im Werkzeug ideal geführt sei. Dies bedeutet, dass die radiale Expansion der Leiste reibungsfrei erfolgt und die axialen und tangentialen Schnittkräfte an der Honleiste $F_{c,a}$ und $F_{c,t}$ in dieser Betrachtung vollständig vom Werkzeug aufgenommen werden. Weiterhin wird angenommen, dass kein axiales Spiel der Leiste im Werkzeugkörper vorliegt und die in der Abbildung aufgeführte axiale Oszillationsgeschwindigkeit des Werkzeugs $\dot{z}(t)$ die Kräfte nicht beeinflusst.

2.3 Erzeugen der Zustellbewegung

Die Zustellbewegung bewirkt die Normalkraft F_n , mit der die Honleiste an die Bohrungswand gedrückt wird, und führt die Position der Honleiste $s_{f,d}$ dem größer werdenden Bohrungsdurchmesser d nach. Es existieren unterschiedliche Systeme um die Zustellbewegung zu erzeugen. Diese werden in den folgenden Abschnitten erläutert.

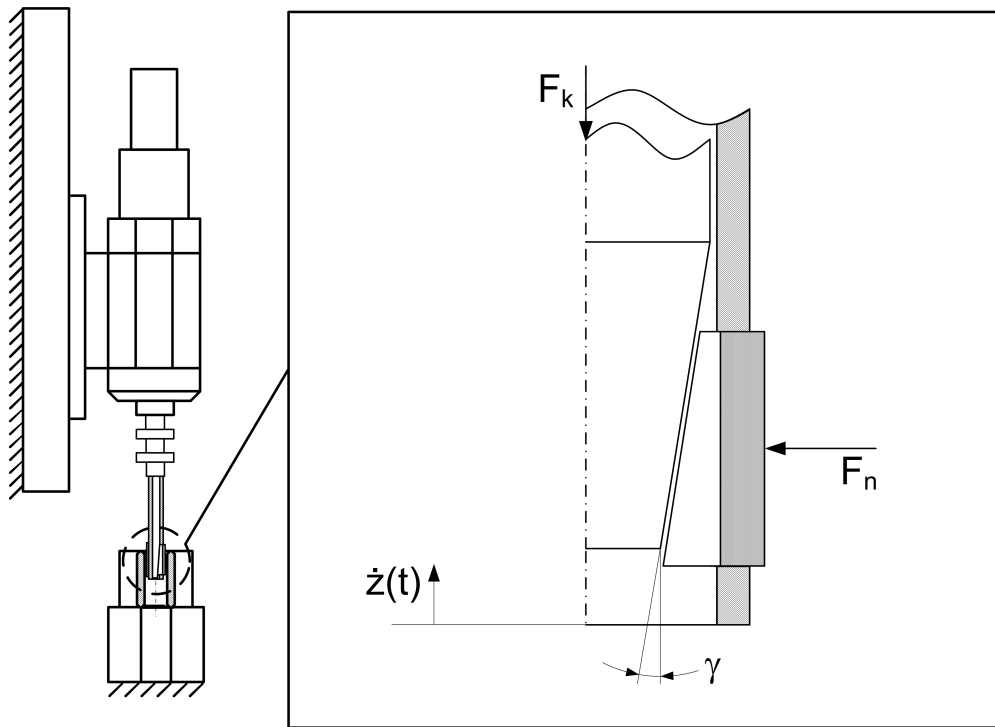


Abbildung 2.8: Kräfte am Zustellkonus nach [MB15b] und [Flo92, S. 18]

2.3.1 Kraftschlüssige Zustellsysteme

Die Zustellbewegung kann beispielsweise durch einen Hydraulikzylinder erzeugt werden, der in der Regel mit einem konstanten Druck p_k beaufschlagt wird. Abbildung 2.9 zeigt im oberen Teil ein solches kraftschlüssiges Zustellsystem. Die axiale Zustellkraft auf den Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$, in erster Näherung damit auch die Zustellkraft auf den Konus F_k , wird durch den hydraulischen Zustelldruck p_k auf den Kolben der Fläche A_k erzeugt. Durch die Vorgabe des hydraulischen Zustelldrucks p_k kann die Zustellkraft $F_{f,wz}$ direkt beeinflusst werden. Die Position des Kolbens jedoch, folglich auch die Position der Zustellstange und damit der Durchmesser des Werkzeuges, stellen sich abhängig vom Zustelldruck und der Zerspanung am Werkzeug ein. Somit ist die jeweilige aktuelle Zustellung des Werkzeuges $s_{f,d}$ bei diesem Zustellsystem nicht genau bekannt. Bei Erhöhung der Zustellkraft $F_{f,wz}$ beispielsweise dadurch, dass das Werkzeug eine Engstelle im Werkstück durchfährt, kann die Zustellstange den Kolben theoretisch auch rückwärts bewegen, sofern der Konuswinkel im Werkzeug so groß ist, dass keine Selbsthemmung auftritt.

Das Ende der Bearbeitung kann durch eine In-Prozess-Messeinrichtung wie ein luftmessendes Werkzeug, extern über einen Zeitgeber, oder mit Hilfe eines externen Signals,

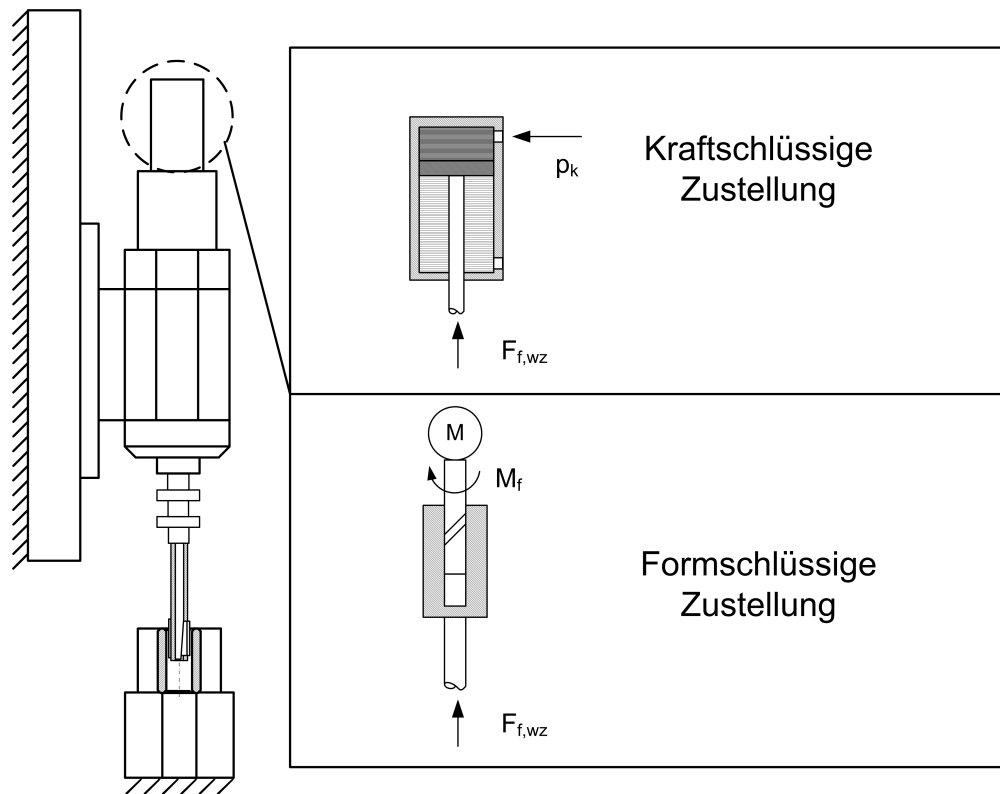


Abbildung 2.9: Unterschiedliche Zustellsysteme nach [Pla99, S. 13]

beispielsweise eines Fallkalibers, ausgelöst werden. Fallkaliber bestehen aus einer Hülse definierten Durchmessers mit einem Bund. Wenn die Bohrung so weit bearbeitet ist, dass der Fallkaliber in die Bohrung eintauchen kann und der Bund einen Endschalter betätigt, wird die Bearbeitung der Bohrung beendet. [Flo92, S. 180]

2.3.2 Formschlüssige Zustellsysteme

Eine alternative Art, die Zustellbewegung zu erzeugen, ist die Verwendung eines schrittweise Servomotors in Verbindung mit einem Schraubenge triebe. Abbildung 2.9 zeigt im unteren Teil eine beispielhafte Umsetzung. Die Zustellkraft auf den Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ wird über das Schraubenge triebe durch das Drehmoment des Zustellmotors M_f erzeugt.

In der Regel wird ein solches mechanisches Zustellsystem weggeführt betrieben, d.h. die Position der Zustellstange wird vorgegeben. Es findet eine taktende Zustellung statt und, sobald die Endposition der Zustellung erreicht ist, wird entweder diese Position noch für die Dauer der Ausfeuerzeit gehalten oder die Honbearbeitung sofort beendet.

Diese taktende Zustellung ermöglicht konstante Bearbeitungszeiten und eine exakte Vorgabe der Zustellpositionen. Die Geschwindigkeit und Höhe der Zustellpulse muss jedoch genau an den Materialabtrag angepasst werden, da die Zustellkraft sich aus der Differenz von Materialabtragsgeschwindigkeit im Werkstück und der Zustellgeschwindigkeit ergibt. Durch den mechanischen Aufbau zeigt das Aufweitprinzip Selbsthemmung, das heißt durch eine steigende Kraft $F_{f,wz}$ wird aufgrund der Steigung des Schraubengeetriebes keine Rückwärtsbewegung der Zustellstange ermöglicht, stattdessen bleibt die erhöhte Zustellkraft $F_{f,wz}$ erhalten.

Flores gibt an, dass mit formschlüssiger Zustellung eine Reduktion des Formfehlers der bearbeiteten Bohrung ca. 20 % bis 30 % schneller möglich sei als mit kraftschlüssiger Zustellung. Dies wird damit begründet, dass mit jedem Zustellschritt nur ein begrenzter Materialabtrag stattfinden kann, der bevorzugt an den Engstellen auftreten wird. Die Selbsthemmung im Schraubenge triebe begünstigt den schnelleren Abbau des Formfehlers zusätzlich. [Flo92, S. 159]

2.3.3 Kraftgeregelte Zustellsysteme

Um die konstante Bearbeitungskraft des kraftschlüssigen Zustellsystems mit der Genauigkeit des formschlüssigen Systems zu vereinen, wurde das kraftgeregelte Zustellen entwickelt. Hierbei wird eine formschlüssige Zustelleinrichtung nicht mehr fest taktend gesteuert, sondern abhängig von den vorliegenden Kräften geregelt. [SBM⁺13] und [BSM12] zeigen hierzu unterschiedliche Regelalgorithmen. Diese bauen darauf auf, dass die Zustellkraft $F_{f,wz}$ gemessen wird und abhängig von der Höhe dieser Kraft einzelne Zustellschritte ausgesetzt werden oder sogar zurückgenommen werden. Die Qualität dieser Regelung ist stark davon abhängig, wie gut die Normalkraft auf die Honleiste F_n durch $F_{f,wz}$ abgebildet wird und wie stark Störeinflüsse in $F_{f,wz}$ enthalten sind.

2.4 Zerspanung beim Honen

Der Honprozess baut auf der Zerspanung des Werkstoffes im Werkstück durch geometrisch unbestimmte Schneidkörner auf. Zum Verständnis des makroskopischen Vorgangs des Materialabtrags werden im Folgenden die Grundlagen für die Zerspanung beim Honen erläutert.

2.4.1 Schneidstoffe und Bindungen beim Honen

Nach Flores werden die konventionellen Schneidstoffe Korund (AL_2O_3) beziehungsweise bei hoher Reinheit Edelkorund (EK) und Siliciumkarbid (SiC) aufgrund höherer Standzeit und besserer Formbeständigkeit der daraus hergestellten Honleisten heutzutage größtenteils durch die hochharten Schneidstoffe Diamant (D) und kubisches Bornitrid (cubic boron nitride, CBN) abgelöst. [Flo92, S. 63 f.]

Tabelle 2.1 zeigt die Härte unterschiedlicher Schneidstoffe.

Tabelle 2.1: Härte unterschiedlicher Schneidstoffe, Auszug aus [KK05, S. 30 f.]

Schneidstoff	Knoop-Härte / HK
Edelkorund weiß	2000 bis 2160
Siliciumkarbid	2400 bis 3000
kubisches Bornitrid	4700
Diamant	7000 bis 8000

Diamant besteht aus reinem Kohlenstoff in kubisch-kristalliner Gitterstruktur. Bei der Bearbeitung von gehärtetem Stahl neigt der Kohlenstoff zur Diffusion aus dem Diamanten in den Stahl, daher wird zur Bearbeitung von Stahl hoher Härte hauptsächlich kubisches Bornitrid eingesetzt. Bei Temperaturen über ca. $900\text{ }^{\circ}\text{C}$ kommt es zur Umwandlung des Kohlenstoffs von der kubischen Diamant- in die hexagonale Graphit-Phase, die eine deutlich geringere Festigkeit aufweist. Daher ist insbesondere bei der Herstellung von Honleisten darauf zu achten, die Maximaltemperaturen nicht in den Bereich dieser Phasenumwandlungstemperatur steigen zu lassen. Während der Honbearbeitung sind die auftretenden Temperaturen am Schneidkorn weniger kritisch aufgrund der im Vergleich zum Schleifen eher niedrigen Schnittgeschwindigkeiten, aufgrund des Flächenkontakts zwischen Honleiste und Werkstück sowie aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit von Diamantkörnern und Bindungsmaterial. [Flo92]

Analog zur synthetischen Herstellung von Diamanten aus Graphit kann auch bei dem natürlich vorkommenden Bornitrid hexagonaler Gitterstruktur durch eine Hochtemperatursynthese das kubische Diamantgitter erzeugt werden. Dieses kubisch-kristalline Bornitrid weist ähnliche mechanische Eigenschaften wie Diamant auf, jedoch ohne die Diffusionsneigung des Kohlenstoffes bei der Bearbeitung von gehärteten Stahlwerkstoffen. Für CBN gibt [KK05, S. 31] eine thermische Beständigkeit bis zu $1370\text{ }^{\circ}\text{C}$ an.

Die Bindung einer Honleiste hat einerseits die Aufgabe, scharfe Körner so lange festzuhalten bis sie verschlissen sind und die auftretenden mechanischen und thermischen Belastungen von den Körnern abzuleiten. Andererseits soll die Bindung abgestumpfte Körner freigeben und so verschleifen, dass aus tiefer liegenden Schichten neue scharfe Körner in den Eingriff kommen. Zudem soll zwischen den Körnern die Bindung in der Art verschleifen, dass Spanräume geschaffen werden, in denen die von den Schneidkörnern abgetragenen Partikel aufgenommen und von der Zerspanungsstelle weggeleitet werden können.

Für Schneidkörner aus Diamant oder CBN wird in der Regel eine metallische Sinterbindung oder eine galvanische Bindung eingesetzt. Außerdem kommen Kunstharzbindungen und keramische Bindungen insbesondere dort zum Einsatz, wo eine besonders niedrige Randzonenbeeinflussung des Werkstücks sichergestellt werden muss. Im Vergleich zu metallischen Sinterbindungen und galvanischen Bindungen weisen Kunstharz- und keramische Bindung eine deutlich geringere Standzeit auf. [Flo92, S. 72 ff.]

Bei der Herstellung metallischer Sinterbindungen wird ein Gemisch aus Schneidkörnern und Metallpulvern erhitzt und je nach Ausführung direkt nach dem Erhitzen oder zur gleichen Zeit unter Druck verdichtet. Als Hauptbestandteile der metallischen Bindungsmatrix beschreibt Haasis Stahl und Cobalt. [Haa55, S. 47 f.] Flores beschreibt darüber hinaus die Verwendung von Nickel und Kupfer als Bindungsmetalle sowie Füllstoffe zur Erzeugung von Poren, beispielsweise Graphit oder Natrium-Aluminat (ugs.: Kryolit). [Flo92, S. 75] Buj-Corral und Vivancos-Calvet beschreiben für CBN eine Bindung mit der volumetrischen Zusammensetzung von 75 % Kupfer, 15 % Zinn und 10 % Kobalt. [BCVC13]

Bei galvanischer Bindung wird eine einzelne Lage Schneidkörner durch elektrolytisches Abscheiden eines Metalls auf einen Werkzeugkörper gebunden. Wenn die Schneidkörner abgestumpft sind, muss das Werkzeug ersetzt werden. Haasis nennt als mögliche Metalle zum galvanischen Abscheiden Hartchrom, Nickel und Silber. [Haa55]

Flores beschreibt für Schneidkörner aus Diamant oder CBN einen idealen Kornüberstand aus der Bindung heraus von $1/3$ der Korngröße. Dies wird dadurch begründet, dass einerseits die Bindung das Korn weit genug umschließt, um die am Korn angreifenden Kräfte sowie die entstehende Wärme ableiten zu können. Andererseits soll das Korn ausreichend weit aus der Bindung hervorstehen, um in das Werkstück einzudringen, am Werkstück Werkstoff abtragen und den abgetragenen Werkstoff in den Zwischenräumen zwischen Schneidkörnern, Werkstück und Bindungsmaterial abtransportieren zu können. [Flo92, S. 37 f.] Dies wird durch Mushardt indirekt bestätigt: Es wird beschrieben, dass bei der Bearbeitung von Grauguss alle Körner aus der Bindung herausgebrochen sind, die mehr als $1/3$ des Korndurchmessers d_K aus der Bindung herausragten. [Mus86, S. 17]

Zhi et al. bestätigen für galvanisch gebundene CBN-Schleifscheiben, dass bei Schichtstärken der Bindung im Bereich von $24\ \mu\text{m}$ bis $33\ \mu\text{m}$ ein idealer Kornüberstand vorliegt unter den Gesichtspunkten maximierter Haltekräfte an den Körnern, vereint mit maximiertem Überstand der Körner über der Bindung. Mit dem dort verwendeten mittleren Korndurchmesser von $47\ \mu\text{m}$ liegt im Mittel ein Überstand der Körner über die Bindung von 49% bis 33% vor. Der Bereich der Schnittkräfte am Korn wird mit bis zu $F_g = 5\ \text{N}$ angegeben. [ZLWR15]

Da der Raum zur Aufnahme der Späne zwischen Werkstück, Schneidkörnern und Bindung begrenzt ist, muss mit dem Kühlschmierstoff das abgetragene Werkstoffmaterial möglichst gut aus den Zwischenräumen der Schneidkörner gespült werden. Geschieht dies nicht in ausreichendem Maße, kann der Werkstoff sich über Bindung und Schneidkörnern aufbauen, die Schneidfähigkeit der Honleiste geht zurück.

2.4.2 Korngrößen, Kornform und Konzentration

Tabelle 2.2 nach Flores gibt die Körnungsgößen für Diamant- und CBN-Körner gemäß VDI 3394 an. [Flo92] Ab D_{46}/B_{46} aufwärts handelt es sich um Siebkörnungen. Ab D_{30}/B_{30} abwärts werden die Körnungen sedimentiert. Für Sedimentationskörnungen werden keine Angaben zur Anzahl der Körner pro Karat gemacht.

Die Form beziehungsweise der Aufbau der Schneidkörner beeinflusst darüber hinaus die Zerspanung. Flores gibt an, dass monokristalline Schneidkörner näherungsweise eine Oktaederform aufweisen und als „blockig“ bezeichnet werden. Es wird angegeben, dass diese Körner gebrochen und ungebrochen hauptsächlich bei der Bearbeitung von Werkstoffen mit günstigen Zerspanungsbedingungen wie Gusseisen eingesetzt werden. In Verbindung mit verschleißfesten Bindungen lässt sich so eine hohe Standzeit der Honleisten erreichen. [Flo92, S. 66]

Aufgrund der Kristallebenen weisen die Körner eine ausgeprägte Abhängigkeit des Bruchverhaltens entlang bestimmter Richtungen auf. Dies führt beim Kornverschleiß zur Neigung, scharfkantige Bruchstellen auszubilden, was aus Sicht der Zerspanung positiv ist. Klocke und König geben an, dass die Härte der (110)-Ebene 123% und die Härte der (100)-Ebene 138% der Härte der (111)-Ebene entspricht. [KK05, S. 42]

Multikristalline Schneidkörner weisen nach Flores Wachstumsstörungen aus den Syntheseprozessen der Herstellung sowie metallische Einschlüsse an den Korngrenzen auf.

Tabelle 2.2: Körnungsbezeichnungen und Korngrößen für Sieb- und Mikrokörnungen nach [Flo92, S. 62]

Körnung	mittlere Korngröße / μm	Anzahl Körner / Kt
<i>D251 / B251</i>	231	6216
<i>D213 / B213</i>	196	10 177
<i>D181 / B181</i>	165	17 058
<i>D151 / B151</i>	138	29 473
<i>D126 / B126</i>	116	49 760
<i>D107 / B107</i>	98	81 418
<i>D91 / B91</i>	83	136 595
<i>D76 / B76</i>	69	233 266
<i>D64 / B64</i>	58	392 748
<i>D54 / B54</i>	49	615 344
<i>D46 / B46</i>	42	1 071 748
<i>D30 / B30</i>	26 bis 36	-
<i>D20 / B20</i>	15 bis 25	-
<i>D15 / B15</i>	10 bis 20	-
<i>D10 / B10</i>	8 bis 12	-
<i>D7 / B7</i>	5 bis 10	-

Dies erhöht die mechanische Festigkeit und die Splitterfähigkeit im Vergleich zu monokristallinen Körnern. Haupteinsatzgebiet dieser Körner ist die Bearbeitung weicher Stähle. [Flo92]

Polykristalliner Diamant und polykristallines kubisches Bornitrid bestehen nach Flores aus gesinterten kristallinen Bruchstücken, so dass keine bevorzugten Bruchrichtungen durch das gesamte Korn laufen und daher die Körner zäher sind.

Die Konzentration der Schneidkörner in der Bindung wird mit einem eigenen Maß angegeben, das die Menge an Schneidkörnern in einem cm^3 Honleiste bezeichnet. Tabelle 2.3 gibt die Zuordnung der Konzentration zu Volumen- und Masseanteil an Schneidkörnern wieder. Flores führt an, dass aufgrund der näherungsweise kugelförmigen Gestalt von Schneidkörnern maximal die Hälfte des Volumens einer Honleiste mit Schneidkörnern gefüllt sein kann, dies entspricht der Konzentration 200.

Nach Tabelle 2.2 steigt die Anzahl der Körner pro Kt mit abnehmender Körnungsgröße. Flores gibt an, dass niedrigere Konzentrationen gewählt werden, um bei feinerer Körnung etwa die gleiche Anzahl an Schneidkörnern an der Oberfläche der Honleiste zu halten wie bei groben Körnungen. Als Beispiel wird genannt, dass sich bei einer Körnung *D181*

Tabelle 2.3: Konzentration von Schneidkörnern in Honleisten aus [Flo92, S. 74]

Konzentration	Volumenanteil / %	Schneidkornanteil / Kt/cm^3
200	50	8,8
150	37,5	6,6
100	25	4,4
75	18,8	3,3
50	12,5	2,2
25	6,3	1,1

und Konzentration 75 etwa die gleiche Anzahl an Schneidkörnern an der Oberfläche der Honleiste befindet wie bei Körnung D_{30} und Konzentration 25. [Flo92, S. 74]

2.4.3 Schneidfähigkeit

Während beispielsweise beim Schleifen jedes Schneidkorn nur in kurzen, periodisch wiederkehrenden Zeitabständen im Eingriff ist, sind beim Honen einige Körner im ständigen Eingriff. Die Schneidkörner werden durch die Oszillationsbewegung aus wechselnden Richtungen belastet. Lediglich in den Umkehrpunkten der axialen Oszillation, wo ein Teil der Honleiste das Werkstück verlässt, wird für die Schneidkörner, die das Werkstück verlassen, der Eingriff kurzzeitig unterbrochen. Die Körner, die im Umkehrpunkt das Werkstück nicht verlassen, erfahren aufgrund der verringerten Kontaktfläche zwischen Honleisten und Werkstück in der Nähe der Umkehrpunkte eine erhöhte Belastung.

Abbildung 2.10 nach Flores zeigt ein scharfes und ein abgestumpftes Schneidkorn. Der

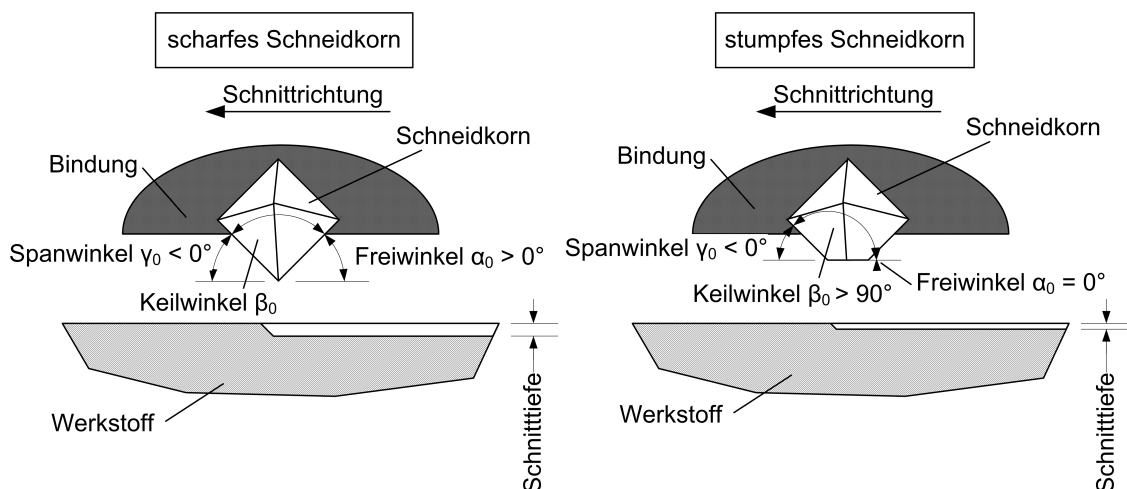


Abbildung 2.10: Schneidengeometrie beim Honen nach [Flo92, S. 39]

Spanwinkel γ_0 des Schneidkorns ist sowohl für das scharfe als auch für das stumpfe Korn negativ. Der Freiwinkel α_0 ist beim scharfen Korn positiv, beim Abstumpfen geht dieser jedoch nach kurzer Einsatzdauer des Kornes gegen 0° . Der Keilwinkel β_0 steigt durch das Absinken von α_0 während des Abstumpfens auf über 90° .

Bei gleicher Anpresskraft dringt das scharfe Schneidkorn tief in das Werkstück ein und trennt mit den scharfen Kanten das Material ab. Das verschlissene, abgestumpfte Korn dringt bei gleicher Anpresskraft weniger tief in das Material ein und hinterlässt weniger tiefe, dafür aber breitere Riefen. Beim stumpfen Korn tritt darüber hinaus durch den reduzierten Freiwinkel α_0 mehr Reibung zwischen Korn und Werkstoff auf.

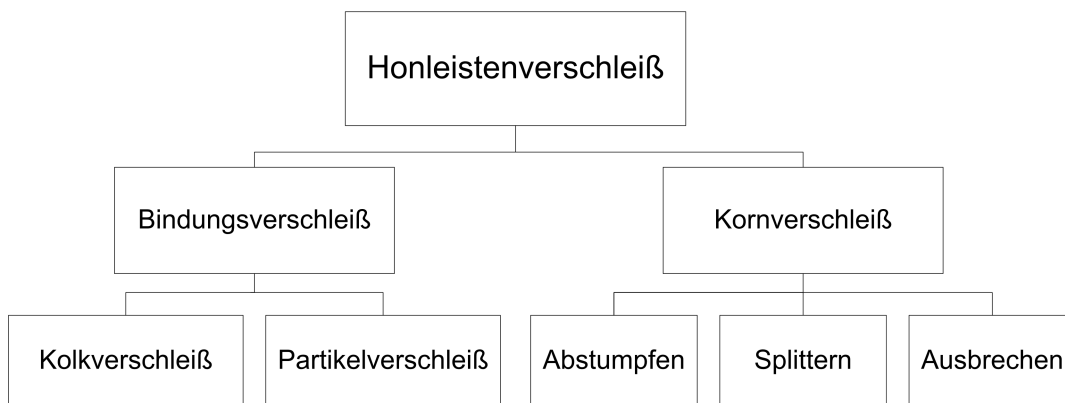


Abbildung 2.11: Verschleißarten metallisch gebundener Diamant- und CBN-Honleisten nach [Flo92, S. 43]

Der Verschleiß der Honleisten teilt sich nach Abbildung 2.11 auf in Verschleiß des Bindungsmaterials und Verschleiß der Schneidkörner. Flores beschreibt, dass durch die abgelösten Späne insbesondere in der Umgebung der Schneidkörner an der Bindung ein deutlicher Kolkverschleiß auftreten kann, da der abgetrennte Werkstoff von der Bindung umgeleitet wird. Partikelverschleiß wird als Trennung des Gefüges innerhalb der Bindung im Bereich angeschmolzener Korngrenzen infolge thermischer Überlast beschrieben.

Die Schneidkörner in der Honleiste stumpfen, wie oben beschrieben, während ihrer Einsatzzeit an der Kontaktfläche zum Werkstück ab. Dies führt zu lokal steigenden Kräften am Korn durch die steigende Reibung zwischen Korn und Werkstück. Durch diese erhöhten Kräfte kann das Korn splintern und somit neue scharfe Schneidkanten ausbilden. Wenn die Haltekräfte der Bindung jedoch schwächer sind als der Zusammenhalt des Kornes selbst, kann das gesamte Korn aus der Bindung herausbrechen. [Flo92, S. 41 ff.] Paulmann bestätigt, dass die vorherrschenden Mechanismen des Kornverschleiß' von den lokalen Kräften auf das Korn F_g abhängen. Bei niedriger Kornbelastung F_g weisen die normalen und tangentialen Anteile $F_{g,n}$ und $F_{g,t}$ ebenfalls nur geringe Beträge auf, es kommt zum Abstumpfen der Schneidkörner(Fall a) in Abbildung 2.12).

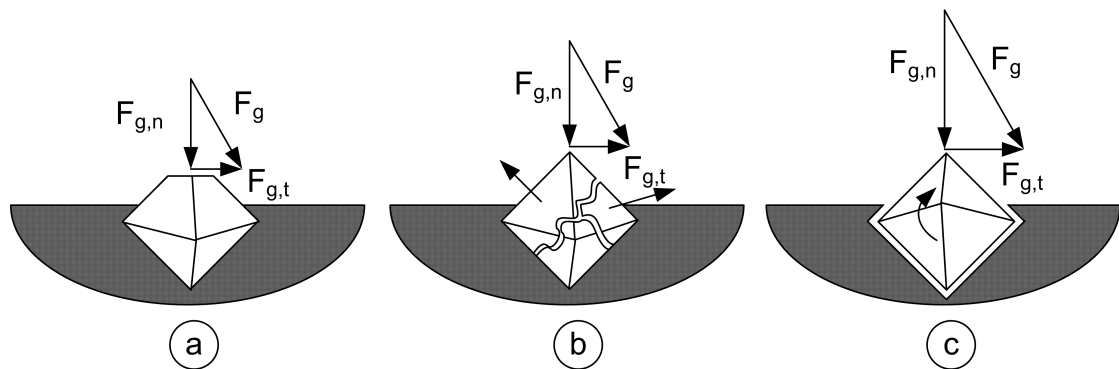


Abbildung 2.12: Verschleißarten an Schneidkörnern abhängig von der Kornbelastung nach [Pau90, S. 38]:
a) Kornabstumpfung, b) Kornsplitterung und c) Kornausbruch

Mit steigender Kornbelastung F_g tritt ein Splittern der Schneidkörner auf (Fall b). Dieser Zustand bildet an den vorhandenen Schneidkörnern neue scharfe Kanten aus und ist daher wünschenswert. Bei weiterer Steigerung der Kornbelastung F_g kann gemäß Fall c) ein Ausbruch ganzer Körner aus der Bindung auftreten. Dieser dritte Fall führt einerseits zum Freilegen neuer Schneidkörner bei mehrschichtigen Honleisten, fördert aber auch den Verschleiß der Honleiste und ist daher nur begrenzt erwünscht. [Pau90, S. 38]

Als Schneidfähigkeit einer Honleiste wird ein ausgewogenes Verhältnis zwischen Korn- und Bindungsververschleiß bezeichnet. Nur wenn dieses ausgewogene Verhältnis vorliegt, kann die Honleiste dauerhaft ihre Schärfe erhalten und gleichzeitig eine optimale Standzeit erbringen: Bei zu weicher Bindung werden die einzelnen Körner zu schnell freigegeben, die Standzeit der Honleiste ist somit sehr gering. Ist die Bindung zu hart, werden stumpfe, harte Körner zu lange festgehalten und die gesamte Honleiste stumpft ab. Man sagt die Leiste schneidet nicht mehr. Bei harter Bindung und splitterfreudigen Körnern kann es vorkommen, dass die Körner verschleifen, durch zu geringen Bindungsververschleiß jedoch keine neuen Körner aus tieferen Schichten freigelegt werden und somit nur noch die Bindung das Werkstück berührt. In diesem Fall wird die Zerspanung ebenfalls negativ beeinflusst.

Da die Art des Kornverschleißes, wie oben gezeigt, darüber hinaus von der Kraft auf das einzelne Korn F_g und somit vom Anpressdruck der Honleiste an das Werkstück p_n abhängt, wird die Schneidfähigkeit der Honleiste und somit die Bearbeitungsqualität der Werkstücke direkt vom Schnittdruck p_n beeinflusst. Im folgenden Abschnitt werden daher technologische Größen deklariert, mit deren Hilfe sich der Honprozess beschreiben lässt.

2.5 Zerspanungskennwerte

Zerspanungskennwerte ermöglichen eine Charakterisierung des Bearbeitungsprozesses auf makroskopischer Ebene. Um das Honen beschreiben zu können werden hier die Schnittgeschwindigkeit und der Honwinkel, der Schnittdruck sowie das Zeitspanvolumen beschrieben.

2.5.1 Schnittgeschwindigkeit und Honwinkel

In Abschnitt 2.1.4 wurde die Schnittgeschwindigkeit v_c eingeführt, die sich aus den Komponenten $v_{c,a}$ und $v_{c,t}$ zusammensetzt. Sie ist eine technologische Größe, da unter anderem durch sie bestimmt wird, wie oft ein Oberflächeninkrement der zu bearbeitenden Bohrung von der Honleiste überstrichen wird.

Durch die bereits in Abschnitt 2.1 erläuterte Überlagerung von Rotation und Oszillation des Werkzeugs entsteht auf der Werkstückoberfläche ein für das Honen charakteristisches Bild aus sich überkreuzenden Bearbeitungsspuren. Abbildung 2.13 zeigt dieses Kreuzschliffmuster einer gehonten Oberfläche. Die Richtungen der Bearbeitungsspuren sind gesondert hervorgehoben.

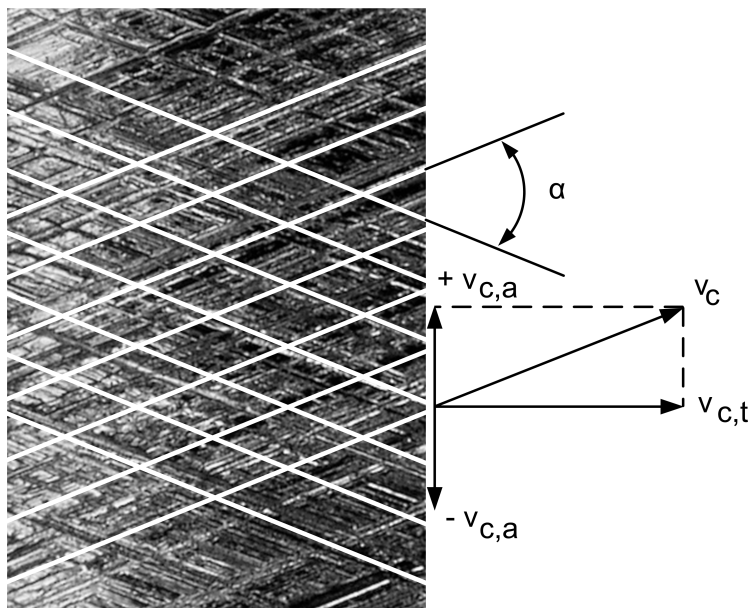


Abbildung 2.13: Gehonte Oberfläche mit charakteristischem Kreuzschliffbild nach [SBFK11]

Die Geschwindigkeit der Zustellung $v_{f,r}$ wirkt radial vom Werkzeug nach außen beziehungsweise normal zur Werkstückoberfläche. In Abbildung 2.13 weist $v_{f,r}$ in die Zeichenebene hinein, ist jedoch nicht graphisch dargestellt.

Der Kreuzungswinkel der Bearbeitungsspuren wird auch als Honwinkel α bezeichnet. Der Honwinkel wird, wie in obiger Abbildung gezeigt, gegen die Richtung der tangentialen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,t}$ gemessen, nicht in Richtung der Bohrungsachse. Unter der Voraussetzung, dass die axiale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ in positive und negative Richtung den gleichen Maximalbetrag aufweist, kann der Honwinkel α folgendermaßen berechnet werden:

$$\frac{\alpha}{2} = \arctan\left(\frac{v_{c,a}}{v_{c,t}}\right) \quad (2.11)$$

ergibt den halben Honwinkel, der zwischen den Bearbeitungsspuren einer Bewegungsrichtung und der Richtung von $v_{c,t}$ gemessen wird. Nach Umstellen ergibt sich der Honwinkel:

$$\alpha = 2 \cdot \arctan\left(\frac{v_{c,a}}{v_{c,t}}\right) \quad (2.12)$$

Der Honwinkel folgt also aus dem Verhältnis von axialer zu tangentialer Schnittgeschwindigkeit. Er beeinflusst insbesondere bei Kolbenlaufflächen, beispielsweise in Verbrennungsmotoren, das Verschleißverhalten. Hoen et al. beschreiben für einen Verbrennungsmotor der Fa. Deutz unterschiedliche Bearbeitungsverfahren mit deutlich unterschiedlichen Honwinkeln. Es wird beschrieben, dass in dieser Anwendung insbesondere das sogenannte Spiralgleithonen mit Honwinkeln 140° bis 160° vorteilhaft sei, während bei konventioneller Plateau-Bearbeitung für diesen Anwendungsfall der Honwinkel 33° betrage. [HSS09, S. 324 ff.]

2.5.2 Schnittdruck

Die Honleisten werden mit dem Schnittdruck p_n an die Werkstückoberfläche gepresst. Er bestimmt die jeweilige Normalkraft $F_{g,n}$, mit der die einzelnen Körner in den Werkstoff gedrückt werden und somit die Eindringtiefe jedes einzelnen Schneidkorns.

Wenn die Honleisten sich komplett in Kontakt mit dem Werkstück befindet, so lässt sich nach Flores der Schnittdruck p_n aus der gesamten Honleistenfläche A_H und der Summe der Zustellkräfte F_n auf alle Honleisten berechnen. Die Fläche aller Honleisten A_H

ergibt sich aus Länge l_H und Breite b_H der einzelnen Honleisten sowie der Anzahl der Honleisten m .

$$A_H = m \cdot l_H \cdot b_H \quad (2.13)$$

Es folgt für den Anpressdruck der Honleisten [Flo92, S. 20]:

$$p_n = \frac{F_n}{A_H} \quad (2.14)$$

Dies gilt jedoch nur, solange sich die Honleisten vollständig im Kontakt mit der Werkstückoberfläche befinden. In der Nähe der Umsteuerpunkte der axialen Oszillation verlassen die Honleisten das Werkstück wie in Abschnitt 2.1.2 erläutert. Daher kann Formel (2.14) nicht allgemein angewendet werden. Auch bei einer unterbrochenen Bohrungswand, beispielsweise durch Freistiche oder Querbohrungen, wird die momentane Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück geringer sein als die Honleistenfläche A_H nach (2.14). In Kapitel 4 wird die aktive Honleistenfläche durch die aktive Leistenlänge in Abhängigkeit der Oszillationsbewegung des Honwerkzeuges berechnet.

2.5.3 Zeitspanvolumen und bezogenes Zeitspanvolumen

Sowohl die Schnittgeschwindigkeit als auch der Schnittdruck beeinflussen die Zerspanungsgeschwindigkeit des Werkstoffes. Eine Größe, die beide Einflüsse verknüpft, ist das Zeitspanvolumen.

Das Zeitspanvolumen Q_w bezeichnet das Materialvolumen V_w pro Bearbeitungszeit t_c , das durch einen Fertigungsprozesses vom Werkstück spanend abgetrennt wird. Es charakterisiert die Leistungsfähigkeit eines Fertigungsprozesses, da es ermöglicht aus dem zu zerspanenden Werkstoffvolumen die notwendige Bearbeitungszeit zu ermitteln.

$$Q_w = \frac{V_w}{t_c} \quad (2.15)$$

Für das Innen-Rund-Schleifen geben Denkena und Tönshoff folgende Formel für das Zeitspanvolumen an [DT11, S. 6]:

$$Q_w = b_s \cdot d \cdot \pi \cdot v_{f,r} \quad (2.16)$$

Abbildung 2.14 verdeutlicht die Größen am Beispiel Schleifen. Es wird angenommen, dass die Schnittbreite a_p der Breite der Schleifscheibe b_s entspricht. Diese wird beim Ho-

nen ersetzt durch die Länge der zu honenden Bohrung l_B . Die Vorschubgeschwindigkeit $v_{f,r}$ ist die Geschwindigkeit der Zustellung $s_{f,r}$. Es wird angenommen, dass die Zustellung dem Arbeitseingriff a_e entspricht. Die Geschwindigkeit des Werkstücks beim Schleifen wird mit v_w bezeichnet.

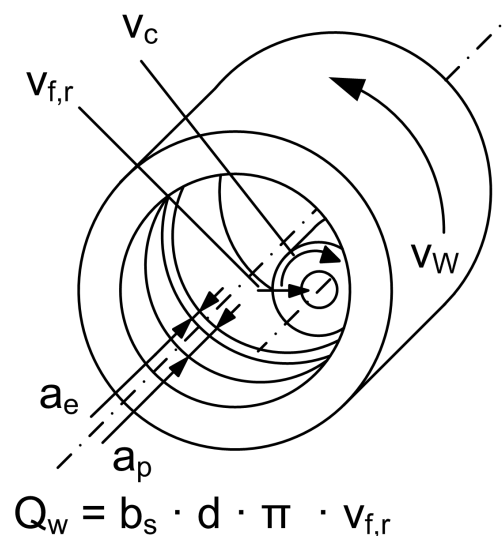


Abbildung 2.14: Zeitspanvolumen beim Schleifen nach [DT11, S. 281]

Es folgt das Zeitspanvolumen beim Honen:

$$Q_w = l_B \cdot d \cdot \pi \cdot v_{f,r} \quad (2.17)$$

Die Differenz zwischen Zustellgeschwindigkeit $v_{f,r}$ und der Geschwindigkeit der Zerspaltung erzeugt den Schnittdruck p_n . Der Schnittdruck beeinflusst, wie in Abschnitt 2.4.3 erläutert, die Schneidfähigkeit der Honleiste und somit wiederum die Zerspaltung. Während in Gleichung (2.17) das mittlere Zeitspanvolumen bezogen auf das Werkstück angegeben wird, kann auch das aktuelle Zeitspanvolumen bezogen auf den Spanungsquerschnitt und die Schnittgeschwindigkeit angegeben werden. Nach [DT11, S. 284] kann das Produkt der orthogonalen Komponenten des Spanungsquerschnitts A und der Schnittgeschwindigkeit v_c ebenfalls als Zeitspanvolumen aufgefasst werden. Mit der Spannungsdicke h und der Kontaktlänge zwischen Honleiste und Werkstück l_h folgt daraus für das aktuelle Zeitspanvolumen beim Honen:

$$Q_w \propto h \cdot l_h \cdot v_c \quad (2.18)$$

Die Spannungsdicke h ist in erster Näherung proportional zum Schnittdruck p_n .

Abbildung 2.15 stellt die Einflussgrößen auf das Zeitspanvolumen dar und verknüpft die Prozessgrößen mit den zugehörigen Einstellgrößen einer Honmaschine.

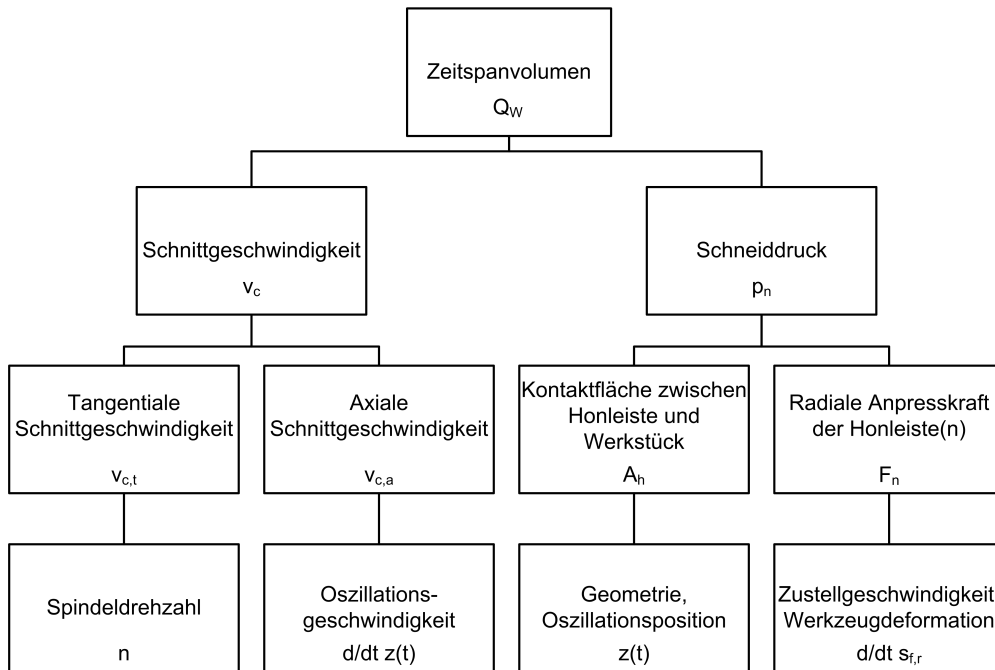


Abbildung 2.15: Einflussgrößen auf das Zeitspanvolumen beim Honen

Wie bereits auf Seite 12 in Gleichung (2.6) dargestellt, setzt sich die Schnittgeschwindigkeit v_c aus den tangentialen und axialen Schnittgeschwindigkeiten $v_{c,t}$ und $v_{c,a}$ zusammen.

In Gleichung (2.7) wurde bereits der Zusammenhang zwischen tangentialer Schnittgeschwindigkeit $v_{c,t}$ und Drehzahl n des Werkzeuges gegeben. Die zeitveränderliche axiale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ entspricht der axialen Oszillationsgeschwindigkeit der Honeinheit $\dot{z}(t)$. Es gilt:

$$v_{c,t} = d/dt(z(t)) = \dot{z}(t) \quad (2.19)$$

Die Oszillationsgeschwindigkeit $\dot{z}(t)$ der Honeinheit, bestehend aus Oszillationsschlitten, Spindelmotor und Zustellgetriebe, hängt von der Oszillationslänge Δz , der gewählten maximalen Oszillationsgeschwindigkeit \dot{z}_{max} sowie der Beschleunigung in den Umsteuerpunkten $\ddot{z}(t)$ ab. Diese Größen sind weiter durch die vorliegenden Bearbeitungskräfte, die bewegten Massen und die zur Verfügung stehende Antriebsleistung der Schlitteneinheit begrenzt.

Durch Vorgabe des Honwinkels kann gemäß Gleichung (2.12) das Verhältnis zwischen axialer und tangentialer Schnittgeschwindigkeit zusätzlich eingeschränkt werden. Die An-

triebsleistung des Spindelmotors ist ein weiterer beschränkender Faktor für das Drehmoment am Honwerkzeug und damit für die tangentielle Schnittgeschwindigkeit. Darüber hinaus muss sichergestellt sein, dass die durch die Zerspanung zugeführte und zu einem großen Teil in Wärme umgewandelte Leistung aus der Bearbeitungszone sicher so abgeführt werden kann, dass keine unzulässig hohen Temperaturen in Werkzeug oder Werkstück entstehen.

Das Zeitspanvolumen Q_w ist proportional zur Fläche der Honleisten A_H , dies bedeutet dass bei konstanter Schnittgeschwindigkeit v_c und konstantem Schnittdruck p_n eine Verdoppelung der Honleistenfläche A_H zu einer Verdoppelung des Zeitspanvolumens führt. Daher wird als technologische Größe zur Charakterisierung eines Honprozesses nach Flores das bezogene Zeitspanvolumen Q'_w eingeführt [Flo92, S. 58]:

$$Q'_w = \frac{Q_w}{A_H} = \frac{V_w}{A_H \cdot t_c} = \frac{l_B \cdot d \cdot \pi \cdot v_{f,r}}{m \cdot b_H \cdot l_H} \quad (2.20)$$

Das bezogene Zeitspanvolumen ist von der Größe der Schneidkörner sowie vom Schnittdruck abhängig und ermöglicht es, bei bekannter Geometrie von Werkstück und Werkzeug, die Bearbeitungszeit zur Zerspanung eines vorliegenden Volumenaufmaßes zu bestimmen.

2.6 Beispiele aus der Literatur

Die in den vorherigen Abschnitten eingeführten Zusammenhänge und Kennwerte sollen nun veranschaulicht werden. Dazu dienen unterschiedliche Literaturquellen, die nach den technologischen Größen geordnet aufgeführt werden.

2.6.1 Bezogenes Zeitspanvolumen

Für die Bearbeitung von Zylinder-Büchsen aus Schleuderguss durch Honleisten aus Siliciumkarbid mit maximaler Zerspanleistung gibt Kessler als Schnittgeschwindigkeiten $v_{c,a} = 12 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ und $v_{c,t} = 26 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ an. [Kes53, S. 21] Abbildung 2.16 zeigt den qualitativen Einfluss der Schnittgeschwindigkeiten auf die Zerspanleistung. Es wird angegeben, dass Schnittgeschwindigkeiten oberhalb der genannten Werte zwar zu einer verringerten Oberflächenrauheit führen, die Zerspanleistung nimmt jedoch wieder ab.

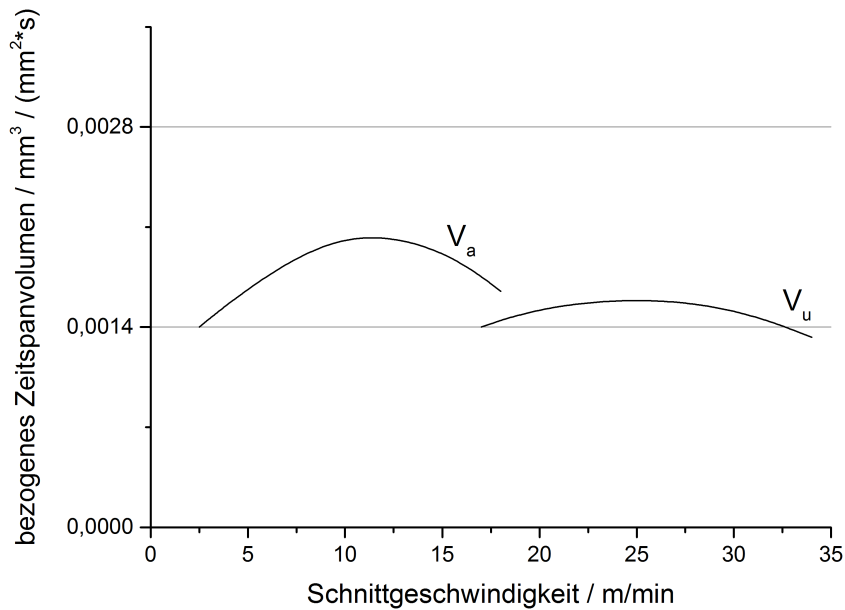


Abbildung 2.16: Werkstoffabtrag abhängig von der Schnittgeschwindigkeit nach [Haa55] und [Kes53]. Schleuderguss der Härte 188 HB bis 232 HB, Siliciumkarbid-Honleisten, Honleistenfläche $A_H = 6000 \text{ mm}^2$, Bohrung $d=75 \text{ mm}$ bis 85 mm , Bohrungslänge $l_B = 185 \text{ mm}$

Als mögliche Zusammenhänge führt Kessler an, dass ein Erhöhen der Umfangsgeschwindigkeit $v_{c,t}$ die Zerspanleistung und die Oberflächenrauheit reduziert, während ein Erhöhen der axialen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ tendenziell höhere Zerspanleistung bringe. Dieser Effekt sei zu Beginn der Bearbeitung besonders stark ausgeprägt. Es wird angegeben, dass die von der Vorbearbeitung stammende Rauheit insbesondere durch Steigerung der axialen Komponente der Schnittgeschwindigkeit schneller zerspannt werden kann. [Kes53, S. 24 f.]

Haasis führt dazu an, dass die Viskosität des Schmiermittels in Verbindung mit der vorliegenden Schnittgeschwindigkeit sich ebenfalls auf die Zerspannung und die Oberflächengüte auswirkt. [Haa55, S. 49 f.] Mushardt beschreibt, dass insbesondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, feinen Körnungen und hohen Viskositäten des Schmierstoffes die Ausbildung eines hydrodynamischen Schmierfilms möglich ist. Es wird aufgeführt, dass die Honleistentopographie und die Schneidfähigkeit, das heißt der Grad an abgestumpften und schneidfähigen Körnern, sowie der Verschleiß der Bindung das Phänomen des hydrodynamischen Schmierfilms begünstigen. [Mus86, S. 6] Diese Begründung deckt sich mit den Beobachtungen von Haasis, dass insbesondere bei Segmenthonleisten großer Fläche kein Zuwachs an Zerspanleistung im Vergleich zu schmalen Honleisten mit gleichem Schnittdruck erreichbar ist. [Haa55, S. 15 f.] Stattdessen wird durch Haasis an-

gegeben, dass bei Segmenthonleisten die Gefahr des Zusetzens der Leistenoberfläche steigt und dass die Wärmeabfuhr bei Segmenthonleisten schwieriger ist als bei schmalen Honleisten. Kessler bestätigt, dass bei sogenannten Breitstein-Werkzeugen, das heißt Werkzeugen, bei denen ein Großteil des Bohrungsumfanges durch breite Honleisten bedeckt wird, die Kühlung und Spanabfuhr von der Zerspanungsstelle erschwert werden und die Zerspanungsfähigkeit unterproportional mit der Leistenfläche steigt. [Kes53, S. 40 ff.]

Kessler gibt an dass mit steigendem Anpressdruck der Honleisten $p_n=0,09 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ bis $0,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ der Werkstoffabtrag steigt und dass bei steigendem Honwinkel von $\alpha =9^\circ$ bis 60° ein Maximum des Abtrages bei $\alpha = 45^\circ$ vorliegt. [Kes53, S. 21] Das bezogene Zeitspanvolumen bei einem Zeitspanvolumen von $Q_w = 2000 \frac{\text{mm}^3}{\text{min}} = 33,33 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}$ und einer Honleistenfläche von $A_H = 6000 \text{ mm}^2$ ergibt sich aus Gleichung (2.20):

$$Q'_w = \frac{33,33 \text{ mm}^3}{6000 \text{ mm}^2/\text{s}} = 0,0056 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}} \quad (2.21)$$

Während Flores einen Schnittdruck von $0,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ bis $1,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ für Honleisten mit keramischer Bindung empfiehlt [Flo92, S. 24], liegen die bei Kessler genutzten Schnittdrücke unterhalb dieses Bereichs. Der niedrige Schnittdruck bei Kessler führt zu einem geringen bezogenen Zeitspanvolumen.

Von See hat den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit für Honleisten unterschiedlicher Körnungsgröße auf das bezogene Zeitspanvolumen Q'_w untersucht. Es wurden Zylinder-Buchsen aus Grauguss mit einer Brinell-Härte von $\text{HB } 30/5 = 2300 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ mit jeweils unterschiedlichen Diamant-Honleisten bearbeitet. In Abbildung 2.17 liegt nach Von See der Bereich der üblichen Schnittgeschwindigkeiten beim Honen unterhalb von $v_c=3 \text{ m/s}$. [See89, S. 29]

Für die grobkörnige Leiste D251 50 steigt das bezogene Zeitspanvolumen mit steigender Schnittgeschwindigkeit degressiv an. Die Leisten mit der mittleren (D91 75) und der feineren Körnung (D46 75) zeigen das Abflachen der Kurve schon bei niedrigeren Geschwindigkeiten und ein Maximum von circa $Q'_w = 0,02 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}}$ bei $12 \frac{\text{m}}{\text{s}} \approx 720 \frac{\text{m}}{\text{min}}$. Das bezogene Zeitspanvolumen entspricht den von [Flo92, S. 59] angegebenen Werten, wobei Flores mit niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten, dafür aber höheren Schnittdrücken arbeitet. Von See führt dieses Maximum ebenfalls auf die Ausbildung eines hydrodynamischen Schmierfilms zurück, wodurch die Eindringtiefe der Schneidkörner verringert wird. Er erläutert, dass der Effekt von einer geringen Oberflächenrauheit sowohl der Leiste als auch des Werkstücks begünstigt wird.

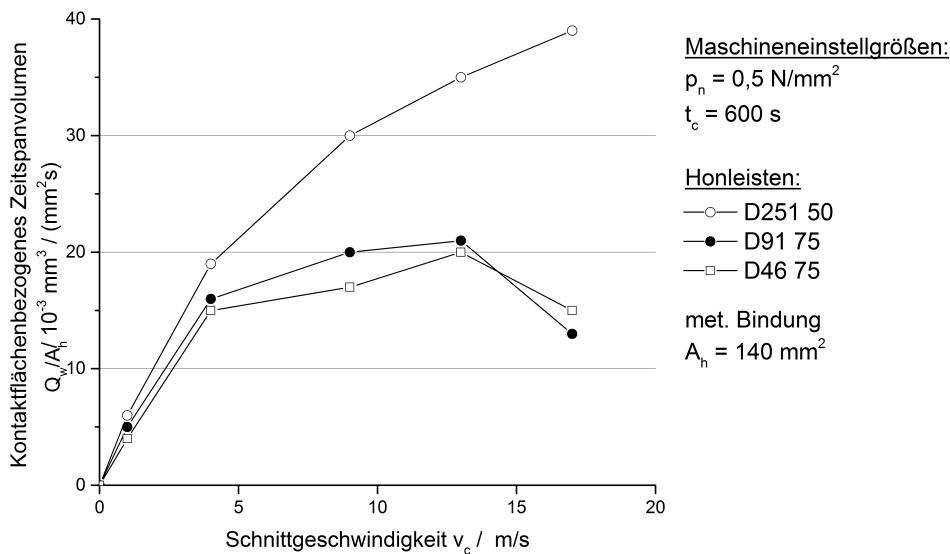


Abbildung 2.17: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf das bezogene Zeitspanvolumen aus [See89]

2.6.2 Schneidfähigkeit der Honleisten

Der Einfluss der Schneidfähigkeit der Honleiste auf die Zerspanung wird von Mushardt untersucht. Er gibt an, dass in der Regel Honleisten nach dem Überschleifen durch Läppen geschärft werden, um die Bindung zurückzusetzen und mehr Schneidkörner an der Oberfläche freizusetzen. Trotz dieses Schärfens liegt insbesondere zu Beginn der Lebensdauer einer Honleiste ein stark instationäres Verhalten vor, da die Schneidfähigkeit der Honleiste auch von den gewählten Prozessparametern abhängt und sich erst nach einiger Einsatzdauer auf die vorliegenden Bedingungen einstellt. [Mus86, S. 19 ff.]

Das Oberflächenprofil nach der Bearbeitung von circa. 100 Werkstücken mit gleichen Parametern ist in Abbildung 2.18 gezeigt. Mushardt gibt an, dass die Bindung soweit abgetragen ist, dass die Schneidkörner ca. 25 % bis 36 % des mittleren Korndurchmessers d_K aus der Bindung hervorstehen. Die gemittelten Schnittkräfte $\overline{F_{c,a}}$ und $\overline{F_{c,t}}$, das gemittelte Zeitspanvolumen $\overline{Q_w}$, die gemittelte Rauhtiefe R_z sowie Rundheitsabweichung f_r für die Bearbeitung mit einer solchen schneidfähigen Honleiste sind in Abbildung 2.19 in Abhängigkeit des gemittelten Schnittdrucks $\overline{p_n}$ gezeigt.

Das bezogene Zeitspanvolumen erreicht für die schneidfähige Diamant-Honleiste maximal

$$Q'_w = \frac{30 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}}{3600 \text{ mm}^2} = 0,0083 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}}. \quad (2.22)$$

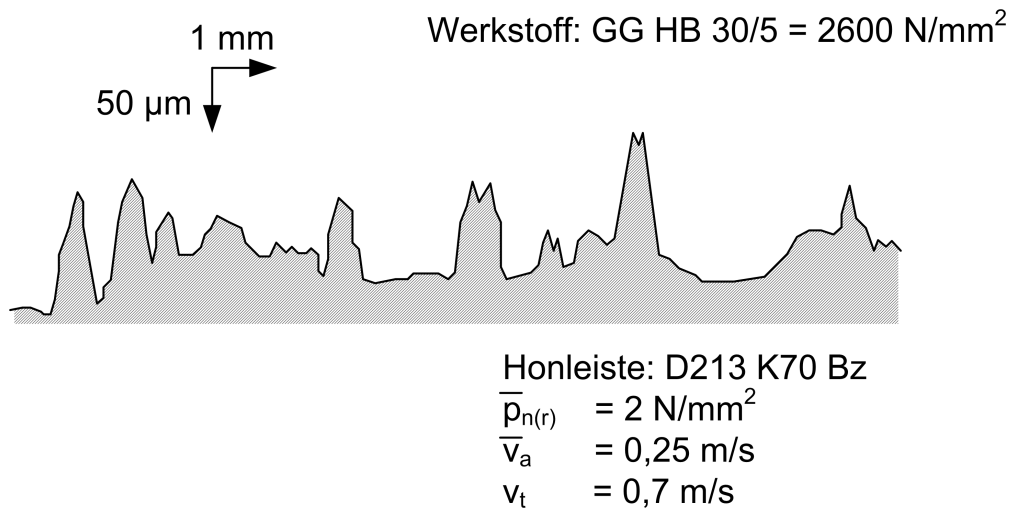


Abbildung 2.18: Profilschnitt einer schneidfähigen Honleiste aus [Mus86]

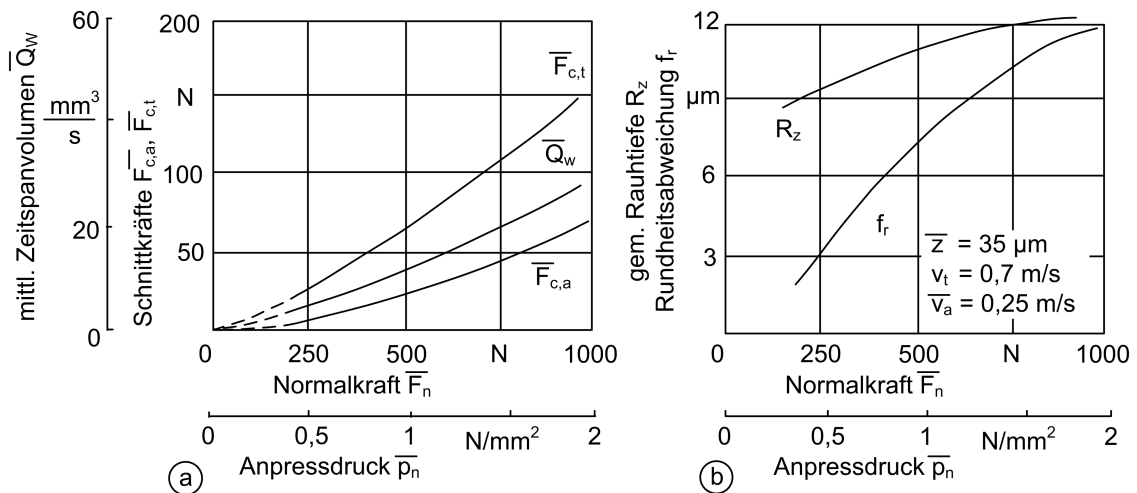


Abbildung 2.19: a) Prozess- und b) Qualitätskenngrößen einer schneidfähigen Honleiste nach [Mus86, S. 21]

Die zeitliche Entwicklung über die Honzeit t_c des mittleren Honleistenverschleiß' $\overline{\Delta r_h}$, des Reibwertes μ_h (auch als Tangentialkraftkoeffizient bezeichnet), der gemittelten Rauhtiefe R_z sowie des Zeitspannvolumens Q_w zeigt Abbildung 2.20 aus [See89, S. 20] für den Fall, dass die Honleiste im Bereich der kontinuierlichen Selbstschärfung betrieben wird. Der verwendete Schnittdruck beträgt in diesem Beispiel $p_n = 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Es handelt sich um die Bearbeitung von Grauguss mit einer Brinell-Härte von HB 30/5 = 2300 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Die Honleisten haben eine Kontaktfläche von $A_H = 140 \text{ mm}^2$ und bestehen aus einer Körnung D251 50 in metallischer Bindung. An der Maschine wird eine axiale Schnittgeschwindigkeit von $v_{c,a} = 12 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ sowie eine tangential Schnittgeschwindigkeit von $v_{c,t} = 33 \frac{\text{m}}{\text{min}}$ eingestellt, als Kühlschmierstoff wird Honöl eingesetzt. Es wurden mit einem Leistensatz 20 vorge-

drehte Werkstücke nacheinander geholt.

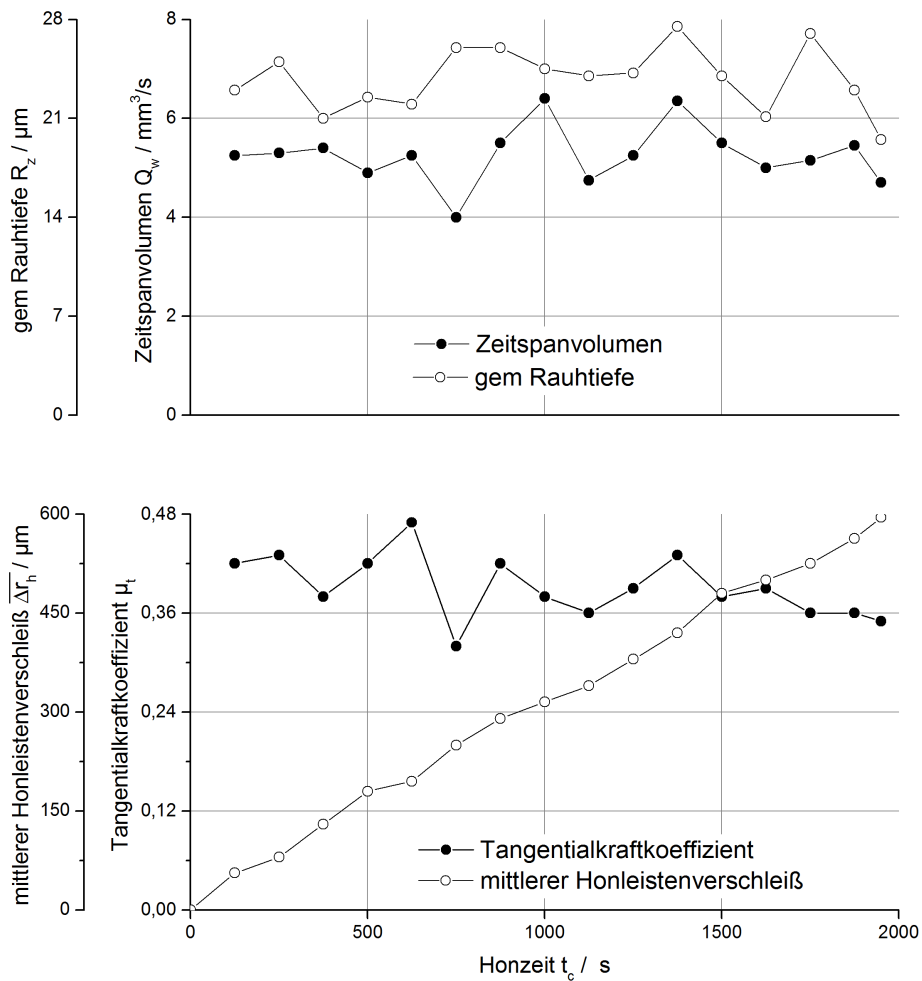


Abbildung 2.20: Prozessablauf bei kontinuierlicher Selbstschärfung ($p_n = 1,8 \text{ N/mm}^2$) aus [See89]

Nach Von See kann auf Selbstschärfung geschlossen werden, da das Zeitspanvolumen Q_w , die Oberflächenrauheit R_z sowie der Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück μ_h im Mittel konstant sind und der mittlere Honleistenverschleiß $\overline{\Delta r_h}$ linear ansteigt. Der Abtragsquotient G , das Verhältnis von Zerspanvolumen V_w und Honleistenverschleißvolumen V_h , wird angegeben als [See89]:

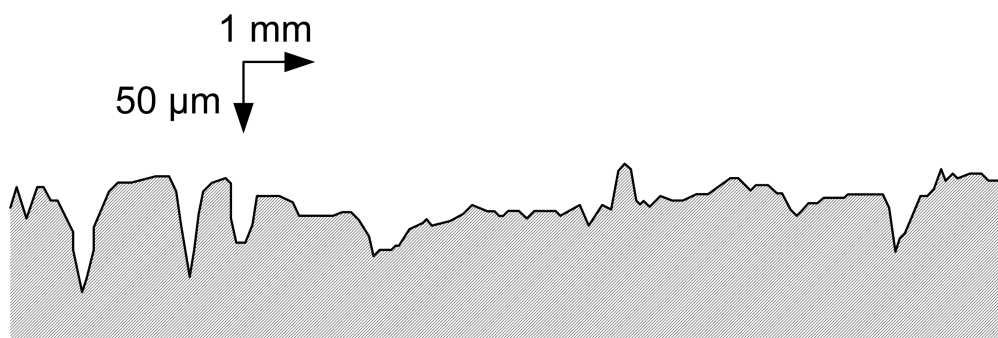
$$G = \frac{V_w}{V_h} = 130 \quad (2.23)$$

Von See führt auf, dass in der Praxis üblicherweise 10- bis 20-fach höhere Werte für den Abtragsquotienten erreicht werden, das heißt dass die Standzeit eines Satzes Honleisten um den Faktor 10 bis 20 höher ist. Von See schließt daraus, dass der in diesem Fall gewählte Anpressdruck von $p_n = 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ höher war als üblich.

Für den Bearbeitungsfall der kontinuierlichen Selbstschärfung der Honleiste nach Von See mit einem Schnittdruck von $p_n = 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ ergibt sich das bezogene Zeitspanvolumen:

$$Q'_w = \frac{V_w}{t_c \cdot A_H} \approx \frac{5,5 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}}{140 \text{ mm}^2} \approx 0,04 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}} \quad (2.24)$$

Mushardt gibt an, dass nach der Neubestückung von Werkzeugen die Honleisten in der Regel durch Außenlängsschleifen mit dem gewünschten Außenradius versehen werden. Er gibt an, dass nach dem Schleifen ein Honleistenprofil gemäß Abbildung 2.21 vorliegt. [Mus86, S. 19]



Honleiste: D213 K70 Bz
 $\bar{v}_a = 0,25 \text{ m/s}$
 $v_t = 0,7 \text{ m/s}$

Abbildung 2.21: Profilschnitt einer stumpfen Honleiste aus [Mus86, S. 20]

Dieses Profil zeichnet sich dadurch aus, dass in den Riefen des Profils vermutlich Schneidkörner aus der Oberfläche der Leiste herausgebrochen sind, die verbliebenen Körner nur wenig aus der Bindung hervorstehen und die Bindung großflächig in Kontakt mit dem Werkstück kommt. Die zugehörige gemittelte tangentielle Schnittkraft $\overline{F_{c,t}}$, das zugehörige mittlere Zeitspanvolumen $\overline{Q_w}$ und die gemittelte Rauhtiefe R_z sind in Abbildung 2.22 als Funktion der mittleren Normalkraft $\overline{F_n}$ und des gemittelten Anpressdrucks $\overline{p_n}$ gezeigt. Die Honleiste schneidet schlecht, daher fallen die Prozesskenngrößen niedriger aus als in Abbildung 2.19. Das bezogene Zeitspanvolumen erreicht für die stumpfe Diamant-Leiste maximal

$$Q'_w = \frac{10 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}}{3600 \text{ mm}^2} = 0,0028 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}} \quad (2.25)$$

Bei einem Vergleich von Abbildung 2.19 mit Abbildung 2.22 ist sichtbar, dass bei gleichem mittleren Schnittdruck $\overline{p_n}$ die gemittelte tangentielle Schnittkraft $\overline{F_{c,t}}$ und das gemittelte Zeitspanvolumen $\overline{Q_w}$ etwa um den Faktor 2 bis 3 größer sind. Die gemittelte Rauhtiefe R_z

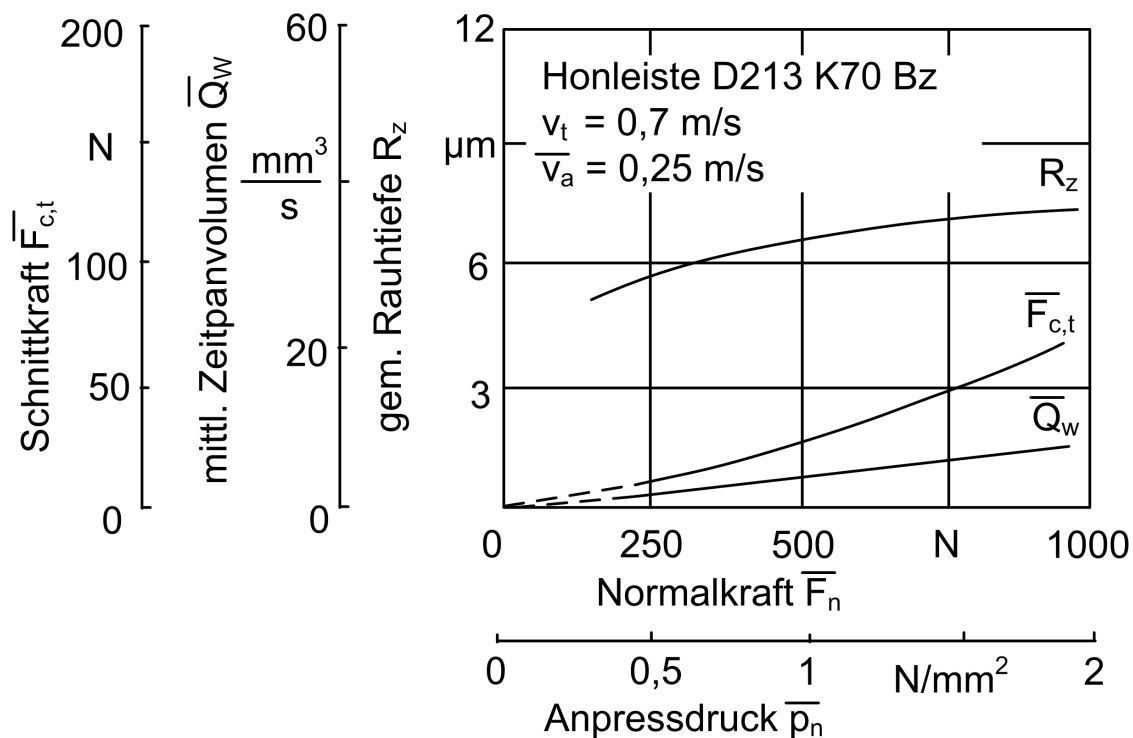


Abbildung 2.22: Tangentiale Schnittkraft, mittleres Zeitspanvolumen und Rauhtiefe als Funktion der mittleren Normalkraft und des gemittelten Anpressdruckes. Bearbeitung von GG-Rippenzylindern HB 30/5 = 2600 N/mm² mit 6 Honleisten D213 K75 BZ; $l_H = 150$ mm, $b_H = 4$ mm [Mus86, S. 20]

liegt in der Größenordnung des doppelten Wertes im Vergleich zur stumpfen Leiste. Von See hat den Versuch aus Abbildung 2.20 mit einem reduzierten Schnittdruck von $p_n = 0,86 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ und ansonsten gleichen Versuchsbedingungen wiederholt. Dies ist in Abbildung 2.23 gezeigt. [See89]

Es wird aufgeführt, dass sich insbesondere das Zeitspanvolumen Q_w sowie der Reibwert μ_h anfänglich in einem instationären Zustand befinden, in dem die Größen degressiv über der Honzeit abnehmen. Anschließend folgt ein quasistationärer Bereich, in dem beide Größen näherungsweise linear abnehmen. Im Gegensatz dazu zeigen der gemittelte Honleistenverschleiß $\bar{\Delta r}_h$ sowie die Oberflächenrauheit R_z ein abweichendes Verhalten über der Honzeit. Die Oberflächenrauheit nimmt geringfügig ab, der Verschleiß der Honleiste steigt degressiv an. Von See leitet aus diesen Zeitverläufen ab, dass die Schneidkörner ein fortschreitendes Abstumpfen zeigen. Der in diesem Versuch erreichte Abtragsquotient wird mit

$$G = \frac{V_w}{V_h} = 1300 \quad (2.26)$$

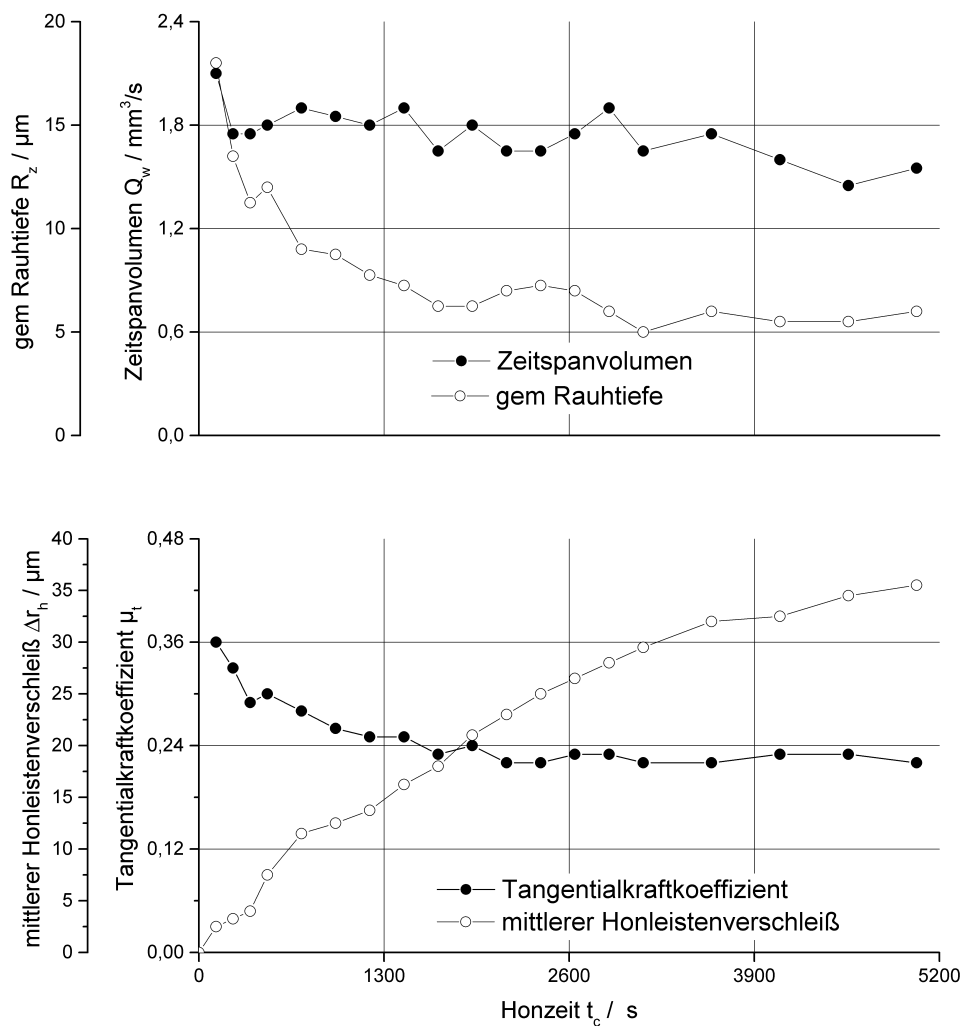


Abbildung 2.23: Prozessablauf bei vorwiegender Kornabstumpfung ($p_n = 0,86 \text{ N/mm}^2$) aus [See89]

angegeben und liegt damit laut Von See im praxisüblichen Bereich.

Für den Fall vorwiegender Abstumpfung der Schneidkörner nach Von See folgt das bezogene Zeitspanvolumen [See89]:

$$Q'_w = \frac{V_w}{t_c \cdot A_H} \approx \frac{0,6 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}}{140 \text{ mm}^2} = 0,004 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}} \quad (2.27)$$

Von See hat den mittleren Honleistenverschleiß $\overline{\Delta r_h}$ auf den zurückgelegten Schnittweg l_c bezogen und diesen über dem Quotienten aus der mittleren Schnittkraft $\overline{F_c}$ und Kontaktfläche A_H aufgetragen, um das Verschleißverhalten einer Honleiste zu charakterisieren. Abbildung 2.24 zeigt dieses Verschleißmaß. [See89, S. 37 ff.]

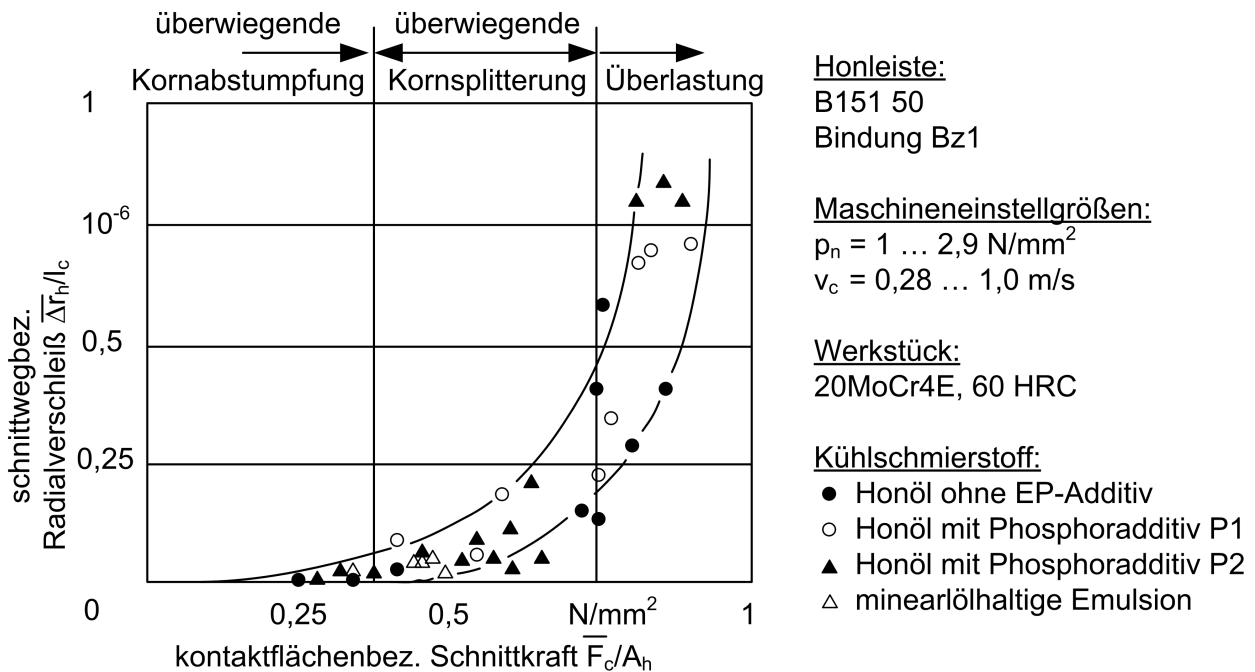


Abbildung 2.24: Schnittwegbezogener Radialverschleiß als Funktion der kontaktflächenbezogenen mittleren Schnittkraft aus [See89, S. 37]

Mit Gleichung (2.28) und der Annahme $\mu_h \approx 0,2$ kann auf der Abszisse auch auf den mittleren Schnittdruck geschlossen werden:

$$\frac{\overline{F_c}}{A_H} = \frac{\mu_h \cdot p_n \cdot A_H}{A_H} \tag{2.28a}$$

$$\Leftrightarrow \frac{\overline{F_c}}{A_H} = \mu_h \cdot p_n \tag{2.28b}$$

$$\Leftrightarrow \overline{p_n} = \frac{\overline{F_c}}{A_H} \cdot \frac{1}{\mu_h} \tag{2.28c}$$

Es ist ersichtlich, dass in diesem Beispiel ab einem mittleren Schnittdruck von $\overline{p_n} \approx 0,75 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \frac{1}{0,2} = 3,75 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ der Honleistenverschleiß überproportional steigt.

Während die vorherigen Ausführungen sich auf Honleisten mit Schneidkörnern aus Diamant beziehen, zeigt Abbildung 2.25 das Verhalten von Honleisten aus Siliciumkarbid. Die SiC-Leisten weisen nach Mushardt bei geringerem Schnittdruck $p_n = 0,1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ bis $0,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ in etwa eine fünffache tangentielle Schnittkraft $F_{c,t}$, ein fünffaches Zeitspanvolumen Q_w und

eine ähnliche gemittelte Rauhtiefe R_z auf. Das bezogene Zeitspanvolumen erreicht für die SiC-Leiste maximal

$$Q_w = \frac{60 \frac{\text{mm}^3}{\text{s}}}{3600 \text{ mm}^2} = 0,0167 \frac{\text{mm}^3}{\text{mm}^2 \text{ s}}. \quad (2.29)$$

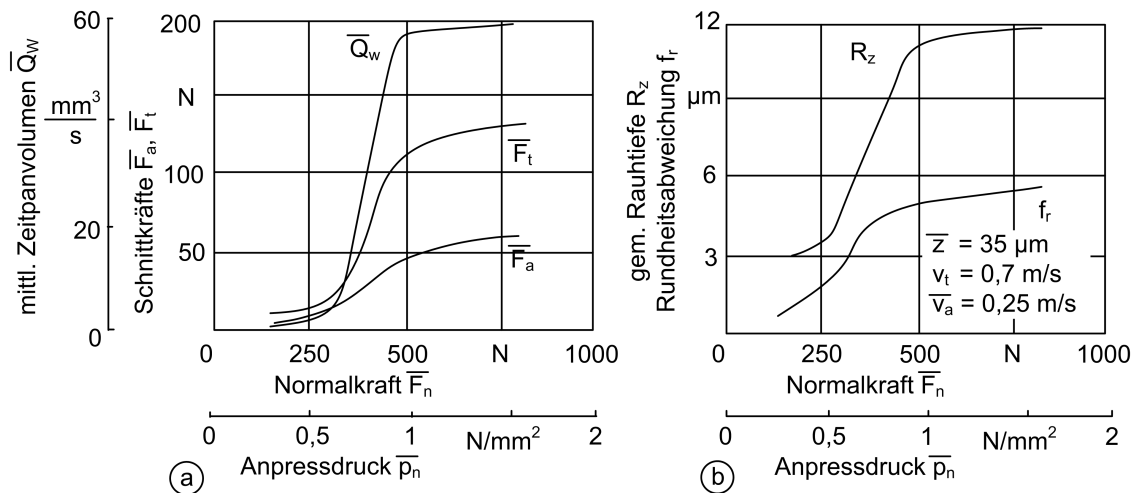


Abbildung 2.25: a) Prozess- und b) Qualitätskenngrößen einer Honleiste mit Siliciumkarbid-Schneidkörnern aus [Mus86, S. 23] mit $b_H = 13 \text{ mm}$

Im Bereich des Schnittdrucks unterhalb von $p_n \approx 0,4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ fallen die gemessenen Größen stark ab. Mushardt beschreibt, dass sich oberhalb dieses Schnittdrucks höhere Zeitspanvolumina als mit hochharten Schneidstoffen (Diamant und CBN) erreichen lassen. [Mus86, S. 23 f.] Dabei muss jedoch beachtet werden, dass bei konventionellen Schneidstoffen (SiC und EK) der Verschleiß am Werkzeug deutlich höher ist, was sich auf die Formhaltigkeit der Werkzeuge auswirken kann.

Um die Schneidfähigkeit einer Honleiste messen zu können, schlägt Von See die Nutzung der Abbott-Firestone-Kurve vor. Sie beschreibt die kumulierte relative Häufigkeit der Höhen eines Oberflächenprofils und spiegelt die Verteilung der Spitzen, des Kernanteils und der Riefen gemäß Abbildung 2.26 wieder. [See89, S. 23]

Dabei kann nach Von See bei Auswertung der Schneidfläche einer Honleiste die reduzierte Spitzenhöhe R_{pk} als Maß für den Kornüberstand betrachtet werden. Die Kernrautiefe R_k wird als Maß für den Übergangsbereich zwischen Schneidkörnern und Bindung und die reduzierte Riefentiefe R_{vk} als Maß für die Tiefe des Bindungsgrundes beschrieben. Von See beschreibt in Abbildung 2.27 drei unterschiedliche Verschleißzustände der in den oben genannten Versuchen verwendeten Diamant-Honleiste mit den dazugehörigen

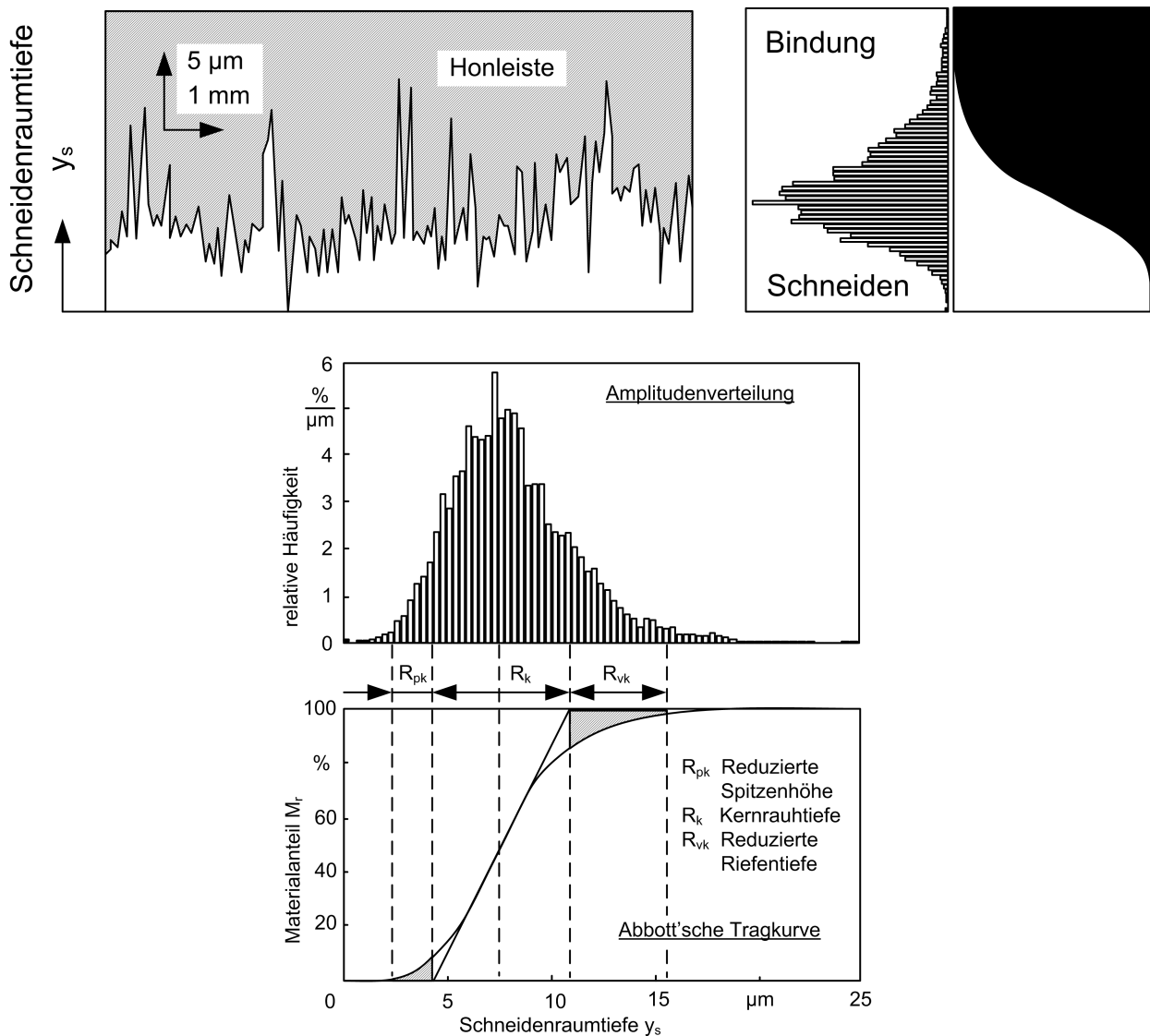


Abbildung 2.26: Beschreibung der Honleistentopographie mit der Abbott'schen Tragkurve aus [See89]

Abbott-Firestone-Kurven. In Teil a) ist die Honleiste direkt nach dem Schärfen dargestellt. Die Oberfläche weist eine große Spitzenhöhe R_p auf, was auf eine hohe Anzahl an Schneidkörnern hindeutet, die weit aus der Bindung hervorsteht. Nach der Bearbeitung mit $p_n = 0,86 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ sind die Schneidkörnern weitgehend abgestumpft. Die Spitzenhöhe R_p ist deutlich reduziert, was vermutlich darauf zurückzuführen ist, dass die freiliegenden Schneidkörnern abgebrochen sind oder abgeschert wurden. Im Bereich der Kernrautiefe und der Riefen ist keine deutliche Veränderung erkennbar. Im Teil c) ist, im Vergleich zum Zustand nach dem Schärfen, sowohl die Spitzenhöhe R_p reduziert als auch im Bereich der Riefen eine stärkere Verrundung erkennbar. Dies deutet nach Von See auf Kornsplitterung und Kornausbruch hin, die auch im Bereich des Bindungsgrundes den Materialan-

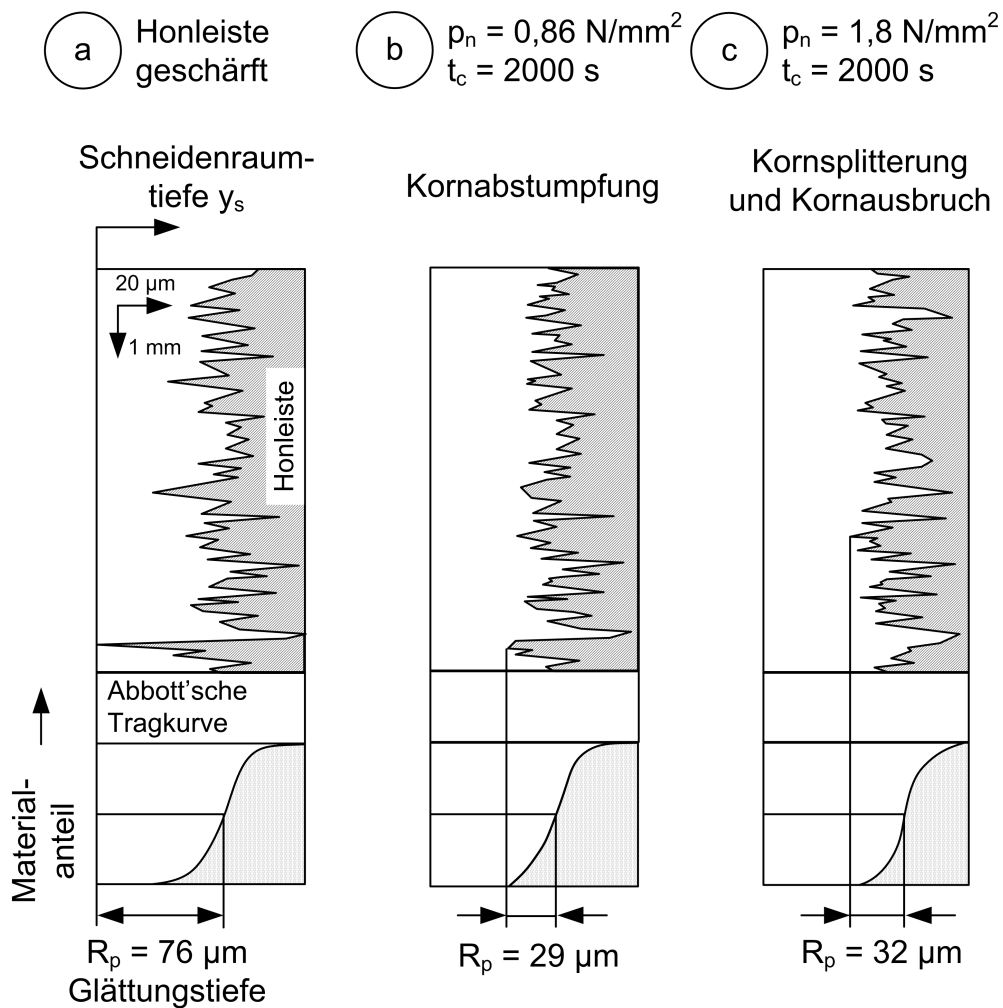


Abbildung 2.27: Einfluss unterschiedlicher Verschleißformen auf die Abbott'sche Tragkurve einer Honleiste aus [See89]

teil reduziert haben. Er führt weiterhin an, dass die Honleiste für diesen Anwendungsfall zu sehr geschärft wurde und regt an, das Schärfen an die Prozessparameter des Honens anzupassen. Durch diese Maßnahme soll die Einlaufdauer der Honleisten verkürzt werden, um schneller vom instationären in den stationären Bearbeitungsbereich zu kommen. Von See führt jedoch auch an, dass lediglich die Mikrogeometrie in der Skala der Schneidkörner durch diese Maßnahme angepasst werden kann. Durch ein Anpassen der Makroform, wie beispielsweise durch das von Mushardt aufgeführte Verschieben der Oberflächenkontur gegen die Bearbeitungsrichtung, wird immer eine gewisse Einlaufphase bei durch Außenlängsschleifen profilierten Werkzeugen verbleiben. [Mus86]

2.6.3 Oberflächenrauheit und Schnittkräfte

Die Oberflächenrauheit R_z ist nach Von See nicht signifikant von der Schnittgeschwindigkeit abhängig. Abbildung 2.28 aus [See89, S. 30] zeigt die gemittelte Rauhtiefe insbesondere für hohe Schnittgeschwindigkeiten. Von See gibt an, dass lediglich eine erhebliche Streuung bei den Versuchen mit der Honleiste D251 50 vorliegt.

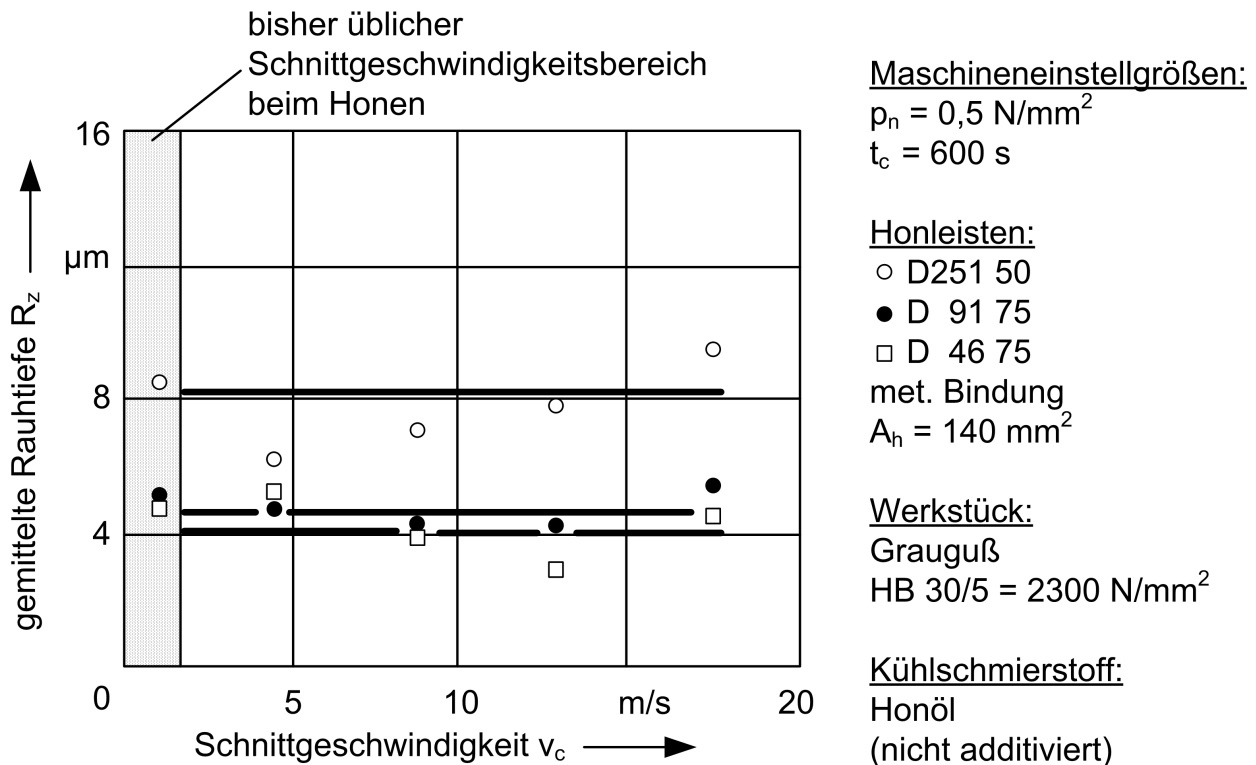


Abbildung 2.28: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Werkstückrauhtiefe aus [See89]

Haasis begründet durch eine theoretische Überlegung, dass die Zerspanleistung ihr Maximum bei $\alpha = 90^\circ$ erreichen würde. Dies würde dazu führen, dass an der Werkstückoberfläche der Werkstoff zwischen zwei Honriefen mehr oder weniger in der Form einer rechteckigen Pyramide stehen bleibt. Die Mittelung über die Höhe aller pyramidenförmigen Erhebungen an der Oberfläche bestimmt die Rauheit der bearbeiteten Fläche. Die pyramidenförmige Struktur würde die maximale Oberflächenrauheit beim Honwinkel $\alpha = 90^\circ$ erreichen. Um die Rauheit zu verringern wird jedoch ein geringerer Honwinkel von $\alpha = 25^\circ$ bis 30° angestrebt, so dass die Grundflächen der Pyramiden rautenförmig anstatt quadratisch sind und die Pyramidenhöhe verringert wird. Um sowohl eine hohe Zerspanleistung, als auch eine geringe Oberflächenrauheit zu erreichen gibt Haasis den theoretischen Optimalwert von $\alpha = 45^\circ$ an. Dieser entspricht dem Mittel über 60 aus-

gewerteten Messreihen mit unterschiedlichen Werkstücken, davon 52 Reihen mit Werkstücken aus Gusseisen. [Haa55, S. 34 ff.]

Im vorhergehenden Abschnitt wurde bereits angeführt, dass die Schneidfähigkeit der Honleiste die Oberflächenrauheit beeinflusst. Bei sehr scharfen Körnern wird eine hohe Rauheit erzeugt, während stumpfe Körner eine weniger hohe Rauheit erzeugen. Kessler gibt an, dass der Einsatz weicher Bindungen zur Verringerung der Oberflächenrauheit führt. Dies ist dadurch nachvollziehbar, dass sich die Schneidkörner in einer weichen Bindung früher lösen können als bei hartem Bindungsmaterial und dadurch weniger tief in das Werkstück gepresst werden. [Kes53, S. 25]

Die Überlegung von Mushardt, dass eine neue Honleiste ein Einlaufverhalten zeigt, bestätigt Flores durch die Untersuchung der Oberflächenrauheit über mehrere aufeinanderfolgende Werkstücke, die mit einem neuen Honwerkzeug bearbeitet werden. Im Gegensatz zu den Angaben von Mushardt aus Abschnitt 2.6.2 gibt Flores jedoch an, dass das Werkzeug nach dem Überschleifen nicht besonders stumpf, sondern besonders scharf ist. [Mus86, S. 19] [Flo92, S. 38 ff.] Dieser Gegensatz ist wahrscheinlich sowohl auf die jeweils eingesetzte Honleistenspezifikation, als auch auf die Art des Schleifens des Honwerkzeuges zurückzuführen.

Nach Flores dringen die scharfen Schneidkörner zu Anfang tief in den Werkstoff ein und führen zu einer hohen Oberflächenrauheit. Nach mehreren bearbeiteten Werkstücken stumpfen die Körner immer weiter ab, bis sich an den bearbeiteten Werkstücken eine für die jeweilige Honleiste charakteristische gemittelte Rauhtiefe R_z einstellt. Dies ist exemplarisch in Abbildung 2.29 gezeigt.

Haasis untersucht den Verlauf der Schnittkräfte über die Bearbeitungszeit eines Werkstücks für unterschiedliche Schnittdrücke. Er gibt für den Schnittdruck bei konventionellen Honleisten, das heißt mit Schneidkörnern aus Edelmetall oder Siliciumcarbid, Werte von $0,25 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ für die Bearbeitung und $0,1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ für das Ausfeuern an. Es wird eine Bohrung $d = 80 \text{ mm}$ bis 90 mm , Länge $l_B = 185 \text{ mm}$ aus dem Werkstoff Schleuderguss der Härte 188 HB bis 232 HB mit Grünkorn-Siliciumcarbid-Honleisten der Körnung 220 gehont. [Haa55]

Abbildungen 2.30 und 2.31 zeigen den Einfluss des Schnittdrucks beziehungsweise der Größe der Schneidkörner auf den zeitlichen Verlauf der Schnittkräfte während der Bearbeitung eines Werkstücks. Während der grundsätzliche Verlauf der Schnittkraft zu Anfang stark abfällt, tritt nach circa 60s ein Abflachen in den Kurven auf. Es liegt die Vermutung nahe, dass bis zu diesem Zeitpunkt die Rauheitsspitzen aus der vorhergehenden Bearbeitung der Werkstücke abgetragen werden. Die Honleiste ist nicht im vollflächigen Eingriff, sondern hat nur im Bereich der Rauheitsspitzen Kontakt zum Werkstück. Ab dem

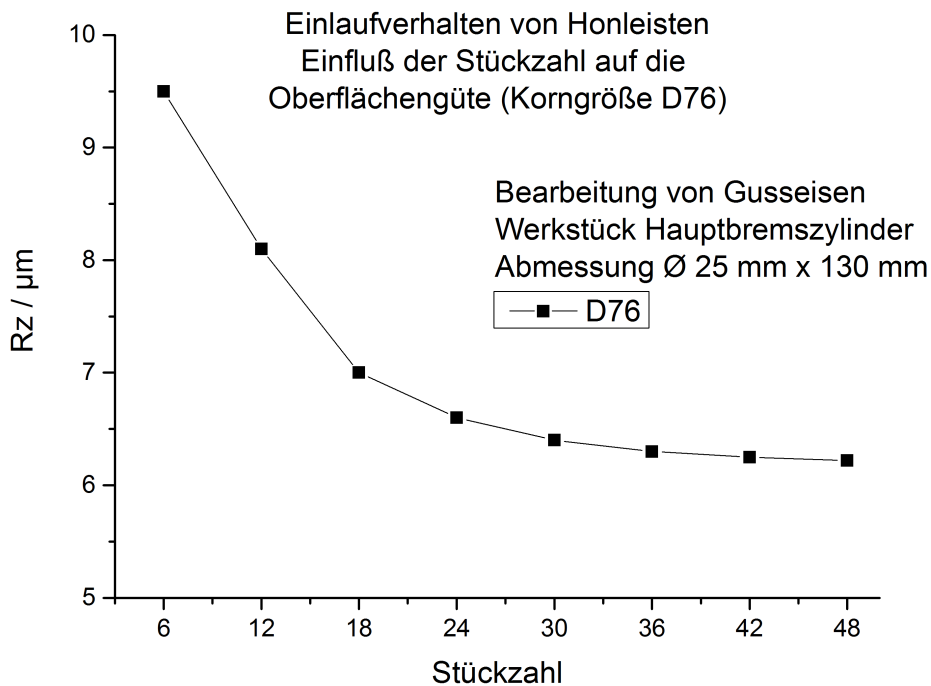


Abbildung 2.29: Einlaufverhalten einer Honleiste aus [Flo92, S. 40]

Zeitpunkt der Abflachung liegt ein vollflächiger Kontakt der Honleiste vor, so dass sich der über die Kontaktfläche der Honleiste A_h gemittelte Schnittdruck p_n nun auf alle Schneidkörner verteilt.

In Abbildung 2.30 ist gezeigt, dass die Schnittkraft insbesondere bei hohem Schnittdruck überproportional wächst. Haasis führt dies darauf zurück, dass die Eindringtiefe der Körner so groß wird, dass zwischen Bindung und Werkstück ein zusätzlicher Reibungswiderstand entsteht. [Haa55, S. 30]

Die Auswirkungen unterschiedlicher Körnungseinheiten der Honleisten bei konstant vorgegebenem Zustelldruck in Abbildung 2.31 zeigen, dass grobe Körnungen geringere Schnittkräfte hervorrufen als feine Körnungen. Haasis führt dies darauf zurück, dass bei feinkörnigen Leisten mehr Körner im Eingriff stehen als bei einer groben Körnung. [Haa55, S. 30]

Mushardt beschreibt für ein Arbeitsbeispiel, dass die Rauhtiefe des Werkstücks $R_{t,WST}$ etwa um den Faktor 5 bis 10 geringer ist als die Rauhtiefe der Honleiste $R_{t,WZ}$, siehe dazu auch Abbildung 2.32. [Mus86, S. 16 f.] Somit ergibt sich als erste Abschätzung für die

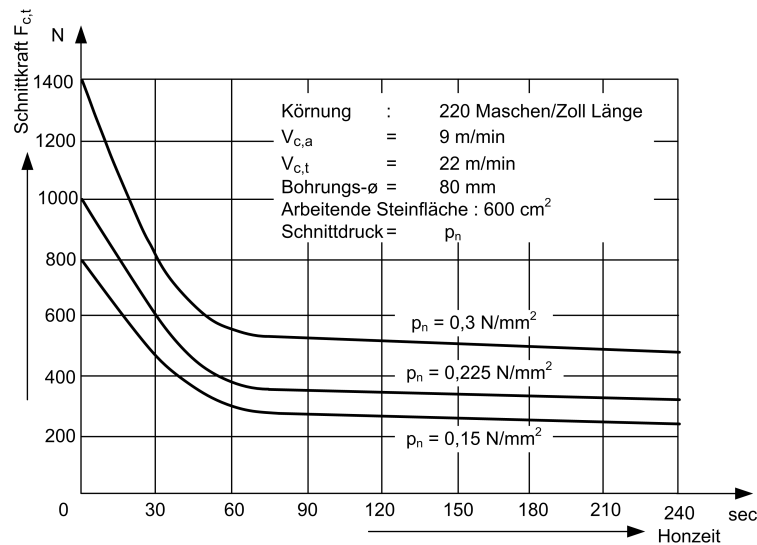


Abbildung 2.30: Schnittkraftverlauf beim Honen mit einem Leistenwerkzeug, Siliciumkarbid-Honleiste und verschiedenen Schnittdrücken nach [Haa55]

Rauhtiefe des bearbeiteten Werkstücks $R_{t,WST}$ ein Bereich von ca. $\frac{1}{30}$ bis $\frac{1}{15}$ des Durchmessers der Schneidkörner d_K . Der Arbeitseingriff wird als gleich groß wie die Rauhtiefe der Honleiste angenommen, $a_e \approx R_{t,WZ}$.

Mit der Abschätzung, dass der Arbeitseingriff a_e der Honleisten etwa 10 % bis 20 % der Rauhtiefe der Honleiste $R_{t,WZ}$ entspricht, leitet Mushardt aus der Konzentration und dem mittleren Durchmesser der Schneidkörner die Anzahl der Schneidkörner in der Oberfläche der Honleiste A_H her. Für eine Volumenkonzentration an Schneidkörnern von 16 % (dies entspricht nach Flores in etwa einer „Konzentration 75“ beziehungsweise $3,3 \frac{K_t}{\text{cm}^3}$, siehe hierzu Tabelle 2.3 in Abschnitt 2.4.2 [Flo92, S. 74]) ergeben sich für eine Körnung $D30$ ungefähr 16, für $D213$ ungefähr 0,3 Schneiden pro mm² Oberfläche der Honleiste. Für Honleisten aus Siliciumkarbid oder Korund nimmt Mushardt an, dass der volumetrische Kornanteil deutlich höher liegt. [Mus86, S. 17] Dies führt folglich zu einer höheren Anzahl an Schneiden an der Oberfläche der Honleiste.

Für einen Schnittdruck $p_n = 2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ gibt Mushardt bei einem volumetrischen Kornanteil von 16 % für $D30$ eine mittlere Normalkraft pro Schneide von etwa 0,13 N, für $D213$ etwa 6,5 N an. [Mus86, S. 18] Diese Kraft am einzelnen Schneidkorn F_g entspricht den Untersuchungen von Zhi et al. [ZLWR15] Sie haben den idealen Kornüberstand aus einer Bindung für einlagige, galvanisch gebundene Schleifscheiben mit Diamant-Schneidkörnern untersucht. Dabei haben sie einen typischen Bereich für die Schnittkräfte am Korn von bis zu $F_g = 5 \text{ N}$ angegeben und für ein Korn mit mittlerem Durchmesser $47 \mu\text{m}$ eine ideale Bindungshöhe von $24 \mu\text{m}$ bis $33 \mu\text{m}$ angegeben. Dies entspricht einem mittleren Überstand der Schneidkörner aus der Bindung von 49 % bis 30 %.

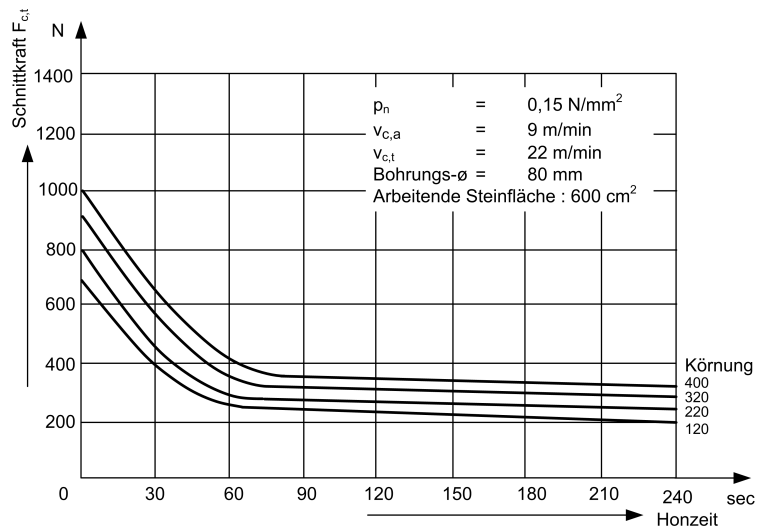


Abbildung 2.31: Schnittkraftverlauf beim Honen mit einem Leistenwerkzeug, Siliciumkarbid-Honleisten und verschiedenen Körnungsfeinheiten nach [Haa55]

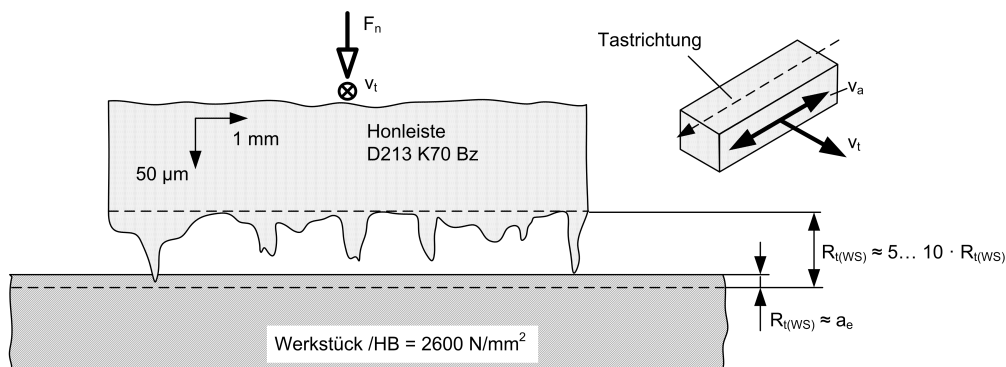


Abbildung 2.32: Relation zwischen Werkzeug- und Werkstückrauheit aus [Mus86]

Des Weiteren gibt Mushardt an, dass das Aufmaß, das pro Überstreichen der Bohrungsoberfläche durch die Honleiste zerspant wird, wesentlich geringer sei als der Arbeitseingriff a_e . Als Beispiel wird die Bearbeitung von Grauguss mit Lamellengraphit GG mit Honleisten D151 K85 Bz, Leistenbreite $b_H = 4 \text{ mm}$, Schnittdruck $p_n = 1,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ angeführt. In diesem Fall wurde pro Überstreichen der Oberfläche $0,05 \mu\text{m}$ zerspant. Mit den Ausführungen aus Abschnitt 2.5.3 folgt der Arbeitseingriff:

$$a_e \approx \frac{d_K}{3 \cdot 5} \quad (2.30a)$$

$$= \frac{150 \mu\text{m}}{3 \cdot 5} \quad (2.30b)$$

$$= 10 \mu\text{m} \quad (2.30c)$$

Somit entspricht der Abtrag pro Überstreichen der Oberfläche durch die Honleiste etwa 0,5 % des Arbeitseingriffs a_e . Mushardt gibt als Gründe für diese geringe Zerspanung pro Überstreichen den Abstand der Schneidkörner sowie plastische Deformationen in der Werkstückrandzone an. [Mus86, S. 18]

Von See beschreibt, dass bei geringen Korneingriffstiefen der Werkstoff lediglich verdrängt würde und dass hauptsächlich Riefen mit seitlichen Aufwürfen entstehen. Erst ab einer ausreichend großen Eingriffstiefe beginnt die Spanbildung. Der Betrag dieser Grenzeindringtiefe hängt direkt von der Reibung am Schneidkorn ab. Eine hohe Reibung begünstigt die Spanbildung, eine hohe Schmierwirkung fördert die Materialverdrängung. Ein steigender Korndurchmesser fördert ebenfalls die Materialverdrängung. [See89, S. 10 f.]

Von See beschreibt weiter, dass durch das Abstumpfen einer Honleiste mehr Schneidkörner in den Eingriff kommen, auf die sich die Anpresskraft der Honleiste F_n verteilt, die als konstant angenommen wird. Dadurch wird die Eindringtiefe des einzelnen Korns verringert, der Anteil der plastischen Verformung steigt auf Kosten der Spanbildung und das Zeitspanvolumen ist geringer als bei einer scharfen Honleiste. Die erhöhte plastische Deformation kann eine negative Beeinflussung der Randzoneneigenschaften auslösen. Als Beispiel führt Von See beim Honen von Grauguss das Verquetschen von Graphitlamellen und das Überschmieren ferritischer oder perlitischer Gefügebestandteile an, was als Blechmantelbildung bezeichnet wird und die Notlaufeigenschaften von Verbrennungsmotoren verschlechtert.

2.7 Fazit

In diesem Abschnitt wurde das Verfahren Honen eingeführt, die grundlegenden Zusammenhänge dargelegt und die notwendigen Informationen zur Zerspanung vermittelt. Eine gute qualitative Zusammenfassung des Prozessverhaltens beim Honen liefert Abbildung 2.33.

Zu Beginn der Honzeit t_c liegt zwischen Werkstück und Honleiste ein instationäres Verhalten vor, da die Oberflächentopographie aus der vorhergehenden Bearbeitung abgebaut werden muss. Solange die Oberfläche der Vorbearbeitung abgebaut wird, fallen sowohl das aktuelle Zeitspanvolumen als auch die Oberflächenrauheit bis zu einem stationären Niveau ab. Mit steigendem Anpressdruck p_n steigt das Zeitspanvolumen in erster Näherung linear, die Oberflächenrauheit steigt degressiv an. Dies ist darin begründet, dass die

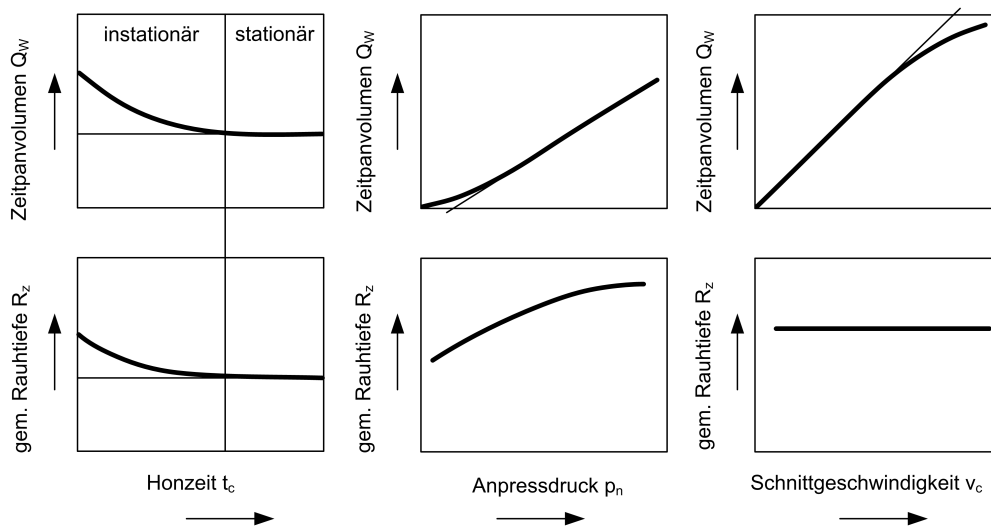


Abbildung 2.33: Grundlegende Zusammenhänge zwischen wichtigen Ein- und Ausgangsgrößen beim Honen aus [See89]

Eindringtiefe der einzelnen Schneidkörner durch steigenden Anpressdruck erhöht wird. Bei Erhöhen der Schnittgeschwindigkeit v_c steigt das Zeitspanvolumen erst linear an und flacht anschließend ab. Die Oberflächenrauheit ändert sich nicht signifikant in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit. Durch die erhöhte Schnittgeschwindigkeit erhöht sich jedoch die Zahl der Überläufe, so dass ein Bohrungssegment von der Honleiste öfter überfahren wird.

Neben der Schnittgeschwindigkeit ist die zentrale Stellgröße für den Honprozess der Schnittdruck p_n . Dieser beeinflusst die Schneidfähigkeit der Honleiste, die Zerspanungsgeschwindigkeit und die erreichbare Oberflächengüte.

Mit diesem Verständnis von Prozess- und Qualitätskenngößen wäre es möglich einen gewünschten Honprozess zu definieren und Werkstücke so zu bearbeiten, dass die gewünschte Bearbeitungsqualität in der geforderten Taktzeit erreichbar wäre, wenn nicht die für die Zerspanung notwendigen Zustände an der Honleiste nur indirekt oder teilweise gar nicht zuverlässig durch Einstellungen an den Bearbeitungsmaschinen vorgegeben werden können. Das Übertragungsverhalten des Honwerkzeugs ist die Ursache für die Diskrepanz zwischen den für die Zerspanung notwendigen Zuständen an der Honleiste und den an der Bearbeitungsmaschine einstellbaren Abläufen.

Dieses Übertragungsverhalten ist nichtlinear, da im Werkzeug Reibung auftreten kann. Zusätzlich hängt das Verhalten nicht nur von der Kraft auf den Zustellkonus ab, sondern beispielsweise auch von der axialen Bewegungsrichtung des Werkzeuges in der Bohrung. Daher bedarf es genauer Betrachtung, wie die durch die Maschine ausgeführten Bewegungen sowie die aufbrachten Kräfte und Momente vom Honwerkzeug umge-

wandelt werden. Dies soll in dieser Arbeit beschrieben werden. Nach einer experimentellen Untersuchung der Störeinflüsse auf das Übertragungsverhalten des Honwerkzeuges sollen mehrere Regelungskonzepte aufgezeigt werden, um den Bearbeitungsprozess Honen aus Sicht des spanenden Abtrags an der Honleiste ideal zu gestalten.

3 Konzept zur Prozessführung unter optimalen Zerspanungsbedingungen

Oftmals wird der Bearbeitungsprozess Honen nicht im Fokus der Zerspanungsstelle betrachtet. Anstatt der Honleiste steht allzu oft die Maschine im Mittelpunkt. Es wird von Drehzahlen, Geschwindigkeiten und Zustellwerten gesprochen anstatt von Schnittgeschwindigkeiten, Schnittdrücken und Zeitspanvolumina. Dies kann dazu führen, dass in scheinbar ähnlichen Anwendungsfällen des Honprozesses deutlich unterschiedliches Verhalten auftritt und dass eine aufwendige heuristische Iteration bis zum Erreichen eines stabilen Prozesses notwendig ist, der den Qualitätsanforderungen genügt.

Die Oszillationskinematik des Honprozesses führt dazu, dass der reale Schnittdruck direkt von der Oszillation abhängt, da durch den Überlauf der Honleiste(n) die Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Werkstück beeinflusst wird. Zusätzlich wird durch Einsteller und Bediener der Bearbeitungsmaschinen oftmals impliziert, dass die an der Maschine eingegebenen Größen unmittelbar an der Honleiste ankommen und dort die Zerspanung ermöglichen. Dabei wird jedoch das Übertragungsverhalten des Honwerkzeuges außer Acht gelassen. Durch die Anforderungen, dass das Werkzeug dünner als das Kleinmaß der zu bearbeitenden Bohrung sein, eine oder mehrere Honleisten sowie den Zustellkonus aufnehmen und dabei länger als die Bohrung sein muss, ist insbesondere bei der Bearbeitung von Bohrungen mit einem Durchmesser $d < 50$ mm nur eine begrenzte Steifigkeit des Werkzeuges erreichbar. Auch am Konus wird in der Realität nicht reibungsfrei die Zustellung der Honleiste von der Axial- in die Radialbewegung umgesetzt. Weiterhin kann es durch Verschleiß am Werkzeug zu weiteren unerwünschten Bewegungen der Honleiste kommen.

Hier setzt diese Arbeit an, indem die den Prozess beeinflussenden Zusammenhänge analysiert werden und Vorschläge für eine optimierte Gestaltung des Prozesses unter den Gesichtspunkten einer höheren Prozessstabilität, Steigerung der Bearbeitungsqualität und Minimierung des Aufwands zum Einrichten des Prozesses für ein neues Werkstück geliefert werden.

Im vorherigen Kapitel wurde dargestellt, durch welche Parameter und Kenngrößen der Honprozess beschrieben werden kann. Es wurden die Zusammenhänge und Voraussetzungen gegeben für das Erreichen der geforderten Qualitätskenngrößen, wie beispielsweise die Oberflächenrauheit, sowie für die Einhaltung wirtschaftlicher Randbedingungen, wie beispielsweise die Bearbeitungszeit. Bezugsmaßstab für die bisher betrachte-

ten Größen war die Kontaktstelle zwischen Werkstück und Werkzeug. Es wurden Bewegungen und Kräfte für die Honleiste sowie bei Ein-Leisten-Werkzeugen auch für die Führungsleisten beschrieben, um technologische Größen wie den Schnittdruck und das Zeitspanvolumen innerhalb der geforderten Grenzen zu erreichen.

Es wurde gezeigt, dass der Schnittdruck einen signifikanten Einfluss auf die Schneidfähigkeit der Honleiste, auf das jeweilige bezogene Zeitspanvolumen und damit die Bearbeitungszeit sowie auf die erreichbare Oberflächengüte ausübt. Der Schnittdruck hängt von der Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück sowie der Normalkraft ab, mit der die Honleiste gegen die Werkstückoberfläche gepresst wird. Er ist im Rahmen dieser Arbeit die zentrale Stellgröße zur Beeinflussung der Zerspanung beim Honen.

Durch die besondere Kinematik des Honprozesses sowie die Tatsache, dass insbesondere im Bereich der in dieser Arbeit betrachteten kleinen Bohrungen (Durchmesser $d < 50$ mm) die Werkstücke oftmals starr, schwimmend oder kardanisches gelagert sind, während die Werkzeuge die Rotation, die Oszillation und die Zustellung ausführen, sind die Prozesskräfte nicht oder nur unter hohem Aufwand direkt zugänglich. Hierdurch fehlt dem Bediener und dem Einrichter vor der Maschine eine direkte Rückmeldung, ob der Bearbeitungsprozess innerhalb der geforderten Grenzen abläuft.

Ein Verständnis der Zusammenhänge zwischen den realen Prozesskräften an der Zerspanungsstelle und der Zustellkraft auf das Werkzeug sowie dem Drehmoment um das Honwerkzeug unter Einbeziehung von Reibung ermöglicht es jedoch, auch aus den an der Maschine vorliegenden Größen unter Kenntnis der Geometrie und einiger technologischer Faktoren zurück auf den Zustand an der Honleiste zu schließen. Neben einem Monitoring des rein gesteuerten Prozesses wird es damit in einem weiteren Schritt zusätzlich möglich, die Rückkopplung einzubinden und damit einen geregelten Bearbeitungsprozess aufzubauen. Ein möglicher Regelkreis ist in Abbildung 3.1 gezeigt.

Der geregelte Prozess bietet den Vorteil, dass er die Parameter innerhalb bestimmter Grenzen selbstständig an die jeweils idealen Bedingungen für die Honleiste anpassen kann, um eine optimale Zerspanung und damit auch optimale Qualität am Bauteil zu ermöglichen. Darüber hinaus wird das Einrichten und die Diagnose im Fehlerfall dadurch vereinfacht, dass durch wenige technologische Parameter der Prozess vollständig bestimmt ist.

Im Folgenden werden dazu sowohl die durch Geometrie und Kinematik erzeugte Kontaktlänge der Honleiste, als auch das Übertragungsverhalten des Honwerkzeuges erörtert. Dazu werden die realen Zusammenhänge der Kräfte und des Spindeldrehmoments im Prozess dargestellt sowie die Störfaktoren der Selbsthemmung am Konus, der elastischen Verformung des Werkzeugs, des Axialspiels der Honleiste und des Gierens der

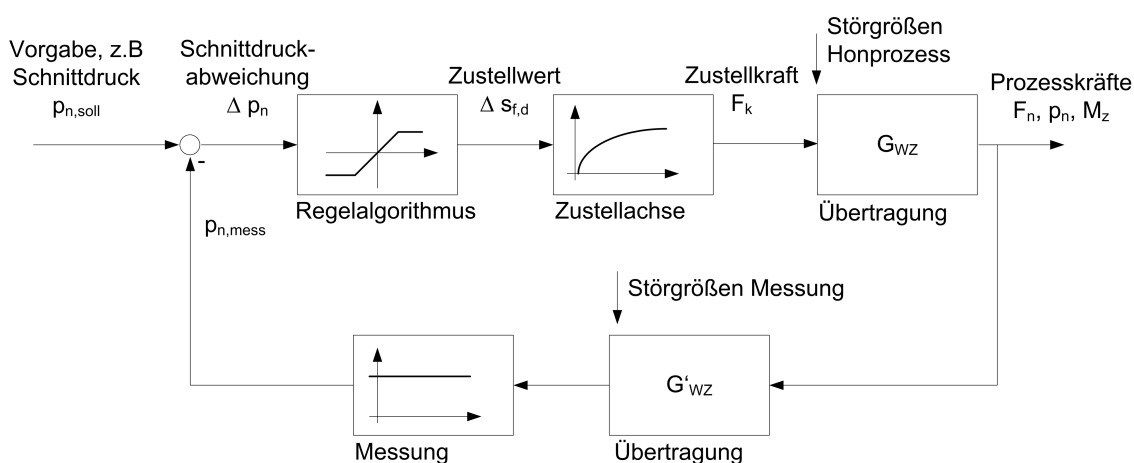


Abbildung 3.1: Blockschaltbild eines geregelten Honprozesses

Honleiste erläutert.

Danach werden anhand experimenteller Untersuchungen die Verläufe der Prozesskräfte dahingehend ausgewertet, inwiefern die einzelnen Einflussfaktoren in den Prozesskräften identifizierbar sind. Anschließend werden unterschiedliche Regelungskonzepte vorgestellt und die jeweiligen Anwendungsfälle beschrieben, bei denen diese vorteilhaft sind. Im Einzelnen sind als Regelungskonzepte die Zielgrößen einer konstanten, progressiven oder degressiven Normalkraft an der Honleiste, eines konstanten, progressiven oder degressiven Schnittdrucks sowie eines konstanten, progressiven oder degressiven Zeitspanvolumens zu nennen.

4 Modellbildung

Der Schnittdruck an der Honleiste p_n wurde in Gleichung (2.14) für den Fall berechnet, dass die gesamte Fläche der Honleiste A_H in Kontakt mit der Bohrungswand steht. Bei langen Honleisten und in der Nähe der Umkehrpunkte ist dies nicht erfüllt. Daher ist es sinnvoll, die aktive Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück A_h zu definieren:

$$A_h = m \cdot b_H \cdot l_h \quad (4.1)$$

Es wird vorausgesetzt, dass es sich bei der bearbeiteten Bohrung um eine vollständige Zylindermantelfläche handelt und keine Geometrieabweichungen wie Nuten, Stege oder Querbohrungen vorhanden sind. Die Anzahl der Honleisten m sowie die Breite der Honleiste b_H sind durch die Geometrie festgelegt. Die Kontaktlänge zwischen Werkstück und Honleiste l_h ist jedoch abhängig von Geometrie- und Prozessgrößen, wie im Abschnitt 4.1 gezeigt wird.

Der Schnittdruck unter Einbeziehung der realen Kontaktfläche der Honleisten lässt sich somit angeben:

$$p_n = \frac{F_n}{A_h} \quad (4.2a)$$

$$\Rightarrow p_n = \frac{F_n}{m \cdot b_H \cdot l_h} \quad (4.2b)$$

Die radiale Anpresskraft der Honleiste F_n wurde in Gleichung (2.10) auf die Anzahl der Honleisten m und die Kraft auf den Zustellkegel F_k zurückgeführt, ohne jedoch Reibung im Werkzeug zu betrachten. Der Zusammenhang unter Berücksichtigung der Reibung wird in Abschnitt 4.2.1 gezeigt.

4.1 Berechnung der aktiven Leistenlänge

Abbildung 4.1 verdeutlicht, wie die Kontaktlänge zwischen Honleiste und Werkstück l_h berechnet wird. Wie oben aufgeführt wird vorausgesetzt, dass die Bohrung durch eine vollständige Zylinderfläche ohne Nuten, Stege oder Querbohrungen begrenzt ist.

Die Geometrie von Honwerkzeug, Werkstück und Maschinenaufbau definiert die Größen l_H , l_B , l_{WZ} und l_{WS} . Die Länge der Honleiste l_H und die Länge der Bohrung l_B wurden

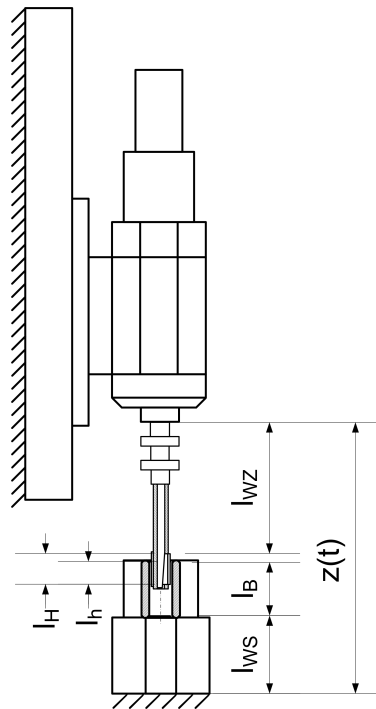


Abbildung 4.1: Kontaktlänge der Honleiste aus [SMB14]

bereits im Abschnitt 2.1.2 eingeführt. Der Abstand zwischen der oberen Kante der Honleiste und dem Anschluss des Werkzeuges an die Honspindel wird als l_{WZ} bezeichnet. Der Abstand zwischen Maschinenbett und der Unterkante des Werkstückes wird als l_{WS} bezeichnet.

Der Prozessablauf definiert den zeitlichen Verlauf der Größen $z(t)$ und l_h . Die Position der Hubachse $z(t)$ ergibt sich aus den eingestellten Umkehrpunkten der Oszillationsbewegung, der gewählten Maximalgeschwindigkeit \dot{z}_{max} und der Beschleunigung $\ddot{z}(t)$. Um die Kontaktlänge zwischen Honleiste und Werkstück l_h zu berechnen, müssen drei Fälle unterschieden werden:

Im ersten Fall befindet sich die Honleiste vollständig im Kontakt mit der Werkstückoberfläche, die Kontaktlänge erreicht ihren Maximalwert. Dieser kann wie folgt berechnet werden:

$$l_h = \min(l_H, l_B) \quad (4.3)$$

Der zweite Fall liegt vor, wenn die Leiste die Bohrung in Richtung des oberen Umkehrpunktes (OUP) verlässt. Hier entspricht die Kontaktlänge folgender Gleichung:

$$l_h = l_H + l_{WZ} - z(t) + l_{WS} + l_B \quad (4.4)$$

Der dritte Fall liegt vor, wenn die Honleiste das Werkstück in Richtung des unteren Umkehrpunktes (UUP) verlässt.

$$l_h = z(t) - l_{WZ} - l_{WS} \quad (4.5)$$

Fasst man die Gleichungen (4.3), (4.4) und (4.5) zusammen und begrenzt zusätzlich die Kontaktlänge auf die physikalisch sinnvollen positiven Werte, so folgt wie bereits von Schmitt et al. hergeleitet [SMB14]:

$$l_h(t) = \max \left(0, \min \left(\begin{array}{l} l_H, \\ l_B, \\ l_H + l_{WZ} - z(t) + l_{WS} + l_B, \\ z(t) - l_{WZ} - l_{WS} \end{array} \right) \right) \quad (4.6)$$

4.2 Berechnung der Normalkraft aus der Konuskraft

In Abschnitt 2.2.2 wurde bereits in Gleichung (2.10) der Zusammenhang zwischen der Normalkraft F_n und der Kraft auf den Zustellkonus F_k unter der Vernachlässigung von Reibung aufgeführt. Hier soll nun hergeleitet werden, wie die Kräfte zusammenhängen, wenn zusätzlich die Reibung mit betrachtet wird. Aufgrund der unterschiedlichen Verhältnisse bei Ein- und Mehr-Leisten-Werkzeugen werden diese separat betrachtet.

4.2.1 Kräfte am Zustellkonus beim Ein-Leisten-Werkzeug

Zur Herleitung des Zusammenhangs der Kräfte am Ein-Leisten-Werkzeug unter Einbeziehung der Reibung wird hier erst die Honleiste betrachtet. Abbildung 4.2 zeigt eine einzelne Honleiste mit den Kräften, die durch den Honprozess sowie durch Reibung hervorgerufen werden. Im Gegensatz zu den Ausführungen von Mushardt wird hier zusätzlich die axiale Schnittkraft $F_{c,a}$ mit einbezogen. [Mus86, S. 27 ff.] Diese Kraft wird durch die axiale Oszillationsbewegung hervorgerufen und ist daher von Betrag und Richtung der aktuellen Oszillationsgeschwindigkeit $\dot{z}(t)$ abhängig.

Die Normalkraft auf die Honleiste F_n und die axiale Schnittkraft $F_{c,a}$ sind Prozesskräfte und wurden in Abschnitt 2.2 eingeführt. Die Normal- und Tangentialkräfte $F_{wz,n}$ und $F_{wz,t}$ treten zwischen Honleiste und Werkzeugkörper auf. Die Normal- und Tangentialkräfte

$F_{ap,n}$ und $F_{ap,t}$ treten zwischen dem Aufweitprofil an der Honleiste und dem Konus an der Zustellstange auf, der den Winkel γ zur Werkzeugachse hat.

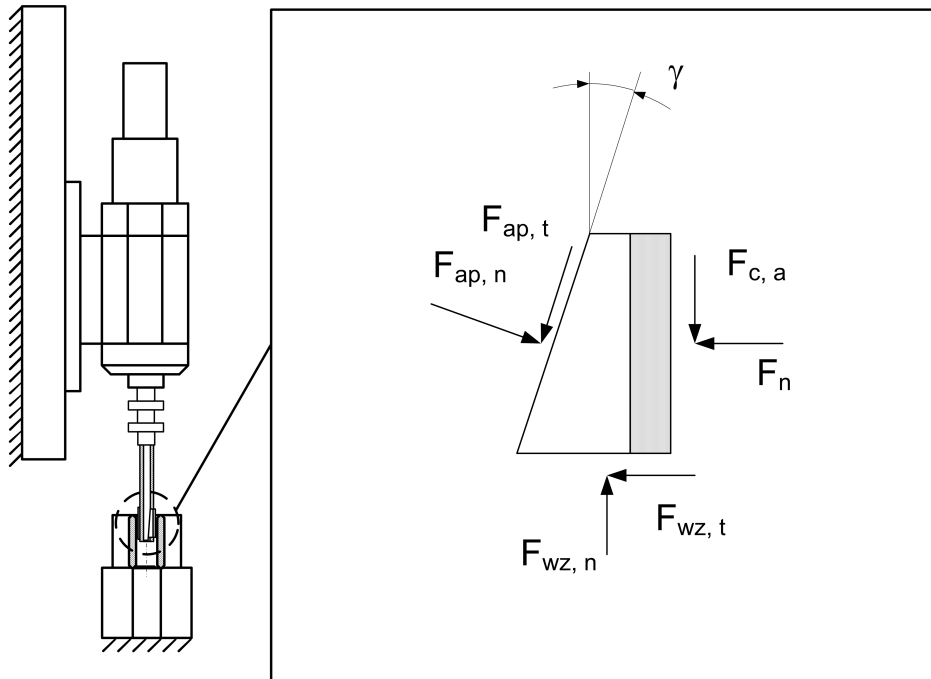


Abbildung 4.2: Prozess- und Reibkräfte auf eine Honleiste

Die Darstellung in Abbildung 4.2 zeigt den Zustand aktiver Zustellung, das heißt, dass durch Abwärtsbewegung des Zustellkonus eine Kraft auf die Honleiste aufgebracht wird. Zusätzlich sind die Kräfte in der Abbildung in der Art gezeichnet, dass das Werkzeug im Werkstück nach oben geführt wird, das heißt das Vorzeichen der Oszillationsgeschwindigkeit $\dot{z}(t)$ ist positiv, der Wert ist größer als 0.

Wenn durch den Honprozess die Kraft auf die Honleiste F_n steigt, so ist die Honleiste bestrebt, den Zustellkonus nach oben zu schieben, um die gestiegene Kraft wieder abzubauen. In diesem Fall würden sich die Richtung der Reibkräfte $F_{wz,t}$ und $F_{ap,t}$ umkehren. Dieser Zustand sei als reaktive Zustellbewegung bezeichnet. Wenn das Honwerkzeug im Werkstück nach unten geführt wird, kehrt sich die Richtung von $F_{c,a}$ um. Um diese Fälle mit einzuschließen, werden die umgekehrten Vorzeichen durch Benutzen von \pm und \mp berücksichtigt. Das obere Vorzeichen entspricht dabei jeweils dem in der Abbildung gezeigten Fall. Ob die Honleiste abhängig vom Konuswinkel γ überhaupt in der Lage ist, den Zustellkonus rückwärts zu bewegen, wird in Abschnitt 4.3 untersucht.

Das Kräftegleichgewicht entgegen der Richtung von F_n ergibt:

$$\rightarrow: -F_n \mp F_{wz,t} + F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) \mp F_{ap,t} \cdot \sin(\gamma) = 0 \quad (4.7a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$ und $F_{wz,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{wz,n}$ folgt:

$$\Leftrightarrow -F_n \mp \mu_{Stahl} \cdot F_{wz,n} + F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) = 0 \quad (4.7b)$$

$$\Leftrightarrow -F_n \mp \mu_{Stahl} \cdot F_{wz,n} + F_{ap,n} (\cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot \sin(\gamma)) = 0 \quad (4.7c)$$

Das Kräftegleichgewicht senkrecht zur Richtung von F_n ergibt:

$$\uparrow: -F_{c,a} + F_{wz,n} - F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \mp F_{ap,t} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.8a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$ und $F_{c,a} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n$ folgt:

$$\Leftrightarrow -\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_{wz,n} - F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.8b)$$

$$\Leftrightarrow F_{wz,n} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_{ap,n} (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cdot \cos(\gamma)) \quad (4.8c)$$

Einsetzen von (4.8c) in (4.7c):

$$\Rightarrow: -F_n \mp \mu_{Stahl} \cdot \left[\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_{ap,n} (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cdot \cos(\gamma)) \right] + F_{ap,n} (\cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot \sin(\gamma)) = 0 \quad (4.9a)$$

$$\Leftrightarrow -F_n \cdot \left(1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right) + F_{ap,n} \cdot (\mp \mu_{Stahl} \sin(\gamma) - \mu_{Stahl}^2 \cos(\gamma) + \cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \sin(\gamma)) = 0 \quad (4.9b)$$

$$\Leftrightarrow -F_n \cdot \left(1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right) + F_{ap,n} \cdot (\cos(\gamma) (1 - \mu_{Stahl}^2) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)) = 0 \quad (4.9c)$$

Nun soll der Zustellkonus betrachtet werden, dessen axiale Bewegung die Expansion der Honleiste aus dem Werkzeug heraus bewirkt.

Die Normal- und Tangentialkräfte $F_{ap,n}$ und $F_{ap,t}$ zwischen Aufweitprofil der Honleiste und Zustellkonus wurden oben bei der Betrachtung der Honleiste bereits aufgeführt. Die Konuskraft F_k ist aus Abschnitt 2.2 bekannt.

Bei Ein-Leisten-Werkzeugen treten zwischen Zustellkonus und Werkzeugkörper die Normal- und Tangentialkräfte $F_{zs,n}$ und $F_{zs,t}$ auf. Abbildung 4.3 zeigt die Kräfte auf den Zustellko-

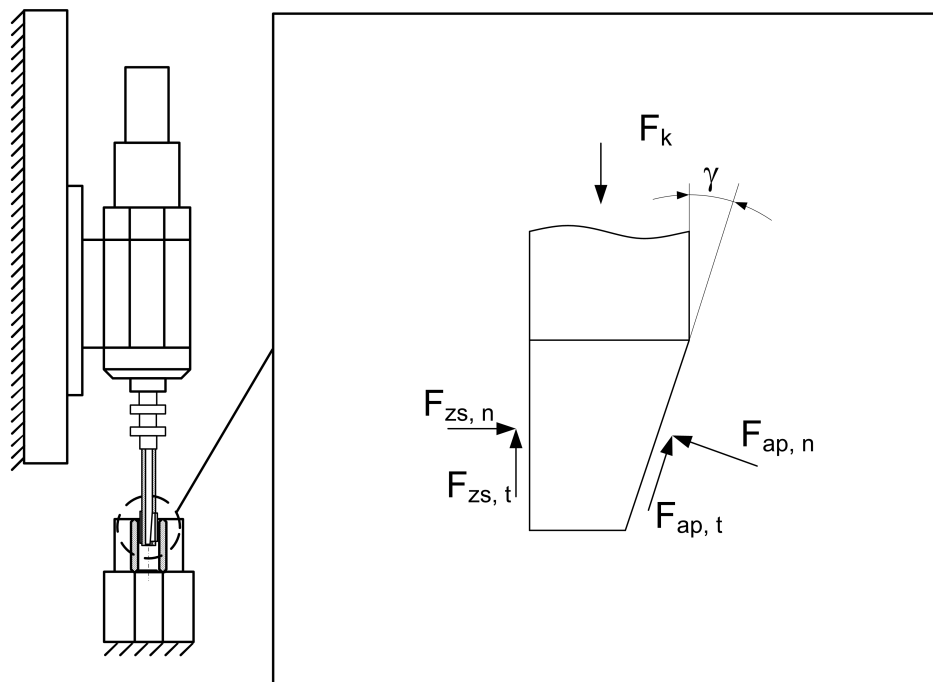


Abbildung 4.3: Prozess- und Reibkräfte auf den Zustellkonus beim Ein-Leisten-Werkzeug

nus für ein Ein-Leisten-Werkzeug. Die obige Abbildung zeigt erneut den Fall, dass die Kraft auf die Honleiste F_n durch Abwärtsbewegung des Zustellkonus ausgelöst ist, das heißt, es liegt eine aktive Zustellung vor. Wenn reaktive Zustellkräfte vorliegen, kehren sich die Bewegungsrichtung und somit die Reibkräfte $F_{ap,t}$ und $F_{zs,t}$ um. Analog zu obiger Ausführung müssen die Vorzeichen umgedreht werden.

Das Kräftegleichgewicht in Richtung von $F_{zs,n}$ ergibt:

$$\rightarrow: F_{zs,n} - F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) \pm F_{ap,t} \cdot \sin(\gamma) = 0 \quad (4.10a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} F_{ap,n}$ folgt:

$$\Leftrightarrow F_{zs,n} - F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) \pm \mu_{Stahl} F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) = 0 \quad (4.10b)$$

$$\Leftrightarrow F_{zs,n} - F_{ap,n} (\cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot \sin(\gamma)) = 0 \quad (4.10c)$$

$$\Leftrightarrow F_{zs,n} = F_{ap,n} (\cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl} \cdot \sin(\gamma)) \quad (4.10d)$$

Beim Ein-Leisten-Werkzeug stützt sich der Konus im Werkzeugkörper ab, daher gilt $F_{zs,n} \neq 0$ und $F_{zs,t} \neq 0$. Das Kräftegleichgewicht senkrecht zur Richtung von F_n ergibt:

$$\uparrow: -F_k \pm F_{zs,t} + F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \pm F_{ap,t} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.11a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$ und $F_{zs,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{zs,n}$ folgt:

$$\Leftrightarrow -F_k \pm \mu_{Stahl} F_{zs,n} + F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.11b)$$

Einsetzen von (4.10d):

$$\Rightarrow -F_k \pm F_{ap,n} (\mu_{Stahl} \cos(\gamma) \mp \mu_{Stahl}^2 \sin(\gamma)) + F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.11c)$$

$$\Leftrightarrow -F_k + F_{ap,n} (-\mu_{Stahl}^2 \sin(\gamma) + \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)) = 0 \quad (4.11d)$$

$$\Leftrightarrow -F_k + F_{ap,n} ((1 - \mu_{Stahl}^2) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)) = 0 \quad (4.11e)$$

$$\Leftrightarrow F_{ap,n} = F_k \cdot \frac{1}{((1 - \mu_{Stahl}^2) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma))} \quad (4.11f)$$

Nachdem die Kräfte an Honleiste und Zustellkonus für das Ein-Leisten-Werkzeug bekannt sind, soll nun der Zusammenhang zwischen der Kraft auf den Zustellkonus F_k und der an der Honleiste auftretenden Normalkraft F_n berechnet werden. Dazu wird Gleichung (4.11f) in (4.9c) eingesetzt:

$$\Rightarrow -F_n \cdot \left(1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right) + F_k \cdot \frac{(\cos(\gamma) (1 - \mu_{Stahl}^2) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma))}{[(1 - \mu_{Stahl}^2) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)]} = 0 \quad (4.12a)$$

$$\Leftrightarrow F_n = F_k \cdot \frac{(\cos(\gamma) (1 - \mu_{Stahl}^2) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma))}{[(1 - \mu_{Stahl}^2) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)] \left[1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right]} \quad (4.12b)$$

Diese Gleichung lässt sich für kleine Reibwerte $\mu_h \ll 1$ und $\mu_{stahl} \ll 1$ vereinfachen:

$$\Rightarrow F_n = F_k \cdot \frac{\left(\cos(\gamma) \overbrace{\left(1 - \mu_{Stahl}^2\right)}^{\approx 1 | \mu_{stahl}^2 \ll 1} \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma) \right)}{\left[\underbrace{\left(1 - \mu_{Stahl}^2\right) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}_{\approx 1 | \mu_{stahl}^2 \ll 1} \right] \underbrace{\left[1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right]}_{\approx 1 | \mu_h \mu_{stahl} \ll 1}} \quad (4.12c)$$

$$\Leftrightarrow F_n = F_k \cdot \frac{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}{\sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)} \quad (4.12d)$$

Für Vernachlässigung von Reibung ($\mu_{Stahl} = 0$) entspricht dies wieder der Formel (2.10) für $m = 1$.

4.2.2 Kräfte am Zustellkonus beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Beim Mehr-Leisten-Werkzeug verhalten sich die Kräfte an den Honleisten analog zum Ein-Leisten-Werkzeug aus Abschnitt 4.2.1. Lediglich am Zustellkonus liegen leicht abweichende Bedingungen vor, da sich der Konus nicht wie beim Ein-Leisten-Werkzeug am Werkzeugkörper abstützt, sondern sich beim Mehr-Leisten-Werkzeug zwischen den m Honleisten zentriert. Es wird eine gleichmäßige Verteilung der m Honleisten über den Umfang und eine Gleichförmigkeit der Kräfte an den einzelnen Honleisten angenommen, so dass neben den Kontaktkräften an den Leisten $F_{ap,n}$ und $F_{ap,t}$ keine Reibkräfte auftreten. Abbildung 4.4 zeigt die Kräfte auf den Zustellkonus für ein Mehr-Leisten-Werkzeug. Die Normal- und Tangentialkräfte $F_{ap,n}$ und $F_{ap,t}$ zwischen Aufweitprofil der Honleiste und Zustellkonus wurden im Abschnitt 4.2.1 bereits eingeführt. Die Konuskraft F_k ist aus Abschnitt 2.2 bekannt.

Die obige Abbildung zeigt erneut den Fall, dass die Kraft auf die Honleiste F_n durch Abwärtsbewegung des Zustellkonus ausgelöst ist, das heißt es liegt aktive Zustellung vor. Wenn sich die Bewegungsrichtung und somit die Reibkräfte $F_{ap,t}$ und $F_{zs,t}$ umkehren, müssen analog zu obiger Ausführung die Vorzeichen umgedreht werden.

Das Kräftegleichgewicht in horizontaler Richtung verschwindet unter der Annahme, dass die Kräfte auf den Konus durch die m Honleisten gleichförmig um den Umfang verteilt sind.

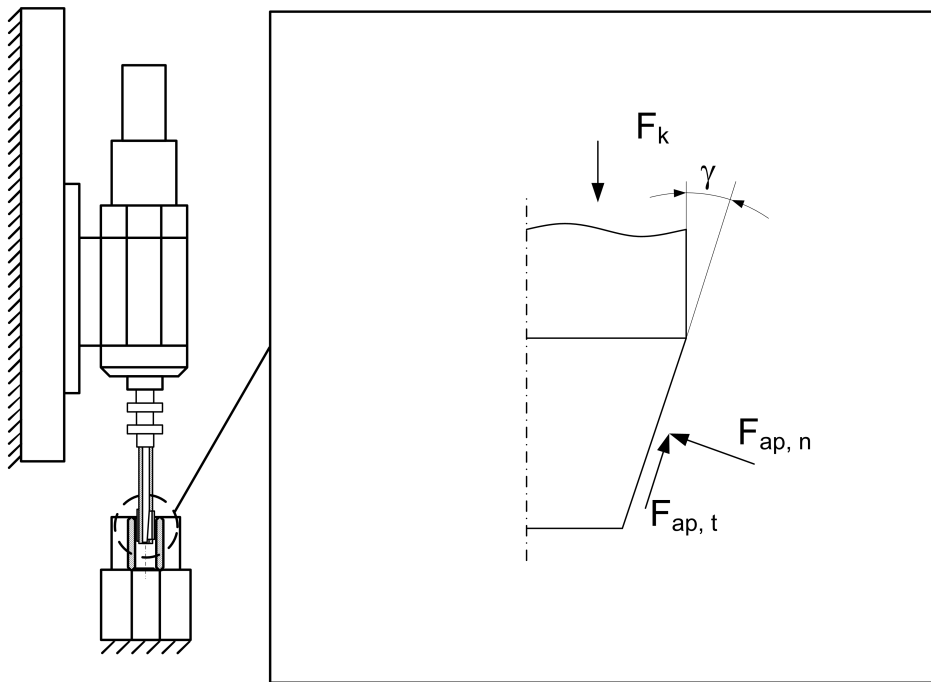


Abbildung 4.4: Prozess- und Reibkräfte auf den Zustellkonus beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Das Kräftegleichgewicht senkrecht zur Richtung von F_n ergibt:

$$\uparrow: -F_k + m \cdot F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \pm m \cdot F_{ap,t} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.13a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$ folgt:

$$\Leftrightarrow -F_k + m \cdot F_{ap,n} \cdot \sin(\gamma) \pm m \cdot \mu_{Stahl} F_{ap,n} \cdot \cos(\gamma) = 0 \quad (4.13b)$$

$$\Leftrightarrow -F_k + m \cdot F_{ap,n} (\sin(\gamma) \pm \mu_{stahl} \cos(\gamma)) = 0 \quad (4.13c)$$

$$\Leftrightarrow F_{ap,n} = F_k \cdot \frac{1}{m \cdot (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma))} \quad (4.13d)$$

Für Mehr-Leisten-Werkzeuge wird Gleichung (4.13d) in (4.9c) eingesetzt:

$$\Rightarrow -F_n \cdot \left(1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right) + F_k \cdot \frac{(\cos(\gamma) (1 - \mu_{Stahl}^2) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma))}{m \cdot [\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)]} = 0 \quad (4.14a)$$

$$\Leftrightarrow F_n = F_k \cdot \frac{(\cos(\gamma) (1 - \mu_{Stahl}^2) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma))}{m \cdot [\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)] \left[1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right]} \quad (4.14b)$$

Diese Gleichung lässt sich für kleine Reibwerte $\mu_h \ll 1$ und $\mu_{stahl} \ll 1$ vereinfachen:

$$\Rightarrow F_n = F_k \cdot \frac{\left(\cos(\gamma) \overbrace{\left(1 - \mu_{Stahl}^2\right)}^{\approx 1 | \mu_{stahl} \ll 1} \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma) \right)}{m \cdot [\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)] \underbrace{\left[1 \pm \mu_h \mu_{Stahl} \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \right]}_{\approx 1 | \mu_h \mu_{stahl} \ll 1}} \quad (4.14c)$$

$$\Leftrightarrow F_n = F_k \cdot \frac{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}{m \cdot [\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)]} \quad (4.14d)$$

Dies entspricht dem Zusammenhang, den Mushardt bereits für Mehr-Leisten-Werkzeuge angegeben hat. [Mus86, S. 29] Analog zum Ein-Leisten-Werkzeug lässt sich auch hier durch Vernachlässigung von Reibung ($\mu_{Stahl} = 0$) wieder die Formel (2.10) erreichen.

4.3 Selbsthemmung am Zustellkonus

Durch die Reibung zwischen Zustellkonus und Honleiste kann es zu Selbsthemmung im Werkzeug kommen. Saljé und Von See beschreiben, dass diese Reibung der Grund dafür sein kann, dass Bearbeitungsergebnisse beim Honen oft nicht reproduzierbar seien. [Sv87]

Selbsthemmung beim Honen bedeutet, dass es nicht möglich ist, durch Aufbringen einer Normalkraft F_n auf die Honleiste den Konus im Werkzeug zurückzuschieben. Das Auftreten von Selbsthemmung ist vom Konuswinkel γ und dem Reibwert am Konus μ_{Stahl} sowie davon abhängig, ob es sich um ein Ein-Leisten-Werkzeug handelt. Die Bedingung für das Auftreten von Selbsthemmung soll für das Ein- und das Mehr-Leisten-Werkzeug im Folgenden hergeleitet werden.

4.3.1 Selbsthemmung beim Ein-Leisten-Werkzeug

Für das Ein-Leisten-Werkzeug und reaktive Zustellung, das heißt, es wird eine Normalkraft F_n aufgebracht, die den Konus im Werkzeug nach oben bewegen soll, folgt aus Gleichung (4.12d):

$$\Rightarrow F_k = F_n \cdot \frac{\sin(\gamma) - 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) + 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \quad (4.15a)$$

Es wird angenommen, dass $\cos(\gamma) \gg 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)$ gilt, somit kann der Nenner vereinfacht werden:

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot \underbrace{\frac{\sin(\gamma) - 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) + 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}}_{\approx \cos(\gamma)} \quad (4.15b)$$

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot \frac{\sin(\gamma) - 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma)} \quad (4.15c)$$

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot (\tan(\gamma) - 2\mu_{Stahl}) \quad (4.15d)$$

Im Fall reaktiver Zustellung, Gleichung (4.15d), kann Selbsthemmung auftreten. Sie liegt vor, wenn für eine beliebige Kraft $F_n > 0$ gilt: $F_k \leq 0$. Mit $\gamma > 0$ gilt $\tan(\gamma) > 0$ sowie $\mu_{Stahl} > 0$ folgt:

$$\Rightarrow \tan(\gamma) - 2\mu_{Stahl} \leq 0 \quad (4.16a)$$

$$\Leftrightarrow \tan(\gamma) \leq 2\mu_{Stahl} \quad (4.16b)$$

$$\Leftrightarrow \gamma \leq \arctan(2\mu_{Stahl}) \quad (4.16c)$$

Für Ein-Leisten-Werkzeuge kann Selbsthemmung auftreten, wenn der Konuswinkel γ kleiner als der Arcustangens des doppelten Reibwertes am Konus ist. Es seien die in Tabelle 4.1 genannten Parameter als Beispiel für ein Werkzeug aus der industriellen Praxis herangezogen.

Tabelle 4.1: Beispielwerte für Selbsthemmung der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
γ	Konuswinkel des Werkzeuges	2.5	°
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	

Es folgt:

$$2,5^\circ \leq \underbrace{\arctan(0,2)}_{\approx 11,31^\circ} \quad (4.17)$$

Somit liegt dieses Beispielwerkzeug voll im Bereich der theoretischen Selbsthemmung, so dass durch eine auf der Honleiste aufgebrauchte Kraft F_n keine Bewegung des Zustellkonus hervorgerufen wird und die Kraft auf den Zustellkonus F_k nicht erhöht wird.

In der Praxis ruft jedoch einerseits die Bewegung des Honwerkzeuges in der Bohrung ein gewisses Maß an Vibration im Werkzeug hervor, wodurch der Effekt der Selbsthemmung reduziert wird. Andererseits ist oftmals im Honwerkzeug eine Feder am Konus integriert, die den Konus im Werkzeug aufwärts bewegen möchte, so dass bereits ein negativer Anteil von F_k vorliegt. Beispielhaft ist diese Feder mit der Federsteifigkeit c_{WZ} in Abbildung 4.6 gezeigt.

Für das Ein-Leisten-Werkzeug und aktive Zustellung, das heißt, eine Konuskraft F_k wird aufgebracht um den Konus im Werkzeug nach unten zu bewegen, ändert sich das Vorzeichen des Terms $2\mu_{stahl}$, es folgt aus Gleichung (4.15d):

$$\Rightarrow F_n = \frac{F_k}{\tan(\gamma) + 2\mu_{Stahl}} \quad (4.18)$$

Für den Fall aktiver Zustellung, Gleichung (4.18), kann für positive Winkel $0 < \gamma < 45^\circ$, positive Reibwerte $0 < \mu_{Stahl} < 1$ und positive Konuskraft $F_k > 0$ die Normalkraft F_n nicht Null werden. Dies bedeutet, dass Selbsthemmung nur für reaktive Zustellung auftreten kann.

4.3.2 Selbsthemmung beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Am Mehr-Leisten-Werkzeug kann Selbsthemmung analog zum im Abschnitt 4.3.1 gezeigten Fall auftreten. Der Konus wird jedoch nicht im Werkzeugkörper, sondern an der oder den gegenüberliegenden Honleiste(n) abgestützt. Für Mehr-Leisten-Werkzeuge und reaktive Zustellung, das heißt Aufbringen einer Normalkraft auf der Honleiste F_n , um den Konus im Werkzeug rückwärts zu bewegen, folgt aus Gleichung (4.14d):

$$\Rightarrow F_k = F_n \cdot \frac{m \cdot [\sin(\gamma) - \mu_{Stahl} \cos(\gamma)]}{\cos(\gamma) + 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \quad (4.19a)$$

Es wird angenommen, dass $\cos(\gamma) \gg 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)$ gilt, somit kann der Nenner vereinfacht werden:

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot \frac{m \cdot [\sin(\gamma) - \mu_{Stahl} \cos(\gamma)]}{\underbrace{\cos(\gamma) + 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}_{\approx \cos(\gamma)}} \quad (4.19b)$$

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot \frac{m \cdot [\sin(\gamma) - \mu_{Stahl} \cos(\gamma)]}{\cos(\gamma)} \quad (4.19c)$$

$$\Leftrightarrow F_k = F_n \cdot m \cdot [\tan(\gamma) - \mu_{Stahl}] \quad (4.19d)$$

Im Fall reaktiver Zustellung, Gleichung (4.19d), kann Selbsthemmung auftreten. Sie liegt vor, wenn für eine beliebige Kraft $F_n > 0$ gilt: $F_k \leq 0$. Mit $\gamma > 0$ gilt $\tan(\gamma) > 0$, $\mu_{Stahl} > 0$ sowie $m > 1$ folgt:

$$\Leftrightarrow m \cdot [\tan(\gamma) - \mu_{Stahl}] \leq 0 \quad (4.20a)$$

$$\Leftrightarrow \tan(\gamma) \leq \mu_{Stahl} \quad (4.20b)$$

$$\Leftrightarrow \gamma \leq \arctan(\mu_{Stahl}) \quad (4.20c)$$

Für Mehr-Leisten-Werkzeuge kann Selbsthemmung eintreten, wenn der Konuswinkel γ kleiner als der Arcustangens des einfachen Reibwertes am Konus ist. Hier sei als erstes Beispiel ein Werkzeug herangezogen, das analog zu dem in Tabelle 4.1 genannten Werkzeug aufgebaut ist, jedoch mit mehr als einer Honleiste.

Es folgt:

$$2,5^\circ \leq \underbrace{\arctan(0,1)}_{\approx 5,71^\circ} \quad (4.21)$$

Dieses Werkzeug liegt noch immer im Bereich der theoretischen Selbsthemmung. Wie bereits in Abschnitt 4.3.1 beschrieben, kann es in der Praxis durch auftretende Vibrationen und die im Werkzeug integrierte Feder vorkommen, dass die theoretisch vorliegende Selbsthemmung überwunden wird.

Als zweites Beispiel seien die in Tabelle 4.2 genannten Parameter gezeigt, die von einem Werkzeug aus der industriellen Praxis stammen.

Tabelle 4.2: Beispielwerte für Selbsthemmung der Honleiste bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
γ	Konuswinkel des Werkzeuges	6.0	°
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	

Für dieses Werkzeug folgt:

$$6,0^\circ \leq \underbrace{\arctan(0,1)}_{\approx 5,71^\circ} \quad (4.22)$$

Hier ist die Bedingung für Selbsthemmung nicht erfüllt, so dass es theoretisch möglich ist, durch eine Kraft auf die Honleisten den Zustellkonus im Honwerkzeug nach oben zu schieben.

Für das Mehr-Leisten-Werkzeug und aktive Zustellung, das heißt eine Konuskraft F_k wird aufgebracht um den Konus im Werkzeug nach unten zu bewegen, ändert sich das Vorzeichen des Terms μ_{stahl} , es folgt aus Gleichung (4.19d):

$$\Rightarrow F_n = \frac{F_k}{m \cdot (\tan(\gamma) + \mu_{Stahl})} \quad (4.23)$$

Für den Fall aktiver Zustellung, Gleichung (4.23), kann für positive Winkel $0 < \gamma < 45^\circ$, positive Reibwerte $0 < \mu_{Stahl} < 1$ und positive Konuskraft $F_k > 0$ die Normalkraft F_n nicht Null werden. Dies bedeutet, dass auch beim Mehr-Leisten-Werkzeug Selbsthemmung nur für reaktive Zustellung auftreten kann.

Der Einfluss der Parameter in Gleichung (4.22) auf die Werte aus Tabelle 4.2 ist in Abbildung 4.5 nach Moos und Bähre gezeigt. [MB15b] Dazu ist Gleichung (4.20c) durch den Arcustangens des Reibwertes μ_{Stahl} geteilt und das Ergebnis graphisch aufgetragen. In jedem Teilbild ist der jeweilige Parameter auf der x-Achse um $\pm 50\%$ variiert. Die y-Achsen sind gleich skaliert.

Eine Reduktion des Reibwertes μ_{Stahl} bewirkt eine hyperbolische Erhöhung des Verhinderns der Selbsthemmung, das heißt die Auftretenswahrscheinlichkeit der Selbsthemmung sinkt. Eine Reduktion des Konuswinkels γ bewirkt hingegen eine lineare Reduktion des Verhinderns von Selbsthemmung, das heißt die Auftretenswahrscheinlichkeit steigt.

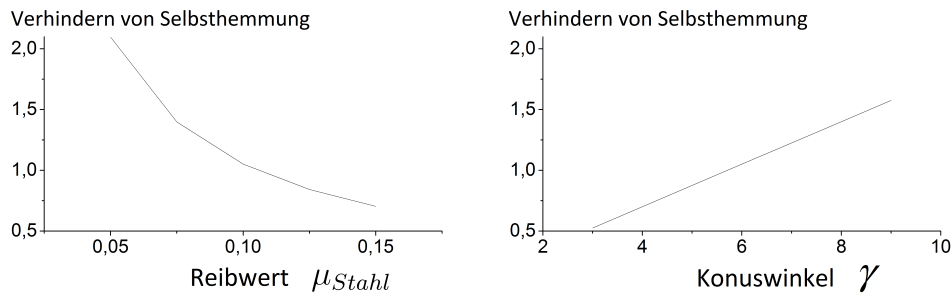


Abbildung 4.5: Parametereinfluss auf das Verhindern von Selbsthemmung nach [MB15b]

4.4 Elastizität im Zustellstrang

In Abschnitt 2.1.3 wurden die Bewegungszusammenhänge zwischen Zustellkonus und Honleiste(n) für den Fall ideal starrer Bauteile bereits eingeführt. Die Annahme, dass alle eingesetzten Komponenten als starre Körper behandelt werden können, trifft insbesondere für die langen, schlanken Bauteile Werkzeugkörper und Zustellstange nur bedingt zu. Saljé und Von See führen an, dass Verformungen im Werkzeug in Verbindung mit elektro-mechanischen Zustelleinrichtungen ein möglicher Grund für schlechte Reproduzierbarkeit von Bearbeitungsergebnissen beim Honen sein können. [Sv87, S. 235] In einem Patent von Cloutier et al. wird aufgeführt, dass der Durchmesser der bearbeiteten Bohrung nur dann nicht durch Elastizitäten im Zustellsystem beeinflusst wird, wenn konstante Zustellkräfte vorliegen. [CHJ08] Biermann et al. beschreiben für die Honbearbeitung mit feststehendem Werkzeug und rotierendem und oszillierendem Werkstück auf einem Bearbeitungszentrum, dass die radiale Zustellung und der tatsächliche Materialabtrag aufgrund mechanischer Deformation im Gesamtsystem nicht übereinstimmen. [BMP10, S. 150]

Obwohl auch eine Verformung im Zustellstrang oberhalb des Werkzeuganschlusses an der Honspindel vorstellbar ist, wird angenommen, dass sämtliche Verformung nur im Honwerkzeug auftritt. Diese Vereinfachung ist insbesondere für die Bearbeitung kleiner Bohrungen zulässig ($d < 50$ mm), da hier das Werkzeug als langes, schlankes Bauteil nur eine begrenzte Steifigkeit aufweisen kann. In Abbildung 4.6 sind zur Modellierung des elastischen Verhaltens die beiden Bauteile Zustellkonus und Rohrkörper aufgetrennt und jeweils durch elastische Federelemente verbunden, die die Federkonstanten c_K für den Konus und c_R für den Rohrkörper aufweisen. Die Verformungen von Konus und Rohrkörper werden mit Δs_k und Δs_r bezeichnet. Die Zustellung am Werkzeug wird mit $s_{f,wz}$ bezeichnet, die dazugehörige Kraft mit $F_{f,wz}$. Oftmals sind Honwerkzeuge darüber hinaus mit einer Feder versehen, damit beim Einsetzen des Honwerkzeuges in die Werk-

zeugaufnahme der Zustellkonus sicher eingehängt werden kann. Diese Feder habe eine Vorspannkraft $F_{wz,0}$ sowie die Federkonstante c_{WZ} . Die Kraft auf den Zustellkonus F_k , die Normalkraft zwischen Honleiste und Werkzeugkörper $F_{wz,n}$ sowie der axiale Weg des Zustellkonus im Werkzeug $s_{f,a}$ sind bereits aus den vorherigen Kapiteln bekannt.

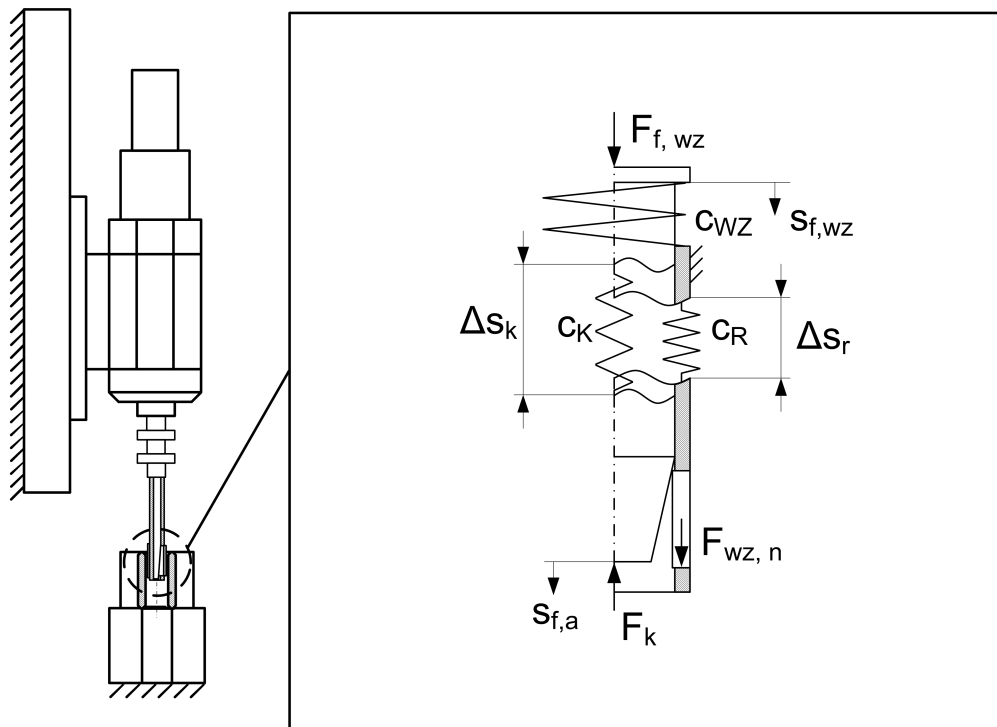


Abbildung 4.6: Verformungen im Zustellstrang nach [MB15b]

4.4.1 Elastizität beim Ein-Leisten-Werkzeug

Das Kräftegleichgewicht für den Zustellkonus in Richtung der Werkzeugachse liefert:

$$\uparrow: F_{f,wz} = F_k + F_{wz,0} + c_{WZ} \cdot s_{f,wz} \quad (4.24a)$$

$$\Leftrightarrow F_k = F_{f,wz} - F_{wz,0} - c_{WZ} \cdot s_{f,wz} \quad (4.24b)$$

Die Kraft auf den Werkzeugkörper $F_{wz,n}$ in Abhängigkeit der Normalkraft auf die Honleiste F_n folgt aus Gleichung (4.8c) durch Einsetzen von (4.11f) für Ein-Leisten-Werkzeuge:

$$\Rightarrow F_{wz,n} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_k \cdot \underbrace{\frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{(1 - \mu_{Stahl}^2) \sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}}_{\approx 1 | \mu_{Stahl}^2 \ll 1} \quad (4.25a)$$

Mit (4.12d) folgt:

$$\Leftrightarrow F_{wz,n} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_n \cdot \frac{\sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \cdot \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)} \quad (4.25b)$$

$$\Leftrightarrow F_{wz,n} = \left(\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \right) \cdot F_n \quad (4.25c)$$

Die Verformung im Werkzeug lässt sich anhand Abbildung 4.6 beschreiben:

$$s_{f,a} = s_{f,wz} - \Delta s_k - \Delta s_r \quad (4.26a)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \frac{F_k}{c_K} - \frac{F_{W,n}}{c_R} \quad (4.26b)$$

mit (4.12d) und (4.25c) folgt für Ein-Leisten-Werkzeuge:

$$\Rightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \frac{\sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \cdot \frac{F_n}{c_K} - \left(\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cdot \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \right) \cdot \frac{F_n}{c_R} \quad (4.26c)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \left[\underbrace{\frac{\frac{1}{c_K} (\sin(\gamma) \pm 2\mu_{Stahl} \cos(\gamma)) + \frac{1}{c_R} (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma))}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}}_{:= \frac{1}{c_{1L}}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right] \cdot F_n \quad (4.26d)$$

Durch Einführen der Ersatz-Federkonstante für das Ein-Leisten-Werkzeug c_{1L} lässt sich die Gleichung vereinfachen:

$$\Rightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \left[\frac{1}{c_{1L}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right] \cdot F_n \quad (4.26e)$$

Tabelle 4.3: Beispielwerte für die Elastizität des Honwerkzeuges und Axialspiel der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
Δs_a	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeugkörper	100	μm
γ	Konuswinkel des Honwerkzeuges	2.5	$^\circ$
μ_h	Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück	0.2	
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	
c_K	Federkonstante des Zustellkonus	80	$\frac{\text{kN}}{\text{mm}}$
c_R	Federkonstante des Werkzeugkörpers	55	$\frac{\text{kN}}{\text{mm}}$
F_n	Normalkraft auf die Honleisten	150	N
$\dot{z}(t)$	Geschwindigkeit der Oszillationsachse	259	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$
\dot{z}_{max}	Maximale Geschwindigkeit der Oszillationsachse	260	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$

Die Ersatz-Federkonstante für das Ein-Leisten-Werkzeug nach Tabelle 4.3 lässt sich wie folgt bestimmen:

$$\frac{1}{c_{1L}} = \frac{\frac{1}{80 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} (0,044 + 0,19) + \frac{1}{55 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} (0,044 + 0,099)}{0,999 - 0,009} \quad (4.27a)$$

$$\Leftrightarrow \frac{1}{c_{1L}} = \frac{1}{175 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} \quad (4.27b)$$

Einsetzen von Gleichung (4.26e) und (4.27b) in (2.3) ergibt:

$$s_{f,d}|_{m=1} = \left[s_{f,wz} - \left(\frac{1}{175 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} + \frac{259 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}} \cdot \frac{0,2}{55 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} \right) \cdot 150 \text{ N} \right] \cdot 0,044 \quad (4.28a)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,d}|_{m=1} = [s_{f,wz} - 0,001400 \text{ mm}] \cdot 0,044 \quad (4.28b)$$

In diesem Beispiel bewirkt die Verformung des Werkzeuges eine Abweichung der Zustellung von $1,400 \mu\text{m} \cdot 0,044 = 0,061 \mu\text{m}$ bezogen auf den Durchmesser des Werkzeuges. Im Vergleich beispielsweise zur Höhe eines Zustellschrittes von $0,5 \mu\text{m}$, der alle $0,25 \text{ s}$ ausgeführt wird, kann diese Abweichung der Zustellung durch die Verformung des Werkzeuges von $0,061 \mu\text{m}$ vernachlässigt werden.

4.4.2 Elastizität beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Die Kraft auf den Zustellkonus beim Mehr-Leisten-Werkzeug entspricht der Kraft beim Ein-Leisten-Werkzeug, Gleichung (4.24b).

Die Kraft auf den Werkzeugkörper $F_{wz,n}$ in Abhängigkeit der Normalkraft F_n auf die m Honleisten folgt aus Gleichung (4.8c) durch Einsetzen von (4.13d) für Mehr-Leisten-Werkzeuge:

$$\Rightarrow F_{wz,n} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_k \cdot \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{m \cdot (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma))} \quad (4.29a)$$

Mit (4.14d) folgt:

$$\Leftrightarrow F_{wz,n} = \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \cdot F_n + F_n \cdot \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \quad (4.29b)$$

$$\Leftrightarrow F_{wz,n} = \left(\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \right) \cdot F_n \quad (4.29c)$$

Dies entspricht wieder dem Zusammenhang beim Ein-Leisten-Werkzeug, siehe Gleichung (4.25c).

Die Verformung im Werkzeug lässt sich für das Mehr-Leisten-Werkzeug ebenfalls anhand Abbildung 4.6 beschreiben. Im Gegensatz zu Gleichung (4.26e) wirkt die Kraft $F_{wz,n}$ hier m mal auf den Rohrkörper:

$$s_{f,a} = s_{f,wz} - \Delta s_k - \Delta s_r \quad (4.30a)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \frac{F_k}{c_K} - \frac{m \cdot F_{wz,n}}{c_R} \quad (4.30b)$$

mit (4.14d) und (4.29c) folgt für Mehr-Leisten-Werkzeuge:

$$\Rightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - \frac{m \cdot (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma))}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \cdot \frac{F_n}{c_K} - m \cdot \left(\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cdot \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} \right) \cdot \frac{F_n}{c_R} \quad (4.30c)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - m \cdot \left[\frac{\frac{1}{c_K} (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)) + \frac{1}{c_R} (\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma))}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right] \cdot F_n \quad (4.30d)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - m \cdot \left[\underbrace{\left(\frac{1}{c_K} + \frac{1}{c_R} \right) \cdot \frac{\sin(\gamma) \pm \mu_{Stahl} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) \mp 2\mu_{Stahl} \sin(\gamma)}}_{:= \frac{1}{c_{ML}}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right] \cdot F_n \quad (4.30e)$$

Durch Einführen der Ersatz-Federkonstante für das Mehr-Leisten-Werkzeug c_{ML} lässt sich die Gleichung vereinfachen:

$$\Rightarrow s_{f,a} = s_{f,wz} - m \cdot \left[\frac{1}{c_{ML}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right] \cdot F_n \quad (4.30f)$$

Tabelle 4.4: Beispielwerte für die Elastizität des Honwerkzeuges und Axialspiel der Honleisten bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
Δs_a	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeugkörper	100	μm
γ	Konuswinkel des Honwerkzeuges	6.0	$^\circ$
μ_h	Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück	0.2	
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	
c_K	Federkonstante des Zustellkonus	28	$\frac{\text{kN}}{\text{mm}}$
c_R	Federkonstante des Werkzeugkörpers	420	$\frac{\text{kN}}{\text{mm}}$
F_n	Normalkraft auf die Honleisten	375	N
m	Anzahl der Honleisten	5	
$\dot{z}(t)$	Geschwindigkeit der Oszillationsachse	259	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$
\dot{z}_{max}	Maximale Geschwindigkeit der Oszillationsachse	260	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$

Die Ersatz-Federkonstante für das Mehr-Leisten-Werkzeug nach Tabelle 4.4 lässt sich wie folgt bestimmen:

$$\frac{1}{c_{ML}} = \left(\frac{1}{28 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} + \frac{1}{420 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} \right) \cdot \frac{0,105 + 0,0999}{0,995 - 0,021} \quad (4.31a)$$

$$\Leftrightarrow \frac{1}{c_{ML}} = \frac{1}{125 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} \quad (4.31b)$$

Einsetzen von Gleichung (4.30f) und (4.31b) in (2.4) ergibt:

$$s_{f,d}|_{m>1} = 2 \cdot \left[s_{f,wz} - 5 \cdot \left(\frac{1}{125 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} + \frac{259 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}} \cdot \frac{0,2}{420 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} \right) \cdot 375 \text{ N} \right] \cdot 0,105 \quad (4.32a)$$

$$\Leftrightarrow s_{f,d}|_{m>1} = 2 \cdot [s_{f,wz} - 0,0159 \text{ mm}] \cdot 0,105 \quad (4.32b)$$

In diesem Beispiel bewirkt die Verformung des Werkzeuges eine Abweichung der Zustellung von $2 \cdot 15,9 \mu\text{m} \cdot 0,105 = 3,340 \mu\text{m}$ bezogen auf den Durchmesser des Werkzeuges. Im Vergleich beispielsweise zur Höhe eines Zustellschrittes von $0,5 \mu\text{m}$, der alle $0,25 \text{ s}$ ausgeführt wird, übersteigt die Abweichung von $3,340 \mu\text{m}$ den Zustellschritt um den Faktor 6. Dies bedeutet, dass durch die elastische Verformung des Werkzeuges die Zustellposition soweit beeinflusst wird, dass es bei der angenommenen weggeführten Zustellung einen signifikanten Unterschied zwischen den Bearbeitungskräften in Auf- und Abwärtsbewegung der Oszillation geben wird.

Abbildung 4.7 zeigt den Einfluss der Parameter der elastischen Verformung auf die Zustellposition in Gleichung (4.30f). Dazu wird der Wert des Subtrahenden in Gleichung (4.30e) berechnet und abhängig von den jeweiligen Parametern graphisch dargestellt. Die Parameter sind erneut Tabelle 4.4 entnommen. Die Teil-Bilder zeigen auf der x-Achse eine Variation des jeweiligen Parameters um den Nominalwert von $\pm 50\%$. Alle y-Achsen sind gleich skaliert.

Eine Reduktion der Anzahl der Honleisten m , der Normalkraft F_n oder des Konuswinkels γ bewirkt eine lineare Reduktion der elastischen Verformung im Werkzeug. Eine Reduktion der Federkonstante des Konus c_K bewirkt eine hyperbolische Erhöhung der elastischen Verformung. Der Einfluss durch die Federkonstante des Rohrkörpers c_R ist deutlich schwächer. Eine Veränderung des Reibwertes an der Honleiste μ_h hat keinen sichtbaren Einfluss auf die Verformung im Werkzeug. Insbesondere der stark unterschiedliche Einfluss der Federsteifigkeiten von Konus und Rohrkörper sind darauf zurückzuführen, dass der Rohrkörper in diesem Beispiel um den Faktor 15 steifer ausgeführt ist als der Zustellkonus.

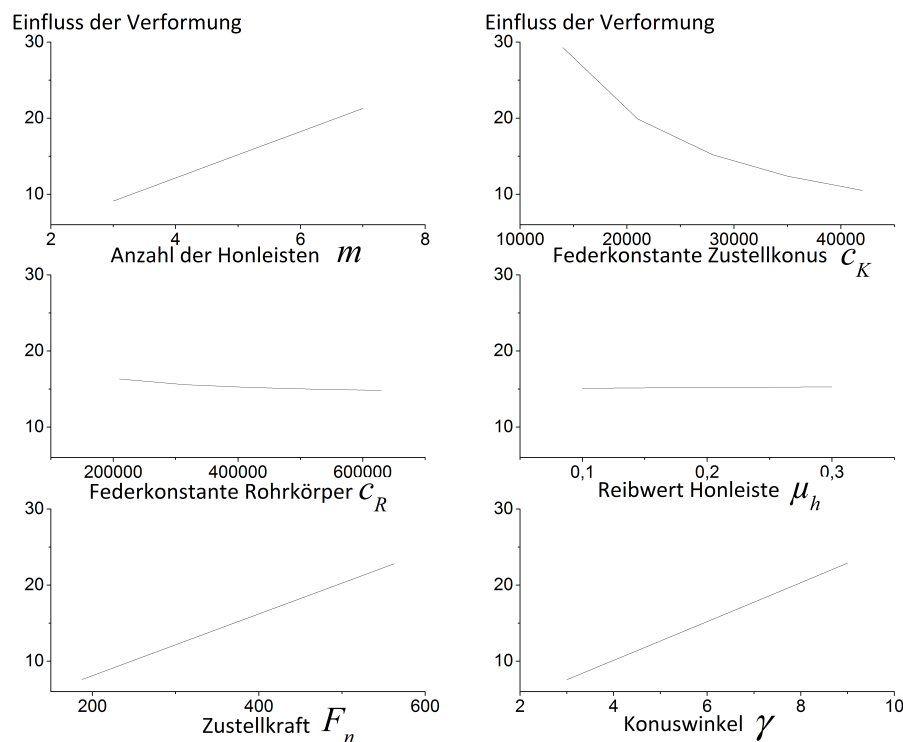


Abbildung 4.7: Parametereinfluss auf die tatsächliche Zustellposition durch elastische Verformung im Werkzeug nach [MB15b]

4.5 Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeug

Bisher wurde angenommen, dass die Honleiste ideal im Werkzeugkörper eingepasst ist und kein axiales Spiel vorhanden ist. Durch Verschleiß an Werkzeugkörper und Honleiste kann es jedoch vorkommen, dass die Passung zwischen der Honleiste und der Nut im Werkzeugkörper ein übermäßiges Spiel in axialer Richtung Δs_a entwickelt. Dieses Spiel ist nachteilig für den Honprozess, da sich dadurch die Honleiste, je nach Reibung und Geometrie, auf dem Konus auf- und abbewegen kann. Tritt diese axiale Bewegung der Leiste auf dem Konus auf, wird die tatsächliche Zustellposition und damit die jeweilige Normalkraft F_n in Abhängigkeit von Vorzeichen und Betrag der Oszillationsgeschwindigkeit $\dot{z}(t)$ beeinflusst.

Im Folgenden wird gezeigt, unter welcher Bedingung sich eine axiale Bewegung der Leiste auf dem Konus ausbilden kann. Dazu wird gemäß Abbildung 4.8 ein Honwerkzeug betrachtet, das sich in Richtung positiver Oszillationspositionen $z(t)$ bewegt, so dass die Honleiste sich an der Unterkante der Nut befindet. Um nach dem Umsteuerpunkt eine Aufwärtsbewegung der Leiste innerhalb der Nut zu ermöglichen, muss die Kraft zwischen Honleiste und Werkzeugkörper $F_{wz,n}$ negativ werden:

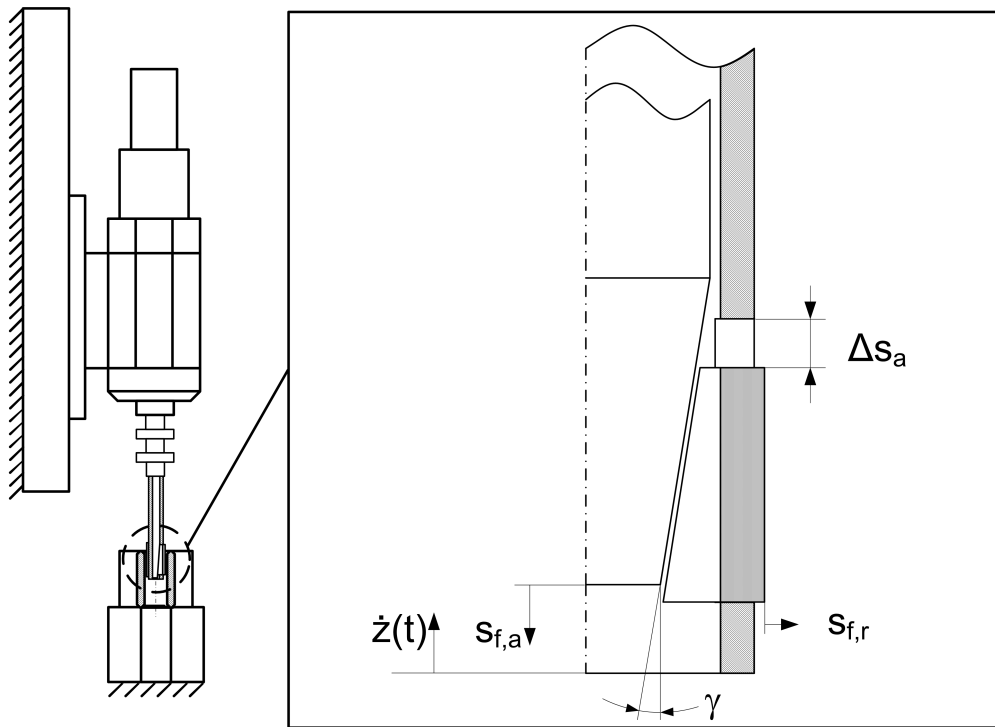


Abbildung 4.8: Axialspiel an der Honleiste nach [MB15b]

$$F_{wz,n} \stackrel{!}{\leq} 0 \tag{4.33a}$$

Mit Gleichung (4.25c) beziehungsweise (4.29c) folgt:

$$\Rightarrow \left(\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) + \mu_{steel} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) - 2\mu_{steel} \sin(\gamma)} \right) \cdot F_n \stackrel{!}{\leq} 0 \tag{4.33b}$$

Es wird angenommen, dass $F_n \neq 0$ gilt. Damit die Klammer Null werden kann muss gelten:

$$\Leftrightarrow \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h + \frac{\sin(\gamma) + \mu_{steel} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) - 2\mu_{steel} \sin(\gamma)} \stackrel{!}{\leq} 0 \tag{4.33c}$$

$$\Leftrightarrow \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \mu_h \stackrel{!}{\leq} - \frac{\sin(\gamma) + \mu_{steel} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) - 2\mu_{steel} \sin(\gamma)} \tag{4.33d}$$

Mit $|\dot{z}_{max}| > 0$ und $\mu_h > 0$ folgt die Bedingung, unter der die Leiste sich in der Nut aufwärts bewegt:

$$\Rightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -\frac{\sin(\gamma) + \mu_{steel} \cos(\gamma)}{\cos(\gamma) - 2\mu_{steel} \sin(\gamma)} \cdot \frac{|\dot{z}_{max}|}{\mu_h} \quad (4.33e)$$

4.5.1 Axiales Spiel beim Ein-Leisten-Werkzeug

Mit den Parametern aus Tabelle 4.3 folgt die Bedingung für eine Bewegung der Honleiste aus (4.33e):

$$\Rightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -\frac{0,044 + 0,1 \cdot 0,999}{0,999 - 0,2 \cdot 0,044} \cdot \frac{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{0,2} \quad (4.34a)$$

$$\Leftrightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -0,145 \cdot \frac{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{0,2} \quad (4.34b)$$

$$\Leftrightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -188,40 \frac{\text{mm}}{\text{s}} \quad (4.34c)$$

Die Honleiste bewegt sich aufwärts auf dem Konus, sobald die Geschwindigkeit der Oszillation $\dot{z}(t)$ nahe an der Maximalgeschwindigkeit $\dot{z}_{max}(t)$ ist, das heißt kurz vor Ende des oberen Umkehrpunktes.

Wenn Gleichung (4.33e) erfüllt ist, muss Gleichung (4.26e) um einen zusätzlichen Summand erweitert werden. Die Zustellung bezogen auf den Durchmesser folgt durch Einsetzen in (2.3):

$$s_{f,d}|_{m=1} = \left[s_{f,wz} - \left(\frac{1}{c_{1L}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right) \cdot F_n \underbrace{+\Delta s_a}_{(4.33e)} \right] \cdot \tan(\gamma) \quad (4.35)$$

In diesem Beispiel gemäß Tabelle 4.3 führt der zusätzliche Summand zu einer zusätzlichen Abweichung der Zustellung von $0,1 \text{ mm} \cdot 0,044 = 4,4 \mu\text{m}$. Diese Abweichung übersteigt den angenommenen Zustellschritt von $0,5 \mu\text{m}$, ausgeführt alle $0,25 \text{ s}$, knapp um den Faktor 9.

4.5.2 Axiales Spiel beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Mit den Parametern aus Tabelle 4.4 folgt die Bedingung für eine Bewegung der Honleiste aus (4.33e):

$$\Rightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -\frac{0,105 + 0,1 \cdot 0,995}{0,995 - 0,2 \cdot 0,105} \cdot \frac{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{0,2} \quad (4.36a)$$

$$\Leftrightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -0,210 \cdot \frac{260 \frac{\text{mm}}{\text{s}}}{0,2} \quad (4.36b)$$

$$\Leftrightarrow \dot{z}(t) \stackrel{!}{\leq} -272,36 \frac{\text{mm}}{\text{s}} \quad (4.36c)$$

Hier wird die Bedingung für eine Aufwärtsbewegung der Honleiste nicht erfüllt. In der Praxis kann eine Bewegung jedoch nicht ausgeschlossen werden, da beispielsweise durch Vibrationen oder Ungenauigkeiten in den Parametern trotzdem die Bewegung der Leiste ermöglicht werden kann.

Wenn Gleichung (4.33e) erfüllt ist, muss Gleichung (4.30f) um einen zusätzlichen Summand erweitert werden. Die Zustellung bezogen auf den Durchmesser folgt durch Einsetzen in (2.4):

$$s_{f,d}|_{m>1} = 2 \cdot \left[s_{f,wz} - m \cdot \left(\frac{1}{c_{1L}} + \frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|} \cdot \frac{\mu_h}{c_R} \right) \cdot F_n \underbrace{+\Delta s_a}_{(4.33e)} \right] \cdot \tan(\gamma) \quad (4.37)$$

In diesem Beispiel gemäß Tabelle 4.4 führt der zusätzliche Summand zu einer zusätzlichen Abweichung der Zustellung von $2 \cdot 0,1 \text{ mm} \cdot 0,105 = 21,0 \mu\text{m}$. Diese Abweichung übersteigt den angenommenen Zustellschritt von $0,5 \mu\text{m}$, ausgeführt alle $0,25 \text{ s}$, um den Faktor 42, tritt jedoch gemäß der obigen Betrachtung theoretisch nicht auf.

Der Einfluss der Parameter aus Tabelle 4.4 auf die Bedingung für eine axiale Bewegung der Honleiste gemäß Gleichung (4.33e) ist in Abbildung 4.9 gezeigt. Dazu wird Gleichung (4.33e) durch die rechte Seite dividiert und das Ergebnis abhängig von den jeweiligen Parametern graphisch dargestellt. Die x-Achse des ersten Teil-Bildes links oben ist von $-\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|}$ bis $\frac{\dot{z}(t)}{|\dot{z}_{max}|}$ erweitert, die anderen Teil-Bilder sind auf der x-Achse $\pm 50\%$ um den ursprünglichen Wert variiert. Alle y-Achsen sind gleich skaliert.

Für diesen Satz an Parametern liegen mit Ausnahme des Bereichs der negativen Geschwindigkeit im ersten Teilbild links oben alle Graphen im negativen Bereich. Dies bedeutet, dass eine Aufwärtsbewegung der Honleiste nur möglich ist, wenn $\dot{z}(t)$ nahe an $-\dot{z}_{max}$ herankommt.

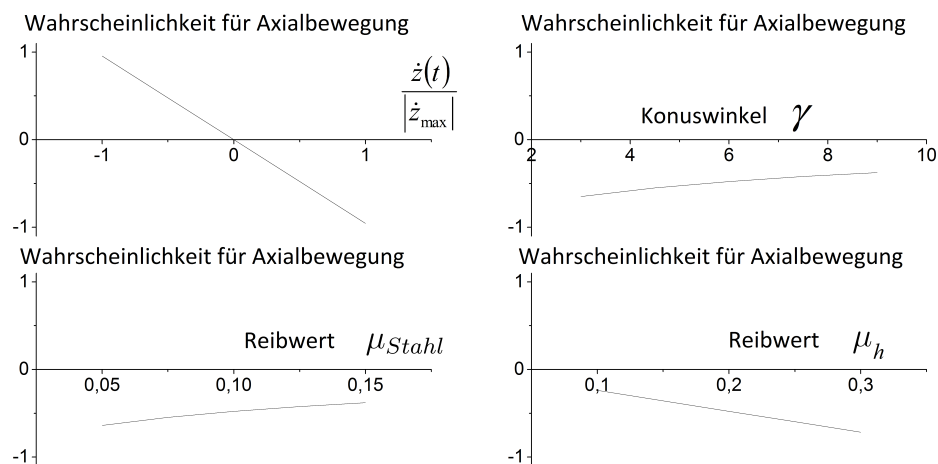


Abbildung 4.9: Parametereinfluss auf die Bedingung für axiale Bewegung der Honleiste im Werkzeug nach [MB15b]

4.6 Berechnung der Normalkraft aus dem Spindeldrehmoment

Die bisherigen Betrachtungen haben die Normalkraft auf die Honleiste aus der Zustellkraft abgeleitet. Es wurde gezeigt, dass teilweise erhebliche Störeinflüsse zwischen Zustellkraft auf den Konus und der Normalkraft auf die Honleiste auftreten können. Daher soll in diesem Abschnitt ein alternativer Ansatz zur Bestimmung der Normalkraft an der Leiste vorgestellt werden, der auf der tangentialen Schnittkraft aufbaut, die ihrerseits wiederum im Drehmoment um das Honwerkzeug erfassbar ist. Die Geometrie des Ein-Leisten-Werkzeuges bedingt eine gesonderte Betrachtung, die im folgenden Abschnitt erfolgt.

4.6.1 Kräfteverteilung und Drehmoment beim Ein-Leisten-Werkzeug

Es soll die Kräfteverteilung auf Hon- und Führungsleisten für Ein-Leisten-Werkzeuge näher betrachtet werden. Die Ausführungen sind an Schmitt und Bähre angelehnt. [SB13] Es wird angenommen, dass beim Ein-Leisten-Werkzeug die Honleiste die Zerspanung übernimmt, während die Führungsleisten lediglich der Abstützung des Werkzeuges in der Bohrung dienen. Abbildung 4.10 zeigt die beteiligten Größen: Die Normalkraft, mit der die Honleiste gegen die Bohrungswand gedrückt wird, sei mit F_n bezeichnet. Auf der Rückseite des Werkzeuges leiten die beiden Führungsleisten diese Kraft ab. Dabei stellen sich die Normalkräfte $F_{f1,n}$ und $F_{f2,n}$ ein. Der Winkel zwischen Honleiste und Führungs-

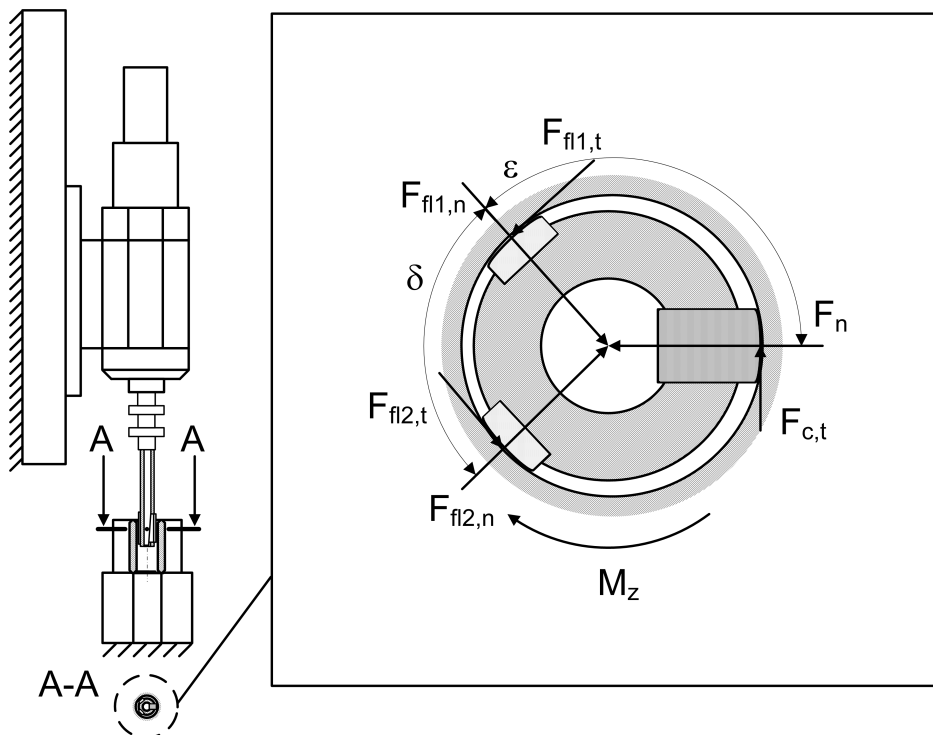


Abbildung 4.10: Schnittdarstellung eines Ein-Leisten-Werkzeuges in Anlehnung an [SB13]

leiste 1 wird mit ϵ bezeichnet, der Winkel zwischen Führungseiste 1 und Führungseiste 2 mit δ . Für die folgenden Betrachtungen wird angenommen, dass die Führungseisten so am Werkzeugumfang verteilt sind, dass gilt: $90^\circ < \epsilon < 180^\circ$ sowie $180^\circ < \delta + \epsilon < 270^\circ$. Die tangentiale Zerspankraft an der Honleiste $F_{c,t}$, sowie die tangentialen Kräfte an den Führungseisten $F_{fl1,t}$ und $F_{fl2,t}$ erzeugen das Drehmoment M_z , das von der Honspindel aufgebracht werden muss. Das Momentengleichgewicht um den Mittelpunkt des Werkzeuges ergibt:

$$M_z = \frac{d}{2} \cdot (F_{c,t} + F_{fl1,t} + F_{fl2,t}) \quad (4.38)$$

Der Zusammenhang zwischen den Normal- und den Tangentialkräften an den Leisten wird nach Von See als Reibverhalten angenommen. [See89, S. 19] Es wird weiterhin angenommen, dass in erster Näherung der Proportionalitätsfaktor zwischen Normal- und Tangentialkräften als konstant angenommen werden kann. Es bezeichne μ_h den Reib-

koeffizienten an der Honleiste. Der Reibkoeffizient an den Führungsleisten wird mit μ_{fl1} beziehungsweise μ_{fl2} bezeichnet:

$$F_{c,t} = \mu_h F_n \quad (4.39a)$$

$$F_{fl1,t} = \mu_{fl1} F_{fl1,n} \quad (4.39b)$$

$$F_{fl2,t} = \mu_{fl2} F_{fl1,n} \quad (4.39c)$$

Somit folgt das Momentengleichgewicht:

$$M_z = \frac{d}{2} \cdot (\mu_h F_n + \mu_{fl1} F_{fl1,n} + \mu_{fl2} F_{fl2,n}) \quad (4.40)$$

Das Kräftegleichgewicht in Richtung von F_n ergibt:

$$\rightarrow: -F_n - F_{fl1,t} \sin(\epsilon) - F_{fl1,n} \cos(\epsilon) - F_{fl2,t} \sin(\delta + \epsilon) - F_{fl2,n} \cos(\delta + \epsilon) = 0 \quad (4.41a)$$

mit (4.39) folgt:

$$\Leftrightarrow -F_n - F_{fl1,n} \cos(\epsilon) - \mu_{fl1} F_{fl1,n} \sin(\epsilon) - F_{fl2,n} \cos(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} F_{fl2,n} \sin(\delta + \epsilon) = 0 \quad (4.41b)$$

$$\Leftrightarrow -F_n - F_{fl1,n} \cdot (\cos(\epsilon) + \mu_{fl1} \sin(\epsilon)) - F_{fl2,n} \cdot (\cos(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon)) = 0 \quad (4.41c)$$

Das Kräftegleichgewicht senkrecht zur Richtung von F_n ergibt:

$$\uparrow: F_{c,t} - F_{fl1,n} \sin(\epsilon) + F_{fl1,t} \cos(\epsilon) - F_{fl2,n} \sin(\delta + \epsilon) + F_{fl2,t} \cos(\delta + \epsilon) = 0 \quad (4.42a)$$

mit (4.39) folgt:

$$\Leftrightarrow \mu_h F_n - F_{fl1,n} \sin(\epsilon) + \mu_{fl1} F_{fl1,n} \cos(\epsilon) - F_{fl2,n} \sin(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} F_{fl2,n} \cos(\delta + \epsilon) = 0 \quad (4.42b)$$

$$\Leftrightarrow \mu_h F_n - F_{fl1,n} \cdot (\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon)) - F_{fl2,n} \cdot (\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon)) = 0 \quad (4.42c)$$

Zuerst soll die Normalkraft auf die erste Führungsleiste $F_{fl1,n}$ in Abhängigkeit von F_n berechnet werden. Auflösen von (4.42c) nach $F_{fl2,n}$ ergibt:

$$F_{fl2,n} = \frac{\mu_h F_n - F_{fl1,n} (\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon))}{\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon)} \quad (4.43)$$

Dies wird in (4.41c) eingesetzt, um $F_{fl2,n}$ zu eliminieren:

$$\begin{aligned} -F_n - F_{fl1,n} \cdot (\cos(\epsilon) + \mu_{fl1} \sin(\epsilon)) \\ + \frac{-\mu_h F_n + F_{fl1,n} \cdot (\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon))}{\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon)} \cdot (\cos(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon)) = 0 \end{aligned} \quad (4.44a)$$

$$\begin{aligned} \Leftrightarrow [-F_n - F_{fl1,n} \cdot (\cos(\epsilon) + \mu_{fl1} \sin(\epsilon))] \cdot (\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon)) \\ + [-\mu_h F_n + F_{fl1,n} \cdot (\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon))] \cdot (\cos(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon)) = 0 \end{aligned} \quad (4.44b)$$

$$\begin{aligned} \Leftrightarrow F_n \cdot [-\sin(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon) - \mu_h \cos(\delta + \epsilon) - \mu_h \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon)] \\ + F_{fl1,n} \cdot [-\cos(\epsilon) \sin(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \sin(\epsilon) \sin(\delta + \epsilon) \cdot (-\mu_{fl1} + \mu_{fl2}) \\ + \cos(\epsilon) \cos(\delta + \epsilon) \cdot (-\mu_{fl1} + \mu_{fl2}) + \sin(\epsilon) \cos(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2})] = 0 \end{aligned} \quad (4.44c)$$

Nach Anwenden der Additionstheoreme

$$\begin{aligned} -\sin(\delta + \epsilon) \cos(\epsilon) + \sin(\epsilon) \cos(\delta + \epsilon) &= -\sin(\delta + \epsilon - \epsilon) = -\sin(\delta) \text{ und} \\ \sin(\epsilon) \sin(\delta + \epsilon) + \cos(\epsilon) \cos(\delta + \epsilon) &= \cos(\delta + \epsilon - \epsilon) = \cos(\delta) \end{aligned}$$

folgt:

$$\begin{aligned} \Rightarrow F_n \cdot [-\sin(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl2}) + \cos(\delta + \epsilon) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_h)] \\ + F_{fl1,n} \cdot [-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (-\mu_{fl1} + \mu_{fl2})] = 0 \end{aligned} \quad (4.44d)$$

Auflösen nach $F_{fl1,n}$ ergibt:

$$\Rightarrow F_{fl1,n} = F_n \cdot \frac{\sin(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl2}) - \cos(\delta + \epsilon) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_h)}{-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_{fl1})} \quad (4.44e)$$

Da beide Führungsleisten eines Werkzeuges in der Regel aus dem gleichen Material bestehen, wird angenommen, dass die gleichen Reibkoeffizienten $\mu_{fl1} = \mu_{fl2} = \mu_{fl}$ vorliegen. Der zweite Summand im Nenner entfällt somit:

$$\Rightarrow F_{fl1,n} = F_n \cdot \frac{\sin(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl}) - \cos(\delta + \epsilon) \cdot (\mu_{fl} - \mu_h)}{-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl}^2)} \quad (4.44f)$$

Analog zu obiger Rechnung wird die Normalkraft auf die zweite Führungsleiste $F_{fl2,n}$ in Abhängigkeit von F_n hergeleitet. Auflösen von (4.42c) nach $F_{fl1,n}$ ergibt:

$$F_{fl1,n} = \frac{\mu_h F_n - F_{fl2,n} (\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon))}{\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon)} \quad (4.45)$$

Dies wird in (4.41c) eingesetzt, um $F_{fl1,n}$ zu eliminieren:

$$-F_n + \frac{-\mu_h F_n + F_{fl2,n} \cdot (\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon))}{\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon)} \cdot (\cos(\epsilon) + \mu_{fl1} \sin(\epsilon)) - F_{fl2,n} \cdot (\cos(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon)) = 0 \quad (4.46a)$$

$$\Leftrightarrow [-F_n - F_{fl2,n} \cdot (\cos(\delta + \epsilon) + \mu_{fl2} \sin(\delta + \epsilon))] \cdot (\sin(\epsilon) - \mu_{fl1} \cos(\epsilon)) + [-\mu_h F_n + F_{fl2,n} \cdot (\sin(\delta + \epsilon) - \mu_{fl2} \cos(\delta + \epsilon))] \cdot (\cos(\epsilon) + \mu_{fl1} \sin(\epsilon)) = 0 \quad (4.46b)$$

$$\Leftrightarrow F_n \cdot [-\sin(\epsilon) + \mu_{fl1} \cos(\epsilon) - \mu_h \cos(\epsilon) - \mu_h \mu_{fl1} \sin(\epsilon)] + F_{fl2,n} \cdot [-\cos(\delta + \epsilon) \sin(\epsilon) \cdot (1 + \mu_{fl2} \mu_{fl1}) + \sin(\delta + \epsilon) \sin(\epsilon) \cdot (-\mu_{fl2} + \mu_{fl1}) + \cos(\delta + \epsilon) \cos(\epsilon) \cdot (-\mu_{fl2} + \mu_{fl1}) + \sin(\delta + \epsilon) \cos(\epsilon) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2})] = 0 \quad (4.46c)$$

Nach Anwenden der Additionstheoreme

$$\sin(\delta + \epsilon) \cos(\epsilon) - \sin(\epsilon) \cos(\delta + \epsilon) = \sin(\delta + \epsilon - \epsilon) = \sin(\delta) \text{ und}$$

$$\sin(\delta + \epsilon) \sin(\epsilon) + \cos(\delta + \epsilon) \cos(\epsilon) = \cos(\delta + \epsilon - \epsilon) = \cos(\delta)$$

folgt:

$$\Rightarrow F_n \cdot [-\sin(\epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl1}) + \cos(\epsilon) \cdot (\mu_{fl1} - \mu_h)] + F_{fl2,n} \cdot [\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (-\mu_{fl2} + \mu_{fl1})] = 0 \quad (4.46d)$$

Auflösen nach $F_{fl2,n}$ ergibt:

$$\Rightarrow F_{fl2,n} = F_n \cdot \frac{\sin(\epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl1}) - \cos(\epsilon) \cdot (\mu_{fl1} - \mu_h)}{\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (\mu_{fl1} - \mu_{fl2})} \quad (4.46e)$$

Da beide Führungsleisten eines Werkzeuges in der Regel aus dem gleichen Material bestehen, wird erneut angenommen, dass die gleichen Reibkoeffizienten $\mu_{fl1} = \mu_{fl2} = \mu_{fl}$ vorliegen. Der zweite Summand im Nenner entfällt somit:

$$\Rightarrow F_{fl2,n} = F_n \cdot \frac{\sin(\epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl}) - \cos(\epsilon) \cdot (\mu_{fl} - \mu_h)}{\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl}^2)} \quad (4.46f)$$

Um den Zusammenhang zwischen dem Drehmoment M_z und der Normalkraft auf die Honleiste F_n aufzustellen, werden die Gleichungen (4.44e) und (4.46e) in das Momentengleichgewicht (4.40) eingesetzt:

$$M_z = \frac{d}{2} \cdot \left[\mu_h F_n + \mu_{fl1} F_n \cdot \frac{\sin(\delta + \epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl2}) - \cos(\delta + \epsilon) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_h)}{-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_{fl1})} - \mu_{fl2} \cdot F_n \cdot \frac{\sin(\epsilon) \cdot (1 + \mu_h \mu_{fl1}) - \cos(\epsilon) \cdot (\mu_{fl1} - \mu_h)}{-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2}) + \cos(\delta) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_{fl1})} \right] \quad (4.47a)$$

Erneut wird die Annahme genutzt, dass beide Führungsleisten aus dem selben Material bestehen, das heißt $\mu_{fl1} = \mu_{fl2} = \mu_{fl}$. Zusätzlich wird angenommen, dass die Produkte kleiner Reibwerte $\mu_h, \mu_{fl1}, \mu_{fl2}$ verschwinden:

$$M_z = \frac{d \cdot F_n}{2 \cdot \left(\underbrace{-\sin(\delta) \cdot (1 + \mu_{fl1} \mu_{fl2})}_{\approx 1 | \mu_{fl1} \mu_{fl2} \ll 1} + \underbrace{\cos(\delta) \cdot (\mu_{fl2} - \mu_{fl1})}_{=0 | \mu_{fl1} = \mu_{fl2}} \right)} \cdot \left[\underbrace{-\sin(\delta) \cdot (\mu_h + \mu_h \mu_{fl1} \mu_{fl2})}_{\approx \mu_h | \mu_{fl1} \mu_{fl2} \ll 1} + \underbrace{\cos(\delta) \cdot (\mu_h \mu_{fl2} - \mu_h \mu_{fl1})}_{=0 | \mu_{fl1} = \mu_{fl2}} \right. \\ \left. + \sin(\delta + \epsilon) \cdot \underbrace{(\mu_{fl1} + \mu_h \mu_{fl1} \mu_{fl2})}_{\approx \mu_{fl1} | \mu_h \mu_{fl2} \ll 1} - \cos(\delta + \epsilon) \cdot \underbrace{(\mu_{fl1} \mu_{fl2} - \mu_h \mu_{fl1})}_{\approx 0 | \mu_h \approx \mu_{fl2}} \right. \\ \left. - \sin(\epsilon) \cdot \underbrace{(\mu_{fl2} + \mu_h \mu_{fl1} \mu_{fl2})}_{\approx \mu_{fl2} | \mu_h \mu_{fl1} \ll 1} + \cos(\epsilon) \cdot \underbrace{(\mu_{fl1} \mu_{fl2} - \mu_h \mu_{fl1})}_{\approx 0 | \mu_h \approx \mu_{fl1}} \right] \quad (4.47b)$$

Somit lässt sich die Gleichung in guter Näherung vereinfachen:

$$M_z \approx \frac{d \cdot F_n}{2} \cdot \left[\mu_h + \mu_{fl} \cdot \left(\frac{-\sin(\delta + \epsilon) + \sin(\epsilon)}{\sin(\delta)} \right) \right] \quad (4.47c)$$

Aufgelöst nach der Normalkraft F_n :

$$F_n \approx \frac{2 \cdot M_z}{d} \cdot \left[\mu_h + \mu_{fl} \cdot \left(\frac{-\sin(\delta + \epsilon) + \sin(\epsilon)}{\sin(\delta)} \right) \right]^{-1} \quad (4.47d)$$

Diese Gleichung zeigt den linearen Zusammenhang zwischen dem Drehmoment M_z und der Anpresskraft der Honleiste F_n . Der Proportionalitätsfaktor ist durch die Materialkon-

stanten μ_h und μ_{fl} sowie die Geometriegrößen d , δ und ϵ bestimmt. Für die Annahme konstanter Reibfaktoren ist der gesamte Term mit Ausnahme des Drehmoments M_z konstant, so dass ein lineares Verhalten zwischen M_z und F_n vorliegt.

4.6.2 Kräfteverteilung und Drehmoment beim Mehr-Leisten-Werkzeug

Für die Betrachtung der Kräfte am Mehr-Leisten-Werkzeug wird angenommen, dass an allen m Honleisten die gleichen Kräfte wirken. Abbildung 4.11 zeigt exemplarisch die Kräfte am Mehr-Leisten-Werkzeug für $m = 4$ gleichmäßig über den Umfang des Werkzeuges verteilte Honleisten. Die Normalkraft auf die Honleiste wird mit F_n bezeichnet, die tangentielle Schnittkraft wird mit $F_{c,t}$ bezeichnet. Der Durchmesser des Honwerkzeuges ist d , das Drehmoment um die Achse des Werkzeuges beträgt M_z . Dabei sind die Kräfte mathematisch positiv von 1 bis m indiziert.

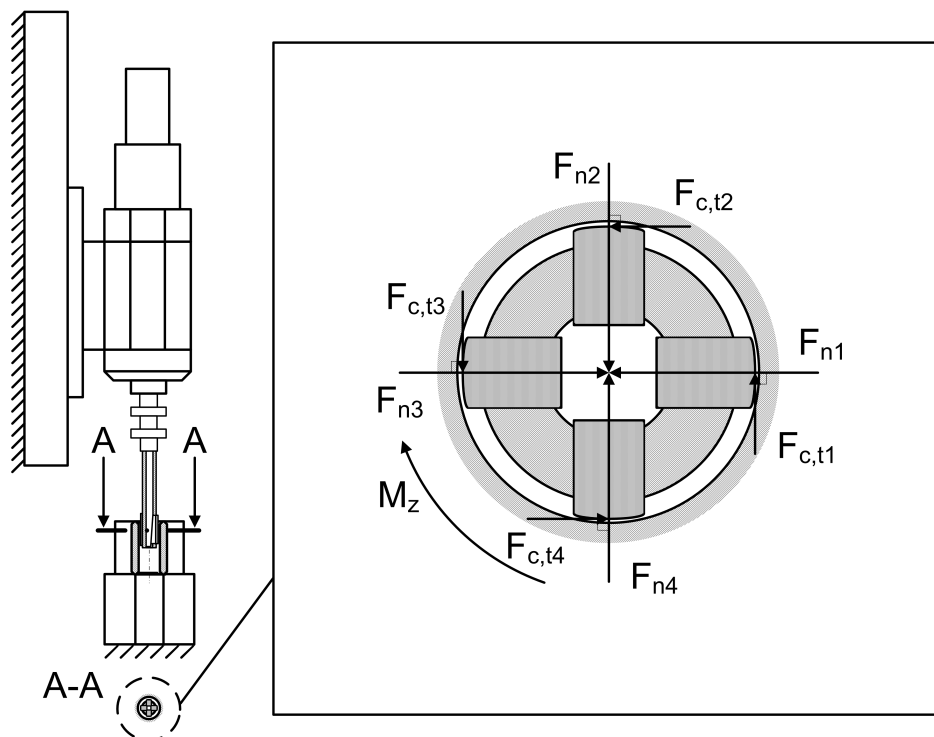


Abbildung 4.11: Schnittdarstellung eines Mehr-Leisten-Werkzeuges in Anlehnung an [MB15a]

Das Gleichgewicht der Momente um den Mittelpunkt des Werkzeuges liefert:

$$M_z = \frac{d}{2} \cdot (F_{c,t1} + F_{c,t2} + \dots + F_{c,tm}) \quad (4.48)$$

Mit Gleichung (4.39) folgt:

$$M_z = \frac{d}{2} \cdot (\mu_h F_{n1} + \mu_h F_{n2} + \dots + \mu_h F_{nm}) \quad (4.49)$$

Wie oben aufgeführt wird angenommen, dass die Kräfte an allen m Honleisten gleichartig wirken ($F_{n1} = F_{n2} = \dots = F_{nm} = F_n$). Die Gleichung lässt sich vereinfachen:

$$M_z = \frac{m \cdot d \cdot \mu_h}{2} \cdot F_n \quad (4.50)$$

Aufgelöst nach der Normalkraft F_n :

$$F_n = \frac{2}{m \cdot d \cdot \mu_h} \cdot M_z \quad (4.51)$$

Analog zum Ein-Leisten-Werkzeug hängt die Normalkraft F_n linear vom Moment um die Werkzeugachse M_z ab. Beim Mehr-Leisten-Werkzeug wird der Proportionalitätsfaktor nur vom als konstant angenommenen Reibwert an der Honleiste μ_h , der Anzahl der Honleisten m und dem Werkzeugdurchmesser d beeinflusst.

4.7 Gieren der Honleiste im Werkzeug

Um eine Honleiste aus dem Werkzeugkörper radial expandieren zu können, muss die Leiste in tangentialer und axialer Richtung ein minimal geringeres Maß aufweisen als die Nut, in der die Leiste im Werkzeug eingepasst ist. Dies ist den Fertigungstoleranzen von Leiste und Nut im Körper geschuldet, damit keine Verklemmung oder übermäßige Reibung auftreten.

Ist das tangential Spiel der Honleiste in der Nut jedoch zu groß, kann es zu einem tangentialen Verkippen entgegen der Drehrichtung des Werkzeuges kommen. Diese Bewegung der Leiste um die Werkzeugachse herum wird als Gieren bezeichnet. Sie bewirkt durch die geometrische Änderung des resultierenden Werkzeugdurchmessers eine unerwünschte Zustellung und somit steigende Normalkräfte. Weiterhin ist die Kontaktbreite zwischen Werkstück und Honleiste geringer als die Breite der Honleiste b_H , im Extremfall wird aus dem Flächenkontakt zwischen Werkstück und Honleiste ein Linienkontakt parallel zur Werkzeugachse. Die geänderten Kräfte und Kontaktverhältnisse beeinflussen den Zerspanungsvorgang, reduzieren die Prozesssicherheit und sind daher unerwünscht. Um das Gieren verhindern zu können soll im Folgenden untersucht werden, unter welchen Bedingungen es auftreten kann.

Zettel beschreibt die Bedingungen für das Zustandekommen einer periodischen Schwin-

gung um den Schwerpunkt der Honleiste beim Honen von Zylinderbuchsen mit dem Durchmesser 52 mm. Er legt dar, dass eine periodische Schwingung in der vorliegenden Konfiguration existieren kann und tendenziell eine abnehmende Amplitude zeigt. Nach seiner Untersuchung führt ein erhöhtes Tangentialspiel zu einer höheren Schwingungsamplitude und verringerten Frequenz im Vergleich zu einem engeren Spiel. [Zet74, S. 117 ff.]

Mushardt hat untersucht, ob ein Wechsel der Drehrichtung des Honwerkzeuges einen Einfluss auf das Selbstschärfverhalten einer Honleiste hat. Er hat dabei herausgefunden, dass bei dem verwendeten Honwerkzeug die Leisten gieren konnten, wodurch sich die Kontaktfläche zum Werkstück geändert hat und eine charakteristische Verschleißkontur auf der Honleiste abgebildet wurde. Zu Beginn des Drehrichtungswechsels hat sich darüber hinaus ein instationäres Verhalten der Zerspanung gezeigt, das durch die instationären Kontaktbedingungen zwischen Honleiste und Werkstück erklärbar ist. [Mus86, S. 53 ff.]

Abweichend zu Zettel soll hier die Grenzwertbetrachtung durchgeführt werden, wann ein Verkappen der Honleiste um den Winkel ψ in der Nut möglich ist. Abbildung 4.12 zeigt die geometrischen Verhältnisse.

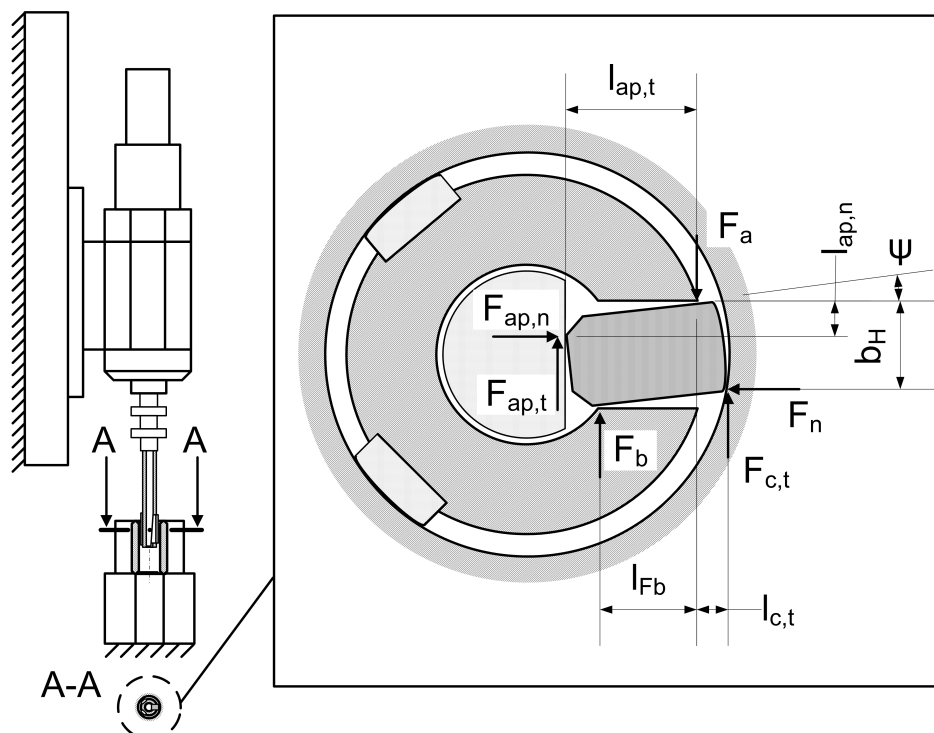


Abbildung 4.12: Kräfte und Längen beim tangentialen Verkappen der Honleiste nach [MB15b]

Wenn die Honleiste durch das auf die Leiste wirkende Drehmoment um den Winkel ψ giert, legt sie sich an zwei Punkten A und B am Werkzeugkörper an. Hier wirken die Lagerkräfte F_a und F_b . Weiterhin liegt die Leiste an der Bohrungswand und am Zustellkonus an, hier wirken die Normalkräfte F_n und $F_{ap,n}$ sowie die Tangentialkräfte $F_{c,t}$ und $F_{ap,t}$. Der Winkel ψ wird als $\ll 5^\circ$ angenommen, daher wird die trigonometrische Skalierung der Maße durch die Rotation der Honleiste um den Winkel ψ in Abbildung 4.12 vernachlässigt. Der horizontale Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$ wird mit $l_{ap,t}$ bezeichnet, der Abstand zwischen F_a und F_b mit l_{Fb} sowie der Abstand zwischen F_a und $F_{c,t}$ mit $l_{c,t}$. Die vertikalen Abstände zwischen dem Angriffspunkt von F_a und F_n sowie F_a und $F_{ap,n}$ sind die Breite der Honleiste b_H sowie $l_{ap,n}$.

Das Kräftegleichgewicht in horizontaler Richtung ergibt:

$$\rightarrow: F_{ap,n} = F_n \quad (4.52)$$

Das Kräftegleichgewicht in vertikaler Richtung ergibt:

$$\uparrow: F_{ap,t} - F_a + F_b + F_{c,t} = 0 \quad (4.53a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$, (4.52) und $F_{c,t} = \mu_h \cdot F_n$ folgt:

$$\Leftrightarrow \mu_{Stahl} \cdot F_n - F_a + \overbrace{F_b}^{=0|\psi=0} + \mu_h \cdot F_n = 0 \quad (4.53b)$$

$$\Leftrightarrow F_a = (\mu_{Stahl} + \mu_h) \cdot F_n \quad (4.53c)$$

Es wird hierbei angenommen, dass die Leiste nicht giert, der Winkel ψ somit 0° ist und die Leiste im Punkt B keinen Kontakt hat.

Das Gieren der Leiste kann nicht auftreten, wenn die rechtsdrehenden Momente um den Punkt A in Abbildung 4.12 die linksdrehenden Momente übersteigen. Daher wird folgende Ungleichung für die Momente gefordert:

$$\overset{\uparrow}{\circ} \geq \overset{\downarrow}{\circ}: F_{ap,t} \cdot l_{ap,t} + F_n \cdot b_H + F_b \cdot l_{Fb} \geq F_{ap,n} \cdot l_{ap,n} + F_{c,t} \cdot l_{c,t} \quad (4.54a)$$

mit $F_{ap,t} = \mu_{Stahl} \cdot F_{ap,n}$, (4.52) und $F_{c,t} = \mu_h \cdot F_n$ folgt:

$$\Leftrightarrow \mu_{Stahl} \cdot F_n \cdot l_{ap,t} + F_n \cdot b_H + \overbrace{F_b}^{=0 | \psi=0} \cdot l_{Fb} \geq F_n \cdot l_{ap,n} + \mu_h \cdot F_n \cdot l_{c,t} \quad (4.54b)$$

unter der Bedingung, dass $F_n > 0$ ist, folgt

$$\Leftrightarrow \mu_{Stahl} \cdot l_{ap,t} + b_H \geq l_{ap,n} + \mu_h \cdot l_{c,t} \quad (4.54c)$$

$$\Leftrightarrow \mu_{Stahl} \cdot l_{ap,t} + b_H - l_{ap,n} \geq \mu_h \cdot l_{c,t} \quad (4.54d)$$

unter der Bedingung, dass $\mu_h > 0$ ist, folgt

$$\Leftrightarrow \frac{\mu_{Stahl} \cdot l_{ap,t} + b_H - l_{ap,n}}{\mu_h} \geq l_{c,t} \quad (4.54e)$$

Dies stellt die Bedingung dar, die erfüllt sein muss, um das Gieren der Honleiste auszuschließen. Neben den geometrischen Größen ist das Auftreten des Gierens nur von den Reibwerten abhängig.

Tabelle 4.5 verdeutlicht die Größenordnung der Werte bei einem serienmäßigen Ein-Leisten-Werkzeug für Bohrungsdurchmesser $d = 8$ mm.

Tabelle 4.5: Beispielwerte für das Gieren der Honleiste bei einem Ein-Leisten-Werkzeug 1L8,0/20-17A der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
μ_h	Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück	0.2	
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	
b_H	Breite der Honleiste	3.0	mm
$l_{ap,n}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,n}$	1.2	mm
$l_{ap,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$	3.9	mm
$l_{c,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{c,t}$	0.3	mm

Einsetzen in Gleichung (4.54e) liefert die Bedingung dafür, dass die Leiste nicht giert:

$$\frac{0,1 \cdot 3,9 + 3 - 1,2}{0,2} \geq 0,3 \quad (4.55a)$$

$$\Leftrightarrow 10,95 \geq 0,3 \quad (4.55b)$$

In diesem Beispiel kann das Gieren der Honleiste ausgeschlossen werden, da die Bedingung aus Gleichung (4.55a) sicher erfüllt ist. Die Neigung der Honleiste zum Gieren erhöht sich, wenn b_H oder $l_{ap,t}$ vergrößert werden oder wenn $l_{c,t}$ oder $l_{ap,n}$ verkleinert werden.

Um die Beträge der beteiligten Größen bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug zu veranschaulichen gibt Tabelle 4.6 Beispielwerte für ein Fünf-Leisten-Werkzeug mit Bohrungsdurchmesser $d = 25,0$ mm.

Tabelle 4.6: Beispielwerte für das Gieren der Honleiste bei einem Mehr-Leisten-Werkzeug 5L25,0/50-18 der Fa. Kadia

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
μ_h	Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück	0.2	
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	
b_H	Breite der Honleiste	3.0	mm
$l_{ap,n}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,n}$	2.0	mm
$l_{ap,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$	7.9	mm
$l_{c,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{c,t}$	2.5	mm
m	Anzahl der Honleisten	5	

Einsetzen in Gleichung (4.54e) liefert die Bedingung, damit die Leiste nicht giert:

$$\frac{0,1 \cdot 7,9 + 3,0 - 2,0}{0,2} \geq 2,5 \quad (4.56a)$$

$$\Leftrightarrow 8,95 \geq 2,5 \quad (4.56b)$$

In diesem Beispiel kann das Gieren der Honleiste ebenfalls ausgeschlossen werden, da die Bedingung aus Gleichung (4.56a) sicher erfüllt ist.

Abbildung 4.13 zeigt den Einfluss der einzelnen Parameter aus Gleichung (4.54e) auf das Verhindern des Gierens. Dazu ist Gleichung (4.54e) durch $l_{c,t}$ dividiert und das Ergebnis für die Beispielwerte aus Tabelle 4.6 graphisch dargestellt. In jedem Teilbild erstreckt sich die x-Achse auf $\pm 50\%$ um den jeweiligen Parameter aus Gleichung (4.55a). Die anderen Werte sind Tabelle 4.5 entnommen. Alle y-Achsen sind gleich skaliert.

Eine Reduktion des Reibwertes μ_{Stahl} , der Länge $l_{ap,t}$ oder der Breite der Honleiste b_H bewirkt eine lineare Reduktion des Schutzes vor Gieren der Honleiste, wobei in dieser Konfiguration die Breite der Honleiste den stärksten Einfluss hat. Eine Reduktion der Länge $l_{ap,n}$ würde zu einer linearen Erhöhung des Schutzes vor Gieren führen. Eine Re-

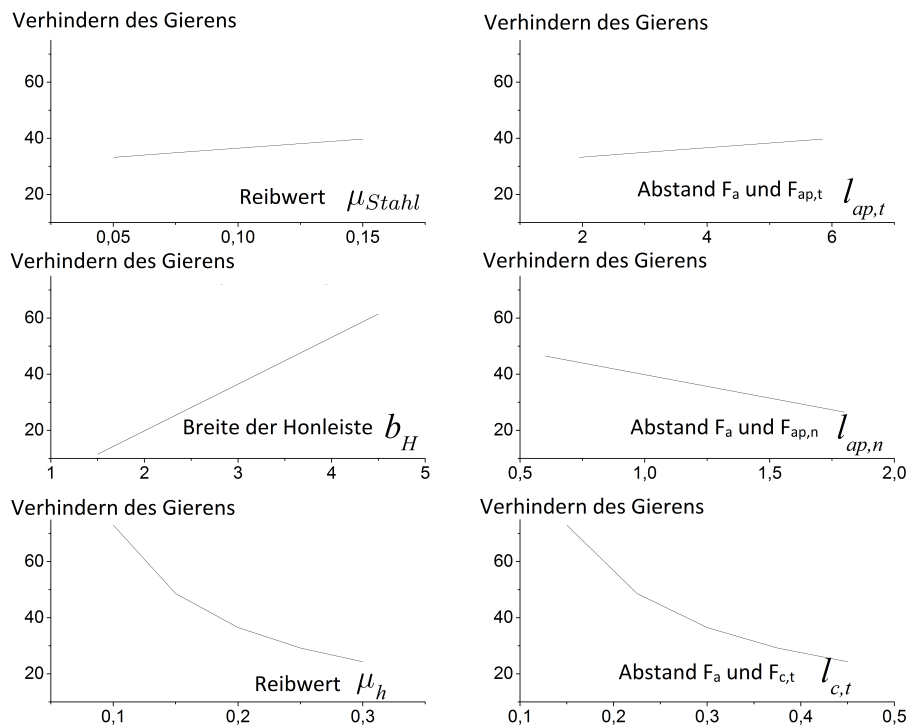


Abbildung 4.13: Einfluss der Parameter auf das Verhindern des Gierens nach [MB15b]

duktion des Reibwertes μ_h oder der Länge $l_{c,t}$ würde zu einer hyperbolischen Erhöhung des Schutzes vor Gieren führen.

4.8 Fazit

In diesem Abschnitt wurden die Kontaktlänge zwischen Werkstück und Honleiste, die Normalkraft berechnet aus der Zustellkraft und die Normalkraft berechnet aus dem Spindeldrehmoment hergeleitet. Zusätzlich wurden die Störeinflüsse der Selbsthemmung, der elastischen Verformung des Werkzeuges, axialer Bewegung der Honleiste im Werkzeug sowie des Gierens der Honleiste im Werkzeug eingeführt.

Mit Kenntnis dieser Zusammenhänge ist es nun möglich, den Zustand an der Honleiste (v_c, p_n) aus den messbaren und der Maschine bekannten Größen ($z(t), n, M_z$) zu rekonstruieren. Neben der Berechnung des Schnittdrucks über das Spindeldrehmoment ist auch die Berechnung aus der Zustellkraft F_k möglich. Aufgrund der in diesem Kapitel gezeigten Störeinflüsse bietet es sich jedoch an, das Spindeldrehmoment M_z zu nutzen um die Führungsgröße des Honprozesses zu rekonstruieren.

Die Zustellkraft F_k kann in einer weiteren Ausgestaltung dazu genutzt werden, zusätzlich

den Reibfaktor μ_h zu rekonstruieren. Dieser kann ein Maß für die Schneidfähigkeit der Honleiste sein.

5 Experimentelle Untersuchung der Störeinflüsse

Nachdem im vorherigen Kapitel unterschiedliche Störeinflüsse beschrieben wurden, die das Übertragungsverhalten zwischen Maschine und Zerspanungsstelle beeinflussen können, sollen die Auswirkungen der Störeinflüsse auf die Bearbeitung nun soweit wie möglich experimentell nachgewiesen werden. Dazu wird ausgehend von einem Standard-Parametersatz der jeweilige Störeinfluss gezielt simuliert, um die Auswirkungen vergleichen zu können.

Hier soll der qualitative Verlauf des Spindeldrehmoments und der Zustellkraft gezeigt werden, ohne daraus jedoch auf Basis statistischer Auswertung einer großen Anzahl von Werkstücken ein quantitatives Verhalten abzuleiten. Daher wurde auf umfangreiche Versuchsreihen mit mehrfacher Wiederholung verzichtet. Stattdessen wurden Prozesseinstellungen für die Referenzbearbeitung gewählt, die einer Großserien-Anwendung aus der industriellen Praxis entsprechen und daher als ausreichend empirisch validiert angesehen werden.

5.1 Standard-Parameter

Die Vergleichsbasis der in den folgenden Abschnitten untersuchten Messungen ist jeweils die in diesem Abschnitt beschriebene Referenz-Messung. Sie wurde unter den in Tabelle 5.1 aufgeführten Bedingungen durchgeführt. Um vergleichbare Zerspanungsbedingungen unabhängig vom Durchmesser des jeweiligen Werkstücks zu erzeugen, wurde sowohl bei der Referenzmessung als auch bei den folgenden Messungen bei jedem Werkstück die Bohrungswand gesucht. Als Kriterium zum Finden der Bohrungswand wird gesetzt, dass die Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ eine vorgegebene Kraftschwelle $F_{f,wz}$ übersteigt. Ab dieser Zustellposition beginnt die Zerspanung des vorgegebenes Aufmaßes von $s_{f,d} = 10 \mu\text{m}$ mit weggeführter Zustellung. Abhängig von den Prozesskräften stellt sich daraus ein Materialabtrag Δd ein, der jeweils angegeben ist.

Der grundsätzliche zeitliche Prozessablauf von Oszillation, Rotation und Zustellung entspricht Abbildung 2.2. Der resultierende Verlauf des Spindeldrehmoments M_z und der Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ sind in Abbildung 5.1 gezeigt. Der Kraftwert, bei dem das Anlegen beendet ist und die Zustellung beginnt ist als horizontale Linie eingetragen.

Tabelle 5.1: Standard-Parameter für die experimentelle Untersuchung

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
	Honmaschine	LH30/300R	
	Hersteller	Kadia	
	Werkstoff	16MnCr5	
	Härte	60 0/+2	HRC
	Werkzeug	1L8,0/20-17A	
	Werkzeug-Nummer	39790	
	Honleiste	B91/8014/8/50	
	Führungsleisten	D76/710/6/100	
γ	Konuswinkel	2.5	°
b_H	Breite der Honleiste	3.0	mm
d	Nenn Durchmesser der bearbeiteten Bohrung	7.966	mm
Δd	Materialabtrag	10	μm
$F_{f,WZ}$	Kraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen	80	N
l_B	Länge der zu honenden Bohrung	50	mm
l_H	Länge der Honleiste	20	mm
m	Anzahl der Honleisten	1	
n	Drehzahl des Honwerkzeuges	1600	$\frac{1}{\text{min}}$
Δs_a	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeug	0.0	μm
$\Delta s_{f,d}$	Zustellung des Honwerkzeuges pro Schritt	0.5	μm
t_{f0}	Ausfeuerzeit am Ende der Bearbeitung	2.0	s
Δt_f	Pausenzeit zwischen den Zustellschritten	0.25	s
$z(t)$	Position der Oszillationsachse	621,5 bis 665,5	mm
\dot{z}_{max}	Maximale Geschwindigkeit der Oszillation	260	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$
$\ddot{z}(t)$	Beschleunigung der Oszillationsachse	5000	$\frac{\text{mm}}{\text{s}^2}$

Sowohl die Zustellkraft als auch das Spindeldrehmoment zeigen eine Beeinflussung durch die Oszillation. Insbesondere zu Beginn kann diese periodische Schwankung gut beobachtet werden. Während des Suchens der Bohrungswand steigt die mittlere Zustellkraft linear an. Das mittlere Spindelmoment steigt bereits kurz vor Erkennen der Bohrungswand ebenfalls an. Nach Überschreiten der Kraft $F_{f,WZ}$ verläuft das mittlere Spindelmoment über die Bearbeitungszeit linear, die Beeinflussung durch die Oszillationsbewegung ist stärker ausgeprägt als zu dem Zeitpunkt, an dem die Honleiste noch nicht an der Bohrungswand angelegen hat. Die taktende Zustellbewegung bewirkt zusätzliche Peaks in der Zustellkraft während der Bearbeitung, die sich jedoch nicht im Spindeldrehmoment bemerkbar machen. Am Ende der Zustellung folgt das Ausfeuern ohne Zustellung. Hier treten keine Peaks in der Zustellkraft mehr auf. Der Betrag der mittleren Zustellkraft baut sich langsam ab, das mittlere Moment am Spindelmotor bleibt jedoch konstant.

Wie zuvor erwähnt, entstammen die gewählten Prozessparameter einem Großserienpro-

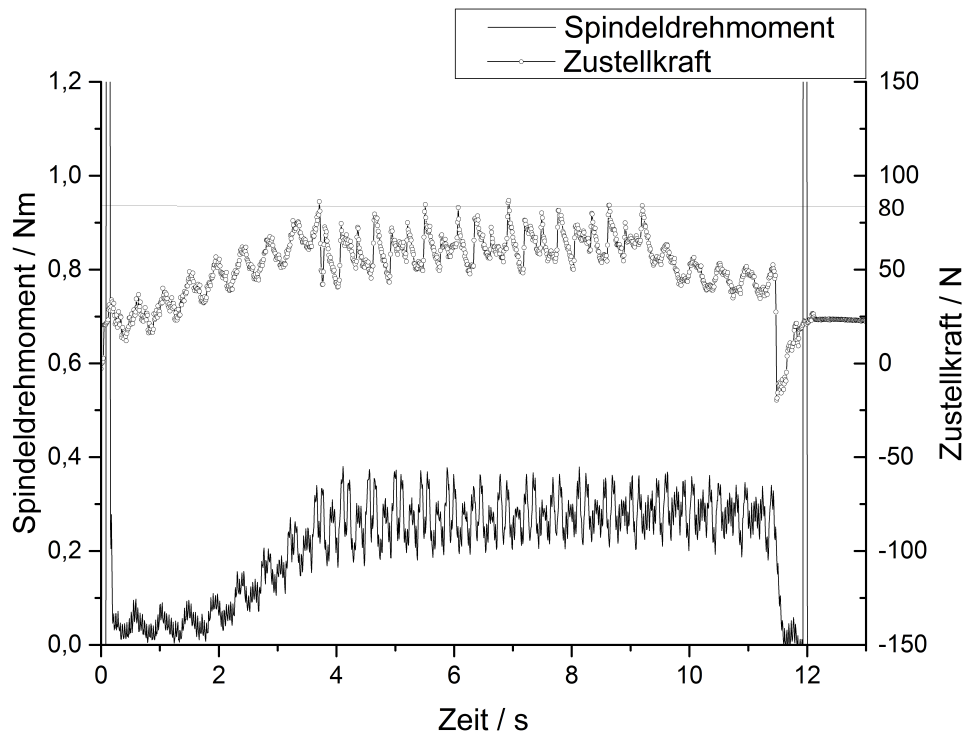


Abbildung 5.1: Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei Standard-Parametern gemäß Tabelle 5.1, Werkstück K3-082_001

zess und sind daher das Ergebnis mehrerer Iterationen und wiederholter Optimierungen. Insbesondere der konstante Verlauf des mittleren Spindeldrehmoments über die Bearbeitungszeit und die vergleichsweise geringe Schwankung kann aus zerspanungstechnischer Sicht als sehr gut angesehen werden.

5.2 Selbsthemmung am Zustellkonus

Wie in Abschnitt 4.3.1 gezeigt wurde, befindet sich das im Referenz-Versuch genutzte Werkzeug vollständig im Bereich der Selbsthemmung. Aufgrund der vorliegenden langen, schlanken Bohrung ist ein Werkzeug, das nach theoretischer Betrachtung einen vernachlässigbaren Einfluss der Selbsthemmung aufweist, konstruktiv sehr schwer umsetzbar. Dies liegt darin begründet, dass der Bohrungsdurchmesser nicht ausreicht, um einen hohen Konuswinkel über die Länge der Honleiste aufzunehmen. Um die Selbsthemmung zumindest zu reduzieren, wurden die in Tabelle 5.2 genannten Parameter genutzt.

Das in diesem Versuch verwendete Werkzeug unterscheidet sich nur im Konuswinkel

Tabelle 5.2: Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung der Selbsthemmung

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
	Werkzeug	1L8,0/20-17	
	Werkzeug-Nummer	39792	
γ	Konuswinkel	6.0	°
d	Nenndurchmesser der bearbeiteten Bohrung	8.006	mm
Δd	Materialabtrag	15	μm
$F_{f,WZ}$	Kraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen	160	N

von dem Werkzeug der Referenzbearbeitung. Aus der theoretischen Betrachtung in Abschnitt 4.3 folgt, dass bei dem hier verwendeten Werkzeug noch immer Selbsthemmung vorliegt, auch wenn der Abstand zum theoretischen Eintreten verringert ist. Einsetzen in Gleichung (4.16c) liefert:

$$6,0^\circ \leq \underbrace{\arctan(0,2)}_{\approx 11,31^\circ} \quad (5.1)$$

Das bearbeitete Werkstück weist bedingt durch die Vorbearbeitung einen größeren Durchmesser auf, wodurch die Feder am Werkzeuganschluss stärker komprimiert werden muss als bei der Referenzbearbeitung. Um dies auszugleichen und trotz größerem Konuswinkel einen vergleichbaren Schnittdruck an der Honleiste zu erreichen, wurde beim Anlegen des Werkzeuges eine höhere Kraftschwelle vorgegeben.

Aus der theoretischen Betrachtung ist zu erwarten, dass sich mit diesem Werkzeug ein ähnlicher Verlauf der Prozesskräfte einstellt wie bei der Referenzbearbeitung. Lediglich die Zustellkraft auf das Werkzeug muss höher sein, da einerseits die stärkere Kompression der Feder am Werkzeuganschluss ausgeglichen werden muss, andererseits durch den höheren Konuswinkel die axiale Kraft auf den Zustellkonus höher sein muss, um die gleiche Normalkraft und somit den gleichen Schnittdruck zu erreichen. Abbildung 5.2 zeigt den Verlauf des Spindeldrehmoments M_z und der Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ für reduzierte Selbsthemmung.

Der Verlauf der Zustellkraft auf das Werkzeug ist bei diesem Versuch vergleichbar mit der Referenzbearbeitung, lediglich der Wert ist höher. In der Abbildung ist die Lage des Nullpunktes der Zustellkraft verschoben, damit die beiden Graphen besser unterscheidbar sind. Das Spindeldrehmoment jedoch zeigt einen signifikant abweichenden Verlauf. Der Betrag des Spindeldrehmoments ist deutlich höher und fällt im Verlauf der Bearbeitung ab. Das Abfallen der Zustellkraft während des Ausfeuerns bewirkt bei diesem Versuch, dass das Spindeldrehmoment ebenfalls stark abfällt. Da durch ähnliche Normalkräfte an der Honleiste und somit einen vergleichbaren Schnittdruck ein deutlich höheres Drehmo-

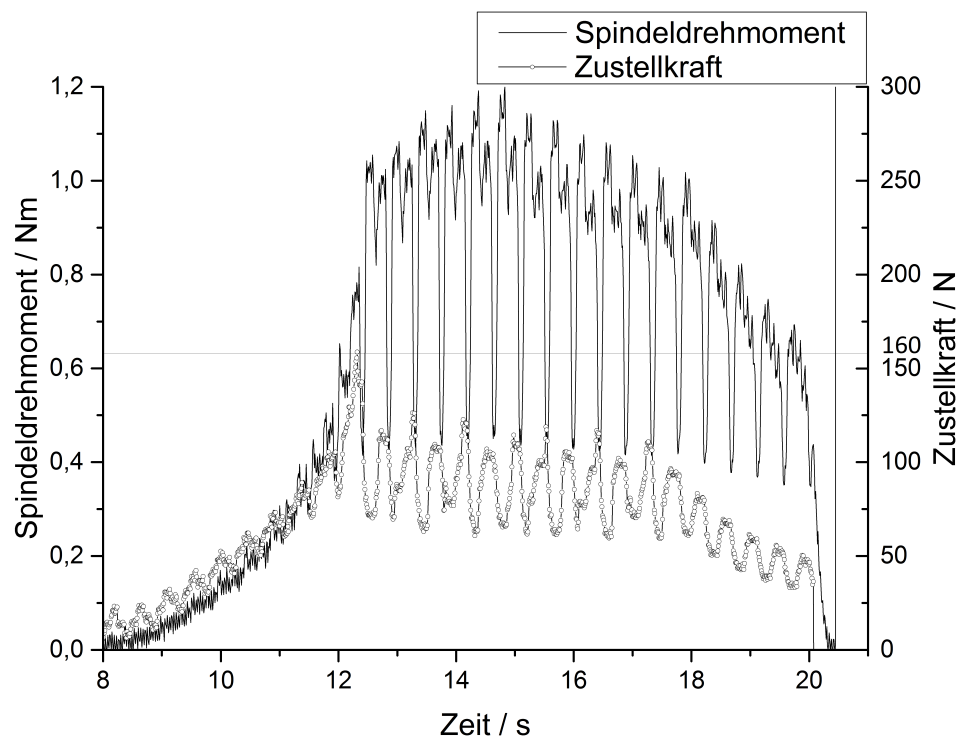


Abbildung 5.2: Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei reduzierter Selbsthemmung gemäß Tabelle 5.2, Werkstück K2-082_001

ment am Spindelmotor aufgetreten und gleichzeitig während der Ausfeuerzeit ein starkes Abfallen des Spindelmoments und der Zustellkraft sichtbar ist, liegt die Vermutung nahe dass die Schneidfähigkeit dieses Werkzeuges deutlich höher ist als die des Referenzwerkzeugs. Ursache hierfür kann der Eingangszustand des Werkzeuges sein. Für die erhöhte Schneidfähigkeit spricht außerdem der höhere Materialabtrag, der in dieser Bearbeitung gemessen wurde. Die erhöhte Schneidfähigkeit des Werkzeuges bewirkt durch die wechselnde Richtung der Schittgeschwindigkeit nicht nur stärkere tangentielle Schnittkräfte, sondern auch erhöhte axiale Schnittkräfte. Dies beeinflusst die elastische Verformung des Werkzeuges und erklärt, warum der Verlauf des Spindeldrehmoments stärkere Schwankungen aufweist als die Referenzbearbeitung. Eine genauere Untersuchung hat gezeigt, dass dieses Abfallen des Spindeldrehmoments mit den unteren Umsteuerpunkten der Oszillationsbewegung korreliert.

Es muss jedoch festgehalten werden, dass die Ergebnisse dieses Versuchs nicht eindeutig dahingehend interpretiert werden können, dass ein kausaler Zusammenhang zwischen einem reduzierten Einfluss der Selbsthemmung und dem Verlauf des Spindelmoments besteht. Vielmehr scheint es so zu sein, dass innerhalb der konstruktiven Randbedingungen dieses Versuches sowohl ein Verhindern der Selbsthemmung als auch eine

Separation von anderen Einflüssen auf die Bearbeitungskräfte nicht vollständig möglich ist.

5.3 Elastizität im Zustellstrang

Um den Einfluss der Elastizität zu untersuchen wäre es notwendig, ein Werkzeug zu verwenden das sich lediglich in den Steifigkeiten von Rohrkörper und Zustellkonus stark von der Referenzbearbeitung unterscheidet. Da ein solches Werkzeug aus konstruktiven Gründen (Länge und Durchmesser der Bohrung, notwendiger Überlauf am unteren Ende der Bohrung und damit Mindestlänge des Rohrkörpers) nicht existiert, wurde die Referenzbearbeitung dahingehend abgewandelt, dass höhere Prozesskräfte gewählt wurden. Dazu wurde im Vergleich mit der Referenzbearbeitung die Kraftschwelle zum Finden der Bohrungswand erhöht. Der Bearbeitungsdurchmesser entspricht dem Referenzversuch, so dass keine stärkere Kompression der Feder am Werkzeug auftritt. In Verbindung mit dem niedrigen Konuswinkel stellt sich eine erhöhte Kraft an der Honleise und somit ein erhöhter Schnittdruck ein. Daraus folgen erhöhte axiale Schnittkräfte, so dass stärkere Verformungen von Rohrkörper und Konus in Abhängigkeit von der Oszillation auftreten. Die in diesem Versuch abgeänderten Parameter sind in Tabelle 5.3 gegeben.

Tabelle 5.3: Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung der Elastizität im Zustellstrang

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
d	Nenn Durchmesser der bearbeiteten Bohrung	7.996	mm
Δd	Materialabtrag	25	μm
$F_{f,WZ}$	Kraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen	140	N

Anhand der theoretischen Betrachtung im vorherigen Kapitel ist zu erwarten, dass der Einfluss der Oszillation auf den Schnittdruck bei dieser Bearbeitung verstärkt ist. In Gleichung (4.28b) wurde jedoch auch gezeigt, dass die Änderung der Zustellposition durch die elastische Verformung bei diesem Werkzeug geringer ist als die Höhe eines Zustellschrittes, so dass nur eine geringfügige Verstärkung des Oszillationseinflusses auf das Spindeldrehmoment eintreten wird. Abbildung 5.3 zeigt den Verlauf des Spindeldrehmoments M_z und der Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ für erhöhte Prozesskräfte. Im Vergleich zur Referenzbearbeitung ist sichtbar, dass die Schwankung der Zustellkraft durch den Einfluss der Oszillation stärker ist, die einzelnen Zustellschritte einen stärkeren Anstieg der Zustellkraft verursachen und der Betrag der Zustellkraft höher liegt. Das

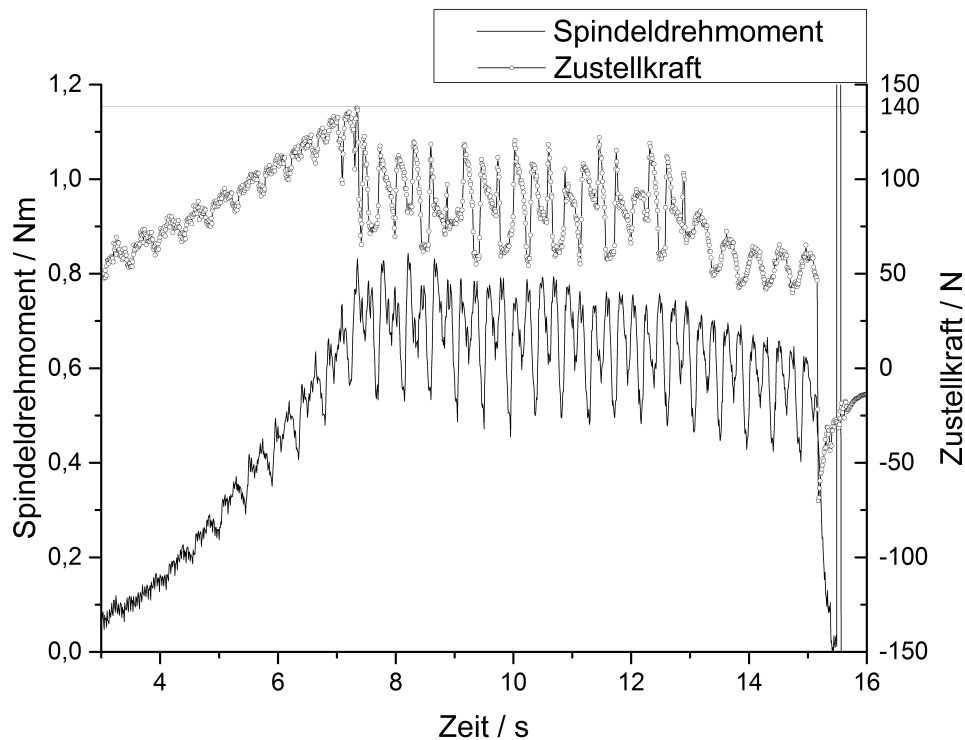


Abbildung 5.3: Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei höherer elastischer Verformung im Werkzeug gemäß Tabelle 5.3, Werkstück K3-055_001

Spindeldrehmoment zeigt ebenfalls einen im Vergleich zur Referenzbearbeitung erhöhten Einfluss der Oszillation und weist einen höheren Betrag als bei der Referenzbearbeitung auf. Während des Ausfeuerns fällt das Spindeldrehmoment leicht ab. Der relativ hohe Materialabtrag, der im Anschluss an die Bearbeitung gemessen wurde, kann auf die im Vergleich zur Referenzbearbeitung deutlich erhöhten Zustellkräfte zurückgeführt werden, woraus ein konstant hoher Schnittdruck resultiert.

5.4 Axiales Spiel der Honleiste

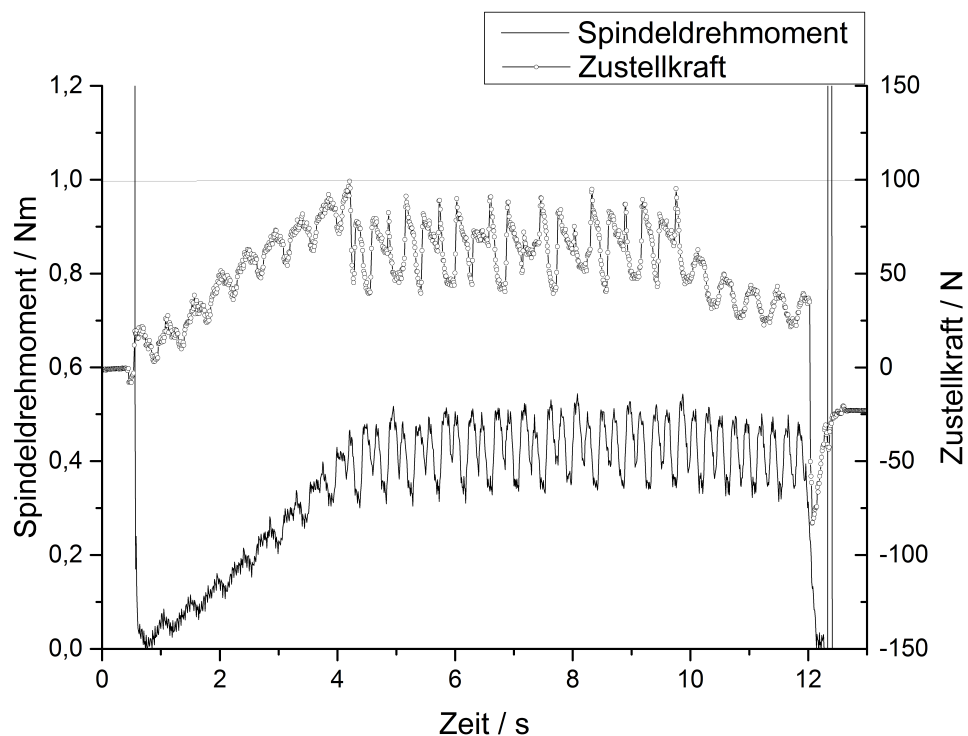
Im Abschnitt 4.5.1 wurde gezeigt, dass für das in den Referenzversuchen genutzte Werkzeug eine axiale Bewegung der Honleiste auf dem Konus theoretisch möglich ist. Um das axiale Bewegen der Leiste zu ermöglichen, wurde eine Honleiste gleicher Spezifikation eingesetzt, bei der jedoch die Länge der Honleiste l_H um $100\ \mu\text{m}$ gekürzt wurde. Tabelle 5.4 gibt die in diesem Versuch abgeänderten Parameter.

Aus der theoretischen Betrachtung in Abschnitt 4.5.1 folgt, dass die axiale Bewegung der

Tabelle 5.4: Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung des axialen Spiels der Honleiste

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
d	Nenn Durchmesser der bearbeiteten Bohrung	7.966	mm
Δd	Materialabtrag	10	μm
$F_{f,WZ}$	Kraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen	100	N
Δs_a	Axiales Spiel der Honleiste im Werkzeug	100.0	μm

Honleiste eine Änderung der Zustellposition um $4,4 \mu\text{m}$, abhängig von der Oszillationsgeschwindigkeit, bewirkt. Dies beeinflusst die Zustellkraft und den Schnittdruck an der Honleiste. Insbesondere ist zu erwarten, dass der Einfluss der Oszillation deutlich stärker ist als der Einfluss der jeweiligen Zustellschritte. Abbildung 5.4 zeigt den Verlauf des Spindeldrehmoments M_z und der Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ für ermöglichtes Axialspiel.

Abbildung 5.4: Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei ermöglichtem Axialspiel der Honleiste gemäß Tabelle 5.4, Werkstück K3-084_001

Bei diesem Versuch ist bei vergleichbaren Zustellkräften lediglich eine geringe Erhöhung des Spindeldrehmoments im Vergleich zur Referenzbearbeitung sichtbar. Die aus den theoretischen Überlegungen erwartete starke Beeinflussung der Aufweitposition durch

die Oszillation bewirkt eine geringfügig stärkere Schwankung der Zustellkraft und des Spindeldrehmoments als bei der Referenzbearbeitung. Der erwartete um ein Mehrfaches stärkere Einfluss der Oszillation im Vergleich zu den Zustellschritten ist jedoch nur bedingt sichtbar. Ursache hierfür könnte ein teilweises Ausgleichen der erhöhten Zustellposition durch ein kurzzeitiges tieferes Eindringen der Schneidkörner in das Werkstück sein, was durch ein dämpfendes Verhalten von Werkzeugkörper und Spindelmotor nicht vollständig am Spindeldrehmoment sichtbar ist. Um dies zu verifizieren sind jedoch weitergehende Untersuchungen notwendig.

5.5 Gieren der Honleiste

In Abschnitt 4.7 wurde gezeigt, dass für das hier verwendete Werkzeug Gieren grundsätzlich ausgeschlossen werden kann. Um dennoch den Einfluss des Gierens simulieren zu können, wurde ein Honleiste dahingehend präpariert, dass die Breite der Honleiste um $100\ \mu\text{m}$ reduziert wurde und die Auflagefläche am Konus schmaler gefeilt wurde, um $l_{ap,n}$ auf $1,5\ \mu\text{m}$ zu erhöhen. Zusätzlich wurde ein Werkstück mit großem Durchmesser gehont, damit $l_{c,t}$ ebenfalls größer wurde. Tabelle 5.5 zeigt die in diesem Versuch angepassten Parameter.

Tabelle 5.5: Abgewandelte Parameter im Vergleich zur Referenzbearbeitung für die experimentelle Untersuchung des Gierens der Honleiste

Symbol	Bedeutung	Wert	Einheit
μ_h	Reibwert zwischen Honleiste und Werkstück	0.2	
μ_{Stahl}	Reibwert Stahl auf Stahl	0.1	
b_H	Breite der Honleiste	2.9	mm
d	Nenndurchmesser der bearbeiteten Bohrung	7.983	mm
Δd	Materialabtrag	10	μm
$F_{f,WZ}$	Kraft am Werkzeuganschluss zum Anlegen	140	N
$l_{ap,n}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$	1.5	mm
$l_{ap,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{ap,t}$	3.9	mm
$l_{c,t}$	Abstand zwischen F_a und $F_{c,t}$	0.5	mm

Nach der theoretischen Betrachtung zeigt Einsetzen in Gleichung (4.54e), dass die Leiste

auch nach dem Präparieren nicht giert, auch wenn die Sicherheit vor Gieren hier geringer ist als im Beispiel in Abschnitt 4.7:

$$\frac{0,1 \cdot 3,9 + 2,9 - 1,5}{0,2} \geq 0,5 \quad (5.2a)$$

$$\Leftrightarrow 8,95 \geq 0,5 \quad (5.2b)$$

Abbildung 5.5 zeigt den Verlauf des Spindeldrehmoments M_z und der Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ für die im Hinblick auf ermöglichtes Gieren präparierte Honleiste im Werkzeugkörper.

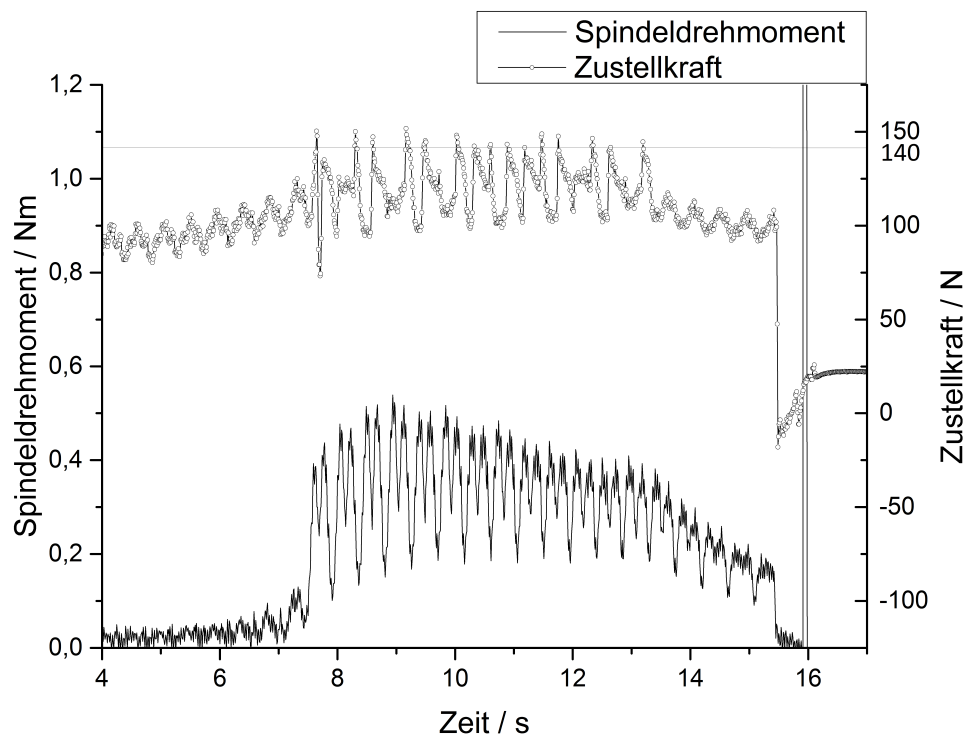


Abbildung 5.5: Verlauf von Spindeldrehmoment M_z und Zustellkraft am Werkzeuganschluss $F_{f,wz}$ bei ermöglichtem Gieren der Honleiste gemäß Tabelle 5.5, Werkstück K3-089_001

In diesem Versuch ist trotz konstantem Verlauf der mittleren Zustellkraft eine Reduktion des mittleren Spindeldrehmoments über die Bearbeitungszeit sowie eine Reduktion der Schwankung des Spindeldrehmoments sichtbar. Dies kann bei einer seitlich kippenden Leiste erklärt werden durch ein anfängliches Aufstellen der Honleiste und ein verstärktes Verschleiß der dann vorstehenden Kante. Obwohl nach theoretischen Gesichtspunkten das Gieren noch nicht ermöglicht ist, spricht die Messung dafür, dass es trotzdem auf-

getreten ist. Diese Diskrepanz zwischen dem theoretischen und praktischen Ergebnis ist wahrscheinlich in Ungenauigkeiten der Parameter von Gleichung (5.2a) begründet.

6 Regelungskonzepte

Mit Kenntnis der Einflüsse auf die Zerspanung aus Kapitel 2 und des Übertragungsverhaltens des Werkzeuges aus Kapitel 4 werden in diesem Kapitel Regelungsansätze vorgestellt, die das Potential bieten, einen stabileren und qualitativ besseren Honprozess durch weniger Iterationen und Heuristik beim Einrichten erreichen zu können. Die Führungsgröße einer Prozessregelung wird hier getrennt von dem gewünschten zeitlichen Verlauf der Größe über der Bearbeitungszeit betrachtet.

Es wurde gezeigt, dass die Normalkraft für Ein-Leisten-Werkzeuge mit Gleichung (4.12d) beziehungsweise für Mehr-Leisten-Werkzeuge mit Gleichung (4.14d) aus der Zustellkraft berechnet werden kann. Zusätzlich wurde gezeigt, dass aus dem Drehmoment am Spindelmotor für Ein-Leisten-Werkzeuge die Normalkraft durch Gleichung (4.47) sowie für Mehr-Leisten-Werkzeuge durch Gleichung (4.51) berechnet werden kann.

Während die Zustellkraft $F_{f,wz}$ durch den Konus mit Reibung und möglicher Selbsthemmung mit der Normalkraft F_n verknüpft ist, folgt das Spindeldrehmoment M_z direkt aus der tangentialen Schnittkraft und ist somit nur über den Reibfaktor μ_h mit der Normalkraft F_n verbunden. Daher bietet sich das Drehmoment M_z als Messgröße für die hier betrachteten Regelansätze an.

Durch einen Vergleich der Normalkraft, berechnet aus dem Spindeldrehmoment, mit der aus der Zustellkraft berechneten Normalkraft ist es in einem weiteren Schritt denkbar, den Reibwert an der Honleiste zu bestimmen. Dadurch kann ein Abstumpfen der Leiste frühzeitig im Prozess erkannt werden, bevor das tatsächliche Zeitspanvolumen unter den angenommenen Sollwert abfällt und die Qualität der bearbeiteten Werkstücke negativ beeinflusst wird.

6.1 Führungsgrößen

In der Regelungstechnik ist es die Aufgabe eines Regelkreises, durch Stelleingriffe die Abweichung zwischen zu regelnder Größe und Führungsgröße zu minimieren. Betrag und Vorzeichen der Stelleingriffe hängen von der Regeldifferenz ab, das heißt vom Unterschied zwischen vorgegebener Führungsgröße und erfasster Messgröße.

In diesem Abschnitt werden unterschiedliche Führungsgrößen vorgestellt, die eine Beeinflussung der Zerspanung im Honprozess ermöglichen. Die Schnittgeschwindigkeiten $v_{c,a}$

und $v_{c,t}$ sowie der Honwinkel werden hier explizit nicht als frei wählbar betrachtet. Es wird angenommen, dass die Positionen der Umkehrpunkte der Oszillation durch die Geometrie von Werkstück und Werkzeug festgelegt sind. Der Verlauf der axialen Oszillationsbewegung ist vorgegeben durch die Länge der Oszillation Δz , die notwendige Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ respektive die axiale Oszillationsgeschwindigkeit $\dot{z}(t)$, die Beschleunigung der Umkehrbewegung $\ddot{z}(t)$, die Steifigkeit der Maschine, die bewegte Masse sowie die zur Verfügung stehende Antriebsleistung der Oszillationsachse. Durch Vorgabe des Honwinkels ergibt sich aus der axialen die tangentielle Schnittgeschwindigkeit und damit die Drehzahl des Honwerkzeuges.

Daher werden die Schnittgeschwindigkeiten nicht als mögliche Führungsgrößen angenommen. Stattdessen werden als Führungsgröße die Normalkraft F_n , der Schnittdruck p_n sowie das Zeitspanvolumen Q_w beschrieben.

6.1.1 Normalkraft F_n

Eine Führungsgröße zur Beeinflussung des Honprozesses ist die Normalkraft F_n , mit der die Honleiste gegen das Werkstück gepresst wird. Die Einpresstiefe der Schneidkörner hängt bei konstanter Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück in erster Näherung linear von F_n ab. Abbildung 6.1 zeigt einen Regelkreis mit der Führungsgröße F_n .

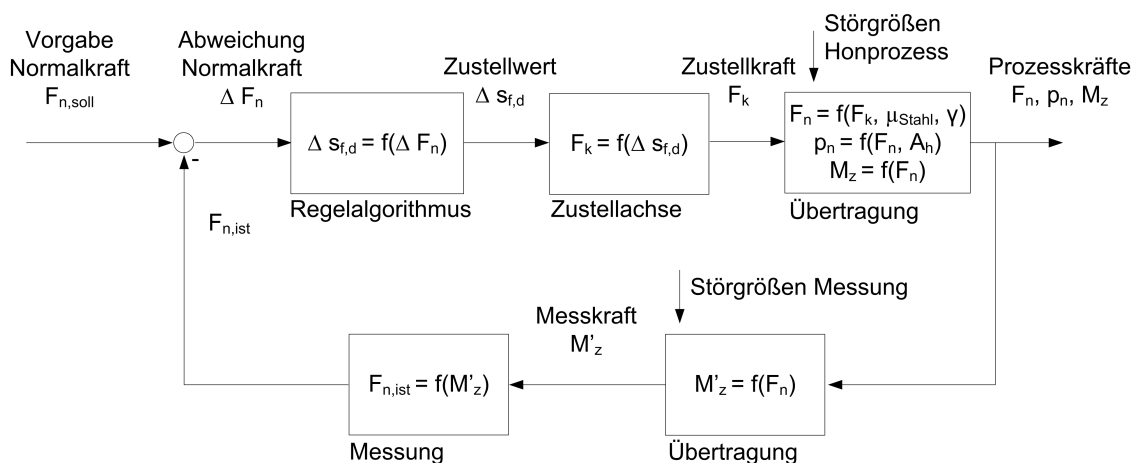


Abbildung 6.1: Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße F_n

Wenn die Honleiste jedoch in der Nähe der Umsteuerpunkte der axialen Oszillation das Werkstück verlässt, ist die Kontaktfläche zwischen Werkstück und Honleiste nicht mehr konstant. Bei vorgegebener Kraft F_n erhöht sich der resultierende lokale Schnittdruck

p_n durch eine reduzierte Kontaktfläche, so dass die in Kontakt stehenden Schneidkörner tiefer in das Werkstück gepresst werden. Hier steigen der lokale Materialabtrag am Werkstück, der lokale Verschleiß der Honleiste sowie die Rauheit der bearbeiteten Oberfläche im Vergleich zum Fall der regulären Kontaktfläche zwischen Werkstück und Honleiste.

6.1.2 Schnittdruck p_n

Der Schnittdruck der Honleiste p_n berücksichtigt im Vergleich zur Normalkraft F_n zusätzlich die Kontaktfläche zwischen Honleiste und Werkstück. Im Rahmen dieser Arbeit wird angenommen, dass die bearbeitete Oberfläche eine vollständige Zylindermantelfläche ohne Nuten und Querbohrungen darstellt, so dass lediglich die Kontaktlänge l_h einen zusätzlichen Einfluss im Vergleich zur Normalkraft F_n darstellt. Abbildung 6.2 zeigt einen Regelkreis mit der Führungsgröße p_n .

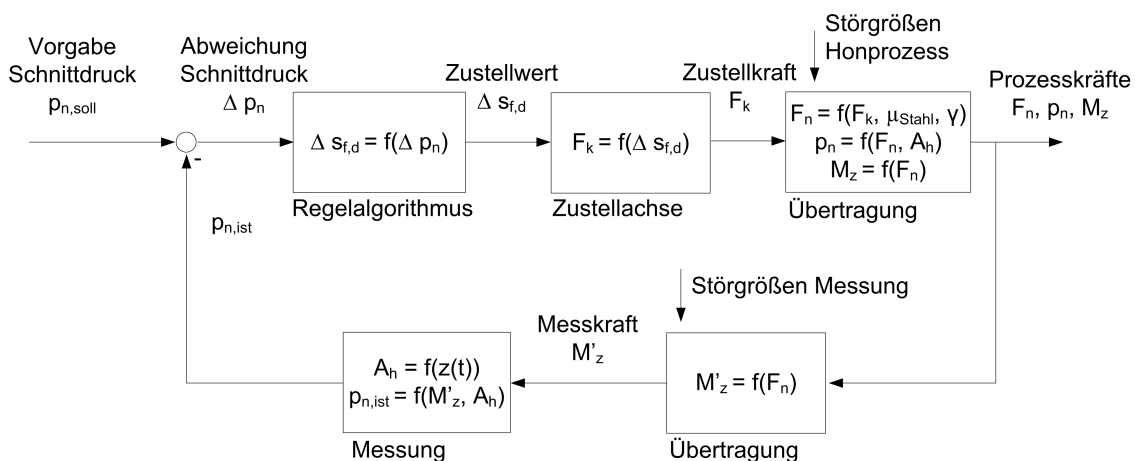


Abbildung 6.2: Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße p_n

Durch die in Abschnitt 2.1.2 erläuterte Kinematik der Oszillationsbewegung verringert sich die Kontaktfläche zwischen Werkstück und Honleiste in der Nähe der Umkehrpunkte. Um einen vorgegebenen Schnittdruck zu erreichen, muss die Normalkraft geringer sein als bei vollflächigem Kontakt zwischen Honleiste und Werkstück. Um diese Reduktion der Normalkraft zu ermöglichen, muss die Zustellbewegung nicht nur in positive, sondern auch in negative Bewegungsrichtung zulässig sein. Diese Bewegungsumkehr der Zustellung muss jedoch so ausgestaltet sein, dass sich ein mögliches Umkehrspiel in der Mechanik, eine Selbsthemmung am Konus oder der Einfluss der Oszillationsbewegung nicht negativ auf die Prozesskräfte auswirken. Die vorhandene Dynamik der Zustel-

lung begrenzt jedoch zusätzlich die Möglichkeiten beispielsweise eines Ausgleichs des Umkehrspiels. Um die Einflüsse der Oszillation zu reduzieren kann eine Kopplung der Zustellposition an die Oszillationsrichtung beziehungsweise eine oszillationsabhängige Korrektur der Werkzeugverformung durch Korrektur der Zustellposition sinnvoll sein.

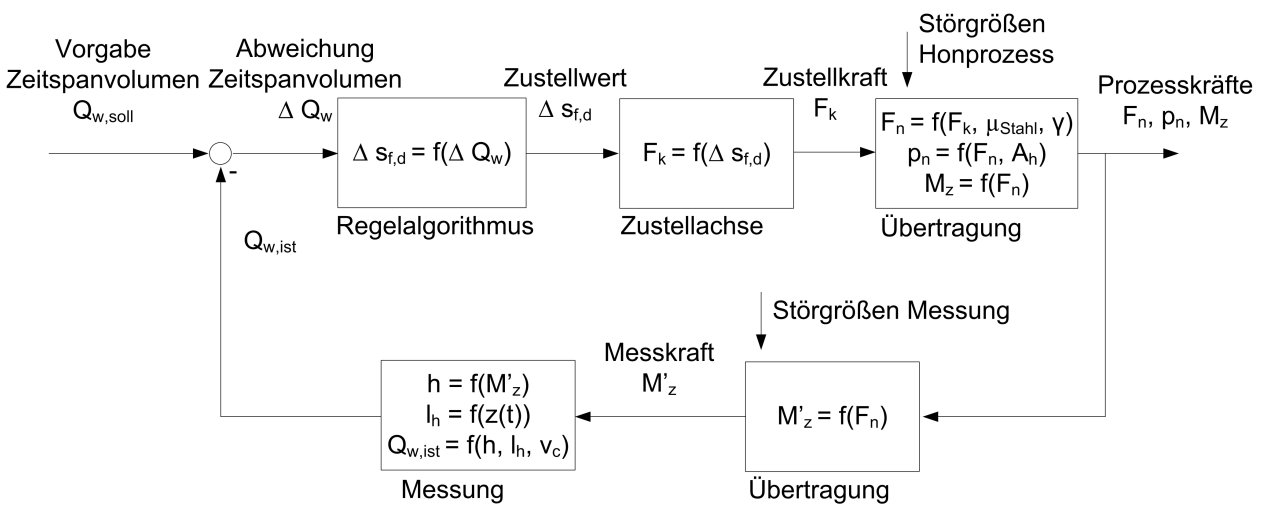
6.1.3 Zeitspanvolumen Q_w

Das Zeitspanvolumen als charakteristische Größe zur Bewertung der Leistungsfähigkeit eines Zerspanprozesses wurde bereits in Abschnitt 2.5.3 eingeführt. In Gleichung (2.18) wurde die Proportionalität des aktuellen Zeitspanvolumens zur Spannungsdicke h , der Kontaktlänge l_h und der Schnittgeschwindigkeit v_c dargestellt.

Die Spannungsdicke h wird hier als proportional zum Schnittdruck p_n angenommen. In der Nähe der Umkehrpunkte der Oszillation verringern sich durch die Prozesskinematik die Kontaktlänge l_h und die axiale Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$, damit auch die Schnittgeschwindigkeit v_c .

Zur Reduktion der Radien im Kreuzschliffbild der gehonten Oberfläche, die während der Umkehrbewegung durch die Massenträgheit der Honeinheit hervorgerufen werden, kann es vorteilhaft sein, die tangentielle Schnittgeschwindigkeit $v_{c,t}$ ebenfalls während der Umkehrbewegung zu reduzieren. Dies führt zu einer weiteren Reduktion der Schnittgeschwindigkeit v_c in der Nähe der Umkehrpunkte. Die Reduktion der tangentialen Schnittgeschwindigkeit kann jedoch nicht linear bis zum Stillstand der Rotation des Werkzeuges ausgeführt werden, da sonst die Zerspanung zum Erliegen kommen kann. Hier ist eine minimale Drehzahl als Grenzwert sinnvoll.

Um bei Verringerung von sowohl Kontaktlänge l_h als auch Schnittgeschwindigkeit v_c nahe den Umkehrpunkten ein vorgegebenes Zeitspanvolumen zu erreichen, muss der Schnittdruck im Vergleich zu der Bearbeitung im vollen Eingriff und mit voller Schnittgeschwindigkeit so weit erhöht werden, dass die verringerte Schnittgeschwindigkeit und die reduzierte Kontaktlänge kompensiert werden. Abbildung 6.3 zeigt einen Regelkreis mit der Führungsgröße Q_w .

Abbildung 6.3: Blockschaltbild eines Regelkreises mit Führungsgröße Q_w

6.2 Verlauf der Führungsgröße

Der Verlauf der Führungsgröße während der Bearbeitung eines Werkstücks kann den vorgenannten Regelkreisen in unterschiedlicher Form und in Bezug zu unterschiedlichen Größen vorgegeben werden. Hier soll dargestellt werden, welche Verläufe möglich und sinnvoll sind.

6.2.1 Konstanter Verlauf über der Bearbeitungszeit

Der einfachste Verlauf ist die Vorgabe einer konstanten Führungsgröße über der gesamten Bearbeitungszeit des Werkstücks, siehe Abbildung 6.4. Da in der Regel nur endliche Antriebsleistungen zum Aufbringen der Beschleunigungs- und Verzögerungsmomente verfügbar sind, ist eine ideale Rechteckfunktion hier nicht sinnvoll.

Vorteilhaft ist die einfache Vorgabe (nur ein Parameter: Sollwert). Außerdem kann der Wert auch bei kurzen Bearbeitungszeiten und einem langsamen System gut erreicht und gehalten werden. Eine konstante Vorgabe führt folglich zu stationärer Belastung am Werkzeug, solange das Werkstück konstantes Verhalten zeigt. Lediglich zu Beginn der Bearbeitung ist ein instationäres Verhalten des Werkstückes zu erwarten, da die Werkstücke in der Regel durch die Vorbearbeitung zu Beginn eine deutlich rauere Oberfläche und eine schlechtere Rundheit und Zylinderform aufweisen.

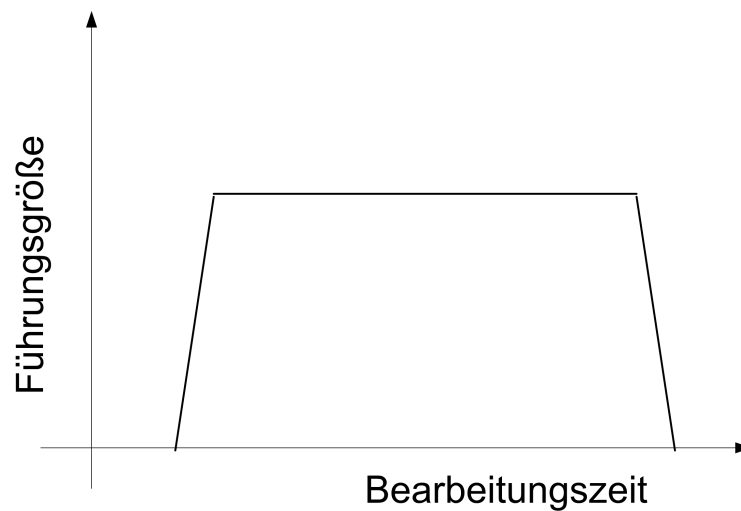


Abbildung 6.4: Konstante Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit

6.2.2 Linear progressiver Verlauf über der Bearbeitungszeit

Der oben geschilderten Tatsache des instationären Werkstückzustandes zu Beginn der Bearbeitung kann begegnet werden, indem der Verlauf der Führungsgröße progressiv über die Bearbeitungszeit vorgegeben wird, siehe Abbildung 6.5.

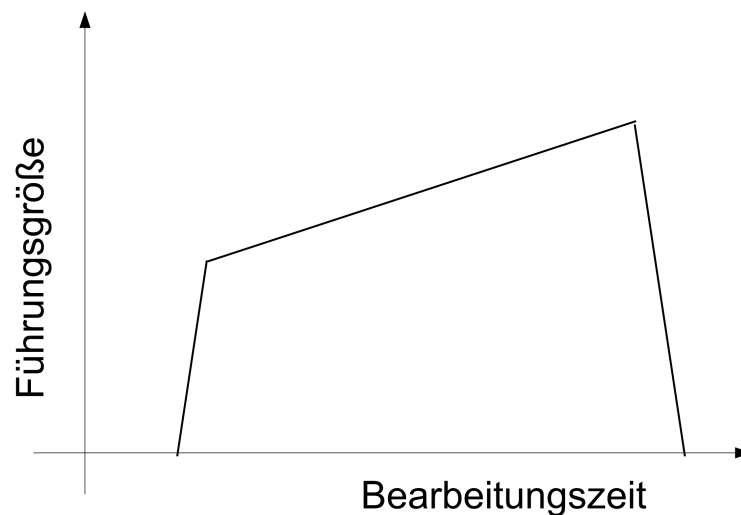


Abbildung 6.5: Linear progressive Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit

Dies führt zu Beginn zu einer geringen Belastung von Werkzeug und Werkstück, die mit steigender Bearbeitungszeit erhöht wird. Bei linearer Vorgabe kann durch 2 Parameter (y-Achsenabschnitt und Steigung) der Verlauf beschrieben werden.

6.2.3 Linear degressiver Verlauf über der Bearbeitungszeit

Da das Werkstückmaterial, das zu Beginn der Bearbeitung mit dem Werkzeug in Kontakt ist, im Verlauf des Prozesses zerspannt wird, kann eine degressive Vorgabe der Führungsgröße sinnvoll sein, um am Ende der Bearbeitung eine möglichst gute Werkstückqualität in relativ kurzer Bearbeitungszeit zu erreichen, siehe Abbildung 6.6.

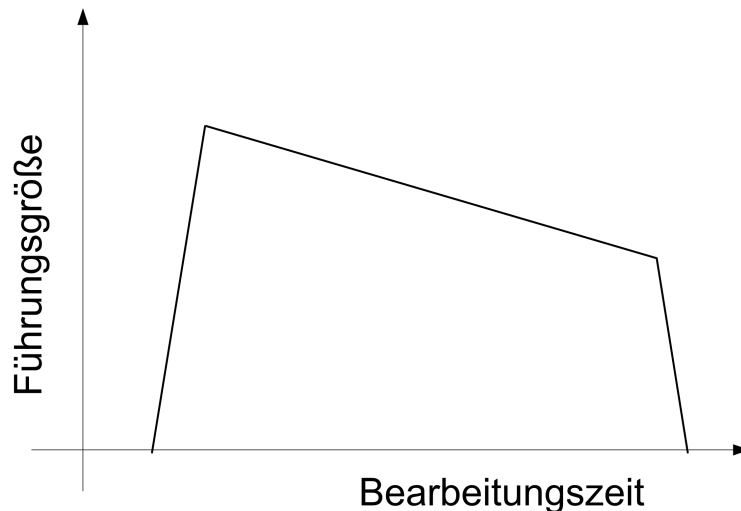


Abbildung 6.6: Linear degressive Vorgabe der Führungsgröße über der Bearbeitungszeit

Erneut sind nur zwei Parameter (y-Achsenabschnitt und Steigung) zur Beschreibung des Verlaufs notwendig.

6.2.4 Verlauf höherer Ordnung über der Bearbeitungszeit

Eine Vorgabe höherer Ordnung (quadratisch, kubisch, logarithmisch, exponentiell etc.) kann eine weitere Verkürzung der Bearbeitungszeit bei optimierter Bearbeitungsqualität bringen, siehe Abbildung 6.7. Vorstellbar ist hier beispielsweise eine mittelhohe Vorgabe der Führungsgröße zu Beginn der Bearbeitung um die Formfehler von der Vorbearbeitung definiert abzubauen. Anschließend kann eine hohe Vorgabe sinnvoll sein um hohe Zeitspannvolumina zu erreichen. Gegen Ende der Bearbeitung hingegen kann eine niedrige Führungsgröße sinnvoll sein, um nach der Bearbeitung eine möglichst geringe Oberflächenrauheit am Werkstück zu erreichen. Durch ein Polynom dritter Ordnung mit 4 Stützstellen ist ein solcher Verlauf darstellbar.

Es ist jedoch eine genügend lange Bearbeitungszeit sowie eine ausreichende Geschwin-

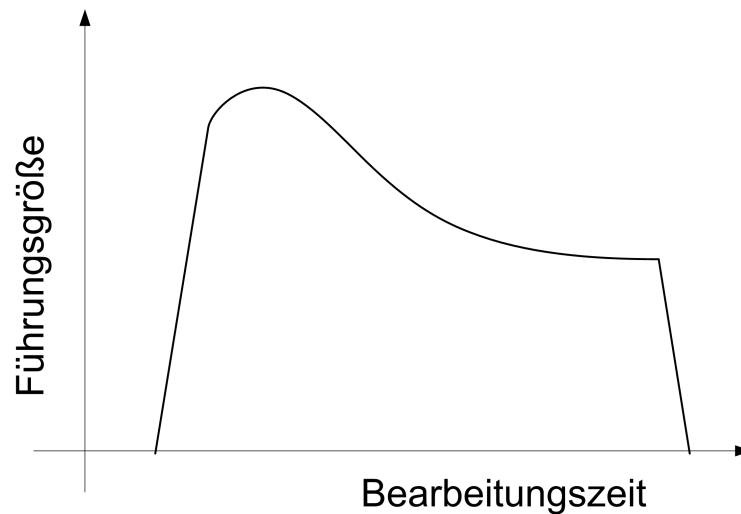


Abbildung 6.7: Vorgabe der Führungsgröße durch eine Funktion höherer Ordnung über der Bearbeitungszeit

digkeit des Gesamtsystems notwendig, damit der vorgegebene Verlauf eingehalten werden kann und der Mehraufwand für die Beschreibung des Verlaufs durch die Bearbeitungsergebnisse ausgeglichen werden kann. Zusätzlich muss beachtet werden, dass mit der Ordnung der Vorgabe auch die Komplexität steigt, es sind mehr Parameter notwendig, wodurch auch die Wahrscheinlichkeit für Fehler steigt.

6.2.5 Verlauf über einer alternativen Bezugsgröße

Neben einer Vorgabe bezogen auf die Bearbeitungszeit sind auch andere Bezugsgrößen vorstellbar. Beispielsweise kann die Vorgabe für bestimmte Oszillations- und Rotationsbereiche unterschiedlich gewählt werden. Dies ist in Verbindung mit besonderen Zustellsystemen auf Basis von Piezo-Aktoren als Formhonen bereits Stand der Forschung. Ziel hierbei ist es, durch inverse Vorgabe bereits bei der Fertigung die im Betrieb eines Verbrennungsmotors durch Montage und thermische Belastungen entstehenden elastischen Deformationen zu kompensieren. [Sch11b]

Eine andere mögliche Anwendung ohne zusätzliche Piezo-Aktoren wäre beispielsweise, die Führungsgröße abhängig von der Oszillationsposition zu verändern. Dies könnte genutzt werden, um Vorbearbeitungsfehler gezielt zu kompensieren oder um funktionsbezogen unterschiedliche Durchmesser zu erzeugen. Dies könnte aus Gründen der Gewichtsersparnis sinnvoll sein oder um bei einer Kolbenlaufbahn gleichzeitig ein leichtes Gleiten in der Mitte der Bohrung mit einem engen Dichtspalt in den Endlagen zu kombinieren.

6.3 Fazit

In diesem Kapitel wurden sowohl unterschiedliche Zielgrößen einer Prozessregelung als auch verschiedene mögliche Vorgaben der Zielgröße über die Bearbeitungszeit vorgestellt. Eine besonders einfache Kombination ist die Regelung einer konstanten der Normalkraft F_n . Diese zeichnet sich durch geringe Komplexität und geringe Anforderungen an die Dynamik des Zustellsystems aus. Die Normalkraft ist jedoch keine direkte technologische Größe, ihr Sollwert hängt von der Fläche der eingesetzten Honleiste ab.

Der Schnittdruck an der Honleiste p_n ist hingegen eine direkte technologische Größe. Eine linear degressive Regelung des Schnittdrucks stellt einen guten Kompromiss aus Komplexität und Nutzen dar. Durch den degressiven Verlauf wird eine kurze Bearbeitungszeit mit geringer Oberflächenrauheit nach der Bearbeitung vereint. Der Ansatz stellt nur geringe Anforderungen an die Dynamik der Zustelleinrichtung und ist gleichzeitig in der Lage Störeinflüsse wie beispielsweise Reibung im Werkzeug auszuregeln.

Für Anwendungen mit sehr hohen Ansprüchen wie die Erzeugung möglichst scharfer Umsteuerpunkte im Kreuzschliffbild auf der gehonten Oberfläche beispielsweise bei der Bearbeitung von Kolbenlaufbahnen in Verbrennungsmotoren ist eine Regelung des Zeitspanvolumens über unterschiedliche Bohrungssegmente ein geeignetes Verfahren. Für diese Fälle ist der erhöhte Aufwand zur Parametrierung gerechtfertigt, da einerseits ein konstant hohes Zeitspanvolumen über die Bearbeitungszeit erreicht wird und gleichzeitig eine für den späteren Einsatzfall des Werkstücks optimierte Bohrungsform erzeugt werden kann.

7 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurden die grundsätzlichen Zusammenhänge für den Bearbeitungsprozess Honen aufgezeigt. Die Grundlagen der geometrisch unbestimmten Zerspanung an der Honleiste wurden vorgestellt und die technologischen Kennwerte zur Beschreibung des Prozessverhaltens wurden eingeführt. Der Schnittdruck wurde als die Größe identifiziert, die den Zerspanungsvorgang charakterisiert und die bestimmt, welche Oberflächenqualität sich nach welcher Bearbeitungszeit an einem Werkstück erreichen lässt.

Das Übertragungsverhalten des Honwerkzeuges wurde in Kapitel 4 eingehend untersucht. Insbesondere bei kurzen Bohrungen und langen Honleisten ist die Kontaktlänge zwischen Honleiste und Werkstück stark von der Oszillation abhängig. Die Kontaktlänge beeinflusst den Schnittdruck und somit direkt die Zerspanung.

Bei Berücksichtigung von Reibung am Zustellkonus wird die Normalkraft an der Honleiste abhängig davon, ob eine aktive oder eine reaktive Zustellung vorliegt. Dies bedeutet, dass die vorliegenden Kräfte an der Leiste dadurch beeinflusst werden, ob der Ursprung der Kraft eine Zustellbewegung oder beispielsweise eine Engstelle der bearbeiteten Bohrung ist.

Durch Selbsthemmung am Konus ist es insbesondere bei den in dieser Arbeit betrachteten kleinen Bohrungen oftmals nicht möglich, dass der Konus sich bei steigenden Prozesskräften rückwärts bewegen lässt, um die Kräfte zu begrenzen. Dies kann einerseits hinderlich sein, wenn konstante Prozesskräfte gewünscht sind. Andererseits bietet dieses Verhalten die Möglichkeit, Formfehler der Bohrung in kurzer Zeit auszugleichen.

Elastische Verformungen des Honwerkzeuges in Verbindung mit axialem Spiel können dazu führen, dass es einen signifikanten Unterschied in der Zustellposition der Honleiste abhängig von der Oszillationsrichtung gibt. Diese unterschiedlichen Zustellpositionen beeinflussen durch die gänderten Prozesskräfte die Zerspanung, aber auch den Durchmesser der fertig bearbeiteten Bohrung im Werkstück, da die theoretischen Zustellpositionen durch das Werkzeug nicht linear an die Honleiste weitergegeben werden.

Durch das Spindeldrehmoment ist eine alternative Messgröße zur Bestimmung der Kräfte an der Honleiste gegeben, die weniger Störeinflüssen unterliegt als die Zustellkraft. Insbesondere für das Ein-Leisten-Werkzeug wurden die Zusammenhänge der einzelnen Kräfte aufgrund der besonderen Anordnung von Hon- und Führungsleiste hergeleitet.

Um bei Auftreten von tangentialem Spiel der Honleiste im Werkzeugkörper ein Gieren

und damit ungewollte Änderungen der Prozesskräfte zu verhindern, sind geometrische Bedingungen aufgeführt nach denen sich die Leiste nicht vom Konus abheben kann. Somit sind sowohl die Einflussfaktoren auf den Honprozess durch das Verhalten des Werkzeuges bekannt, als auch zuverlässige Messgrößen gegeben, um den an der Honleiste vorliegenden Zustand zu bestimmen. Dies bildet die Grundlage, um anstelle einer weggeführten Steuerung ein Konzept zur Regelung mit verschiedenen Führungsgrößen vorzuschlagen.

Ausgehend von einem Referenz-Honprozess, angelehnt an eine Großserienbearbeitung aus der industriellen Praxis, wurden in Kapitel 5 die modellierten Störeinflüsse untersucht.

Der Einfluss der Selbsthemmung am Konus konnte aufgrund geometrischer Beschränkungen der bearbeiteten Werkstücke nicht konstruktiv ausgeschlossen werden. Die untersuchte Bearbeitung weicht signifikant von der Referenzbearbeitung ab, jedoch kann nicht zuverlässig festgestellt werden, ob dieser Einfluss durch eine Reduktion der Selbsthemmung begründet ist. Da ein Werkzeug mit signifikant höheren Steifigkeiten ebenfalls konstruktiv nicht umsetzbar ist, wurde bei der Untersuchung des Einflusses der Elastizität als Alternative der Betrag der Schnittkräfte erhöht, um mit dem vorhandenen Werkzeug höhere Verformungen zu erreichen. Es waren geringfügige Abweichungen von der Referenzbearbeitung sichtbar, jedoch ist die Quantifizierung des Einflusses der Elastizität durch diese Versuchsanordnung nicht zuverlässig möglich. Die Untersuchung eines axialen Spiels der Honleiste hat keine signifikanten Abweichungen von der Referenzbearbeitung ergeben. Durch Präparieren einer Honleiste konnte das Gieren der Honleiste am Verlauf des Spindeldrehmoments sichtbar gemacht werden.

Der grundsätzliche Verlauf von Zustellkraft und Spindeldrehmoment hat einen starken Einfluss der Oszillationsbewegung gezeigt. Dies befürwortet den Einsatz einer Prozessregelung. Da die Zustellkraft zusätzliche Störeinflüsse durch die Zustellbewegung aufweist, ist das Spindeldrehmoment besser geeignet, um die Zerspanungskräfte zu rekonstruieren.

In Kapitel 6 wurden sowohl unterschiedliche Führungsgrößen zur Regelung als auch unterschiedliche Verläufe dieser Führungsgrößen angegeben. Die einfachste Regelung ist die Vorgabe einer konstanten Normalkraft F_n . Bereits diese einfache Regelung verspricht durch Ausgleich der Störeinflüsse des Werkzeuges eine verbesserte Bearbeitungsqualität

bei gleichzeitiger Vereinfachung der Prozesseinstellungen.

Durch Vorgabe insbesondere eines linear degressiven Verlaufs der Normalkraft über der Honzeit lässt sich eine verkürzte Bearbeitungszeit bei gleicher oder verbesserter Bearbeitungsqualität erwarten.

Um den Einfluss der reduzierten Kontaktlänge in der Nähe der Umkehrpunkte der Oszillation mit kompensieren zu können, kann als Führungsgröße der Schnittdruck gewählt werden. Dieser beeinflusst die Eindringtiefe der einzelnen Schneidkörner direkt und somit ist anzunehmen, dass bei konstantem Schnittdruck über der gesamten Bohrungsoberfläche auch nahe den Umkehrpunkten ein Verhalten analog zur Mitte der Bohrung erreicht werden kann.

Weiterhin kann der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Zerspanung in die Regelung eingeschlossen werden, indem das Zeitspanvolumen als Führungsgröße vorgegeben wird. Dies gewinnt besonders an Bedeutung, wenn zusätzlich zur Reduktion der axialen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,a}$ auch die tangentielle Schnittgeschwindigkeit $v_{c,t}$ während der Bearbeitung nicht konstant ist, beispielsweise zur Reduktion der Radien im Kreuzschliffbild auf der bearbeiteten Oberfläche in der Nähe der Umkehrpunkte.

Somit sind in dieser Arbeit aufbauend auf den Prozessgrundlagen die Zusammenhänge zwischen den Kräften und Bewegungen während der Bearbeitung beschrieben. Darauf basierend werden Regelungsansätze vorgestellt, die das Potential verkürzter Einrichtzeiten mit steigender Stabilität der Qualitätskenngrößen und gleichzeitig vereinfachter Definition der Bearbeitung anhand technologischer Kennwerte bieten.

Literaturverzeichnis

- [BCVC13] I. Buj-Corral, J. Vivancos-Calvet, "Improvement of the manufacturing process of abrasive stones for honing", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Band 68, Nr. 9-12, S. 2517–2523, 2013.
- [BMP10] D. Biermann, K. Marschalkowski, K.-U. Paffrath, "Development of a honing process for the combination machining of hardened axisymmetric parts", WGP Production Engineering, Research and Development, Band 4, 2010.
- [BSM12] D. Bähre, C. Schmitt, U. Moos, "Comparison of Different Approaches to Force Controlled Precision Honing of Bores", Proceedings of NAMRI/SME, Band 40, 2012.
- [CHJ08] D. R. Cloutier, T. P. Hoth, R. L. Jacobsmeyer, "HONING FEED SYSTEM HAVING FULL CONTROL OF FEED FORCE, RATE, AND POSITION AND METHOD OF OPERATION OF THE SAME", United States Patent US 7371149B2, 2008.
- [DIN06] DIN EN ISO 4545-1, "Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Knoop", Norm, 2006, URL <http://www.beuth.de/de/norm/din-en-iso-4545-1/83105063>, abgerufen am 22.05.2015.
- [DIN15] DIN EN ISO 6506-1, "Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Brinell", Norm, 2015, URL <http://www.beuth.de/de/norm/din-en-iso-6506-1/204131134>, abgerufen am 06.08.2014.
- [DT11] B. Denkena, H. K. Tönshoff, Spanen Grundlagen, Dritte bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer Verlag, 2011.
- [Flo92] G. Flores, Grundlagen und Anwendungen des Honens, Vulkan-Verlag, Essen, 1992.
- [Haa55] G. Haasis, Untersuchungen über wirtschaftliches Honen, Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1955.

- [HSS09] T. Hoen, J. Schmid, W. Stumpf, "Weniger Verschleiß und Ölverbrauch durch Spiralgleithonung bei Deutz-Motoren", MTZ - Motorentechische Zeitschrift, Band 70, S. 324–329, 2009.
- [Kes53] G. Kessler, Honen von Bohrungen, Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1953.
- [KK05] F. Klocke, W. König, Fertigungsverfahren 2 - Schleifen, Honen, Läppen, Vierte Auflage, Springer Verlag, 2005.
- [Kle09] H. Klein, "Paarungszeit für Bohrung und Kolben", dima Magazin, Band 2, S. 32 ff., 2009.
- [MB15a] U. Moos, D. Bähre, "Analysis of Process Forces for the Precision Honing of Small Bores", Procedia CIRP 31C, pp. 381-386, 2015.
- [MB15b] U. Moos, D. Bähre, "Modelling of tool behaviour for long stroke honing of bores", WGP Production Engineering, Research and Development, Band 9, S. 601–612, Springer Berlin Heidelberg, 2015, URL <http://dx.doi.org/10.1007/s11740-015-0638-3>, abgerufen am 16.11.2015.
- [Mus86] H. Mushardt, Modellbetrachtungen und Grundlagen zum Innenrundhonen, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 2 Nr. 117, Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Braunschweig, 1986.
- [Nag59] Nagel Maschinen- und Werkzeugfabrik GmbH, "Honen: Technische Information über Fragen neuzeitlicher Feinbearbeitung", Band 2, 1959.
- [N.N11] N.N., "Wirtschaftliches Honen von Klein- und Großserien", Schleifen + Polieren, Band 3, S. 74f, 2011, URL www.fachverlag-moeller.de, abgerufen am 05.10.2012.
- [Pau90] R. Paulmann, Schleifen, Honen, Läppen: Grundlagen zu einem Verfahrenvergleich, Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1990.
- [Pla99] M. Plass, Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch Aufbau einer Honprozessregelung, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH), 1999.

- [SB13] C. Schmitt, D. Bähre, “An Approach to the Calculation of Process Forces during the Precision Honing of Small Bores”, Proceedings of 46th CIRP Conference on Manufacturing Systems, Band 46, 2013.
- [SBFK11] C. Schmitt, D. Bähre, K. Forsch, H. Klein, Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Kapitel Feinstbearbeiten hochgenauer Bohrungen durch Honen, S. 259–271, 65. Ausgabe, Vulkan Verlag Essen, 2011.
- [SBM⁺13] C. Schmitt, D. Bähre, U. Moos, K. Forsch, H. Klein, R. Regler, R. Maier, Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Kapitel Kraftregelung zur Erhöhung der Prozessstabilität und Genauigkeit beim Bohrungshonen, S. 333–341, 66. Ausgabe, Vulkan Verlag Essen, 2013.
- [Sch11b] R. Schneider, “Unrundbearbeitung von Zylinderbohrungen durch Formhonen”, wt Werkstattstechnik online, Band 101, S. 88–90, 2011.
- [See89] M. von See, Optimierung von Honprozessen auf der Basis von Modellversuchen und -betrachtungen, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 2 Nr. 183, Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Braunschweig, 1989.
- [SMB14] C. Schmitt, U. Moos, D. Bähre, “Ansatz zur Modellbildung beim Präzisionshonen von Bohrungen”, 3. International Chemnitz Manufacturing Colloquium, 2014.
- [Sv87] E. Saljé, M. von See, “Process-Optimization in Honing”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Band 36/1, S. 235–239, 1987.
- [Zet74] H.-D. Zettel, Abtragssteigerung und Formverbesserung beim Langhubhonen, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH), 1974.
- [ZLWR15] G. Zhi, X. Li, S. Wolf, Y. Rong, “The development of dislodgement free diamond electroplated wheel for engineering ceramic grinding processes”, Procedia CIRP, Band 31, S. 363–368, 2015.