

Maximilian Metzger

**Innenkonturieren und Walzen
tiefgebohrter Grundbohrungen**

**Schriftenreihe des ISF
Hrsg.: Dirk Biermann**

Innenkonturieren und Walzen tiefgebohrter Grundbohrungen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau

der Technischen Universität Dortmund

genehmigte Dissertation

Maximilian Metzger, M.Sc.

aus

Bochum

Tag der mündlichen Prüfung: 02. August 2019

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann
2. Gutachter: Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher
3. Gutachter: Prof. i. R. Dr.-Ing. Dr. h.c. Klaus Weinert

Dortmund, 2019

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

ISBN 978-3-8027-8916-8

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität (TU) Dortmund. Meinem Doktorvater, dem Institutsleiter des ISF Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann, danke ich für seine stetige Förderung und persönliche Unterstützung. Insbesondere die große Gestaltungsfreiheit sowie das entgegengebrachte Vertrauen rund um die BTA-Tiefbohrmaschine stellen einen wichtigen Grundstein zur Erstellung dieser Arbeit dar. Dem Leiter des Instituts für Fertigungstechnik und Photonische Technologien der Technischen Universität Wien, Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Friedrich Bleicher, gilt mein Dank für die Übernahme des Koreferats. Für seine Mitwirkung in der Prüfungskommission und die ermutigenden und liebevollen Worte in der finalen Phase danke ich Herrn Prof. i. R. Dr.-Ing. Dr. h.c. Klaus Weinert, dem ehemaligen Leiter des Instituts für Spanende Fertigung, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.-Ing. Wolfgang Tillmann, Leiter des Lehrstuhls für Werkstofftechnologie der Technischen Universität Dortmund, danke ich für die Übernahme des Prüfungsausschussvorsitzes.

Diese Dissertation basiert auf Erkenntnissen, die im Rahmen des vom BMWi geförderten ZIM-Projekts „Entwicklung von Kombinationswerkzeugen zum Spanen und Walzen von Oberflächen in Bauteilen mit komplexen Innenkonturen (SWO-BIK)“ entstanden sind, für dessen Förderung ich mich herzlich, u.a. bei Herrn Unger, bedanke. Darüber hinaus möchte ich mich von Herzen bei dem Forschungsprojektpartner, der Beratenden Gesellschaft für Tiefbohr- und Zerspanungstechnik (BGTB GmbH), für die umfassende Unterstützung, auch über das Projekt hinaus, bedanken. Insbesondere Herrn Dr.-Ing. Bernhard Buse und Herrn Dr.-Ing. Hans Fuß bin ich für die unzähligen Gespräche, Anekdoten und aufmunternden Worte weit über das Tiefbohren hinaus unglaublich dankbar. Zusätzlich möchte ich Herrn Jürgen Wenzelburger (botek Präzisionsbohrtechnik GmbH) und Herrn Matthias Kaiser (Kaiser Maschinenbau und Zerspanungstechnik GmbH & Co. KG) sowie den Kollegen der Fa. Ecoroll AG für ihre Unterstützung danken.

Mein herzlicher Dank gilt den aktuellen und ehemaligen Mitarbeitern des ISF, insbesondere den Kollegen aus der Abteilung Zerspanung, für die gute Zusammenarbeit und die vielen Diskussionen. Besonderer Dank gilt Sebastian Berger, Dr.-Ing. Dennis Freiburg, Stefan Hannich, Dr.-Ing. Henning Hartmann, Dr.-Ing. Ivan Iovkov, Sebastian Michel, Jan Nickel, Dr.-Ing. Ekrem Oezkaya und Florian Vogel. Dr.-Ing. Marcel Tiffe danke ich für die fachliche Durchsicht dieser Arbeit. Dem Team aus dem Norden, Herrn Dr.-Ing. Hendrik Abrahams und Herrn Dr.-Ing. Marko Kirschner, bin ich für unzählige Dienstreisen, der Teilnahme am Tiefbohrfrühstück und für viele Gespräche und Diskussionen sehr dankbar. Meinem aktuellen Bürokollegen Herrn Dr.-Ing. Moritz Fuß danke ich für Unzähliges, auch weit außerhalb des beruflichen Lebens. Seine hilfsbereite und selbstlose Art hat mich letztendlich motiviert und überzeugt dieses Forschungsprojekt gemeinsam mit der BGTB zu beantragen. Darüber hinaus möchte ich mich bei Wolfram Krückendorf und Michael Kater für die Unterstützung in der Messtechnik sowie Nicole Knepe für das Lektorat bedanken. Weiterhin gilt mein Dank den studentischen Hilfskräften sowie den Studien- und Abschlussarbeitern für die Zusammenarbeit und ihren Beitrag zu dieser Arbeit. Hierbei möchte ich insbesondere Nils Felinks und Timo Rinschede für eine unglaubliche Hiwi- und Studienleistung nennen.

Bei meinem Bruder und meinen Freunden möchte ich mich für die zahlreiche Ablenkung bedanken. Meinen Eltern danke ich ganz herzlich für ihre bedingungslose Unterstützung in allen Lebenslagen. Mein größter Dank gilt von ganzem Herzen meiner Frau Sarah für ihre verständnis- und liebevolle Art unseren Kindern und mir gegenüber. Danke für deine Unterstützung!

Kurzfassung

Für die Reduzierung von Bauteilgewichten zur Senkung schadhafter Emissionen gewinnen neue Fertigungstechnologien und -verfahren an Bedeutung. In der Luftfahrtbranche werden bereits heute Bohrungswände vieler Bauteile spanend bearbeitet, um dem Aspekt des Leichtbaus Rechnung zu tragen. Eine technische Fertigungsmöglichkeit zur Auskammerung des Bohrungsgrundes existiert bisher nicht. Darüber hinaus bieten mechanische Nachbearbeitungsverfahren, wie das Glattwalzen und/oder Festwalzen, durch eine Oberflächenverbesserung, eine Festigkeitssteigerung und das Einbringen von Druckeigenspannungen eine Möglichkeit zur Steigerung der Belastbarkeit und Verlängerung der Bauteillebensdauer.

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wird durch die Entwicklung und Fertigung eines neuartigen Werkzeugsystems die konsequente Umsetzung des konstruktiven Leichtbaus durch Auskammerungen sowohl an der Bohrungswand als auch im Bohrungsgrund vorgestellt. Grundlage hierfür stellt neben der Entwicklung sowie Fertigung des Werkzeugsystems und grundlagenorientierten experimentellen Untersuchungen zum Drehen und Walzen die Integration des Systems auf der Tiefbohrmaschine dar. Anhand der Herstellung planer Bohrungsgründe als eine mögliche Konturgestalt ist die Erzeugung hoher Oberflächengüten herausgearbeitet worden. Auskammerungen im Bereich des Übergangs von der Bohrungswand zum Bohrungsgrund stellen eine innovative Konturierungsmöglichkeit mithilfe des neuartigen Systems dar.

Das entwickelte System bietet die Möglichkeit, auch in Bohrtiefen von mehreren Metern nahezu beliebige Innenkonturen zur Erzeugung hochbelastbarer Bauteile einzubringen. Durch das Walzen ermöglicht das Auskammerwerkzeugsystem darüber hinaus die mechanische Nachbearbeitung innenkonturierter Grundbohrungen. Analysen partiell glattgewalzter Bohrungsgründe bestätigen die aus den grundlagenorientierten Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zur Oberflächenrauheit und -topographie. Das spanende Auskammern einer umfassend innenkonturierten Grundbohrung konnte im Rahmen dieser Arbeit unter Verwendung verschiedener Walzkassetten vollständig glattgewalzt werden und erweitert somit entscheidend die Auskammertechnologie.

Durch die Bearbeitung amagnetischer, austenitischer Stähle für die Erdöl- und Gasexploration mittels Walzen lässt sich die Eignung des Systems zur Werkstoffverfestigung, Oberflächeneinbringung und zum Einbringen von Druckeigenspannungen aufzeigen. Das Festwalzen der durch das BTA-Vollbohren erzeugten Bohrungswand ermöglicht Verfestigungen auf $700 \text{ HV}_{0,025}$ mit Eindringtiefen bis $300 \mu\text{m}$.

Abstract

New manufacturing technologies and processes are gaining in importance for the reduction of component weights in order to reduce harmful emissions. In the aviation industry, many bore walls are already being machined today in order to take the aspect of lightweight construction into account. A technical manufacturing possibility for the chamber boring of the bore hole bottom does not yet exist. In addition, mechanical post-processing methods, such as roller burnishing or deep rolling by improving the surface, increasing the strength and introducing residual compressive stresses offer the possibility for increasing the load-bearing capacity and extending the service life of the component.

In the context of this present scientific work, the development and production of a new type of a chamber boring tooling system will present the consistent implementation of lightweight construction through machining both the bore wall and the bottom of the bore hole. The basis for this, beside the production of the system and basic experimental investigations on turning and rolling, is the integration into the deep hole drilling machine. On the basis of the production of planar drilling grounds as a possible contour shape, the generation of high surface qualities has been worked out. Chamber boring in the transition area from the bore hole wall to the bore hole bottom represents an innovative contouring possibility through the use of the novel system.

The developed system offers the possibility to create almost any internal contours for the production of heavy-duty components even at drilling depths of several meters. By rolling, the chamber boring tooling system also enables the mechanical reworking of internally contoured basic bores. Analyses of partially smooth-rolled bore hole bottoms confirm the findings on surface roughness and topography gained from the basic-oriented investigations. In the course of this work, it was possible to completely smooth out the cutting chambers of a comprehensively internally contoured basic bore using various rolling slides, thus decisively extending the cutting chamber technology.

The suitability of the system for material hardening, surface levelling and the application of residual compressive stresses can be demonstrated by machining amagnetic, austenitic steels for oil and gas exploration by using deep rolling. The deep rolling of the bore wall produced by BTA solid drilling enables hardnesses of $700 HV_{0.025}$ with penetration depths of up to $300 \mu\text{m}$. Residual stress measurements close to the subsurface zone show the elastic material deformation caused by rolling.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen	XI
Formelzeichen	XII
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik des Innenkonturierens	3
2.1 Grundlagen zur Bohrungsinnenkonturierung	3
2.1.1 Tiefbohren zur Erzeugung einer Führungsbohrung	3
2.1.2 Innenkonturieren mit WSP-basierten Werkzeugen	6
2.1.3 Mechanische Nachbearbeitung durch Walzen	8
2.2 Verfahren zur Bohrungsinnenkonturierung	13
2.2.1 Formbohren	13
2.2.2 Innendrehen mit schwingungsgedämpften Bohrstanzen	14
2.2.3 Auskammern durch leistungsführte Werkzeuge	15
2.2.4 Auskammerfräsbohren	16
2.2.5 Weitere Verfahren	17
2.3 Verfahren zur Nachbearbeitung von Tiefbohrungen	18
2.3.1 Walzen	18
2.3.2 Oberflächenhämmern	19
2.3.3 Kugelstrahlen	21
2.3.4 Autofrettage	22
2.4 Anwendungsgebiete innenkonturierter Bauteile	24
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	27
4 Experimentelle Randbedingungen	31
4.1 Verwendete Versuchswerkstoffe	31
4.2 Gestaltung der Tiefbohruntersuchungen	34
4.3 Gestaltung der Grundlagenuntersuchungen	38
4.4 Mess- und Analysetechnik	41
5 Technologische Grundlagenuntersuchungen zur Außenlängsdrehbearbeitung	45
5.1 Analyse des Einflusses der Werkzeuggestalt und -beschichtung	45
5.2 Einsatzversuche unter Variation der Schnittdaten	48
5.3 Einfluss des Versuchswerkstoffs	54
6 Technologische Grundlagenuntersuchungen zur Walzbearbeitung	59
6.1 Analyse des Einflusses des Versuchswerkstoffs	59
6.2 Analyse des Einflusses der Walzparameter	62
6.3 Analyse des Einflusses der Walzstrategie	66

7	Entwicklung zur Integration des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Innenkonturierung.....	77
7.1	Mechanische Adaption des Auskammerwerkzeugsystems auf der Tiefbohrmaschine.....	77
7.1.1	Vorstellung des Auskammerwerkzeugs.....	77
7.1.2	Sonderbohrgestänge und Anbindung an das Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem.....	80
7.1.3	Vorkehrungen zum Einsatz des Vorbohrers und des Auskammerwerkzeugs.....	82
7.2	Softwaretechnische Anpassung der Maschinensteuerung	83
7.2.1	Einstellen der NC-Achsen	83
7.2.2	Grundlagen der NC-Programmierung.....	89
8	Technologische Untersuchungen zur Herstellung innenkonturierter Tiefbohrungen.....	97
8.1	Untersuchungen zum BTA-Vollbohren zur Erzeugung der Führungsbohrung.....	97
8.2	Spanende Herstellung verschiedener Bohrungsinnenkonturen.....	103
8.2.1	Entwicklung geeigneter Schneidkassetten	103
8.2.2	Herstellung planer Bohrungsgründe	106
8.2.3	Herstellen konturierter Bohrungswände	115
8.3	Walzende Bearbeitung spanend hergestellter Bohrungskonturen	121
8.3.1	Entwicklung geeigneter Walzkassetten.....	121
8.3.2	Herstellung eines gewalzten Bohrungsgrundes	124
8.3.3	Herstellung einer gewalzten Bohrungsinnenkontur.....	127
8.4	Spanende und walzende Bearbeitung austenitischer Stähle.....	134
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	143
	Literaturverzeichnis	146

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
Al	Aluminium
AWA	Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem
BOZA	Bohrölzuführapparat
BTA	Boring and Trepanning Association
C	Kohlenstoff
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
CVD	Chemical Vapour Deposition
DMS	Dehnungsmessstreifen
FL	Führungsleiste
HB	Härte nach Brinell
HG	Hydrostatisch gelagert
HRC	Härte nach Rockwell
HV	Härte nach Vickers
ISO	International Organization for Standardization
KSS	Kühlschmierstoff
LWD	Logging While Drilling
l/D	Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis
MHP	Maschinelles Oberflächenhämmern
Mn	Mangan
MWD	Measuring While Drilling
NC	Numerical Control, Numerische Steuerung
N	Stickstoff
Ni	Nickel
P	Phosphor
PVD	Physical Vapour Deposition
RSH1	Rost-, säure- und hitzebeständiger Stahl 1
RSH2	Rost-, säure- und hitzebeständiger Stahl 2
S	Schwefel
Sn	Zinn
Si	Silizium
Ti	Titan
V	Vanadium
WSP	Wendescheidplatte

Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
α	°	Freiwinkel
α_w	°	Anstellwinkel
β_k	°	Anstellwinkel
$\beta_{k,max}$	°	maximaler Anstellwinkel Walzen
$\beta_{k,min}$	°	minimaler Anstellwinkel Walzen
$\beta_{k,var}$	°	variierender Anstellwinkel
β_s	°	Kassettenwinkel
$\beta_{s,Schieber}$	°	Kassettenwinkel durch die Kasette
$\beta_{s,WSP}$	°	Kassettenwinkel durch die WSP
$\beta_{WSP,max}$	°	maximaler Anstellwinkel Spanen
$\Delta\beta_s$	°	Winkeländerung
ε	-	Elastische Dehnung
κ	°	Einstellwinkel
σ	MPa	Normalspannung
σ_{11}	MPa	Eigenspannung
ϕ	°	Scherwinkel
τ	-	Hilfswert
ξ	-	Hertz'scher Beiwert
η	-	Hertz'scher Beiwert
a	mm	Achse der Druckellipse
a_p	mm ²	Schnitttiefe
A	mm ²	Spanungsquerschnitt
A_5	%	Bruchdehnung
b	mm	Achse der Druckellipse
b_s	mm	Spanungsbreite
b_{FL}	mm	Führungsleistenbreite
d	mm	Werkzeugdurchmesser
d_k	mm	Walzkugeldurchmesser
d_{WSP}	mm	Wendeschneidplattendurchmesser
d_{WST}	mm	Werkstückdurchmesser
$D_{Innen,vor}$	mm	vorhandener Bohrungsdurchmesser
D_{krit}	mm	kritischer Aufbohrdurchmesser

D_{\max}	mm	maximaler Bohrungsdurchmesser
D	mm	Bohrungsdurchmesser
ΔD	mm	Bohrungsdurchmesserabweichung
E_{WST}	MPa	Elastizitätsmodul Werkstück
E_{WZG}	MPa	Elastizitätsmodul Werkzeug
f	mm	Drehvorschub pro Umdrehung
f_s	mm	Vorschub der Maschine
f_{AWA}	mm	Vorschub des Schubrohrs
f_p	Hz	Abtastrate
f_w	mm	Walzvorschub pro Umdrehung
F	N	Zerspankraft
F_A	N	Axialkraft
F_{AR}	N	Rundschlifffasen-Axialkraft
F_{A1}	N	Führungsleisten-Axialkraft
F_C	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_{mess}	N	Einmesskraft
F_{NR}	N	Rundschlifffasen-Normalkraft
F_{N1}	N	Führungsleisten-Normalkraft
F_p	N	Passivkraft
F_R	N	Reaktionskraft
F_{TR}	N	Rundschlifffasen-Tangentialkraft
F_{T1}	N	Führungsleisten-Tangentialkraft
F_W	N	Walzkraft
$F_{W,max}$	N	maximale Walzkraft
$F_{x,ss}$	N	Axialkraft Schubrohr
F_X	N	Einspannkraft x
F_Y	N	Einspannkraft y
h	mm	Schafthöhe
h_a	mm	Spanungsdicke außen
h_i	mm	Spanungsdicke innen
$h_{c,a}$	mm	Spandicke außen
$h_{c,i}$	mm	Spandicke innen
H_m	HB	mittlere Härte
l	mm	Länge
l_{aus}	mm	Kassettenlänge mit Walzelement ausgefahren

l_{ein}	mm	Kassettenlänge mit Walzelement eingefahren
l_f	mm	Bohrweg
l_{FL}	mm	Führungsleistenlänge
$l_{FL,ges}$	mm	Gesamtführungsleistenlänge
l_{min}	mm	Mindestlänge
l_s	mm	Kassettenlänge
l_t	mm	Bohrtiefe
m	kg	Masse
M_B	Nm	Bohrmoment
M_D	Nm	Drehmoment
M_x	Nm	Einspannmoment x
M_y	Nm	Einspannmoment y
M_1	Nm	Moment um Führungsleiste 1
n	U/min	Drehzahl
n_{AWA}	U/min	Drehzahl Motor AWA
n_{max}	U/min	Maximaldrehzahl
n_{Wst}	U/min	Werkstückdrehzahl
n_{Wzg}	U/min	Werkzeugdrehzahl
p	bar	Walzdruck
p_{aut}	MPa	Autofrettagedruck
p_d	MPa	Betriebsdruck
p_{max}	MPa	Maximale Hertz'sche Flächenpressung
$r(p)$	mm	Kreisbahnradius des Fräasers
r_ε	mm	Eckenradius
r_{11}, r_{12}	mm	Walzkugelradius
r_{21}, r_{22}	mm	Werkstückradius
r_{FL}	mm	Führungsleistenradius
r_{FRa}	mm	Fräserradius außen
r_{FRi}	mm	Fräserradius innen
r_{kon}	mm	Radius Kontur
r_s	mm	Radius Kassette
Ra	μm	arithmetischer Mittenrauwert
R_{eh}	MPa	Obere Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
Rt	μm	maximale Rautiefe
Rth	μm	theoretische Rautiefe

RZ	μm	gemittelte Rautiefe
t	sek	Prozesszeit
t_e	mm	Einstehtiefe
$t_{h,c}$	min	Hauptzeit Spanen
$t_{h,w}$	min	Hauptzeit Walzen
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
μ_r	H/m	magnetische Durchlässigkeit
μ	-	Reibkoeffizient
ν	-	Querkontraktionszahl
ν_{β}	$^{\circ}/\text{min}$	Winkelgeschwindigkeit der Kassette
ν_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$\nu_{c,krit}$	m/min	kritische Schnittgeschwindigkeit
$\nu_{c,min}$	m/min	minimale Schnittgeschwindigkeit
$\nu_{c,max}$	m/min	maximale Schnittgeschwindigkeit
ν_w	m/min	Walzgeschwindigkeit
\dot{V}	l/min	Volumenstrom
z_e	μm	Tiefe der Verfestigung
z_E	μm	Tiefe der Eigenspannungsmessung
z_v	μm	Tiefe des Verformungsmartensits

1 Einleitung

Für einen nachhaltigen Einsatz von Ressourcen gewinnen neue technische Lösungen zur Reduzierung des Energieverbrauchs an Bedeutung. Dabei weist der Verkehr nach der Energiewirtschaft und der produzierenden Industrie den größten Anteil an der Gesamtproduktion von Treibhausgasen auf [Uba15]. Insbesondere der Flugverkehr und somit auch die Nutzung von Triebwerken nimmt stetig zu, was zu einer Zunahme der schädlichen Luftbelastung führt [Dlr15, Leh08]. Die Kombination aus langen Entwicklungszeiten sowie Nutzungsdauern heutiger Flugzeuge von mehreren Jahrzehnten lassen in den kommenden 10 bis 20 Jahren keine neuartigen Antriebskonzepte auf dem Markt erscheinen [Gol13, Jea13, Sch15]. Technische Lösungen zur Gewichtsreduzierung von Bauteilen, die in Wartungs- und Instandhaltungsprozessen während einer Flugzeuglebensdauer häufiger getauscht werden, gewinnen somit als kurzfristiger Beitrag zur Reduzierung von Abgasen an Bedeutung. So verzeichnete vor vielen Jahren die Entnahme beider Aschenbecher (ca. 400 Gramm) im Flugzeugcockpit für die Germanwings-Flotte eine Einsparung von 25 000 Litern Kerosin pro Jahr [Ste19]. Mithilfe moderner Fertigungsverfahren kann bereits heute in Komponenten des Seitenfahrwerks der Leichtbau in weniger stark belasteten Bereichen durch eine Materialentnahme realisiert werden [Fuß01]. Da sich bisherige Auskammerverfahren auf die Bohrungswandkonturierung beschränken, fokussiert sich diese wissenschaftliche Arbeit auf die vollständige Innenkonturierung, bestehend aus Bohrungsgrund und Bohrungswand.

Neben einem konstruktiven Leichtbau bietet die Auslegung von höher belastbaren und leistungsfähigeren Komponenten eine weitere Möglichkeit, effizientere Systeme zur Ressourcenschonung einzusetzen [Abe14, Ger10, Hoc11]. Im Bereich der Bergbau- oder Luftfahrttechnologie lassen sich Hydraulikzylinder durch eine gezielte Innenkonturierung bei höheren Betriebsdrücken einsetzen. Bisherige Herstellungsprozesse für getrennt gefertigte und anschließend durch Fügen miteinander verbundene Bauteile führen im Bereich der Schweißnaht zu einem hohen Nachbearbeitungsaufwand und stellen eine konstruktive Schwachstelle dar [Sui17].

Die Werkstoffe für innenkonturierte Bauteile der Erdöl- und Gasexploration unterliegen aufgrund der aggressiven Umgebung enormen Beanspruchungen. Zusätzlich erfordern die großen Längen des gesamten Bohrstrangs zur Erschließung immer weiter von der Bohrinself entfernt und kleinerer Ölfelder eine hohe Werkstofffestigkeit [Dew17, Dew18a, Dew18b]. Mechanische Nachbearbeitungsverfahren wie das Kugelstrahlen stellen in diesem Sektor eine weitverbreitete Lösung zur Steigerung der Lebensdauer solcher tiefgebohrten Bauteile dar. Ein unzureichender Deckungsgrad der gestrahlten Oberfläche sowie die deutliche Zunahme der Oberflächenrauheit sind zwei elementare Prozesscharakteristika, die bei der Herstellung der Komponenten für die letzten 50 m vor dem Bohrkopf mangels Fertigungsalternativen akzeptiert werden müssen [Alt02, Bau15, Woh00].

Gegenstand dieser wissenschaftlichen Arbeit ist die Entwicklung und der Einsatz eines neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Herstellung innenkonturierter Bauteile. Die Innenkonturierung tiefer Grundbohrungen umfasst dabei sowohl die Bohrungswand- als auch die Bohrungsgrundbearbeitung in einem Prozessschritt, sodass der konstruktive Leichtbau um eine neue Fertigungsmöglichkeit signifikant erweitert wird. Durch die Integration des Festwalzens in das neuentwickelte Auskammerwerkzeugsystem wird die ganzheitliche Bearbeitung hochbelastbarer Komponenten in einer Bauteilaufspannung ermöglicht. Neben den Untersuchungen zur Herstellung innenkonturierter Bauteile wird durch grundlagenorientierte Versuche zum Drehen und Walzen die Ausgangslage zur prozesssicheren Innenkonturierung erarbeitet. Detaillierte Ausführungen zum

neuartigen Auskammerwerkzeugsystem ergänzen die technologischen Untersuchungen und erweitern das Verständnis zur Integration auf der Tiefbohrmaschine. Das in dieser wissenschaftlichen Arbeit vorgestellte neuartige Auskammerwerkzeugsystem liefert somit eine neue Fertigungsmöglichkeit zur Herstellung leichtgebauter und höherbelastbarer Bauteile zur Reduzierung von Schadstoffemissionen.

2 Stand der Technik des Innenkonturierens

2.1 Grundlagen zur Bohrungsinnenkonturierung

In diesem Kapitel werden zunächst die Grundlagen zur Erzeugung einer Führungsbohrung mittels BTA-Vollbohren vorgestellt. Neben einer kurzen Einordnung der Tiefbohrverfahren stehen die besonderen Charakteristika des Tiefbohrens, wie die asymmetrische Werkzeuggestalt und die daraus resultierende Einebnung der Bohrungswand, im Fokus. Im Anschluss werden die grundlegenden Aspekte beim Innendrehen vorgestellt. Im letzten Unterkapitel erfolgt eine detaillierte Vorstellung des mechanischen Nachbearbeitungsverfahrens Oberflächenfeinwalzen.

2.1.1 Tiefbohren zur Erzeugung einer Führungsbohrung

Das Fertigungsverfahren Bohren findet zur Herstellung zahlreicher Bauteile Anwendung [Abe07]. Bei erhöhten Bohrtiefen und/oder Bohrungsdurchmessern kommen hierzu häufig die sogenannten Tiefbohrverfahren zum Einsatz [Bru01, Cro74]. Eine Einordnung der Verfahren Tiefbohren und Bohren anhand Durchmesser und Länge-zu-Durchmesser(l/D)-Verhältnis zeigt **Abbildung 2.1**.

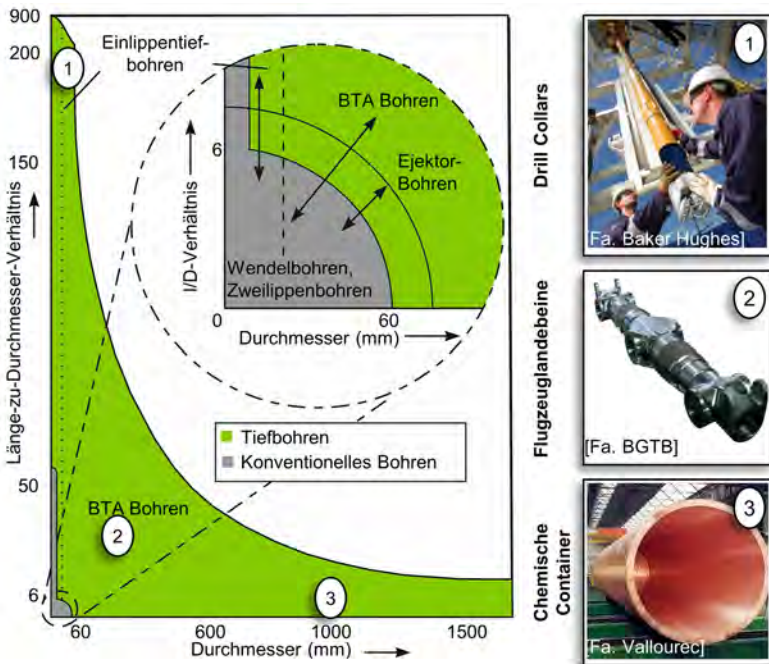


Abbildung 2.1: Einordnung der Tiefbohrverfahren [nach Bie18] und tiefgebohrte Bauteile

Als Tiefbohrungen werden Bohrungen mit einem $l/D > 10$ bezeichnet, wobei aus Qualitätsgründen auch Tiefbohrverfahren bei der Herstellung von Bohrungen mit $l/D = 3$ Verwendung finden [VDI3210, Bie18]. Die klassischen Tiefbohrverfahren lassen sich anhand der eingesetzten Werkzeuge in Einlippen-, Ejektor- und BTA(Boring and Trepanning Association)-Tiefbohren unterscheiden und erreichen l/D -Verhältnisse von über 900 [Bie18]. Solche extremen Dimensionen des l/D -Verhältnisses unter Nutzung des Einlippentiefbohrns werden unter anderem bei der Fertigung von Bauteilen wie Drill Collars oder Schwerstangen für die Erdölexploration eingebracht. Zur Bearbeitung von großen Bohrungsdurchmessern wird das BTA-Verfahren angewandt. Hierbei ist in der Regel ab einem kritischen Durchmesser von $d_{krit} = 125$ mm das Aufbohren einer bestehenden Bohrung wirtschaftlicher als das Vollbohren. Durch das Aufbohren sind Bohrungsdurchmesser von mehr als $d_{max} = 1500$ mm realisierbar. Das Ejektortiefbohren findet häufig auf Drehmaschinen und Bearbeitungszentren Anwendung, um dort die Vorteile des Tiefbohrns ohne eine gesonderte Tiefbohrmaschine nutzen zu können.

Neben besonderen Werkzeugen wie dem geradengetuteten Zweilippenbohrer finden bei der Tiefbohrbearbeitung im Wesentlichen asymmetrisch aufgebaute Werkzeuge Anwendung. Bei diesen Werkzeugen resultieren im Bohrprozess radiale Kraftanteile, die von am Werkzeugumfang applizierten Führungsleisten auf die Bohrungswand übertragen werden (**Abbildung 2.2**) [Cro74]. Somit entsteht eine Selbstabstützung bzw. -führung des Werkzeugs in der zuvor erzeugten Bohrung und ermöglicht unter anderem das Erreichen solcher hohen Bohrtiefen. Mit steigendem Bohrerdurchmesser erfolgt eine reziproke, über den Umfang des Werkzeugs verteilte, Schneidenanordnung. Die gesamte Schneide wird dabei in die drei verschiedenen Teile Außen-, Innen- und Mittelschneide unterteilt. Die Zwischenschneide wird um 180° verschoben und auf der gegenüberliegenden Seite positioniert.

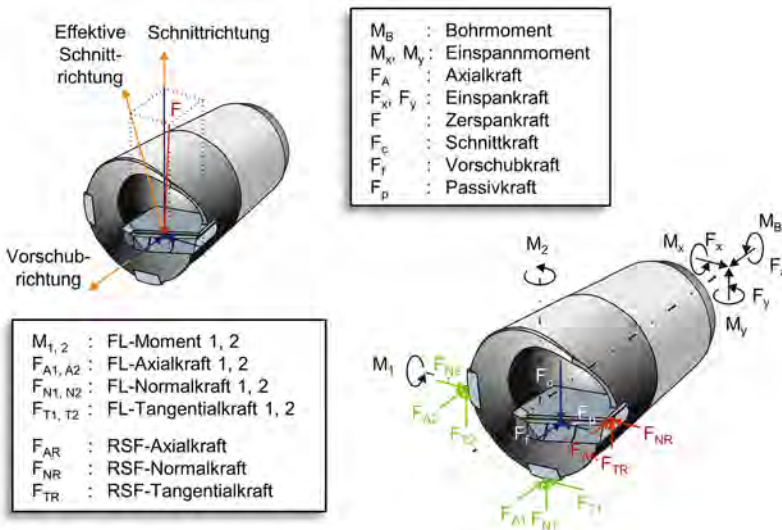


Abbildung 2.2: Am BTA-Tiefbohrwerkzeug und Bohrröhr wirkende Kräfte und Momente [nach Bie18, Cro79, Gre70, Gri82, Gri93a, Gri93b, Wei01]

Die innere Schneide wird hingegen direkt im Bohrungszentrum platziert und weist aufgrund der erhöhten Quetsch- und Reibvorgänge meist eine sehr stabile Schneidkante auf. Alle Schnittkanten der jeweiligen Schneiden weisen eine geringfügige Überlappung auf. Bei größeren Durchmessern kommt es somit zu einer alternierenden Schneidenanordnung, was die radialen Kraftanteile reduziert und zu einer charakteristischen Ausprägung des Bohrungsgrundes führt. Die restlichen Kraftanteile werden von den Führungsleisten 1 und 2 aufgenommen. Die während der Zerspaltung entstehenden Vorschubrillen werden somit durch die Führungsleisten aufgrund des Führungsleistenübermaßes eingeebnet, woraus verfahrensbedingt eine hohe Oberflächengüte resultiert (**Abbildung 2.3**) [Fuß86, Hei91].

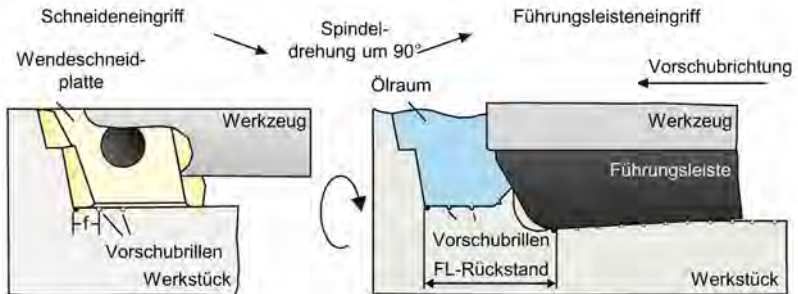


Abbildung 2.3: Einbebnung der Bohrungswand durch die Führungsleiste [nach Fuß86]

Der linke Teil der Abbildung zeigt den Schneideneingriff und die durch die konisch angeschliffene Rundschliffphase entstehenden Vorschubrillen. Nach einer Spindel- oder Werkzeugdrehung von ungefähr 90° läuft die Führungsleiste 1 an der Bohrungswand entlang und ebnet aufgrund der unterschiedlichen Höhenniveaus die Bohrungswand ein. Somit ist die Führungsleiste maßgeblich für die entstehende Bohrungswandqualität verantwortlich. Nach dem Schnitt und dem Überlaufen der Führungsleisten an der Bohrungswand kann die Struktur des Materials geschlossen, teilweise geschlossen oder offen sein (**Abbildung 2.4**) [Fuß86]. Bei einem geschlossenen Profil wird die Oberfläche vollständig eingeebnet, vereinzelt können noch sogenannte Pittings auftreten.

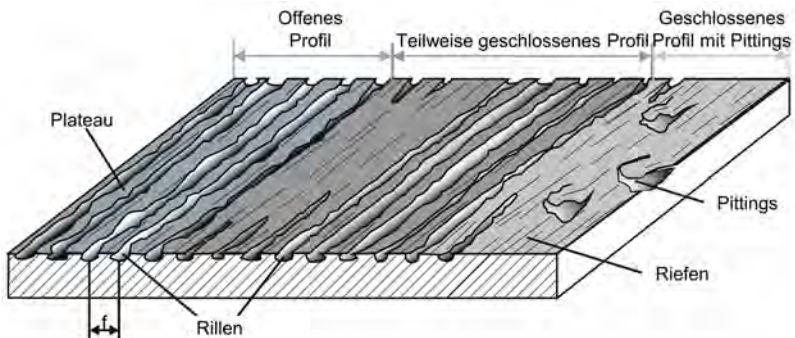


Abbildung 2.4: Schematischer Aufbau einer tiefgebohrten Oberfläche [nach Fuß86]

2.1.2 Innenkonturieren mit WSP-basierten Werkzeugen

Für die Innenkonturierung der Bohrungswand von Tiefbohrungen liegen unabhängig vom verwendeten Werkzeugsystem Eingriffsbedingungen vergleichbar zum Innendrehen vor. Aufgrund der innenliegenden Wirkstelle unterliegt das Innendrehen im Vergleich zum Außenlängsdrehen einigen Besonderheiten und Anforderungen. Geringe Länge-zu-Durchmesser-Verhältnisse lassen sich dabei mit herkömmlichen Bohrstängen bearbeiten, wobei nach DIN 8589-1 unterschiedliche Varianten des Innendrehens existieren (**Abbildung 2.5**).

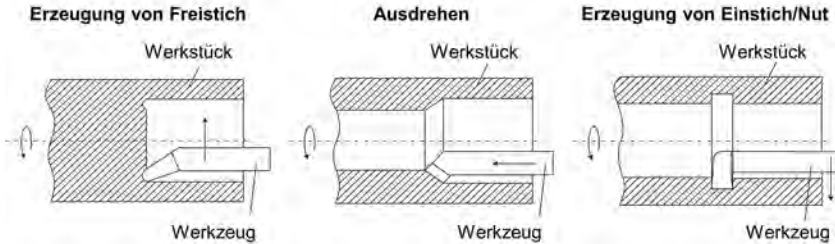


Abbildung 2.5: Varianten des Innendrehens [DIN8589-1]

Unabhängig von der Verfahrensvariante führt die Kombination aus Bauteilinnendurchmesser und der zu zerspanenden maximalen radialen Zustellung zu geringen Bohrstangendurchmessern. Insbesondere bei weit im Bauteilinneren liegenden Wirkstellen führt dies aufgrund der wirkenden Radialkräfte zu einer erhöhten Schwingungsanfälligkeit des Werkzeugsystems. Als Folge daraus sind geringe Oberflächenqualitäten und Maßgenauigkeiten sowie eine geringe Werkzeugstandzeit zu nennen. Die theoretische Rauheit als eine Kenngröße der Oberflächenqualität einer gedrehten Oberfläche lässt sich dabei in Abhängigkeit von dem Vorschub und dem Eckenradius darstellen (**Abbildung 2.6**). Für eine hohe theoretische Oberflächenrauheit sind daher große Eckenradien mit geringen Vorschüben zu wählen. Insbesondere bei Einstichen oder Nuten unterliegt die Bohrstange einem unvorteilhaften Belastungskollektiv, weshalb besondere Schneiden oder reduzierte Schnittdaten gewählt werden müssen.

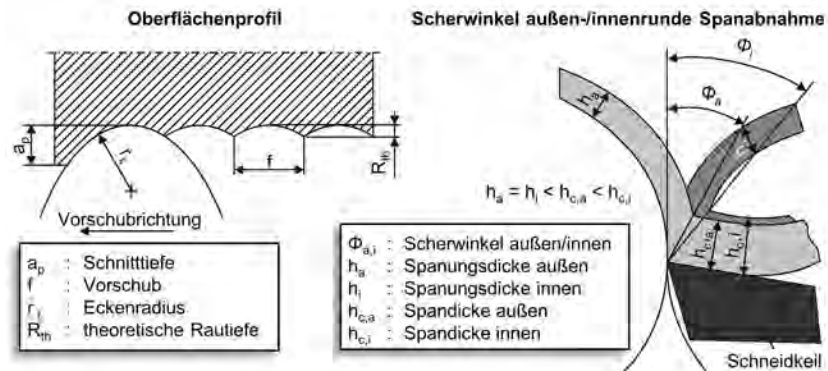


Abbildung 2.6: Rautiefe in Abhängigkeit von Eckenradius und Vorschub [nach Pau08]

Dies kann die Wirtschaftlichkeit zur Erreichung akzeptabler Rauheitswerte signifikant senken [Pau08, Sch02]. Darüber hinaus liegen bei der Innendrehbearbeitung aufgrund der konkaven Innenfläche deutlich größere Schwerwinkel als bei einer außenliegenden Wirkstelle vor. Dies beeinflusst sowohl die Spanbildung als auch die mechanischen Werkzeugbelastungen als Resultat der höheren Spanstauchung. Infolge der erhöhten Scherarbeit kommt es zu einer höheren Belastung, die die Schwingungsanfälligkeit des Systems weiter steigert. In der Regel ist im Vergleich zur Außenlängsdrehbearbeitung eine 20%-Steigerung der Schnittkraft festzustellen, die aber durch die Wahl des Einstellwinkels und des Durchmessers variieren kann [Hen67, Sch02]. **Abbildung 2.7** zeigt daher die Besonderheiten des Schneideneingriffs beim Innendrehen unter dem Aspekt der Schwingungsvermeidung.

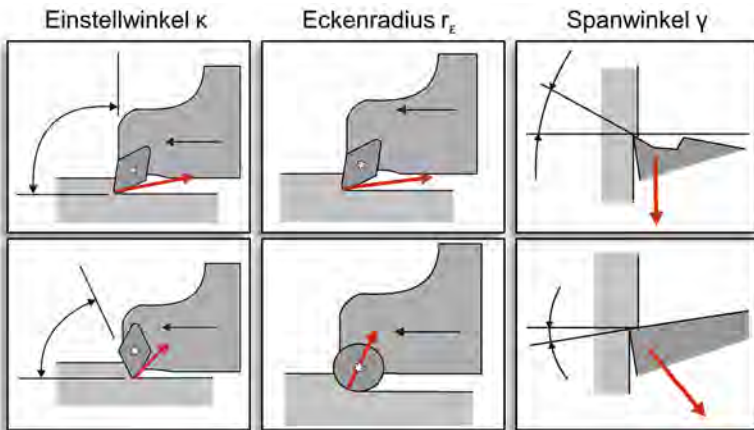


Abbildung 2.7: Schwingungsanfälligkeit in Abhängigkeit vom Schneideneingriff [nach Jen15]

Ein Einstellwinkel im Bereich von $\kappa = 90^\circ$ ermöglicht eine Reduzierung der Radialkraft und sollte gegenüber kleineren Einstellwinkeln angestrebt werden. Hohe Eckenradien sorgen ebenfalls aufgrund der vorliegenden effektiven Einstellwinkel für eine erhöhte radiale Werkzeugbelastung und sollten vermieden werden. Ein positiv ausgelegter Spanwinkel reduziert neben der Schnittkraft die Passivkraft. Darüber hinaus weisen scharfe Schneidkanten mit geringen Eckenradien bei Einstellwinkeln von $\kappa = 90^\circ$ aufgrund reduzierter Werkzeugabdrängungen mehrheitlich Belastungen in Richtung der Bohrstange auf und minimieren somit die Schwingungsanfälligkeit [Che82, Hen67, Jen15, Sch02].

2.1.3 Mechanische Nachbearbeitung durch Walzen

Spanend vorgefertigte Werkstücke lassen sich durch das Oberflächenfeinwalzen, das in der Oberfläche plastische Verformungen erzeugt, nachfolgend mechanisch weiterbearbeiten [Kai83]. In Abhängigkeit von den gewünschten Oberflächen- oder Bauteileigenschaften lässt sich das Oberflächenfeinwalzen wie folgt unterteilen (**Abbildung 2.8**).

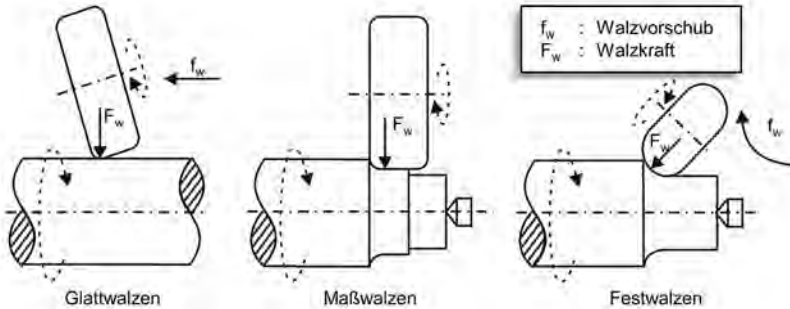


Abbildung 2.8: Verfahrensvarianten des Oberflächenfeinwalzens [nach VDI3177]

Häufig Anwendung für die Innenrohrbearbeitung findet das Glattwalzen zur Herstellung von Oberflächen mit Rautiefen unter $1 \mu\text{m}$ und hohem Profilfraganteil ohne makrogeometrische Formänderung des Werkstücks. Darüber hinaus hat die Variante Maßwalzen das Ziel der Fertigung passungsgenauer Werkstückabschnitte. Stellt die Verformung von größeren Oberflächenbereichen, insbesondere an Kerbquerschnitten zur Steigerung der Dauerhaltbarkeit hochbeanspruchter Bauteile, das primäre Ziel dar, findet die Variante Festwalzen Anwendung [Röt03, Röt05, Sch06]. Alle Verfahrensvarianten verwenden vergleichbare Werkzeuge und unterscheiden sich lediglich in ihrer Zielsetzung.

Das Glattwalzen stellt im Bereich der Feinbearbeitung metallischer Oberflächen ein Verfahren dar, welches ohne eine Werkstofftrennung auskommt und nur geringe Auswirkungen auf die Umformung der Randschicht besitzt [Ost93, Ost96]. Optimale Ergebnisse lassen sich durch abgestimmte Zerspanprozesse erzielen. Laut Yashcheritsyn sind beim Drehen größere Werkzeuggeckenradien gegenüber kleineren zu bevorzugen [Yas87]. Für die Innenbearbeitung von Bohrungen konnte Buse diese Erkenntnis bei dem kombinierten Verfahren Schälen und Glattwalzen bestätigen [Bus89].

Das Festwalzen war erstmalig 1929 Gegenstand von experimentellen Untersuchungen und zeigte den Einfluss auf das Dauerschwingverhalten von Bauteilen auf. Als Grund werden die eingebrachten Eigenspannungen in der Werkstückrandzone genannt [Föp29, Föp33, Hor35, Klo87, Klo88]. Die Bearbeitung von Werkstoffen mit einer Härte von mehr als 47 HRC wird als Hartwalzen bezeichnet [Röt03]. Das Prinzip eines Walzprozesses zur Oberflächenverbesserung und Festigkeitssteigerung im randzonennahen Bereich zeigt **Abbildung 2.9**.

Das Material wird aufgrund der Volumenkonstanz in die Rauheitstäler gedrückt, wodurch diese angehoben werden. Dieses Materialverhalten ist maßgeblich vom Walzdruck abhängig [Röt03]. Die Glättung führt zu einer Verringerung der Oberflächenrauheit und ermöglicht in Abhängigkeit vom Werkstoff, dessen Eigenschaften sowie den Prozesseinstellgrößen das Erzeugen von Oberflächenrauheiten, die mit dem Schleifen oder Honen vergleichbar sind [Grz13, Luc05]. Insbesondere bei der Bearbeitung von weicheren Werkstoffen kann es zu einem vollständigen Verschwinden der durch den Vorbearbeitungsprozess entstehenden Rauheitsspitzen kommen. In der Regel sorgt eine Erhöhung der Walzkraft für sich stetig verbessernde Oberflächenrauheiten, wohingegen bei der Bearbeitung weicher Werkstoffe irgendwann ein Minimum der Rauheitskennwerte erreicht ist. Darüber hinaus sorgt eine Erhöhung der Walzkraft für einen Abdruck der Walzkugel in der Werkstückoberfläche und führt somit zur Entstehung von Vorschubrillen sowie Schädigungen oberflächennaher Bereiche (**Abbildung 2.11**) [Sch90, Fuc83, Seq14].

Eine Beurteilung des Einflusses durch das Walzen auf die Oberflächentopographie erfolgt durch unterschiedliche Kenngrößen. Dabei wird laut DIN 4760 eine Unterscheidung zwischen der wirklichen Oberfläche, der Ist-Oberfläche sowie der geometrischen Oberfläche getroffen [DIN4760]. Die Abweichung zwischen diesen Oberflächen kann durch sechs Ordnungen der Gestaltabweichung beschrieben werden. Dabei besteht eine Oberfläche aus der Überlagerung der Formabweichung, der Welligkeit und der Rauheit [DIN4760, Mai19, Whi94, Whi02]. Zur Bestimmung der Oberflächenrauheit werden die wichtigen Rauheitskennwerte, wie der arithmetische Mittenrauwert R_a , die gemittelte Rautiefe R_z sowie die maximale Rautiefe R_t , nach Abzug von Formabweichung und Welligkeit herangezogen [Bre11, Whi94]. Dabei stellt der arithmetische Mittenrauwert R_a nach DIN EN ISO 4287 die mittlere Abweichung des Profils von der Mittellinie dar (s. **Abbildung 2.11**). Da dieser Wert keine Aussage über die Höhe einzelner Rauheitsspitzen liefert, ist zusätzlich die Betrachtung der gemittelten Rautiefe R_z empfehlenswert. Dieser Wert mittelt ausschließlich die größte Differenz aus maximalem und minimalem Messwert über fünf Einzelmessstrecken. Die mechanische Oberflächenbehandlung erzeugt daher mit dem Einglätten von Rauheitsspitzen bis hin zum Hinterlassen von Eindrücken weitreichende Topographieveränderungen [Lie17].

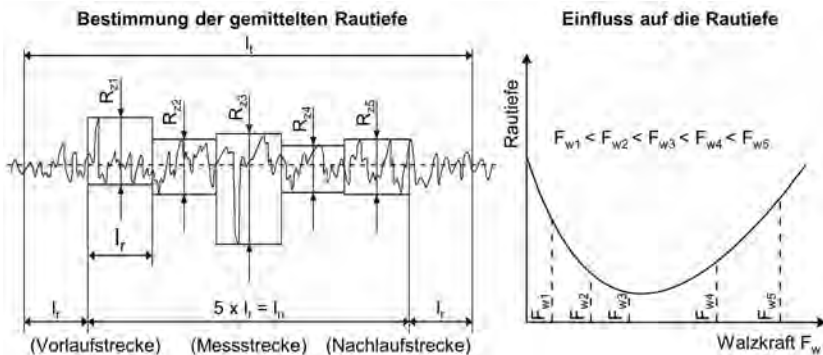


Abbildung 2.11: Bestimmung der gemittelten Rautiefe aus Einzelmessstrecken (in Anlehnung an DIN 4768) sowie Einfluss der Walzkraft auf die Rautiefe [Fuc83]

Zur Beurteilung des lebensdauererhöhenden Einflusses werden die Eigenschaften der Randzone betrachtet. Dazu gehören neben der Veränderung von Eigenspannungen und Härte das Gefüge, plastische Verformungen, Texturen und Risse [Bri91]. **Abbildung 2.12** zeigt anhand der Einstellgröße Walzkraft F_w die Auswirkungen auf den Härte- und Eigenspannungszustand einer bearbeiteten Probe.

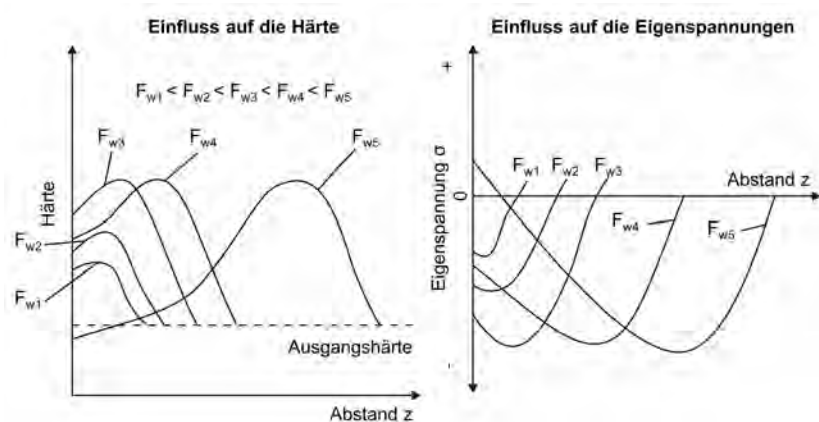


Abbildung 2.12: Härte- und Eigenspannungstiefenverlauf in Abhängigkeit von der Walzkraft [nach Ber82, Fuc83]

Eine Erhöhung der Walzkraft $F_{w1} - F_{w3}$ führt zunächst zu einer Steigerung der Bauteilhärte im randzonennahen Bereich, wobei bei einer weiteren Erhöhung die Maximalwerte zwar vergleichbar hoch, aber tiefer innerhalb der Werkstückoberfläche liegen können ($F_{w3} - F_{w5}$). Bei sehr hohen Walzkraften kann es daher an der Oberfläche zu geringeren Härten als im Ausgangszustand kommen [Fuc83]. Ein wesentlicher Mechanismus zur Verfestigung des Materials stellt die Versetzungsmultiplikation mit anschließender Behinderung weiterer Versetzungsbewegungen infolge der plastischen Verformung der Randschicht dar. Dieser Effekt wird als Versetzungs- oder Kaltverfestigung bezeichnet und meint die Verspannung des Gitterverbandes. So lassen sich Leerstellen, Substitutionsatome oder Zwischengitteratome dazu nutzen, den regelmäßigen Abstand zwischen den Atomen zu verändern. Zu viele Versetzungen im Ausgangszustand können allerdings zu Versetzungsannihilationen und -umlagerungen in energetisch günstigere Strukturen führen [Hof01]

Ähnlich der Verfestigung des Materials verhält sich der Einfluss der Walzkraft auf die Eigenspannungen des Materials. Die elastisch-plastische Verformung oberflächennaher Schichten im Zugbereich und die elastische Verformung der tieferliegenden Schichten führt zur Ausbildung von randschichtnahen Druckeigenspannungen [Woh00]. Eigenspannungen lassen sich sowohl durch thermische, welche vermehrt zu Zugeigenspannungen führen, als auch mechanische Belastungen, welche eher Druckeigenspannungen erzeugen, sowie Phasenumwandlungsprozesse einbringen [Bre11, Bür33, Den11, Klo79, Wit07]. Nach Scholtes und Macherauch ist dabei der Eigenspannungstiefenverlauf maßgeblich von den auftretenden Kräften senkrecht und parallel zur Oberfläche sowie der Wärmeentwicklung beeinflusst. Dabei liegen die maximalen Druckeigenspannungen je nachdem, ob eine Hertz'sche Pressung oder eine Oberflächenstreckung dominieren, entweder unterhalb oder direkt an der Oberfläche [Sch86]. Mit zunehmender Walzkraft steigen dabei sowohl der Wert als auch die Tiefe der maximalen Druckeigenspannung an [Ber82, Röt03]. Bei

sehr hohen Festwalzkräften kann es daher an der Oberfläche zu Zugeigenspannungen kommen. Vergleichbar zur Härte steigt die Höhe der maximalen Druckeigenspannungen mit der Festwalzkraft nur geringfügig an und nimmt laut Gruber et al. bei sehr hohen Kräften wieder ab [Alt00, Gru84]. Dies lässt sich laut Schulze ebenfalls auf die Oberflächenschädigung zurückführen [Sch06].

Bühler konnte bereits 1933 den Einfluss der Eigenspannungen auf die Dauerfestigkeit von Bauteilen nachweisen [Büh33]. Für weichere Werkstoffe hingegen treten die größten Verformungen nahe der Oberfläche auf. Somit liegen die maximalen Druckeigenspannungen ebenfalls unmittelbar nahe der Oberfläche vor [Mad06]. Eine zu hohe Anhebung der Walzkraft kann zu einer Verschlechterung der Oberflächengüte in Form von Abblätterserscheinungen führen [Ber82, Emm92, Kuz15]. Zudem erzeugt diejenige Walzkraft den größten Glättungseffekt, welche auch die deutlichste Steigerung der Oberflächenhärte und Druckeigenspannungen aufweist [Fuc83]. Dabei ist der Tiefenverlauf des Eigenspannungszustandes von den gleichen Prozesseinstellgrößen abhängig wie die Hertz'schen Kontaktspannungen.

2.2 Verfahren zur Bohrungsinnenkonturierung

Die Herstellung innenkonturierter Bauteile lässt sich durch eine Vielzahl von Fertigungsverfahren realisieren. Die Wahl des geeigneten Verfahrens wird im Wesentlichen durch den Werkstoff, die Bauteilabmessung sowie die gewünschte Bauteilqualität beeinflusst. Aus diesen Gründen wird auf eine detaillierte Vorstellung der urformenden Verfahren, wie das Gießen, sowie der generativen Verfahren verzichtet. Auch die umformenden Verfahren wie das Innenhochdruckumformen, Fließpressen, Bohrungsdrücken, Rundkneten sowie das elektromagnetische Umformen werden nicht näher erläutert, da sie die Summe der oben genannten Anforderungen bei dem zu verwendenden Werkstoff mit den gewünschten Abmessungen und Qualitäten nicht erfüllen können. Der Hauptgruppe 3 Trennen können die im Folgenden näher erläuterten Verfahren Formbohren, Innendrehen, Auskammern und Auskammerfräsbohren zugeordnet werden. Erweiternd wird das Fügen durch Schweißen, welches der Hauptgruppe 4 Fügen zugeschrieben werden kann, als Möglichkeit zur Verbindung von Teilelementen vorgestellt [DIN8589].

2.2.1 Formbohren

Im Rahmen der konventionellen Tiefbohrverfahren bieten sogenannte Formbohrköpfe eine wirtschaftliche Möglichkeit zur Realisierung definierter Bohrungsgrundkonturen. Dadurch lassen sich Konturabschnitte in Tiefbohrungen einbringen, die teilweise durch das Werkzeug und dessen Wendeschneidplatten verkörpert werden. Das Erzeugen von Innenkonturen mittels Formbohren ermöglicht zylindrische Konturabschnitte der Bohrungswand, variierende Durchmesser von Bohrungsabschnitten sowie Konturübergänge bei Stufenbohrungen. Die Durchmesserabstufung erfolgt entgegen der Vorschubrichtung von geringen Bohrungsdurchmessern hin zu großen Bohrungsdurchmessern. Dabei können Formbohrköpfe unmittelbar die erforderliche Bohrung einbringen oder basierend auf einer Vorbohrung, erzeugt durch konventionelle Vollbohrköpfe, lediglich die finale Bearbeitung des Bohrungsgrundes übernehmen (**Abbildung 2.13**). Die Auslegung der Schneidenanordnung wird bei Formbohrköpfen zwingendermaßen durch die gewünschte Bohrungsgrundkontur vorgegeben.

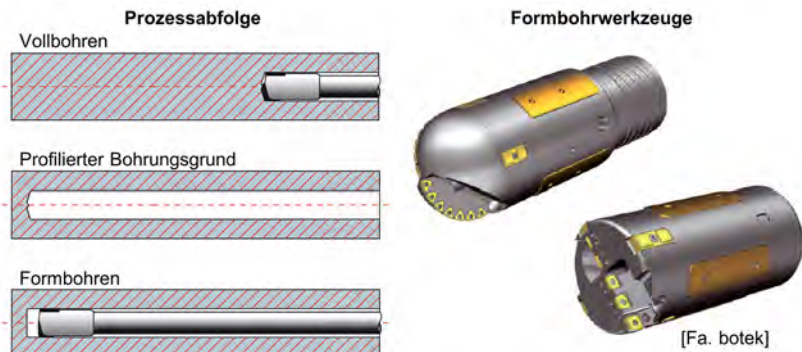


Abbildung 2.13: Verfahrensabfolge und Formbohrwerkzeuge

Damit verbundene negative Beeinflussungen auf das Kräftegleichgewicht, welches maßgeblich den Mittenverlauf, die Bohrungsgüte und -qualität bestimmt, lassen für höhere Bohrtiefen nur noch eine finale Nachbearbeitung einer durch das Vollbohren eingebrachten Bohrung zu. Formbohrköpfe gelten als Sonderbohrwerkzeuge und werden gemäß der Schneidenkontur für genau einen definierten Bohrungsgrund gefertigt. Dies erfordert in der Regel einen erhöhten Fertigungsaufwand in der Wendeschneidplattenherstellung. Als nachteilig erweist sich insbesondere für langspannende Werkstoffe eine prozessgefährdende Spanbildung. Da beim Vollbohren ein breites Schnittgeschwindigkeitsspektrum entlang der Schneidkante abgebildet wird und die Möglichkeiten der Vorschuberrhöhung begrenzt sind, sind die Einflussmöglichkeiten auf die Spanbildung lediglich durch besondere Spanformer gegeben. Dies führt in Verbindung mit gezielt für einen gewünschten Bohrungsgrund ausgelegten Wendeschneidplatten zu einem hohen Fertigungsaufwand derselben. Sämtliche Prozesseinstellungen müssen unter Berücksichtigung der Schwingungsanfälligkeit des Systems gewählt werden, um sowohl den Verschleiß an den Wendeschneidplatten und den Führungsleisten gering zu halten als auch die entstehende Bohrungsqualität nicht nachhaltig zu schädigen. Insbesondere bei der Bearbeitung in großen Bohrtiefen mit hohen freien Bohrrohlängen muss die Schwingungsanfälligkeit des Systems ausreichend Berücksichtigung finden [Abr12]. Die Oberflächenqualität des Bohrungsgrundes, insbesondere bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten im Bohrungszentrum, stellt eine weitere qualitätsbestimmende Größe dar. Das Formbohren bietet darüber hinaus logischerweise keine Möglichkeit der Bohrungswandkonturierung außerhalb des Bohrungsdurchmessers oder das Einbringen von Kammern. Aus diesem Grund werden im Folgenden Verfahren zur Bohrungswandkonturierung näher vorgestellt.

2.2.2 Innendrehen mit schwingungsgedämpften Bohrstangen

Die besonderen Eingriffsbedingungen beim Innendrehen sind bereits erwähnt worden. Darüber hinaus konnten Empfehlungen für die Wendeschneidplattenauswahl zur Innenbearbeitung genannt werden. Die Gestaltung und Auslegung der diese Wendeschneidplatten tragenden Bohrstangen soll folgend näher genannt werden. Die maximal mögliche Auskraglänge lässt sich dabei durch die Verwendung von Hartmetallbohrstangen erheblich erweitern. Über diese l/D -Verhältnisse hinaus wird durch schwingungsdämpfende Elemente versucht, die Schwingungsamplituden eines schwingenden Systems zu minimieren. Dabei lässt sich in aktive Dämpfer, die dem System gezielt Energie zuführen und der vorliegenden Schwingung entgegenwirken [Ast07], und passive Dämpfer unterteilen. Diese Dämpfungsart entzieht der Schwingung Bewegungsenergie, indem sie diese in niedere Energieformen wie Wärme umwandelt [Wec06]. Für das Innendrehen mit hohen Auskraglängen sind Systeme basierend auf dem Konzept der Hilfsmassendämpfer entwickelt worden [Bre13, Jen15]. Hierbei schwingt die Hilfsmasse bei korrekter Auslegung phasenverschoben zur Bohrstange und wirkt somit entgegengesetzt der Schwingungsbewegung. Dabei kommt es aufgrund der Verformung des Koppellements zwischen Bohrstange und Hilfsmasse zu Dämpfungseffekten. Schwingungsdämpfende Bohrstangen finden daher bei der Innenbearbeitung mit extrem lang auskragenden Werkzeugen Anwendung, wenn die Stabilität beim Schneideneingriff nicht mehr ausreichend gegeben ist. Darüber hinaus empfiehlt sich der Einsatz solcher Systeme bei kurzen Bearbeitungstiefen zur Erzeugung hoher Oberflächengüten mit produktiveren Schnittdaten. **Abbildung 2.14** zeigt den Einsatzbereich verschiedener Bohrstangen in Abhängigkeit vom l/D -Verhältnis als Funktion des Werkzeugdurchmessers sowie zwei Anwendungsbeispiele solcher gedämpften Bohrstangen.

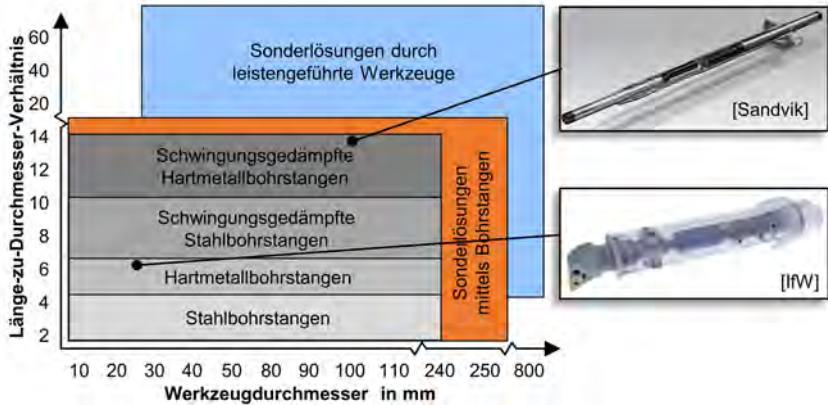


Abbildung 2.14: Erreichbare Bohrtiefen durch die Verwendung von Bohrstanzen [nach Jen15, Fus18]

Die unter anderem von der Fa. Sandvik Coromant entwickelten Hartmetallbohrstanzen mit Dämpfungselementen können einen Überhang von $l/D = 14$ beim Innenlängsdrehen realisieren. Bei der Fertigung von Einstichen und Nuten werden maximale Ausraglängen von $l/D = 7$ empfohlen [Jen15]. Heisel et al. entwickelten in Zusammenarbeit mit einem Werkzeughersteller eine auf dem Konzept des Hilfsmassendämpfers basierende Bohrstanze [Bre13]. Der Mittenrauwert der ohne Dämpfereinsatz erzeugten Oberfläche von $Ra = 28 \mu\text{m}$ konnte durch den Einsatz einer schwingungsgedämpften Bohrstanze auf $Ra = 1,9 \mu\text{m}$ signifikant verbessert werden [Hei13]. Sonderlösungen solcher schwingungsdämpfenden Bohrstanzen lassen sich im Wesentlichen im Durchmesser skalieren, nicht jedoch im Bereich höherer Bohrtiefen.

2.2.3 Auskammern durch leistungsführte Werkzeuge

Das Auskammerverfahren stellt aufgrund der leistungsführten Werkzeugabstüzung ein dem Tiefbohren zugehöriges Verfahren dar, welches auf Tiefbohrmaschinen Verwendung findet [VDI3209]. Hiermit lassen sich rotationssymmetrische und nicht rotationssymmetrische Innenkonturen in tiefen Bohrungen spanend herstellen. Grundlage zur Nutzung der Auskammerwerkzeuge, die wesentliche Elemente moderner BTA-Tiefbohrwerkzeuge, wie Führungsleisten, Dämpfungselemente und BTA-Verbindungsgewinde besitzen, ist eine Führungsbohrung (Abbildung 2.15). Die Abfuhr der Späne findet in der Regel durch die gegenüberliegende Werkstücköffnung statt. Je genauer die Führungsbohrung vorliegt, desto exakter wird das Ergebnis der Auskammerung.

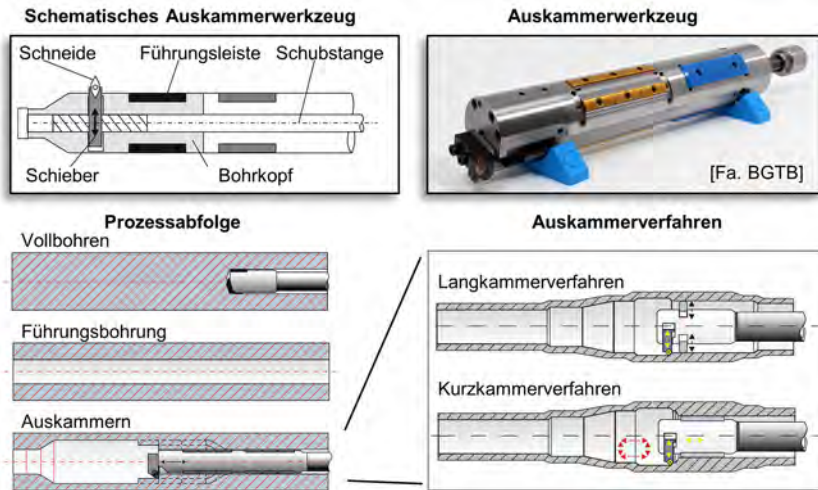


Abbildung 2.15: Auskammerverfahren [nach Bie18, VDI3209-1]

Die Ausstellbewegung der Schneide kann dabei durch eine zusätzliche NC-Achse, schiebend oder rotierend, oder durch die KSS-Versorgung erfolgen [Bie18, Bgt19a, Bgt19b, Bta19, Sch14, VDI3209-1, VDI3210-1]. Buse und Fuß führten im Bereich des Auskammerns die Verfahrensunterteilung in Lang- und Kurzammerverfahren ein [Bus94, Fuß01]. Das Langkammerverfahren erfordert bei einer Schnittaufteilung radial ausfahrbare Stützleisten, um das Werkzeug in der neu geschaffenen Kammer zu tragen. Ein Nachteil ist die Addition der Ungenauigkeiten durch die Schnittaufteilung bei der Kammererzeugung. Beim Kurzammerverfahren hingegen verbleibt das Werkzeug in der Führungsbohrung und erzeugt in mehreren Ringabschnitten die gesamte Kammer. Hierbei kann es zu ringförmigen Oberflächenfehlern zwischen den Schnittübergängen kommen. Eine Teilbearbeitung des Bohrungsgrundes ist zwar im Bereich der Bohrungswand realisierbar, die vollständige Bearbeitung bis zum Bohrungszentrum durch ausschließlich radial verfahrbare Schiebersysteme jedoch nicht.

2.2.4 Auskammerfräsbohren

Ein weiteres Fertigungsverfahren zur Herstellung von Bauteilen mit komplexen Innenkonturen stellt das Fräsbohren bzw. Auskammerfräsbohren dar. Dieses Verfahren ist eine Kombination aus Bohren und Fräsen und wurde durch Mittel der Deutschen Forschungsgemeinschaft Ende der 1980er bis Anfang der 1990er Jahre an der Universität Stuttgart am Institut für Werkzeugmaschinen entwickelt. Nach DIN 8589 existiert eine Vielzahl an Verfahrensvarianten zum Fräsbohren [DIN8589]. Dabei ist das Werkzeugsystem kinematisch in der Lage, sowohl die Bohrung als auch die Innenkonturierung spanend zu bearbeiten, und unterscheidet sich somit signifikant von dem in Kapitel 2.2.3. genannten Auskammern [Hei89, Hei90, Hei93a, Hei93b, Hei93c, Hei94a, Hei94b, Tuf87]. Das Werkzeug, welches wesentliche Elemente von Tiefbohrwerkzeugen aufweist, mit seinen kinematischen Größen sowie den Aufbau zeigt **Abbildung 2.16**.

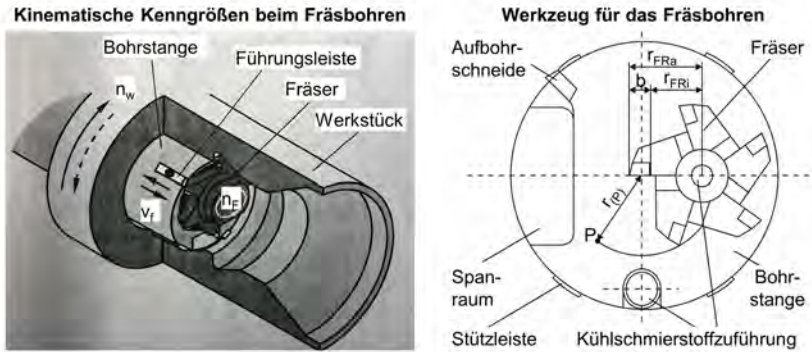


Abbildung 2.16: Fräsbohren: Kinematik und Werkzeug [Tuf87, Utz90]

Dieses Werkzeugsystem bietet zur Bohrungsbearbeitung aufgrund der verwendeten runden Wendeschneidplatten an den Scheibenfräsern in der Gestaltung viele Freiheiten. Zusätzlich können ebene Bohrungsgründe mit angepassten Wendeschneidplatten erzeugt werden. Ruziczka beschreibt basierend auf den Erkenntnissen von Koster und Utz, dass das Einstechen mit ausschließlich radialer Fräserzustellung bereits bei der Aluminiumbearbeitung dermaßen hohe dynamische Werkzeugbelastungen hervorruft, dass eine derartige Bearbeitungsweise nicht möglich ist [Kos88, Ruz95, Utz90]. Lediglich eine gezielte Bahnprogrammierung ermöglicht V-förmige Einstiche. Hierzu müssen die Umkehrpunkte der mäanderförmigen Vorschubbewegung vor dem vorherigen Umkehrpunkt liegen, was zu erheblichen Einschränkungen in der Bohrungswandkonturierung führt [Ruz95]. Die maximale Bearbeitungstiefe liegt aufgrund der weichen Fräserantriebswelle bei $l_{t,max} = 1000$ mm und erfordert aufgrund der Fräserabdrängung eine am äußersten Punkt des Fräsbohrkopfes applizierte Aufbohrschneide [Ruz95].

2.2.5 Weitere Verfahren

Neben den trennenden Fertigungsverfahren stellt das Fügen durch Schweißen eine Fertigungsmöglichkeit dar, um mehrere innenkonturierte Werkstücke zu einem Bauteil zu fügen. Bei der Fertigung von Kolbenrohren für Hydraulikzylinder werden der Kolben und das Rohr einzeln gefertigt, innenbearbeitet und abschließend durch das Schweißen gefügt [Sui17]. Dabei wird der geschmiedete Kolben in Abhängigkeit von der gewünschten Bohrungskontur ausgedreht. Das häufigste angewandte Verfahren zum Fügen von rohrförmigen Hohlteilen ist das Schmelzschweißen. Allerdings kann die lokale Erwärmung zu Gefügeveränderungen und hohen Eigenspannungen in der Schweißnaht sowie in dem umliegenden Werkstoff führen. Eine hohe Oberflächengüte der Schweißnaht und der Nahtübergänge lässt sich durch bekannte Oberflächennachbehandlungsverfahren, wie Schleifen, Honen, Kugelstrahlen oder Walzen, realisieren. Zusätzlich zum weiteren Bearbeitungsprozess können Kosten und Aufwendungen durch eine aufwendige Reinigung der Bauteile entstehen [Fec14, Fri15a, Sui17].

2.3 Verfahren zur Nachbearbeitung von Tiefbohrungen

Im Folgenden werden mögliche Verfahren zur Nachbearbeitung von Tiefbohrungen vorgestellt, welche die Eigenschaften von Oberflächen den jeweiligen Anforderungen anpassen können. Diese Nachbearbeitungsverfahren umfassen einen weiten Technologiebereich und reichen von rein mechanisch wirkenden Verfahren [Sch16] über thermisch wirkende Verfahren bis hin zu Beschichtungsprozessen [Bob13]. Einen Schwerpunkt der in Frage kommenden Verfahren zur Nachbearbeitung innenkonturierter Flächen stellen die mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren dar. Hierbei lassen sich die Verfahren nach der VDI-Richtlinie 3416 in direkte sowie indirekte Prozesse unterteilen. Die direkten Prozesse, wie das Glatt- und Festwalzen [Röt03], das maschinelle Oberflächenhämmern [Gro12] sowie das Kugelstrahlen [Wie11], basieren hierbei auf der plastischen Verformung der Oberfläche als direkte Folge des Werkzeugeingriffs. Da die genaue NC-Führung des Werkzeugs die Position der einzelnen Werkzeugkontakte deterministisch vorgeben kann, lassen sich die direkten Prozesse Walzen und Hämmern vom Kugelstrahlen (stochastisch) unterscheiden. Die indirekt wirkenden Verfahren, wie beispielsweise Laser Schock Peening, basieren auf der Generierung einer Druckwelle, welche die eigentliche Werkstückmodifikation herbeiführt [VDI3416].

2.3.1 Walzen

Das Schälen findet häufig als Zwischenstufe für eine nachfolgende Feinbearbeitung Anwendung. Die dabei erzeugte Oberflächentopographie eignet sich insbesondere für Bearbeitungen wie das Glattwalzen, das Honen oder das Ziehen. Da sich Kombinationswerkzeuge zum Schälen und Glattwalzen in der industriellen Anwendung zur Bearbeitung von Rohren für Hydraulikzylinder etabliert haben, wird zunächst das Kombinationsverfahren Schälen und Glattwalzen zur Innenbearbeitung thematisiert. Anschließend werden Möglichkeiten zur mechanischen Nachbearbeitung ausschließlich durch das Walzen aufgezeigt.

Das Fertigungsverfahren Schälen dient im Wesentlichen der Rundheitsverbesserung und der Maßhaltigkeit des Bohrungsdurchmessers. Durch das Schälen entsteht ein offenes, nicht wesentlich durch die Umformung verändertes Oberflächenprofil, welches sich für nachfolgende Verfahren wie das Glattwalzen oder Honen als sehr geeignet erweist [Bus89, Fan73, Gre62, Kie67, Koe53, VDI3209-2],

Die zum Schälen und Glattwalzen verwendeten Werkzeuge folgen aufgrund der pendelnd gelagerten Schälmesser der Bohrungsachse nach. Das eingesetzte Pendelmesser zentriert sich aufgrund der radial gerichteten Passivkräfte. Darüber hinaus existieren Werkzeuge, die neben dem Schälen und Glattwalzen einen Aufbohrprozess umsetzen können. Beide Werkzeugvarianten können sowohl ausschließlich in stoßender Bearbeitungsrichtung als auch in einen zerspanenden Stoß- und in einen walzenden Ziehprozess unterteilt werden. **Abbildung 2.17** zeigt neben dem Prinzip des Schälen unterschiedliche Walzwerkzeuge zur Innenbearbeitung. Für das Glattwalzen sind in der Regel mehrere Glattwalzrollen am Umfang so angeordnet, dass die Rollen nur über eine begrenzte Länge mit der Bohrungswand in Kontakt kommen.

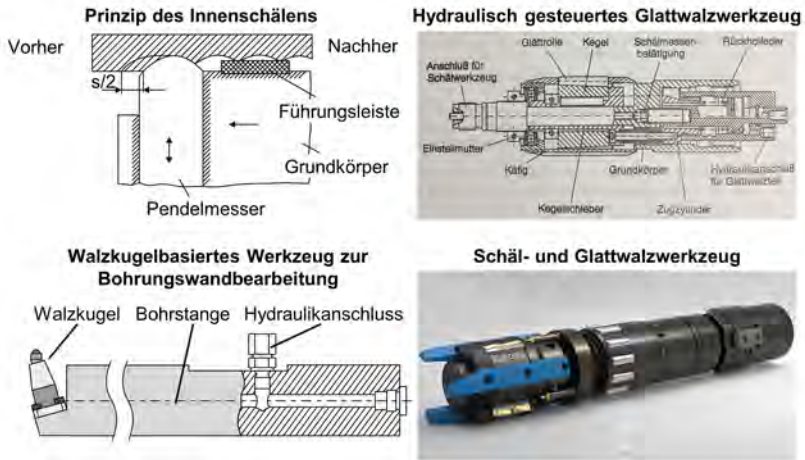


Abbildung 2.17: Prinzip des Innenschälens und verschiedene Glattwalzwerkzeuge [Bus89, Ost15]

Bei der mechanischen Betätigung der Glattwalzwerkzeuge bildet die Reibung der Rolle an der Bohrungswand die Grundlage, um eine Ausfahrbewegung des Werkzeugs auf den Bearbeitungsdurchmesser zu realisieren. Untersuchungen von Buse mit einem eigens konstruierten und gefertigten Glattwalzwerkzeug mit hydraulischer Ausfahrbewegung weist für unterschiedliche Wanddicken ein gleichmäßiges Oberflächenprofil auf [Bus89].

Das Kombinationsverfahren Schälen und Glattwalzen besitzt verfahrensbedingt keine Möglichkeit der Bohrungsgrundbearbeitung bzw. der Bearbeitung von konturierten Bohrungswänden. Es zeigt aber deutlich, wie sinnvoll eine Kombination der Verfahren Spanen und Walzen zur Herstellung hoher Oberflächengüten sein kann.

Für die Bearbeitung von zylindrischen und/oder konturierten Bohrungswänden existieren für unterschiedliche Anwendungsfälle auf Walzkugeln basierte hydrostatisch gelagerte Werkzeuge. Diese weisen ähnlich zur Innenkonturierung mittels Innendrehverfahren vergleichbare Restriktionen hinsichtlich der maximal erreichbaren Bohrungstiefe und der maximal wirkenden Radialkraft auf.

2.3.2 Oberflächenhämmern

Das maschinelle Oberflächenhämmern (MHP) ist ein mechanisches Oberflächenbehandlungsverfahren mit dem Ziel der Oberflächenglättung, der Einbringung von Druckeigenstressungen, der Härtesteigerung durch Kaltverfestigung und/oder der Manipulation der Werkstücktopographie von Metallwerkstoffen [VDI3416]. Die Zuordnung der MHP-Verfahren zum Glätten, zum Strukturieren, zum Verfestigen und zum Einbringen von Druckeigenstressungen erfolgt orientierend an der DIN 8580 in Abhängigkeit von der Bearbeitungsintention [DIN8580]. Seinen Ursprung findet dieses Verfahren in der manuellen Nachbearbeitung von Schweißnähten, um die aus dem Schweißprozess resultierenden thermisch bedingten Zugspannungen in Druckspannungen zur Steigerung der Dauerschwingfestigkeit umzuwandeln [Bap11, Ber14, Rau16]. Die Prozessführung

kann infolge standardisierter Werkzeugaufnahmen sowohl von Industrierobotern als auch direkt in der eingesetzten Werkzeugmaschine realisiert werden [Ble12, Gro12].

Unabhängig vom Verfahren und vom vorliegenden Antriebssystem wird die Verdichtung der Werkstückoberfläche durch das Aufprallen des Werkzeugaufsatzes mit einer definierten Frequenz im Bereich von 100 Hz bis 500 Hz auf der Oberfläche erreicht [Wie11]. Aktuelle Antriebsarten lassen sich in elektromagnetische, pneumatische und piezoelektrische Antriebe unterteilen [VDI3416, Rau16]. Eine wesentliche Kenngröße ist hierbei der Energieeintrag ins Werkstück, welcher durch die kinetische Energie der bewegten Masse erzeugt wird [VDI3416]. Weitere Einstellgrößen des MHP sind neben der Schwing- bzw. Kugelmasse die Hublänge und der Schlagabstand sowie die Prozessparameter Schlagfrequenz, Vorschubgeschwindigkeit, Bahnabstand und Anstellwinkel [Wie11]. Die vier Phasen der sich wiederholenden Schlagfrequenz zeigt **Abbildung 2.18**. Dabei liegt der Werkzeugaufsatz zu Beginn der ersten Phase auf der Oberfläche des zu glättenden Materials auf, während die Schwingmasse sich am oberen Totpunkt des Hubs befindet. Durch die Beschleunigung der Masse in Phase 2 trifft diese mit maximaler Geschwindigkeit auf den Werkzeuößel auf. Unterhalb des Werkzeugaufsatzes, welcher häufig aus poliertem Hartmetall besteht, kommt es durch den initiierten Impuls zur erwünschten Materialdeformation. Abschließend wird die Schwingmasse als Gegenreaktion in Richtung des oberen Totpunkts beschleunigt [Wie11, Tra13].

Groche et al. zeigten in experimentellen Untersuchungen an Bearbeitungsbeispielen aus Grauguss, dass eine Anstellung des MHP-Werkzeugs zu einer signifikanten Verschlechterung der Oberflächenqualität führt. Infolge der deutlich ausgeprägteren Gratbildung durch plastisches Fließen des Werkstoffs wird die Verformung entgegen der Anstellungsrichtung erhöht. Bei einem erneuten Überlauf kann es durch zu hohe Umformgrade zur Oberflächenzerrüttung kommen [Gro12]. Analog zum Walzen führen kleine Kugeldurchmesser in Verbindung mit hohen Schlagfrequenzen und -energien zu maximalen Hertz'schen Pressungen, wodurch bei geringen Bahnabständen eine maximale Oberflächenhärte erzielt werden kann [Sch13]. Zur Erzielung möglichst feiner Oberflächentopographien sollten große Kugeldurchmesser mit ausreichend hoher Überdeckung genutzt werden [Ste13]. Klocke et al. konnten am Beispiel von MHP-bearbeitetem Edelstahl eine Reduktion der Coulomb'schen Reibung bis zu 58 % in Streifenzugversuchen nachweisen [Klo14]. Bleicher et al. wiesen die Eignung des Verfahrens auch für die Verfestigung von gehärteten Stählen nach.

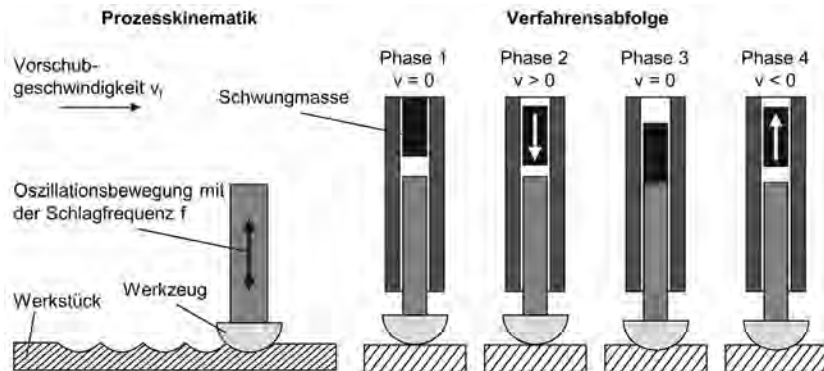


Abbildung 2.18: Prozesskinematik des mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahrens Festklopfen [nach Rau16]

Hierbei konnte die Mikrohärtigkeit um bis zu 15 % erhöht werden. Zusätzlich zeigten Laboruntersuchungen, dass das MHP-Verfahren sich außerdem dazu eignet, feine Hartstoffpartikel dauerhaft in die Oberfläche weicher Aluminiumlegierungen einzubringen. Die mechanische Verklammerung mit den Hartstoffpartikeln infolge der plastischen Verformung kann zum Schutz vor Abrasionsverschleiß genutzt werden [Ble13].

2.3.3 Kugelstrahlen

Das Strahlen stellt laut DIN 8200 ein Fertigungsverfahren dar, bei dem ein Strahlmittel als Werkzeug in Strahlgeräten unterschiedlicher Strahlensysteme beschleunigt und zum Aufprall auf die zu bearbeitende Werkstückoberfläche gebracht wird [DIN8200, Kai83]. Die auf die Oberfläche geschossenen Partikel lassen sich mittels Druckluft oder Schleuderrädern beschleunigen (**Abbildung 2.19**). Diese Partikel (engl. „shots“) müssen nicht zwingend kugelförmig vorliegen, werden aber aufgrund der Verfahrensbezeichnung Kugeln genannt [Wie11]. Die verschiedenen Verfahrensvarianten lassen sich hinsichtlich ihrer Zielsetzung näher beschreiben. Neben dem Reinigen und Strukturieren von Werkstückoberflächen stellt das Festigkeitsstrahlen einen Anwendungsschwerpunkt dar. Hierbei zielt das Verfahren auf die Einbringung oberflächennaher Druckeigenspannungen und/oder festigkeitssteigernder Mechanismen ab. Dies erzeugt eine intensivere plastische Verformung des Werkstücks als es auf Oberflächen beim reinigenden oder strukturierenden Strahlen gewünscht ist [Sch10]. Das Maximum der Druckeigenspannungen liegt dabei dicht unterhalb der Probenoberfläche [Schr78]. Ein wesentlicher Vorteil des Verfahrens liegt in der guten Zugänglichkeit komplexer Geometrien und begründet somit den umfangreichen Einsatz in der Nachbehandlung von Zahnrädern und Turbinenschaufeln [Röt03].

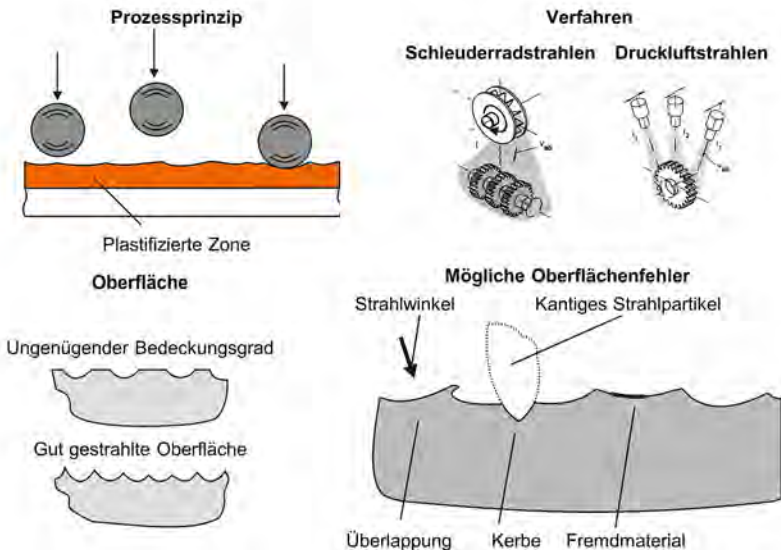


Abbildung 2.19: Prozessprinzip, Verfahrensvarianten und mögliche Oberflächenfehler des Kugelstrahlens

Das Kugelmaterial kann bei der Bearbeitung von Stahlwerkstoffen aus gehärtetem Stahl, Glas oder Industriekeramiken bestehen, wobei für das Verfestigen häufig Stahldrahtkorn Verwendung findet. Als wichtige Einflussgrößen sind neben dem Kugelmaterial die Kugelgröße, die Aufprallgeschwindigkeit, der Deckungsgrad sowie der Aufprallwinkel von entscheidender Bedeutung [Röt03, Wie11]. Die Ausdehnung des Kugeldurchmessers liegt typischerweise zwischen 0,05 mm und 2,5 mm und beeinflusst somit maßgeblich die Zugänglichkeit enger Werkstückgeometrien [Ing09]. Aufgrund der stochastisch vorliegenden Abdrücke in der Oberfläche nimmt die relative Zunahme des Deckungsgrads mit der Stahlzeit ab. Aus diesem Grund lassen sich Deckungsgrade bis max. 98 % strahlen. Darüber hinaus gehende Strahlzeiten führen aufgrund der Oberflächenzerüttung zu einer deutlichen Verschlechterung der Oberflächen [Woh00]. Die ungleichmäßige Verteilung der Abdrücke führt zu variierenden Intensitäten und Wirtiefen und kann durch die Streuung in der Strahlmittelqualität und den geometriebedingten Unterschieden des Strahlguts begründet werden. Darüber hinaus führen kantige Strahlpartikel sowie das Herauslösen von Teilen des Strahlguts zu signifikanten Oberflächenfehlern. Eine entscheidende Charakteristik des Strahlens liegt im Wirkprinzip des Verfahrens begründet und führt in der Regel neben dem Einbringen von Druckeigenspannungen zu einer Zunahme der Rauheit [Alt02]. Diese Zunahme wird mit ansteigender Strahlmittelhärte und -größe sowie Auftreffgeschwindigkeit größer [Lep65, Mar80, Sch76].

Eine Steigerung der Strahlmittelhärte bewirkt prinzipiell eine Erhöhung der Eindringtiefe und der maximalen Druckeigenspannungen. Die Höhe der Auswirkung ist jedoch signifikant vom Werkstoffausgangszustand abhängig [Hol98]. Bei sehr hohen Grundhärten und sehr hohen Versetzungsdichten im Ausgangszustand kann es durch das Strahlen zum Abbau der Versetzungsdichte und somit zur Entfestigung des Werkstoffs kommen [Vöh87, Bur93]. Erweiternd sind die zusätzlich notwendige Produktionsanlage entsprechend der Bauteilgröße als auch der erhöhte Reinigungsaufwand der Bauteile von Strahlrückständen, die Lärmbelästigung des Umfelds sowie die Aufbereitung des Strahlguts als nachteilig anzusehen [Röt03].

2.3.4 Autofrettage

Autofrettage ist eine Bezeichnung eines festigkeitssteigernden Verfahrens zur Nachbearbeitung von Rohrleitungen für den Einsatz hoher und pulsierender Innendrucke. Ein bekanntes Anwendungsbeispiel sind Dieseleinspritzkomponenten mit sich schneidenden Bohrungen, wie Injektoren und Rails sowie Rohrleitungen [Vor18]. Ziel des Verfahrens ist es, durch einen weit über dem Betriebsdruck liegenden Autofrettagedruck p_{aut} eine partielle Streckung des Bauteils zu induzieren (**Abbildung 2.20**) [Bas11]. Im späteren Einsatz führt der zyklische Betriebsdruck zu Zugspannungen an den kritischen Stellen, die jedoch zunächst die Druckeigenspannungen reduzieren müssen. Somit lassen sich höhere Betriebsdrücke und/oder längere Betriebszeiten realisieren. Erweiternd reduziert das Einbringen der Druckeigenspannungen die Rissbildung und verzögert das Risswachstum, wodurch die Ermüdungsgrenze der Bauteile erhöht wird [Pla01, Thu02, Web01]. Der Prozess Autofrettage besteht aus einzelnen Prozessschritten. Nach der Befüllung des Innenraums durch eine Flüssigkeit müssen sämtliche Bohrungsöffnungen dicht verschlossen werden. Aufgrund der extrem hohen Betriebsdrücke im Prozess werden an diese Abdichtungen spezielle Anforderungen gestellt. Nach einer kurzen Haltezeit des maximalen Drucks ist der Prozess abgeschlossen [Bas11].

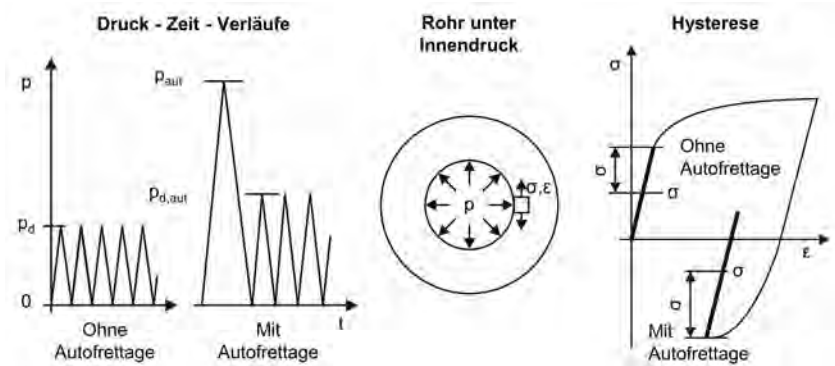


Abbildung 2.20: Wirkungsweise der Autofrettage [nach Ger06]

Um den gewünschten Effekt maximal auszunutzen, ist eine genaue Kenntnis des Werkstoffverhaltens notwendig, um eine Überbeanspruchung oder Bersten des Bauteils zu vermeiden [Gre06, Vor18]. Basara et al. führten Untersuchungen zur Haltezeit des Autofrettagedrucks durch und erarbeiteten ein Verfahren zur Bestimmung der optimalen Autofrettageprozessparameter [Bas11].

2.4 Anwendungsgebiete innenkonturierter Bauteile

Innenkonturierte Bauteile finden in vielen Bereichen, wie der produzierenden Industrie, dem Transportverkehr, der Energiegewinnung, aber auch der Lebensmitteltechnologie, Anwendung. Utz wies bereits Anfang der 1990er Jahre auf Ringkammern in Erdölbohrgestängen zur Unterbringung von Messdatenübertragungssystemen als ein klassisches Bauteil zur Innenkonturierung hin [Utz90]. Darüber hinaus stellen Eisenbahnachsen, Turbinenwellen sowie Rotorantriebsachsen für Hubschrauber weitere Beispiele dar [Bgt19a, Hei89, Hei93a, Hei93b, Hmp19, Wei01]. Eine Übersicht weiterer Komponenten, insbesondere aus dem Bereich der Luftfahrt, zeigt **Abbildung 2.21**.

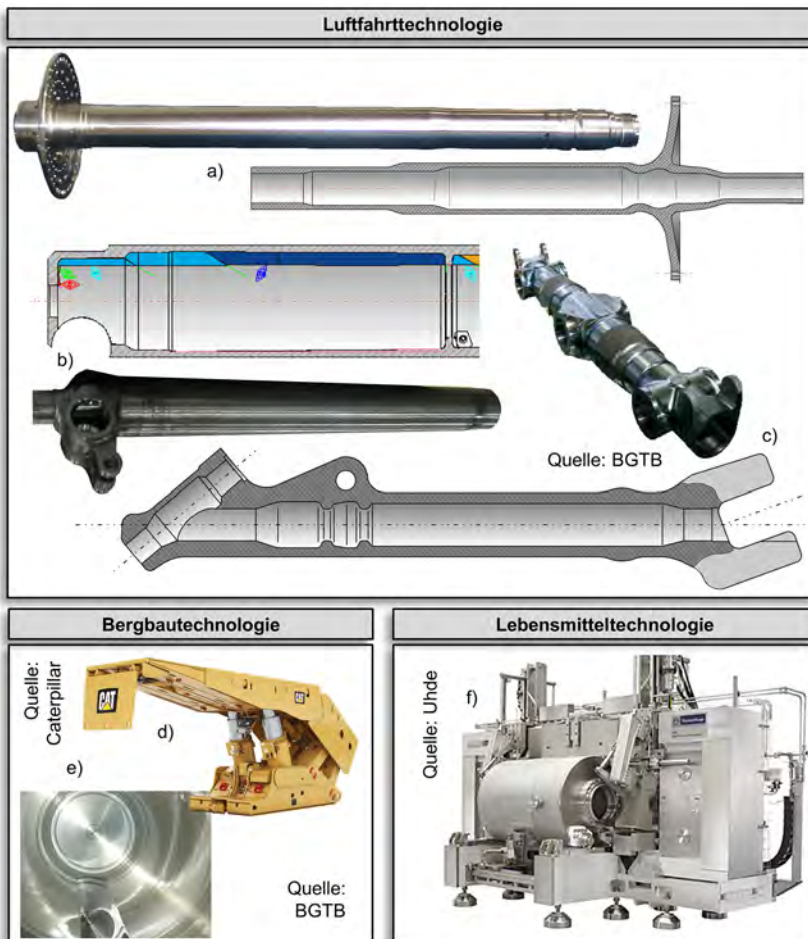


Abbildung 2.21: Anwendungsbeispiele innenkonturierter Bauteile

Insbesondere im Bereich der Luft- und Raumfahrttechnologie rücken gewichtsoptimierte Bauteile schon seit Jahren immer stärker in den Fokus. Das Seitenfahrwerk, häufig auch als Flugzeuglandebein bezeichnet, verbindet den Reifensatz mit dem Flugzeuggrundkörper und besteht im Wesentlichen aus einem senkrecht stehenden Hydraulikzylinder, einem zwischen den Radpaaren und dem Zylinder ausgekammerten Tragarm (Abbildung 2.21 c)) sowie jeweils zwei Räder miteinander verbindende ausgekammerte Achsen. Darüber hinaus existieren im Triebwerk Turbinenwellen (Abbildung 2.21 a)), die ebenfalls aus Gründen der Gewichtseinsparung ausgekammert werden. Ein besonderes Beispiel stellt die Bearbeitung des in Abbildung 2.21 b) gezeigten Zylinders dar. Aus der Besonderheit der bereits vorliegenden Querbohrung resultiert eine Innenbearbeitung im unterbrochenen Schnitt. Darüber hinaus ist eine Bohrungsgrundbearbeitung erforderlich, die aktuell nur durch eine Vielzahl verschiedener WSP-Sitze im Auskammersystem erfolgen kann. Dies kann aufgrund der vorliegenden Durchgangsbohrung mit einem herkömmlichen radial aussteuerbaren Schieber erzeugt werden. Aufgrund der vorliegenden Rippen zur Bauteilstabilisierung ist eine Bearbeitung durch einen Formbohrer nicht realisierbar [Bgt19a].

In der Bergbautechnologie werden für die Herstellung von Grubenstempeln hochbelastbare Hydraulikrohre benötigt. In modernen Abbaubetrieben im Streb ermöglichen 150 - 250 nebeneinander aufgereichte Schildausbaugestelle (s. Abbildung 2.21 d)) den Kohleabbau. Durch die Teleskopstempel ist ein Bewegen der Gestelle, die im Wesentlichen zur Abstützung eingesetzt werden, möglich. Sie folgen somit dem Walzenschrämlader unmittelbar in Richtung des Abbaus. Diese Teleskopstempel bestehen neben der Kolbenstange und dem Stempelfuß aus dem Kolbenrohr, dessen Bohrungsgrund gesondert gefertigt und anschließend mit dem Rohr verschweißt wird. Dies führt im Bereich der Schweißnaht zu einem erhöhten Nachbearbeitungs- und Prüfaufwand [Sui17].

Bei der Hochdruckpasteurisierung handelt es sich um ein Verfahren, um die Haltbarkeit von Lebensmitteln durch Inaktivierung der Mikroorganismen zu verlängern. Zu diesen Lebensmitteln gehören Fleisch- und Fischprodukte, vegetarische Produkte aber auch Milchprodukte, Fruchtsäfte, Smoothies und weitere auf herkömmlichen Weg nicht pasteurisierbare Lebensmittel. Das Produkt wird endverpackt in einen Druckbehälter gegeben, der vollständig mit Wasser befüllt wird. Dieser Druckbehälter wird anschließend mit $p = 6\,000$ bar beaufschlagt. Dieser Innendruck wirkt auf die vegetativen Mikroorganismen und inaktiviert diese. Grundlage solcher Anlagen ist der Hochdruckbehälter, der regelmäßig solch hohen Drücken standhalten muss. Der zentrale Druckbehälter besteht aus einem langen, in der Mitte zum Befüllen geteilten Zylinder, der beidseitig einen halbkugelförmigen Boden aufweist [Thy19].

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Für die Auslegung energieeffizienter Systeme stellen der konstruktive Leichtbau und die Auslegung höherfester und somit belastbarer Bauteile zwei wichtige Einflussgrößen dar. Während im Bereich der Luft- und Raumfahrt insbesondere durch eine Gewichtseinsparung der verwendeten Bauteilkomponenten der Kerosinverbrauch gesenkt und somit die Emission von Abgasen reduziert werden, können für die produzierende Industrie höherfeste Bauteile einen effizienteren Einsatz von Ressourcen ermöglichen. Bauteile für die Luftfahrt, wie Flugzeuglandebeine und Achsen, werden entsprechend eines konstruktiven Leichtbaus an der Bohrungswand mithilfe moderner Fertigungstechnologien spanend ausgekammert [Fuß01]. Hydraulikzylinder hingegen werden ausschließlich mittels BTA-Verfahren vollgebohrt. Auf eine Auskammerung im Bohrungsgrund wird bei diesen Bauteilen weitestgehend verzichtet. Sowohl das Auskammern als auch das Innendrehen mit schwingungsgedämpften Bohrstangen erlauben keine zusammenhängende Bohrungsgrund- und Bohrungswandbearbeitung. Hydraulikzylinder im Technologiebereich Bergbau werden hingegen aus einzeln gefertigten Komponenten gefügt, anschließend aufwendig im Bereich der Schweißnaht nachgearbeitet und im Sinne der Qualitätssicherung intensiv überprüft [Sui17]. Aufgrund der Innenkontur ist eine Bearbeitung durch einen Vollbohrprozess mittels Formbohrkopf nicht realisierbar.

In tiefen Grund- und Durchgangsbohrungen ermöglicht eine mechanische Nachbearbeitung eine Festigkeitssteigerung und Oberflächenverbesserung. Dies beschränkt sich für innenkonturierte Bauteile mit mehreren Metern Bohrtiefe im Wesentlichen auf das Verfahren Kugelstrahlen. Neben den verfahrenstypischen Nachteilen, wie unzureichender Überdeckungsgrad und Erhöhung der Oberflächenrauheit, führen ein erhöhter Reinigungsaufwand der gestrahlten Bauteile, eine zusätzlich erforderliche Strahlanlage sowie eine Lärmbelastung des Maschinenbedieners zu einer nicht zufriedenstellenden Bearbeitungssituation [Alt02, Röt03, Woh00]. Das Verfahren Walzen bietet im Gegensatz dazu eine Vielzahl an Vorteilen, ist bisher aber im Bereich innenkonturierter Grundbohrungen technisch nicht realisierbar.

Das Ziel dieser wissenschaftlichen Arbeit ist eine Prozessanalyse bei der Herstellung innenkonturierter, hochbelastbarer Grundbohrungen, in denen sowohl die Bohrungswand als auch der Bohrungsgrund spanend ausgekammert sowie durch das Walzen mechanisch nachgearbeitet werden. Zur technischen Realisierung stehen somit die Entwicklung und der Einsatz eines neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Herstellung innenkonturierter Bauteile im Vordergrund (**Abbildung 3.1**).

Im Rahmen der grundlagenorientierten Untersuchungen sind die Fertigungsprozesse Außenlängsdrehen sowie Außenlängswalzen im Hinblick auf den späteren Einsatz im Auskammerwerkzeugsystem näher analysiert worden. Für das Drehen umfasst dies umfangreiche Untersuchungen für Wendeschneidplattentypen, die insbesondere für die Konturierung von Bohrungen große Vorteile aufweisen. Dabei standen die Spanbildung für einen prozesssicheren Spanabtransport sowie die erzielbaren Oberflächenrauheiten im Vordergrund. Die Untersuchungen zum Walzen befassen sich neben dem Einfluss der Walzgrößen Walzkraft und Walzvorschub mit dem Einfluss des Walzkugeldurchmessers auf die Oberflächenrauheit und -topographie. Darüber hinaus sind der Einfluss der Vorbearbeitung durch das Außenlängsdrehen sowie Untersuchungen zu unterschiedlichen Anstellwinkeln Gegenstand des grundlagenorientierten Kapitels.

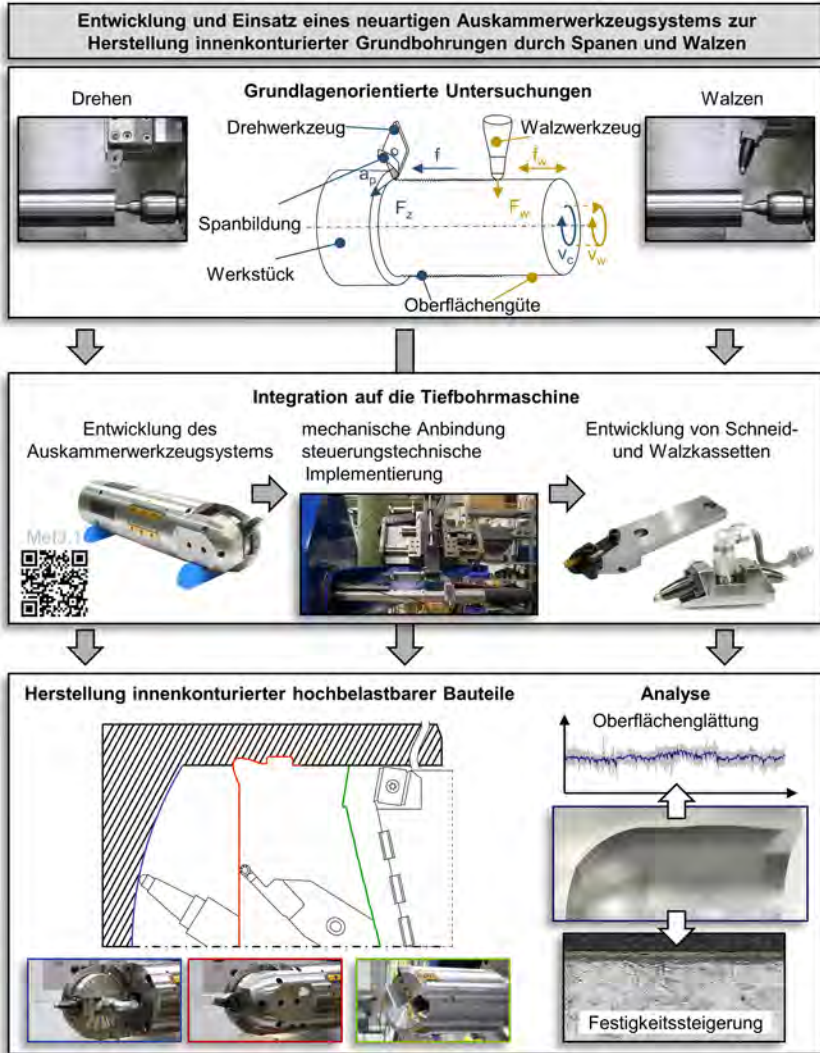


Abbildung 3.1: Zielsetzung und Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit

Auf den grundlagenorientierten Untersuchungen aufbauend erfolgte die Entwicklung des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems. Dazu zählen neben dem Werkzeuggrundkörper das zur Realisierung einer Kassettenbewegung notwendige Sonderbohrgestänge, bestehend aus Bohr- und Schubrohr, sowie der entsprechenden Peripheriekomponenten. Im Anschluss daran fand die Integration des Systems auf die institutseigene BTA-Tiefbohrmaschine statt. Neben der mechani-

schen Anbindung an die Maschine stand die steuerungstechnische Implementierung in die Maschinensteuerung im Vordergrund der Arbeiten, die zusätzlich eine bedienerfreundliche Programmieroberfläche ermöglicht.

Eine Prozessanalyse der Verfahren BTA-Vollbohren, Auskammern und Walzen zur Herstellung innenkonturierter Grundbohrungen stellt den Schwerpunkt dieser wissenschaftlichen Arbeit dar. Neben der Betrachtung des Vollbohrprozesses unter Verwendung des Sonderbohrgestänges zur Erzeugung der notwendigen Führungsbohrung erfolgt eine detaillierte Aufarbeitung des durch das Vollbohren erzeugten Bohrungsgrundes. In einem darauffolgenden Prozessschritt wird das Auskammern der Bohrungswand- und des Bohrungsgrundes näher analysiert. Grundlage hierfür stellen die in Abhängigkeit von der zu fertigenden Bauteilkontur notwendigen Schneidkassetten dar. Die Herstellung hochbelastbarer Bauteile wird durch die Integration des Verfahrens Walzen ermöglicht. Dabei zeigen partiell gefertigte Bohrungsgründe und vollständig mechanisch nachbearbeitete Bohrungsgründe und -wände die Möglichkeiten des Walzens zur Oberflächenverbesserung auf. Abschließend wird an amagnetischen, austenitischen Stählen für die Erdöl- und Gasexploration die Eignung des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Festigkeitssteigerung durch das Walzen untersucht.

4 Experimentelle Randbedingungen

4.1 Verwendete Versuchswerkstoffe

Bei den in den experimentellen Untersuchungen eingesetzten Versuchswerkstoffen handelt es sich um den unlegierten Vergütungsstahl C45, den legierten Vergütungsstahl 42CrMo4+QT sowie den legierten Einsatzstahl 16MnCr5. Die DIN EN 10020 definiert dabei Stähle als jene Werkstoffe, deren Massenanteil an Eisen größer ist als der jeden anderen Elements, deren Kohlenstoffgehalt kleiner 2 % ist und in denen darüber hinaus weitere Elemente enthalten sind. Aufgrund einer Vielzahl an Stahlsorten existieren Klassifizierungssysteme zur Einordnung der Stähle mittels ihrer chemischen Zusammensetzung, ihrer mechanischen Eigenschaften oder ihres Einsatzgebietes. Nach DIN EN 10020 lassen sich Stähle zunächst in unlegierte, nichtrostende und anders legierte Stähle unterscheiden. Für eine Zuordnung zu den unlegierten Stählen ist die Einhaltung von Grenzwerten verschiedener Elemente erforderlich. Alle nichtrostenden Stähle weisen bei einem Massenanteil des Chroms einen Wert größer oder gleich 10,5 % bei einem maximalen Kohlenstoffgehalt von $C = 1,2\%$ auf. Alle weiteren Stähle außerhalb dieser Definitionen lassen sich zu den anders legierten Stählen klassifizieren. Weiter werden unlegierte, nichtrostende und legierte Stähle nach ihren Haupteigenschaften und Anwendungsmerkmalen in Qualitäts- und Edlstähle unterteilt. Im Bereich des Ingenieurwesens hat sich eine Einteilung und somit eine Bezeichnung anhand der wichtigsten Eigenschaften etabliert. Dadurch lassen sich Werkzeugstähle von den Bau- und Konstruktionsstählen abgrenzen, wobei sich letztere weiter in Automaten-, Feder-, Einsatz- und Vergütungsstähle sowie warmfeste und kaltzähe Stähle unterteilen lassen. Neben dieser Einteilung hat sich eine Reihe von weiteren Ordnungskriterien ergeben [DIN EN10020, DIN17022-1, Bar12].

Anders als Gusseisen, dessen Kohlenstoffgehalt über $C = 2,06\%$ liegt, können die Eigenschaften von Stählen mithilfe angepasster Wärmebehandlungsverfahren variiert werden. Zu diesen Verfahren zählen das Glühen, das Härten, das Vergüten sowie das Bainitisieren, von denen alle sich unmittelbar auf die mechanischen Eigenschaften als auch auf das metallurgische Gefüge auswirken können. Neben der Materialzusammensetzung wird somit eine weitere Anpassung des Werkstoffs ermöglicht [Roo17].

Die Werkstoffe C45 und 42CrMo4+QT sind Vergütungsstähle, die sich nach DIN EN 10083-1 aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung zum Vergüten, d.h. eine Kombination der Wärmebehandlungen Härten und Anlassen, eignen und im vergüteten Zustand gute Zähigkeitswerte bei hohen Zugfestigkeiten aufweisen. Dies ermöglicht das Einstellen höherer Spannungen und steigert somit die Dauerfestigkeit des Materials. Durch das Anlassen wird wiederum die Härte des Werkstoffs reduziert, und eine Erweichung des Stahls findet statt. Die spezifischen mechanischen Eigenschaften ergeben sich daher vorwiegend durch die gezielte Einstellung der Anlasstemperatur sowie den Bauteildurchmesser. Der übliche Temperaturbereich liegt dabei zwischen $T = 400 \dots 650\text{ °C}$. Mit zunehmender Temperatur nehmen die Zugfestigkeit und die Streckgrenze ab, wohingegen die Kerbschlagfähigkeit, die Bruchdehnung und die Einschnürung ansteigen. [DIN10083-1, Bar12, Roo17, Wei12]. Die nachfolgende **Abbildung 4.1** zeigt einige mechanische Kennwerte, einen Gefügeschliff sowie die chemische Zusammensetzung des unlegierten Vergütungsstahls C45.


Vergütungsstahl C45												
Mechanische Eigenschaften:						Gefügeschliff:						
Obere Streckgrenze: $R_{eH} = 400 - 406$ MPa												
Zugfestigkeit: $R_m = 703 - 709$ MPa												
Bruchdehnung: $A_5 = 24,7 - 25,2$ %												
Härte: $H_m = 196 - 197$ HB												
Chemische Zusammensetzung in m-%:												
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al	Sn	V	Ti
0,45	0,2	0,73	0,011	0,015	0,06	0,08	0,19	0,015	0,014	0,011	0,0002	0,001

Abbildung 4.1: Unlegierter Vergütungsstahl C45

Der Werkstoff C45 ist ein unlegierter Vergütungsstahl mit einem Kohlenstoffgehalt von $C = 0,45$ %. Mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt nimmt die Zähigkeit des Stahls bei gleichbleibender Zugfestigkeit ab. Durch die Zugabe von Mangan kann diesem Effekt entgegengewirkt werden, sodass sich neben den Zähigkeitseigenschaften auch die Festigkeit verbessert. Eine Zugabe von Schwefel und Phosphor als Legierungsbestandteile begünstigen dahingegen den Spanbruch. Im allgemeinen Maschinenbau gehört der C45 zu den Standardstählen, da er in einem mittleren Beanspruchungsbereich eingesetzt werden kann und sich hinreichend gut bearbeiten lässt. Beispielhafte Anwendungen sind Achsen, Wellen, Schrauben, Bolzen und Federn sowie im Stahlbau als (Brücken-)Lager, Gelenke und spezielle Verbindungsstücke [Bar12, Bie16, Bie17, DIN EN10020, DIN EN10083-1, Pet13, Wei12].

Der zweite eingesetzte Versuchswerkstoff ist der legierte Vergütungsstahl 42CrMo4+QT als vergütete Variante. Einige der mechanischen Kennwerte, ein Gefügeschliff sowie die chemische Zusammensetzung des 42CrMo4+QT ist in der nachfolgenden **Abbildung 4.2** dargestellt. Der Vergütungsstahl 42CrMo4+QT wird aufgrund der Gehalte der Legierungselemente als niedriglegierter Vergütungsstahl eingeordnet, da die Materialanteile von zwei Elementen über den Grenzwerten für unlegierte Stähle aber noch unter 5 % liegen. Der Kohlenstoffanteil und die Legierungselemente ergeben sich aus der Bezeichnung, sodass 0,42 % Kohlenstoff bei erhöhten Konzentrationen von Chrom und Molybdän vorliegen.


Vergütungsstahl 42CrMo4+QT												
Mechanische Eigenschaften:						Gefügeschliff:						
Obere Streckgrenze: $R_{eH} = 892$ MPa												
Zugfestigkeit: $R_m = 1001$ MPa												
Bruchdehnung: $A_5 = 18,0 - 18,1$ %												
Härte: $H_m = 300 - 301$ HB												
Chemische Zusammensetzung in m-%:												
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al	Sn	V	Ti
0,42	0,31	0,77	0,018	0,029	1,13	0,06	0,02	0,213	0,026	0,003	0,005	0,001

Abbildung 4.2: Legierter Vergütungsstahl 42CrMo4+QT

Chrom kann die Dehnung verringern und die Verschleißfestigkeit erhöhen, wohingegen Molybdän die Härte verbessert und die Anlasssprödigkeit verringert. Dieser Stahl findet häufig Anwendung für hochbeanspruchte und hochfeste Bauteile, wie Schrauben, Ritzel oder Teile für Kurbelwellen [DIN10020, Bar12].

Der dritte Versuchswerkstoff ist der niedriglegierte Einsatzstahl 16MnCr5. Einsatzstähle weisen laut Norm einen niedrigen Kohlenstoffanteil auf und eignen sich daher zum Aufkohlen oder Carbonitrieren mit anschließendem Härtevorgang. Dabei wird in den Werkstoff Kohlenstoff eindiffundiert, wobei sich somit eine höhere Kohlenstoffkonzentration in der Randschicht als im Kern einstellt. Hierauf folgt ein Härteverfahren, auf das ein Anlassen bei niedrigen Temperaturen folgt. Somit stellt sich ein zäher, verformungsfähiger Kern mit harter, verschleißbeständiger Randschicht ein. Durch den Zusatz von Legierungselementen kann für größere Bauteilquerschnitte eine Durchvergütung erzielt werden. Die Werkstoffeigenschaften hängen daher von mehreren, teilweise voneinander abhängigen Faktoren wie beispielsweise Aufkohlbarkeit, Randhärte, Feinkörnigkeit, Neigung zum Verzug oder auch der Zerspanbarkeit ab [DIN EN10084, Bar12, Wei12]. Einen Auszug der mechanischen Eigenschaften, ein Gefügeschliff sowie die chemische Zusammensetzung des in den experimentellen Versuchen eingesetzten 16MnCr5 ist in **Abbildung 4.3** dargestellt. Dieser legierte Einsatzstahl 16MnCr5 besitzt einen Kohlenstoffgehalt von $C = 0,16\%$ sowie die Legierungsbestandteile Mangan und Chrom in erhöhten Anteilen. Mangan erhöht die Härte und Zugfestigkeit, wodurch sich in Kombination mit Chrom am Ende des Herstellungsprozesses ein umformbares aber dennoch hartes, verschleißbeständiges Material einstellt. Diese Eigenschaften lassen sich beispielsweise bei Zahnrädern, Getriebeteilen oder Nockenwellen hervorragend nutzen.

Sämtliche Werkstoffe lagen für die experimentellen Untersuchungen gemäß der entsprechenden Fertigungsverfahren in einheitlichen Probenabmessungen vor. Die für die Grundlagenuntersuchungen eingesetzten Werkstoffproben weisen bei einer Probenlänge von $l = 180\text{ mm}$ einen Durchmesser von $D = 58\text{ mm}$ inklusive der erforderlichen Zentrierbohrung zur Abstützung auf. Die für die Herstellung konturierter Bohrungen verwendeten Probenwerkstücke weisen bei einem Außendurchmesser von $D = 200\text{ mm}$ eine Länge von $l = 800\text{ mm}$ auf. Das wichtigste Maß zur Abdichtung und Zentrierung der Probe über den BOZA stellt die angebrachte Fase am Werkstück dar.


Einsatzstahl 16MnCr5												
Mechanische Eigenschaften:						Gefügeschliff:						
Obere Streckgrenze: $R_{eH} = 345 - 351\text{ MPa}$												
Zugfestigkeit: $R_m = 604 - 610\text{ MPa}$												
Bruchdehnung: $A_5 = 23,4 - 24,4\%$												
Härte: $H_m = 184\text{ HB}$												
Chemische Zusammensetzung in m-%:												
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al	Sn	V	Ti
0,17	0,25	1,19	0,016	0,008	1,05	0,09	0,16	0,021	0,024	-	0,004	0,001

Abbildung 4.3: Legierter Einsatzstahl 16MnCr5

4.2 Gestaltung der Tiefbohruntersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen zum BTA-Vollbohren und sämtliche Untersuchungen zum Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems erfolgten auf der institutseigenen BTA-Tiefbohrmaschine Giana GGB 560 CNC der Firma Giuseppe Giana S.p.A. Den Aufbau der wichtigsten zugehörigen Komponenten sowie die Einspannung der verwendeten Werkzeuge zur Herstellung hochbelastbarer Bauteile mit Innenkonturen zeigt die nachfolgende **Abbildung 4.4**. Da diese Maschine über zwei rotatorische Antriebe verfügt, können sowohl das Werkstück als auch das Werkzeug angetrieben werden. Daher ermöglicht die Maschine die verschiedenen Arbeitsweisen mit rotierendem Werkstück bei stehendem Werkzeug, mit rotierendem Werkzeug bei stehendem Werkstück sowie mit gegenläufig rotierendem Werkstück.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Tiefbohruntersuchungen erfolgten stets mit rotierendem Werkstück bei stehendem Werkzeug. Über den Bohrölzuführapparat (BOZA) der Größe 6 erfolgt die notwendige Abdichtung des Werkzeugs, sodass der Kühlschmierstoff unter Druck zur Wirkstelle transportiert werden kann. Die Kühlschmierstoffanlage inklusive integriertem Aufbereitungssystem kann die Wirkstelle mit bis zu $\dot{V} = 600$ l/min versorgen. Der vorherrschende KSS-Druck ergibt sich aus der einzustellenden Förderleistung pro Minute und dem jeweiligen Ringspalt zwischen Werkzeug und Werkstück.



Abbildung 4.4: BTA-Tiefbohrmaschine Giana GGB 560 CNC

Die Vorschubbewegung wird über den Bohrschlitten der Maschine realisiert, welcher das Bohrrohr durch eine fixe Bohrrohrklemmung an der Spindelnase trägt. Die Maschine lässt sich über eine NC-Steuerung vom Typ Siemens 840D ansprechen. Die eingesetzten Werkzeuge besitzen einen Nenndurchmesser von $d = 153 \text{ mm}$, was zu einem entsprechenden Bohrrohraußendurchmesser von $d = 118 \text{ mm}$ führt. Sämtliche bohrspezifischen Komponenten, wie Halbschalenfutter, Stopfbuchse und Bohrrohrklemmung, sind dafür umgerüstet. Das Tiefbohröl vom Typ Bechem RMO TC 22 ist zur Verbesserung der Schmiereigenschaften mit phosphor- und schwefelhaltigen Additiven versetzt. Für den Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems ist jedoch die Erweiterung um eine zweite NC-Achse erforderlich, die im Kapitel 7.1.2. näher beschrieben wird.

Die eingesetzten Werkzeuge werden anhand ihrer zugehörigen Fertigungsverfahren näher erläutert. Zunächst erfolgt die Vorstellung der zum Tiefbohren benötigten Werkzeuge und Wendeschneidplatten. Für die Erzeugung einer Grundbohrung, die in den späteren technologischen Untersuchungen als Führungsbohrung dient, findet ein BTA-Vollbohrkopf der Fa. BTA-Tiefbohrsysteme des Typs 1453 Verwendung (**Abbildung 4.5**). Dieser Vollbohrkopf weist einen Bohrerdurchmesser von $d = 153 \text{ mm}$ auf und ist durch den typischen asymmetrischen Schneidenaufbau bei gleichzeitig für diesen Durchmesser üblicher Schneidaufteilung gekennzeichnet. Der Bohrkopf weist insgesamt sieben Wendeschneidplatten von vier unterschiedlichen Plattentypen auf. Die in Größe und Gestalt variierenden Platten sind mehrheitlich konkav (Platten 1 bis 6) sowie axial im Grundkörper angeordnet, wohingegen die äußerste Schneide konvex und tangential auf einem Plattensitz montiert ist.

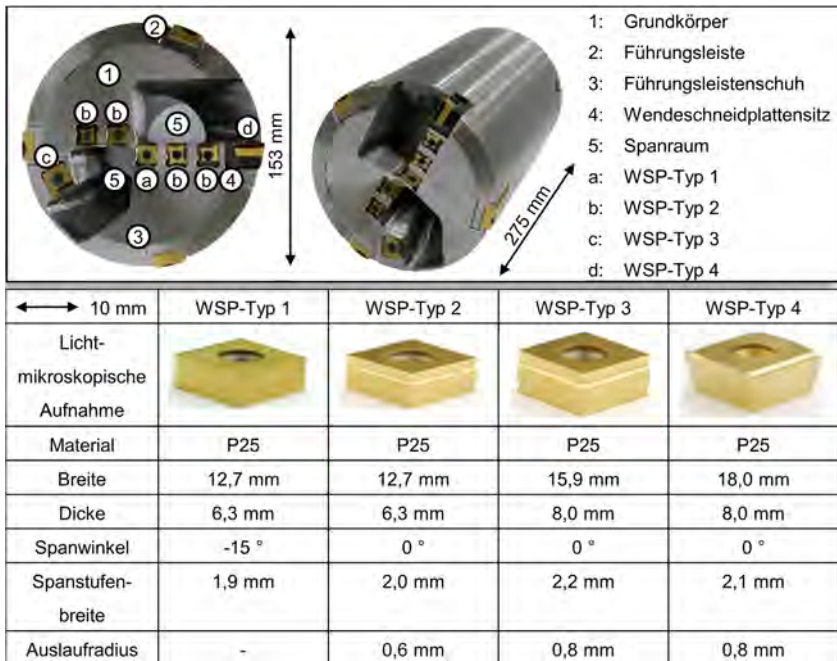


Abbildung 4.5: Verwendeter BTA-Vollbohrkopf

Die Wendeschneidplatten der Zerspanungsklasse P25 unterscheiden sich somit deutlich in ihrer jeweiligen Spanstufenbreite, ihrem Auslaufradius sowie im Spanwinkel. Drei Führungsleisten für die Stahlbearbeitung eine ausreichende Verschleißbeständigkeit. Der Radius der Führungsleisten beträgt $r_{FL} = 65 \text{ mm}$ und ist somit $\Delta r_{FL} = 11,5 \text{ mm}$ kleiner als der Bohrerradius und bestätigt somit wissenschaftliche Erkenntnisse aus vergangenen Jahren (Abr16). Der über ein eingängiges BTA-Innengewinde auf dem Außenbohrrohr applizierte Bohrkopf erfordert aufgrund der Verwendung eines Sonderbohrgestänges eine Verjüngung des Innendurchmessers auf $d = 48 \text{ mm}$. Auf die entsprechende konstruktive Anpassung als auch das Sonderbohrgestänge wird in Kapitel 7.1.2. näher eingegangen.

Das in dieser Arbeit für die Erstellung von komplexen Innenkonturen in Tiefbohrungen verwendete Werkzeug ist das in Zusammenarbeit mit der Fa. BGTB GmbH entwickelte Auskammerwerkzeug. Es realisiert die Bearbeitung sowohl des Bohrungsgrundes als auch der -wand in Bohrtiefen, welche lediglich durch die Tiefbohrmaschine und das Bohrgestänge, jedoch nicht durch das Werkzeug, begrenzt werden (**Abbildung 4.6**). Dieses Auskammerwerkzeug weist einen vergleichbaren Durchmesser wie der BTA-Vollbohrkopf auf und verfügt über eine in einem Drehteller gelagerte, verfahrbare Werkzeugschneide, die bei einer Überlagerung der rotatorischen Bewegung der Schneide und der translatorischen Bewegung des gesamten Bohrkopfes die Erzeugung konturierter Bohrungen ermöglicht. Eine detaillierte Vorstellung des Auskammerwerkzeugs hinsichtlich seines Aufbaus, seiner Mechanik und Funktionsweise sowie die maschinenseitige Anbindung als auch die detaillierte Beschreibung der verwendeten Schneidkassette erfolgt in Kapitel 7.



Abbildung 4.6: Auskammerwerkzeug und Darstellung unterschiedlicher Schneiden- und Walzkassetten

Die in den Schneidkassetten montierten Wendeschneidplatten fanden in den grundlegenden Analogieuntersuchungen zum Außenlängs-, Querplan- und Einstechdrehen Verwendung und werden daher im Kapitel 4.3. näher erläutert. Die in Abbildung 4.6 dargestellten Werkzeugkassetten zeigen exemplarisch neben den für die spanende Bearbeitung eingesetzten Kassetten für die Plattenformen LCMF und DCMT auch Walzkassetten zur mechanischen Nachbearbeitung. Die Kassetten müssen die Schneidenspitze bzw. die Walzkugel in den beiden Achsen auf Null tragen, um sie anschließend in das Auskammersystem zu integrieren. Durch die im Walzelement HG6 enthaltene Anstellung von 15° bietet dies den Vorteil einer sehr kompakten Bauweise. Sämtliche Kassetten weisen eine definierte Kassettenlänge in Abhängigkeit von der zu bearbeitenden Bohrungskontur auf und müssen zur Berechnung der NC-Bahnen berücksichtigt werden. Die detaillierte Beschreibung der konstruktiven Auslegung der jeweiligen Kassetten erfolgt näher in Kapitel 8. Eine Übersicht der Versuchsparameter und Beurteilungskriterien zur Herstellung einer innenkonturierten Bohrung zeigt **Abbildung 4.7**.

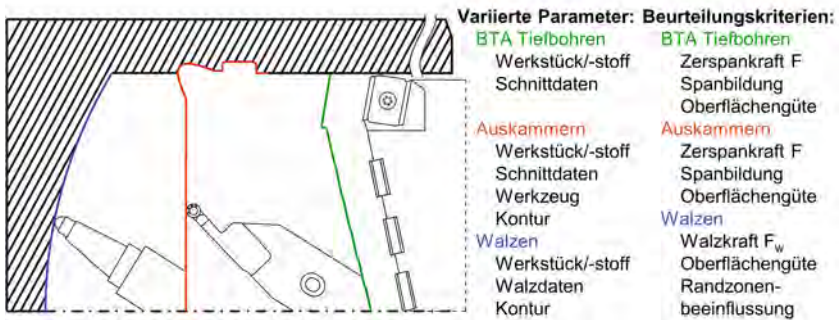


Abbildung 4.7: Versuchsparameter und Beurteilungskriterien der Tiefbohruntersuchungen

Nach der Erzeugung einer Führungsbohrung mithilfe des Vollbohrwerkzeuges erfolgt die Konturierung der Bohrung durch das Auskammern. Das Walzen der spanend konturierten Bohrung stellt den finalen Bearbeitungsschritt dar. Für die Verfahren BTA-Tiefbohren, Auskammern und Walzen sind eine Vielzahl an Einflussgrößen experimentell untersucht und anhand verschiedener Beurteilungskriterien ausgewertet und analysiert worden.

4.3 Gestaltung der Grundlagenuntersuchungen

Neben den Untersuchungen an der Tiefbohrmaschine erfolgten Grundlagenuntersuchungen zum Drehen sowie zum Walzen. Die Drehversuche umfassten dabei Versuche zum Außenlängsdrehen, Einstechdrehen und Querplandrehen. Neben den Walzuntersuchungen sind zudem Untersuchungen zum Einstellwinkel κ auf einem Orthogonalschnittversuchsstand realisiert worden.

Untersuchungen zum Drehen








Die für die grundlegenden Analogieversuche zum Drehen eingesetzte Drehmaschine vom Typ RNC 200 A der Fa. Monforts in 60°-Schrägbettbauweise auf einem Betonsockel sowie die jeweiligen Versuchsaufbauten sind in **Abbildung 4.8** exemplarisch dargestellt.



Abbildung 4.8: CNC-Drehmaschine Monforts RNC 200 A

Die Einspannung der zylindrischen Werkstückproben in die Maschinenspindel erfolgt mittels eines Dreibackenfutters KFDN der Fa. SMW Autoblok. Neben der rotatorischen Bewegung des Werkstücks wird die translatorische Bewegung des hydrostatisch gelagerten 12-fach VDI30-Werkzeugrevolvers der Fa. Sauter in x - und z -Richtung realisiert. Zur Erhöhung der Stabilität bei den grundlegenden Untersuchungen, insbesondere beim Walzen, sind die Werkstücke durch eine im Reitstock befindliche Pinole abgestützt. Die Untersuchungen zur Zerspanung erfolgten unter Einsatz einer 6- bis 7 %-Emulsion vom Typ Bechem Avantin 3309. Für die Walzbearbeitung kam eine mit 14 % höher konzentrierte Emulsion zum Einsatz. Sämtliche Versuchsaufbauten der einzelnen Untersuchungsverfahren zeigen charakteristisch neben der Werkstückprobe das in einer Kraftmessplattform vom Typ 9121 der Fa. Kistler eingespannte Werkzeug. Im Folgenden werden die für die Grundlagenuntersuchungen benötigten Werkzeuge sowie insbesondere die verwendeten Wendeschneidplatten und die zum Walzen benötigten Walzelemente näher vorgestellt (**Tabelle 4.1**).

Tabelle 4.1: Eingesetzte Wendeschneidplatten

Licht- mikroskopische Aufnahme							
WSP-Form	D				L		
Eckenradius	0,8 mm				2,0 mm	3,0 mm	
Spanform- gestalt	F1	MF2	FF1	F1	MP	MP	MP
Beschichtung	TP2501	TP2501	TP2501	CP200	CP200	CP200	CP500

Die im Schneideneckenradius, in der Spanformergestalt und der Beschichtung variierenden Wendeschneidplatten lagen in den Formen DCMT und LCMF vor. Tabelle 4.1 zeigt neben lichtmikroskopischen Aufnahmen charakteristische Eigenschaften der in den Voruntersuchungen eingesetzten Wendeschneidplatten. Die WSP der Form DCMT besitzen charakteristischerweise eine rhombische Gestalt mit einem Eckenwinkel von $\varepsilon = 55^\circ$, einen einheitlichen Eckenradius von $r_e = 0,8$ mm und eine für die Stahldrehbearbeitung geeignete Beschichtung TP2501. Diese mittels CVD-Verfahren aufgebraute Beschichtung erhöht die Leistungsfähigkeit sowie Kantenstabilität der Werkzeuge mit den verschiedenen Spanformergeometrien F1, FF1 und MF2. Zusätzlich liegt eine WSP mit der Spanformergestalt F1 mit einer Beschichtung vom Typ CP200 vor. Diese insbesondere verschleißbeständige Feinstkornsorte wird mittels PVD-Verfahren aufgetragen und findet hauptsächlich in der Feinbearbeitung Anwendung. Die zweite Plattenform LCMF ist für die multidirektionale Drehbearbeitung geeignet und besitzt ähnlich einer Stechplatte eine längliche Gestalt. An beiden Enden weist sie zusätzlich kreisrunde Schneiden auf. Die eingesetzten Wendeschneidplatten vom Typ LCMF weisen bei der Spanformergestalt MP einen Schneideneckenradius von $r_e = 2$ mm und $r_e = 3$ mm auf.

Untersuchungen zum Walzen

Die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zum Walzen eingesetzten Werkzeuge der Fa. Ecoroll unterscheiden sich im Wesentlichen in ihrem Kugeldurchmesser sowie ihrer Werkstückanstellung. Die drei in ihrem Kugeldurchmesser variierenden Festwalzelemente sowie die entsprechenden Kenndaten sind in **Tabelle 4.2** dargestellt. Die HG-x-Werkzeugreihe für hydrostatisch gelagerte Glattwalzwerkzeuge umfasst Walzelemente mit Kugeldurchmessern von $d_k = 1,2 \dots 28$ mm. Die in den Untersuchungen eingesetzten Varianten HG4, HG6 und HG13 weisen unterschiedliche realisierbare minimale Radien auf. Aufgrund der speziellen Kugellagerung sind ebenfalls in Abhängigkeit vom Kugeldurchmesser verschiedene ausstellbare Hübe der Walzelemente realisierbar und ermöglichen es somit, geringe Abweichungen in der Sollkontur auszugleichen. Für ein bestmögliches Walzergesamt sollte die Walzkugel nahezu senkrecht auf der zu bearbeitenden Fläche stehen. Dennoch sind aufgrund der hydrostatischen Lagerung der Kugel in der Kugelhalbschale Winkeländerungen von $\beta_k = \pm 30^\circ$ für das Walzelement HG6 möglich. Sämtliche Walzelemente können für ein maximales Festwalzergesamt mit Walzdrücken von bis zu $p_w = 400$ bar betrieben werden und erzielen somit maximale Walzkräfte von $F_{w,max} = 550, 1000$ und 4000 N.

Tabelle 4.2: Eingesetzte hydrostatisch gelagerte (Fest-)Walzelemente

	HG4	HG6	HG13
Walzelement			
Kugeldurchmesser	4	6	13
Min. Radius	4 mm	5 mm	10 mm
Max. Winkeländerung	$\pm 30^\circ$	$\pm 30^\circ$	$\pm 35^\circ$
Max. Hub	5 mm	6 mm	8,5 mm
Max. Walzkraft	550 N	1000 N	4000 N
Max. Druck	400 bar	400 bar	400 bar

Durch den modularen Werkzeugaufbau der HG-Werkzeuge für rotationssymmetrische Flächen und komplexe Konturen können die Walzelemente mit verschiedenen Werkzeugausführungen kombiniert werden. Das für die Grundlagenuntersuchungen eingesetzte, linksausgeführte Spannleistenwerkzeug vom Typ HGx-9L15°-SL20 besitzt einen Anstellwinkel von 15° und eine Werkzeugschafthöhe von $h = 20$ mm. Das Walzelement HG6 weist ebenfalls eine 15° -Ausführung auf und bietet somit aufgrund des symmetrischen Aufbaus Untersuchungen zum Walzen mit Anstellwinkeln von $\beta_k = 0$ und 30° bei zylindrischen Werkstückprobenformen. Die Elemente der Durchmesser $d_k = 4$ und 13 mm sind in einer 0° -Ausführung eingesetzt worden. Die technologischen Grundlagenuntersuchungen sind systematisch und zielführend unter Variation vielzähliger Parameter durchgeführt worden (Abbildung 4.9). Die experimentellen Untersuchungen sind anhand definierter Kriterien ausgewertet und beurteilt worden. Somit ist eine solide Daten- und Wissensbasis zur Durchführung der Tiefbohruntersuchungen mit dem neuartigen Auskammerwerkzeugsystem geschaffen worden.

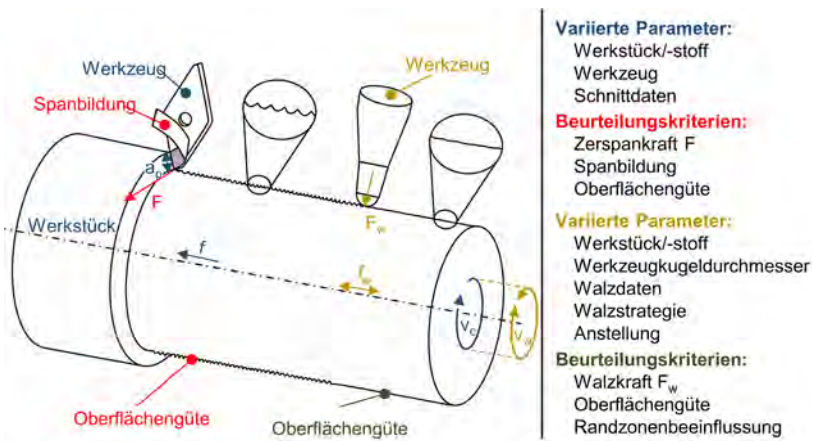


Abbildung 4.9: Versuchsparameter und Beurteilungskriterien für die Grundlagenuntersuchungen

4.4 Mess- und Analysetechnik

Zur Durchführung und Analyse der in den Kapiteln 5 bis 8 beschriebenen experimentellen Untersuchungen sowie der Erfassung der unterschiedlichen Prozesskenngrößen kamen neben den Maschinen verschiedene Mess- und Analysegerätschaften zum Einsatz. Einzelne Aspekte der Mess- und Analysetechnik werden im Folgenden vertiefend erläutert. Dabei wird insbesondere die Applikation der Dehnungsmessstreifen zur Ermittlung der mechanischen Werkzeugbelastung beim Tiefbohren dargestellt. Abschließend wird die verwendete Analysetechnik zur Bestimmung der Oberflächengüte und der Werkstofffestigkeit vorgestellt.

Erfassung der mechanischen Werkzeugbelastungen

Sowohl beim BTA-Tiefbohren als auch beim Auskammern treten hohe bzw. unvorhergesehene mechanische Werkzeugbelastungen auf, deren Kenntnis und Analyse ein tiefergehendes Prozessverständnis schaffen können. Durch die sehr hohen Prozesskräfte bedingt durch den Werkzeugdurchmesser von $d = 153 \text{ mm}$ und den beim Bohren typischen Versuchsaufbau mit Bohröl umspülter, innenliegender Wirkstelle in hohen Bohrtiefen sowie der Abdichtung durch den BOZA bedarf es einer speziell applizierten Kraftmesskonstruktion. Die mechanischen Werkzeugbelastungen werden aufgrund der hohen Steifigkeit des Werkzeugsystems an das Bohrgestänge weitergegeben und ermöglichen somit die Erfassung der mechanischen Belastungen mittels Dehnungsmessstreifen. Die Lage der auf den Bohrrohren aufgeklebten DMS zeigt die **Abbildung 4.10**. Als Messelemente sind die Halbbrücken-DMS des Typs „XY 31“ zur Kraftmessung und des Typs „XY 41“ zur Momentenerfassung der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH mit einem Nennwiderstand von 120Ω zu einer Brücke verschalten worden. Auf jeder Folien-DMS befinden sich zwei Messgitter, sodass zwei DMS eine Wheatstonesche Brücke ergeben, die beim Anlegen einer Gleichspannung Widerstandsänderungen detektiert. Für eine Messung der Kraft in axialer Richtung werden zwei Folien-DMS um 180° versetzt auf den Bohrrohren appliziert. Die für das Bohrmoment verwendete DMS weisen einen Versatz um 90° auf dem äußeren Bohrrohr auf.

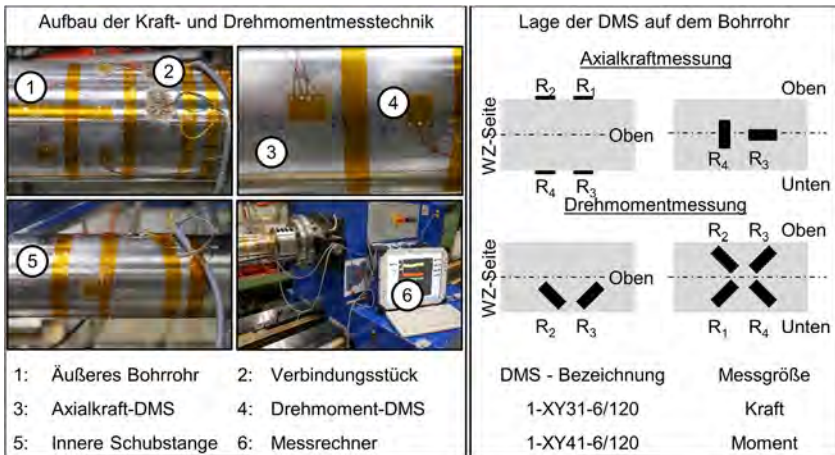


Abbildung 4.10: Aufbau und Lage der Dehnungsmessstreifen zur Kraft- und Momentenerfassung

Durch die Typauswahl ist der Einfluss der Temperatur sowie des Bohrstangenmaterials berücksichtigt worden. Der Rückschluss der Widerstandsänderungen auf die eingebrachten mechanischen Werkzeugbelastungen erforderte Kalibrierungsmessungen der Axialkraft und des Bohrmoments auf dem äußeren Bohrrohr sowie der Axialkraft auf dem Schubrohr. Die mithilfe einer piezoelektronischen Kraftmessdose realisierte Kalibrierung der Axialkraft am äußeren Bohrrohr zeigt **Abbildung 4.11**. Die zwischen Probe und Werkzeug eingespannte Kraftmessdose erlaubt axiale Belastungen bis $F_z = 20\,000\text{ N}$.

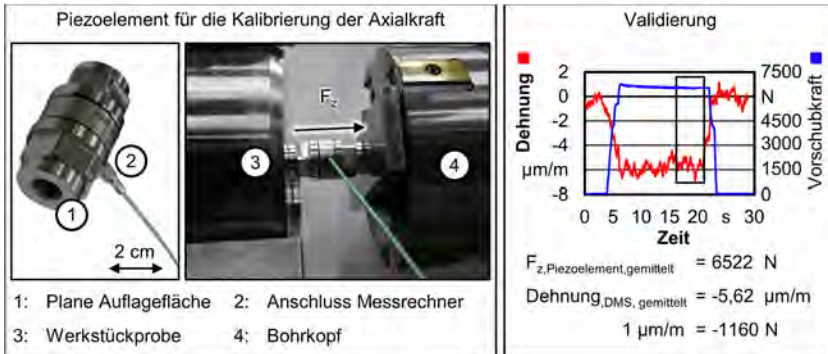


Abbildung 4.11: Kalibrierung und Validierung der Axialkraft am äußeren Bohrrohr

Die erfassten Widerstandsänderungen ermöglichen eine Ermittlung der Umrechnungsfaktoren durch die Auswertung der erfassten Mess- und Kalibrierungsdaten mithilfe der Software DIAdem 2015 der Fa. National Instruments. Die Messungen der Zerspan- und Walzkraftkomponenten bei den Vergleichsuntersuchungen erfolgten mittels Kraftmessdynamometer vom Typ 9121 und Kraftmessplattform vom Typ 9255 der Fa. Kistler. Die auf dem piezoelektrischen Effekt basierenden Kraftmeseinheiten werden dabei in den Kraftfluss zwischen Werkzeug und Werkzeugmaschine appliziert. Unter Krafteinwirkung erzeugten die Dynamometer eine Ladung Q , welche an den Ladungsverstärker weitergegeben wird. Die generierte Spannung U kann in Relation zur wirkenden Kraft gesetzt und mithilfe eines Verstärkers vom Typ 5017 und 5019 der Fa. Kistler über einen Messrechner ausgelesen werden. Aufgrund der hohen Empfindlichkeiten und niedrigen Ansprechschwellen sind im Gegensatz zu den applizierten DMS auf den sehr steifen Bohrröhren exakte Messungen auch bei geringen mechanischen Werkzeugbelastungen möglich. Die Kraftmessungen erfolgten mit einer Abtastrate von $f_p = 5000\text{ Hz}$. Das prinzipbedingte Abdriften der gemessenen Kräfte infolge von Leckströmen am Ladungsverstärker wird softwareseitig bei der Auswertung berücksichtigt. Da der Ladungsbereich in Abhängigkeit von den zu erwartenden mechanischen Werkzeugbelastungen eingestellt wird, liegt die laut Fa. Kistler vorliegende Abweichung des Ladungsverstärkers bei ca. 8 N auf 2000 N in Schnittrichtung. Für die Passiv- und Vorschubrichtung reduziert sich der Wert auf ca. 4 N. Der Linearitätsfehler des Kraftmessdynamometers wird mit ca. 0,15 % angegeben. Um neben den statischen Einflussgrößen auch die dynamischen Vorgänge zu berücksichtigen, wird ein Tiefpassfilter mit $f_p = 300$ verwendet.

Beurteilung der Oberflächentopographie und -rauheit

Die Messung der Oberflächengüte, welche im Wesentlichen die Bestimmung der charakteristischen Rauheitskennwerte meint, erfolgt durch das konfokale Weißlichtmikroskop μs urf des Herstellers NanoFocus AG. Das in einem L-Stativ ausgefertigte Messmikroskop verwendet das Weißlicht-Konfokal-Messprinzip zur berührungsfreien Untersuchung technischer Oberflächen. Zur

Messwertaufnahme kombiniert ein in vertikaler Richtung verfahrenender Messkopf einen Stapel von Höhenschnitten von der zu untersuchenden Oberfläche. Bei dem verwendeten Objektiv mit einer 20-fachen Vergrößerung liegt eine vertikale Auflösung von 6 nm vor. Die Auswertung erfolgte mit der Software μ soft Analysis Premium des gleichen Herstellers. Gemäß DIN EN ISO 4287 wird die gemittelte Rautiefe Rz , der Mittenrauwert Ra sowie die maximale Rautiefe Rt durch die Auswertung von, in diesem Fall, 3100 Profilschnitten in axialer Richtung ermittelt [DIN4287]. Bei der Darstellung einer Rauheitsmessung werden für die Profilhöhe die gemittelte Messung dieser Profilschnitte als auch alle Einzelmessungen gezeigt (**Abbildung 4.12**).

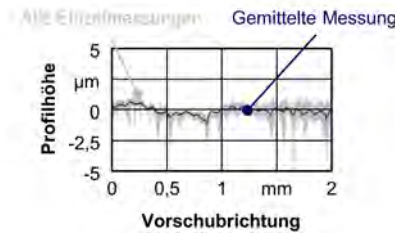


Abbildung 4.12.: Darstellung einer Rauheitsmessung

Insbesondere im Vergleich zu taktilen Messverfahren bietet das Vermessen sehr hoher Oberflächengüten mittels Weißlichtmikroskopie entscheidende Vorteile in der Messgenauigkeit. Die Spitzen der taktil messenden Messgeräte besitzen eine Verrundung im Bereich weniger Mikrometer und ermöglicht keine exakte Vermessung gewalzter Oberflächen.

Erfassung der Randzonenbeeinflussung

Durch den Walzprozess ist eine Analyse der Bohrungsrandzone zur Bestimmung der Randzonenbeeinflussung für ausgewählte Versuche unerlässlich. Die hierfür erforderliche metallographische Präparation der Werkstückproben erfolgte durch verschiedene Geräte des Herstellers Struers GmbH. Die unter anderem durch eine Niedertourensäge vom Typ Struers Labtoom-3 herausgearbeiteten Proben sind nach einer entsprechenden Reinigung mit der Warmeinbettpresse vom Typ Struers Cito-Press-10 eingebettet worden. Nach einem mehrstufigen Schleif- und Polierprozess (Gerät: Struers Tegramin-25) erfolgte die Ätzung zur Sichtbarkeit des Werkstoffgefüges in Abhängigkeit vom Werkstoff. Die Ätzung der Vergütungs- und Einsatzstähle erfolgte mittels alkoholischer 3 %-Salpetersäure bei Raumtemperatur. Für die Ätzung der austenitischen Stähle ist eine V2A-Beize bei einer Temperatur von $T = 60\text{ }^{\circ}\text{C} \dots 65\text{ }^{\circ}\text{C}$ verwendet worden. Abschließend erfolgen eine Reinigung mit Wasser und Ethanol sowie eine anschließende Heißlufttrocknung. Die Analyse der angeätzten Oberflächen erfolgte an einem Lichtmikroskop des Herstellers Zeiss Axio Imager M1m.

Die Härtemessung der Randzone erfolgte nach Vickers mit einer geringen Prüfkraft an dem Gerät HMV-G des Herstellers Shimadzu. Der bei diesem Verfahren eindringende Diamantkörper in Form einer genormten Pyramide verlangt für eine exakte Messung eine hohe Oberflächengüte. Aufgrund der geringen Eindringtiefe bei der Vickers-Mikrohärteprüfung fanden die polierten Werkstückproben Verwendung. Der Abstand der einzelnen Prüfstellen erfolgte nach DIN EN ISO 6507-1 [DIN6507].

Für einige ausgewählte Proben konnten mithilfe der Eigenspannungsmessung die Randzonenbeeinflussung nahe der Oberfläche weiter untersucht werden. Die Eigenspannungsuntersuchungen

sind mit dem Röntgendiffraktometer Bruker D8 Advanced im sogenannten ψ -Modus am Lehrstuhl für Werkstofftechnologie (LWT) der TU Dortmund durchgeführt worden.

5 Technologische Grundlagenuntersuchungen zur Außenlängsdrehbearbeitung

Zur Ermittlung geeigneter Prozessparameter für die Untersuchungen mit dem neuartigen Auskammerwerkzeugsystem werden im Folgenden die Ergebnisse der Voruntersuchungen dargestellt. Dazu werden der Einfluss der Werkzeuggestalt und -beschichtung, der Schmittdaten sowie des Versuchswerkstoffes auf die mechanischen Werkzeugbelastungen, die Spanbildung und die Oberflächengüte untersucht.

5.1 Analyse des Einflusses der Werkzeuggestalt und -beschichtung

Zunächst erfolgt eine Variation der Spanformergestalt sowie der Werkzeugbeschichtung bei der Wendeschneidplattenform DCMT. Die experimentellen Untersuchungen bei der Außenlängsdrehbearbeitung des Vergütungsstahls C45 erfolgten mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min, einem Vorschub von $f = 0,1$ mm sowie einer Schnitttiefe von $a_p = 1$ mm. Die Mittelwerte der mechanischen Werkzeugbelastung und der Oberflächenrauheit sowie fotografische Aufnahmen der entstandenen Spanform zeigt **Abbildung 5.1**. Die Spanformergeometrie F1 unter Verwendung einer TP2501-Beschichtung weist die höchste Schnittkraft auf. Der Einsatz der weiteren Geometrien FF1 und MF2 zeigt eine Reduzierung der Schnittkraft, wobei die Geometrie FF1 die geringste Schnittkraft der mittels CVD-Verfahren aufgetragenen TP2501-beschichteten Werkzeuge darstellt.

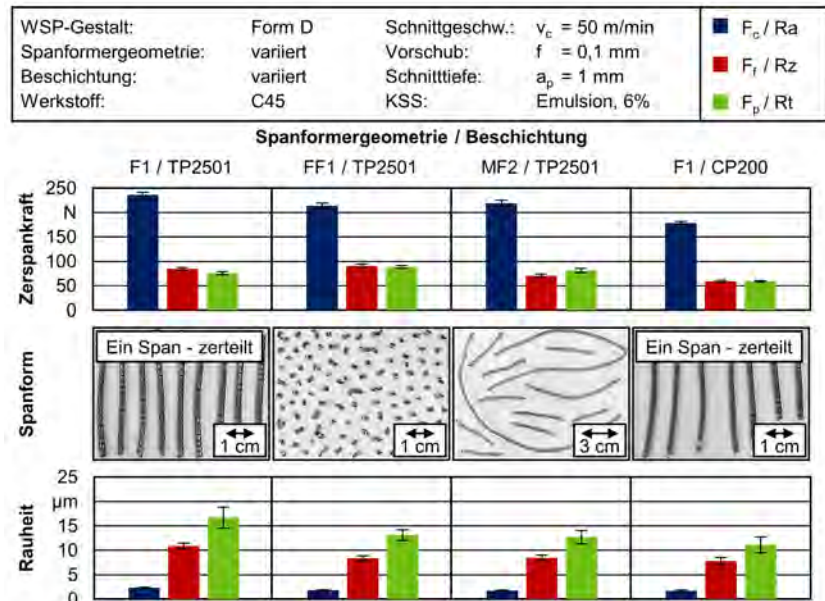


Abbildung 5.1: Einfluss des Spanformers und der -beschichtung bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Zugleich entstehen für die Geometrie FF1 die höchsten Vorschub- und Passivkräfte aller eingesetzten Wendeschneidplattenformen der Form D. Durch eine Änderung der Beschichtung von der für die Stahlbearbeitung geeigneten und mittels CVD-Verfahren aufgetragenen TP2501-Beschichtung hin zur mittels PVD-Verfahren applizierten CP200-Beschichtung, welche sich insbesondere zur Feinbearbeitung eignet, bewirkt die insgesamt geringsten mechanischen Werkzeugbelastungen. Die beste Oberflächengüte in Form geringer Rauheiten erzeugt die Spanformergeometrie F1 mit CP200-Beschichtung. Gegenteilig weist die WSP mit den höchsten mechanischen Werkzeugbelastungen auch die höchsten Oberflächenrauheiten auf. Signifikante Unterschiede zeigen sich bei der Beurteilung der fotografischen Aufnahmen der entstandenen Spanform. Unabhängig von der Werkzeugbeschichtung entstehen beim Einsatz der Spanformergeometrie F1 lange, zylindrische und gleichmäßig gewendelte Späne. Auch beim Einsatz der Spanformergeometrie MF2 mit Werkzeugbeschichtung TP2501 entstehen lange, zylindrische Wendelspäne, deren Wendelung im Vergleich zur F1-Formervariante jedoch weniger eng und gleichmäßig gewendelt ist. Als einzige Spanformergeometrie formt die Variante FF1 kurzbrechende Bröckelspäne, die sich im Hinblick auf den späteren Anwendungsfall prozesssicher aus der Tiefbohrung durch einen verengten Querschnitt evakuieren lassen. Die Fase an der Wendeschneidplatte FF1 ermöglicht bei den gewählten Schnittdaten die größtmögliche Umformung des Spans beim Ablauf über die Spanfläche. Die so maximal induzierte Vorschädigung des Spans äußert sich in prozesssicher brechen den Bröckelspänen. Da die Innenkonturierung von Grundbohrungen durch die geometrischen Gegebenheiten räumlich deutlich eingeschränkt ist und die mechanischen Werkzeugbelastungen sowie die Oberflächenrauheiten auf einem vergleichbaren Niveau liegen, stellt die Spanformung den entscheidenden Faktor dar. Weitere Untersuchungen hinsichtlich variierender Schnittdaten erfolgen daher unter Verwendung des FF1-Spanformers.

Erweiternd zeigt die **Abbildung 5.2** unter Beibehaltung der Schnittdaten die Mittelwerte der mechanischen Werkzeugbelastungen und der Rauheiten sowie die fotografische Darstellung der entstehenden Spanform beim Einsatz von Wendeschneidplatten der Form L mit den Abmessungen $r_\epsilon = 2 \text{ mm}$ und $r_\epsilon = 3 \text{ mm}$. Die bereits gewonnenen Erkenntnisse zur Form D unter Verwendung eines FF1-Spanformers dienen hierbei als Referenz. Während bei der Bearbeitung unter Verwendung der Form D sowohl die Vorschub- als auch die Passivkraftkomponente auf einem vergleichbaren Niveau liegen, zeigt sich für die Form L eine veränderte Belastungsaufteilung der Zerspankraftkomponenten. In Abhängigkeit von der Abmessung verringert sich die Vorschubkraft bei geringfügiger Erhöhung der Passivkraftkomponente. Die vereinfachte Spanumformung infolge geringerer Spandicken äußert sich in reduzierten Schnittkräften bei konstantem Spanungsquerschnitt. Dies ist im Wesentlichen auf die verrundete Schneidgestalt und die somit veränderten Eingriffsbedingungen in der Wirkzone zurückzuführen. Bei Betrachtung der skizzenhaften Darstellung der sich im Eingriff befindlichen Schneidkante lässt sich deutlich der Einfluss auf die jeweiligen Zerspankraftkomponenten erkennen. Bei Verwendung der Form L bewirkt eine Veränderung des Spanungsquerschnitts in Form eines langgezogenen Sichelements eine reduzierte Belastung auf die Spanfläche. Aufgrund der runden Schneidengestalt und eines Schneidenradius von $r_\epsilon = 3 \text{ mm}$ erhöht sich die im Eingriff befindliche Länge des Schneidkantensegments und somit auch die Spanungsbreite. Die Spanungsdicke nimmt wegen der sichelförmigen Ausprägung des Spans über den Querschnitt immer weiter ab.

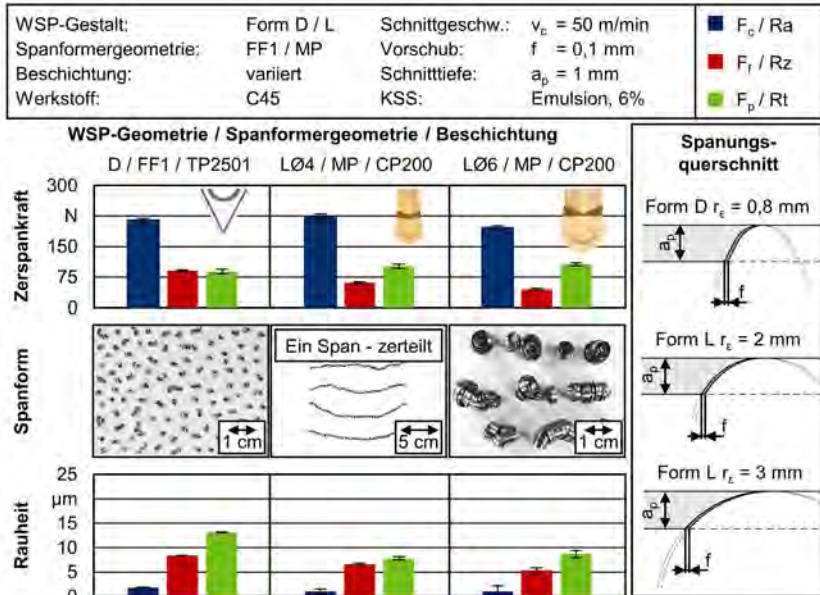


Abbildung 5.2: Einfluss der Wendeschneidplattengeometrie und -beschichtung bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Durch die vergrößerte Spannungsbreite erhöht sich die wirkende Passivkraft, wohingegen die reduzierte Spannungsdicke sinkende Vorschub- und Schnittkräfte hervorruft. Insgesamt ist zwar der Spannungsquerschnitt mit $A = 0,1 \text{ mm}^2$ konstant, geringere Spannungsdicken erleichtern hingegen die Umlenkung des Spans über den Spanformer. Dadurch erklären sich die Unterschiede in der Schnittkraft bei Verwendung der unterschiedlichen Abmessungen der Form L. Erweiternd weisen die WSP der Form L bei konstant gehaltenem Vorschub im Vergleich zur Form D einen signifikanten Vorteil in der Oberflächengüte auf. Die theoretische Bestimmung der Rauheit wird bei gleichbleibendem Vorschub im Wesentlichen durch den Eckenradius der eingesetzten Wendeschneidplatte beeinflusst. Durch die Verwendung einer WSP mit einem Eckenradius von $r_\epsilon = 3 \text{ mm}$ entstehen daher aufgrund der Werkzeuggestalt bessere Oberflächen in Form geringerer Rauheitskennwerte. Gegenteilig wirkt sich die Veränderung des Spannungsquerschnitts auf die Spannbildung aus. Liegen beim Einsatz der Form DCMT Bröckelspäne vor, erzeugt die Form L in der Abmessung $r_\epsilon = 2 \text{ mm}$ lange, nicht brechende zylindrische Wendespäne. Aufgrund der nur unzureichend wirkenden Spanformerelemente erfährt der Werkstoff keine ausreichende Vorschädigung und bleibt in seiner Form zusammenhängend erhalten. Eine Vergrößerung des Eckenradius auf $r_\epsilon = 3 \text{ mm}$ führt zu einer weiteren Abflachung des sichelförmigen Spannungsquerschnitts. Infolgedessen kommt es zu ineinander aufgeschobenen und spät brechenden Spiralspänen. Aufgrund des geringen Spannungsquerschnitts lassen sich die Späne flexibel formen und bieten für das beim Tiefbohren unerlässliche Tiefbohröl ausreichend Kontaktfläche, um aus der Bohrung ausgespült zu werden. Darüber hinaus lagert sich diese Spanform weniger in der Mechanik des Bohrkopfes ab.

5.2 Einsatzversuche unter Variation der Schnittdaten

Auf Basis der im vorangegangenen Unterkapitel gewonnenen Erkenntnisse erfolgt eine Variation der Schnittdaten für die Form D mit dem Spanformer FF1 mit der Beschichtung TP2501. Neben der Schnittgeschwindigkeit v_c wird zunächst der Vorschub f unter Beibehaltung der Schnitttiefe $a_p = 1$ mm variiert. Den Einfluss der Vorschubvariation beim Einsatz der WSP-Form D für die Bearbeitung des Vergütungsstahls C45 zeigt **Abbildung 5.3**. Aufgrund des kleinsten Spannungsquerschnitts von $A = 0,05$ mm² sind die mechanischen Werkzeugbelastungen für den Vorschub $f = 0,05$ mm am geringsten. Mit zunehmendem Vorschub steigt die mechanische Werkzeugbelastung infolge des steigenden Spannungsquerschnitts deutlich an. Insbesondere die Spanumlenkung wird bei hohen Spanungsdicken maßgeblich erschwert, wodurch insbesondere die Schnittkraft F_c deutlich zunimmt. Mit Zunahme des Vorschubs nimmt bei gleichbleibendem Eckenradius die Oberflächengüte infolge höher werdender Rauheitswerte zu.

Die bei dem geringsten gewählten Vorschub auftretende Spanbildung äußert sich in überwiegend enger, teilweise jedoch weiter gewendelter Form mit einer Gesamtlänge von wenigen Millimetern. Eine Verdopplung des Vorschubs bewirkt nicht nur eine annähernde Verdopplung der mechanischen Kraftkomponenten, sondern verändert auch signifikant die Spanformung hin zu kurzbrechenden Bröckelspänen. Eine weitere Erhöhung des Vorschubs auf $f = 0,2$ mm sorgt neben deutlich höheren mechanischen Werkzeugbelastungen zu keinen weiteren Prozessvorteilen. Da zu hohe Zerspankräfte negativ auf die Verschleißbeständigkeit des Werkzeuges wirken und somit zum Werkzeugbruch führen können, wird für die nachfolgenden Untersuchungen ein Vorschub von $f = 0,1$ mm beibehalten.

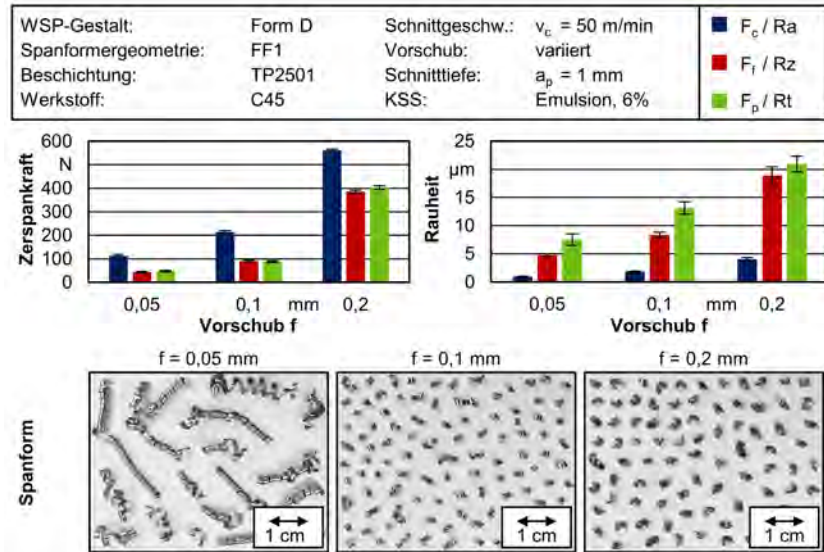


Abbildung 5.3: Einfluss des Vorschubs beim Einsatz der WSP-Form D bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Basierend auf diesem Vorschubwert erfolgt im nächsten Untersuchungsschritt eine Variation der Schnittgeschwindigkeit (Abbildung 5.4). Wegen der begrenzten maximalen Drehzahl der Tiefbohrmaschine von $n = 600$ U/min entsteht bei der Bohrungsgrundbearbeitung ab einem gewissen Drehdurchmesser ein Abfall der Schnittgeschwindigkeit. Aus diesem Grund erfolgt eine Variation der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 10 \dots 300$ m/min. Der Verlauf der Zerspankräfte sowie zugehöriger Oberflächenrauheiten bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit neben einigen fotografischen Aufnahmen der Spanbildung zeigt Abbildung 5.4.

Mit Zunahme der Schnittgeschwindigkeit v_c verringern sich die mechanischen Werkzeugbelastungen bei konstant gehaltenem Spanungsquerschnitt A . Während sich für die Schnittkraft F_c ein regressiver Verlauf zeigt, bleiben sowohl die Vorschub- als auch die Passivkraft F_f und F_p auf einem konstanten Niveau. Die Abnahme der Schnittkraft F_c von $v_{c,min}$ zu $v_{c,max}$ liegt bei etwa 22 % und ist im Wesentlichen auf die thermische Entfestigung des Materials zurückzuführen. In Folge der höheren Temperaturen in der Wirkzone lässt sich das Material leichter trennen und mit geringerem Widerstand über die Spanfläche umformen und trennen. Ebenfalls zeigt sich der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Spanbildung. Bis zu einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c < 100$ m/min liegen kurzbrechende Bröckelspäne vor, wohingegen sich mit weiterer Schnittgeschwindigkeitszunahme die Spanformung hin zu zylindrischen Wendelspänen mit Längen von teilweise über einem Meter verändert.

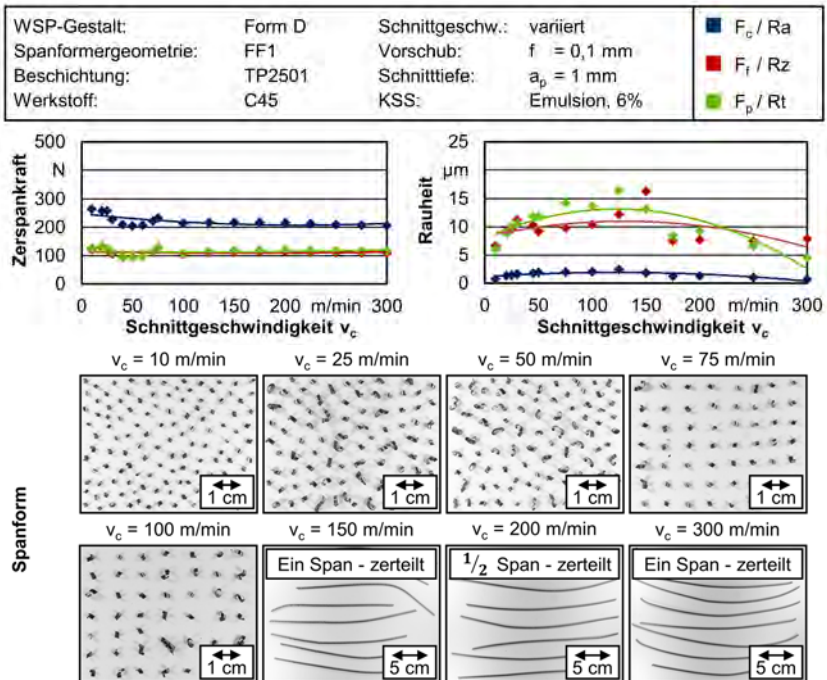


Abbildung 5.4: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beim Einsatz der WSP-Form D bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Die angestiegene thermische Belastung durch höhere Schnittgeschwindigkeiten reduziert die Vorschädigung bei der Spanumlenkung und führt zu einem begünstigten Fließverhalten des Werkstoffs. Somit bleibt ein prozesssicherer Spanbruch mit steigender Schnittgeschwindigkeit aus. Mit der veränderten Spanbildung verbessern sich die gemessenen Oberflächenrauheiten. Bis zur kritischen Schnittgeschwindigkeit von $v_{c,krit} = 100$ m/min spiegelt sich der Spanbildungsvorgang der kurzbrechenden Bröckelspäne infolge der geringen thermischen Beeinflussung in einer negativen Beeinträchtigung der Werkstückoberfläche wider. Ab dieser Schnittgeschwindigkeit von $v_{c,krit} = 100$ m/min führen die verbesserten Fließigenschaften des Materials zu einer besseren Oberflächengüte. Ähnlich wie in Abbildung 5.3 ist der Einfluss des Vorschubs ebenfalls für die Wendeschneidplattenform L in der Abmessung $r_e = 2$ mm untersucht worden.

Die Mittelwerte der wirkenden mechanischen Werkzeugbelastung und der Oberflächengüte in Verbindung mit fotografischen Aufnahmen der Spanbildung sind in der folgenden **Abbildung 5.5** dargestellt. Der Einfluss des Vorschubs auf die mechanischen Werkzeugbelastungen weist einen annähernd linearen Zusammenhang auf. Die im Vergleich zum Einsatz der WSP der Form D veränderte Eingriffsbedingung führt für alle untersuchten Vorschübe zu der aus Abbildung 5.2 bekannten Aufteilung der Schnittkraftkomponenten. Der hohe Eckenradius der Form L führt zu geringen Vorschub- und relativ hohen Passivkräften. Die mechanische Werkzeugbelastung für den Vorschub von $f = 0,2$ mm führt im Vergleich zur WSP DCMT zu deutlich geringeren Belastungen. Grund hierfür sind die bei der LCMF-Platte deutlich geringer ausgeprägten Spanformer. Mit Zunahme des Vorschubs f erhöht sich ebenfalls die ausgebildete Oberfläche in Form der Rauheit.

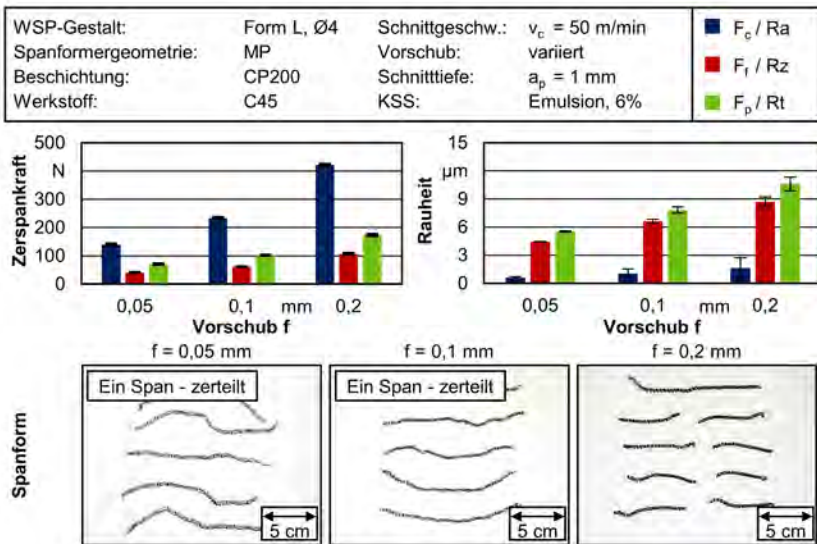


Abbildung 5.5: Einfluss des Vorschubs beim Einsatz der WSP-Form LCMF0400 bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Im Vergleich zur WSP DCMT führt diese Form der WSP aufgrund des hohen Eckenradius zu hohen Oberflächengüten. Ebenfalls äußert sich der Einfluss des Vorschubs auf die Spanbildung. Bei geringen Vorschüben kommt es aufgrund der sehr geringen Spannungsdicke zu einer ungleichmäßig ausgeprägten Wendelspannbildung. Da der Span aufgrund der geringen Stauchung eine unzureichende Vorschädigung erfährt, kommt es zu keinem regelmäßigen Spanbruch. Mit Erhöhung des Vorschubs erreicht der Span eine geringfügig höhere Steifigkeit und prägt sich gleichmäßiger aus. Dennoch kommt es nicht zu einem natürlichen Abreißen des Spans. Erst eine erneute Verdopplung des Vorschubs sorgt für ausreichend hohe Spannungsdicken, die bei der Spanumlenkung zu einer ausreichenden Stauchung und Vorschädigung führen. Nach dem Erreichen einer kritischen Spanlänge kommt es daher regelmäßig zum Spanbruch.

Aufgrund der geringen mechanischen Werkzeugbelastungen bei gleichzeitig hohen Oberflächengüten wird für den Vorschub von $f = 0,1$ mm der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c vorgestellt (Abbildung 5.6). Die mechanische Werkzeugbelastung in Schnittrichtung ist für den gesamten Schnittgeschwindigkeitsbereich als konstant anzusehen. Lediglich die Passiv- und Vorschubkräfte nehmen geringfügig mit Zunahme der Schnittgeschwindigkeit zu. Infolge der höher eingebrachten Wärme bedingt durch angestiegene Schnittgeschwindigkeiten verbessert sich der Trennvorgang vor der Werkzeugschneide. Dies wiederum äußert sich in verbesserten Oberflächengüten mit steigenden Schnittgeschwindigkeiten.

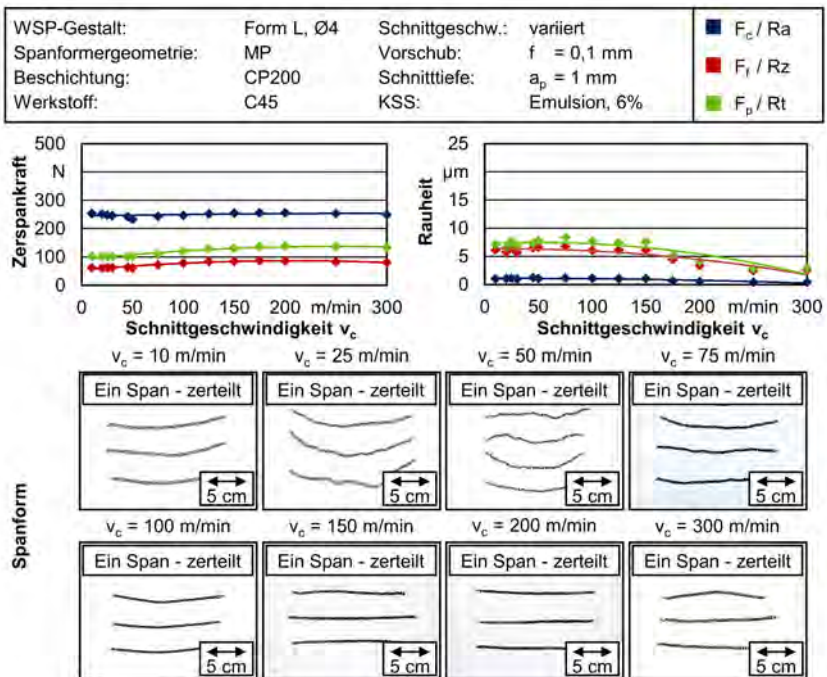


Abbildung 5.6: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beim Einsatz der WSP-Form LCMF0400 bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Ab einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c > 100$ m/min sind geringfügige Änderungen in der Spanbildung zu erkennen. Für geringe Geschwindigkeiten zeigt sich eine unregelmäßig ausgeprägte Wendelung der Spanform, wohingegen für hohe Schnittgeschwindigkeiten eine gleichmäßige Ausprägung vorliegt. Aufgrund der geringen Spanungsdecken in Verbindung mit einem sichelförmig ausgeprägten Spanungsquerschnitt kommt es unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit zu keinem regelmäßig stattfindenden Spanbruch. Ähnlich wie in Abbildung 5.5 ist der Einfluss des Vorschubs ebenfalls für die Wendeschneidplattenform L in der Abmessung $r_\epsilon = 3$ mm untersucht worden.

Die Mittelwerte der wirkenden mechanischen Werkzeugbelastung und der Oberflächengüte in Verbindung mit fotografischen Aufnahmen der Spanbildung sind in der folgenden **Abbildung 5.7** dargestellt. Eine Halbierung des zuvor gewählten Vorschubs von $f = 0,1$ mm auf $f = 0,05$ mm führt zu einer Reduzierung der Passivkraft F_p um mehr als ein Viertel sowie der Vorschub- und Schnittkraft F_f und F_c um mehr als ein Drittel. Aufgrund der WSP-Gestalt mit einem hohen Eckenradius von $r_\epsilon = 3$ mm ist ein enormer Vorteil in der Oberflächengüte zu erkennen. Mit Blick auf den späteren Anwendungsfall weist sich hingegen die veränderte Spanbildung als hinderlich auf. Der geringe Vorschub führt zu wirren Flachwendelspänen, welche sich in einem späteren Innenkonturierungsprozess um die Schneidkassette oder den gesamten Bohrkopf wickeln könnten. Daher wird eine Halbierung des Vorschubs nur in besonderen Fällen empfohlen. Durch die Erhöhung des Vorschubs auf $f = 0,2$ mm ist ein durchaus positiver Effekt auf die Spanbildung erreichbar. Die Späne formen sich als deutlich kürzer brechende Spiralspanstücke vor.

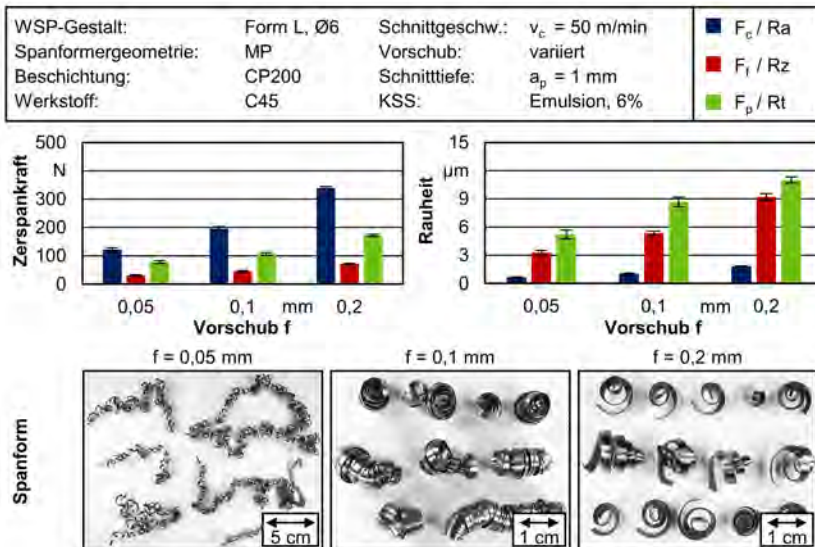


Abbildung 5.7: Einfluss des Vorschubs beim Einsatz der WSP-Form LCMF0600 bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

Die Vergrößerung des Spanungsquerschnitts A führt natürlich unweigerlich zu einer Zunahme der mechanischen Werkzeugbelastung sowie der Oberflächenrauheit. Aufgrund der höheren Produktivität und der verbesserten Spanbildung wird in den nachfolgenden Untersuchungen mit der WSP-Form L der Vorschub auf einen Wert von $f = 0,2$ mm angepasst. Für diesen Vorschubwert zeigt **Abbildung 5.8** den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die mechanische Werkzeugbelastung, die Oberflächengüte und Spanformung. Auch in diesem Anwendungsfall führt die Zunahme der Schnittgeschwindigkeit zu einer höheren thermischen Beeinflussung in der Wirkzone. Die damit einhergehende Materialentfestigung reduziert die mechanische Werkzeugbelastung. Bei Betrachtung der Zerspankraftkomponente F_c für $v_{c,min} = 10$ m/min und $v_{c,max} = 300$ m/min ist ebenfalls eine Reduzierung von ungefähr 22 % festzustellen. Darüber hinaus nimmt die Passivkraft F_p sichtbar ab, da durch die thermische Entfestigung die Abdrängung des Werkzeugs mit der relativ langen Eingriffsschneidkante reduziert wird. Wie auch bei der WSP-Form D zeigt sich ein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Spanbildung. Ab der kritischen Schnittgeschwindigkeit $v_{c,krit} = 100$ m/min verändert sich die Spanformung hin zu zunächst kurzbrechenden und im späteren Verlauf langbrechenden Spiralspänen. Ebenfalls ist der Einfluss auf die Werkstückoberfläche erkennbar. Auch hier zeigt sich ab der kritischen Schnittgeschwindigkeit infolge der höheren thermischen Beeinflussung und der veränderten Spanformung eine Verbesserung der Oberflächengüte.

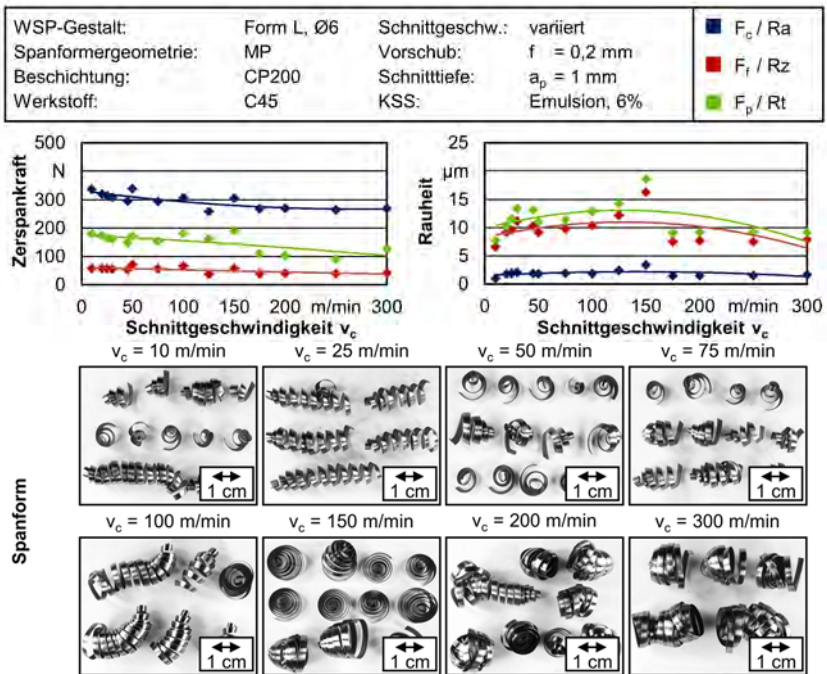


Abbildung 5.8: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beim Einsatz der WSP-Form LCMF0600 bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45

5.3 Einfluss des Versuchswerkstoffes

Nach den Ausführungen zum Einfluss der WSP-Form, der Beschichtung sowie der Schnittdaten folgt für zwei ausgewählte Wendeschneidplatten eine ausführliche Variation der Schnittdaten und Spanformergeometrien bei der Bearbeitung zweier weiterer Werkstoffe. Bei dem ersten Werkstoff handelt es sich um den Einsatzstahl 16MnCr5. Die bei der Bearbeitung auftretenden Zerspankräfte, die erzeugten Spanformen sowie die resultierenden Oberflächengüten zeigt **Abbildung 5.9**. Aufgrund der etwas geringeren Zugfestigkeit des 16MnCr5 im Vergleich zum C45 liegen die mechanischen Werkzeugbelastungen für sämtliche Spanformervariationen der WSP-Form D bei der Bearbeitung des 16MnCr5 unterhalb der bei der C45-Bearbeitung auftretenden Werkzeugbelastungen. Im Wesentlichen treten bei Verwendung der TP2501-beschichteten Spanformer F1 und FF1 die vergleichsweise höchsten Belastungen auf. Eine Verringerung der Zerspankräfte kann unter Verwendung der MF2-Spanformergeometrie bzw. einer CP200-beschichteten WSP der Form F1 erzielt werden. Im Gegensatz zur Bearbeitung des C45 tritt unter Verwendung der CP200-beschichteten WSP eine veränderte Spanformung auf. Neben prozesssicher brechenden zylindrischen Wendelspänen treten kurzbrechende Wirrspäne auf, welche für den späteren Anwendungsfall sinnvoll erscheinen. Die bei der Verwendung der Spanformer F1 und MF2 mit TP2501-Beschichtung auftretenden sehr langen zylindrischen Wendelspäne bergen ebenfalls die Gefahr der Prozessstörung. Anders als bei der Zerspannung des C45 entstehen bei der Verwendung des Spanformers FF1 keine kurzbrechenden Bröckelspäne mehr.

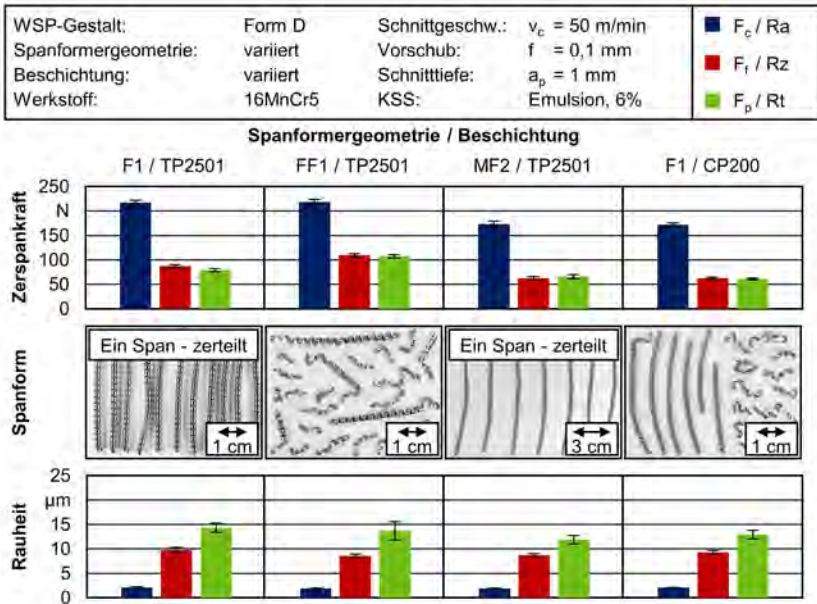


Abbildung 5.9: Einfluss des Spanformers und der -beschichtung bei der Bearbeitung des Einsatzstahls 16MnCr5

Dennoch stellt die vorherrschende Spanform bestehend aus Wendelspanstücken und ziehharmonikaartig aufgefalteten Bandspänen für den späteren Anwendungsfall eine prozesssichere Lösung dar. Da die entstandenen Oberflächenrauheiten sich aufgrund der gleichbleibenden geometrischen Eingriffsgrößen ähnlich zur C45-Bearbeitung verhalten, wird für den Einfluss der WSP-Gestalt ebenfalls eine WSP mit Spanformgeometrie FF1 als Referenz näher untersucht.

Die Gegenüberstellung mit WSP der Form LCMF mit $r_e = 2$ und 3 mm zeigt **Abbildung 5.10**. Die Wendeschneidplatte L weist die bereits bekannten Vorteile hinsichtlich der Oberflächengüte im Vergleich zur Form D auf. Veränderte Eingriffsbedingungen bei Verwendung der WSP-Form L durch einen hohen Eckenradius führen zu einer anderen Aufteilung der Zerspankraft auf die jeweiligen Zerspankraftkomponenten. Auch bei der Spannung treten unter Verwendung der WSP der Form LCMF Unterschiede hinsichtlich der Spanlänge im Vergleich zur Spannung beim C45 auf. Bei der Bearbeitung mit der WSP LCMF mit $r_e = 2$ mm kommt es im Gegensatz zur Bearbeitung des C45 zu einem regelmäßigen Spanbruch. Aufgrund der geringeren auftretenden mechanischen Werkzeugbelastungen ist weiterhin der Einsatz einer geringfügig verschleißfesteren CP200-beschichteten WSP zu empfehlen. Mit Blick auf eine prozesssichere Evakuierung der Späne aus der Bohrung wird der Einsatz einer Wendeschneidplatte mit $r_e = 3$ mm empfohlen.

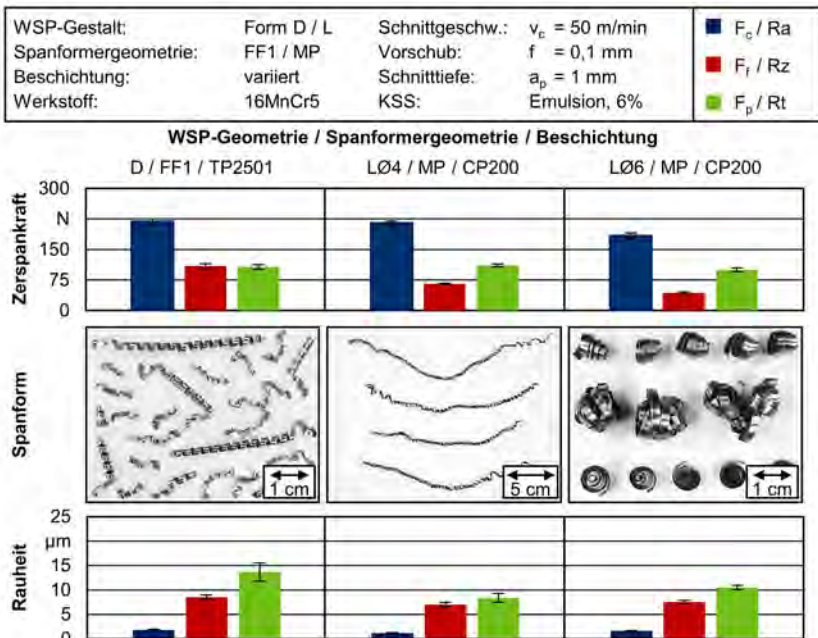


Abbildung 5.10: Einfluss der Wendeschneidplattengeometrie und -beschichtung bei der Bearbeitung des Einsatzstahls 16MnCr5

Als dritter Werkstoff ist der Vergütungsstahl 42CrMo4+QT näher untersucht worden. Nachfolgend zeigt **Abbildung 5.11** den Einfluss des Spanformers auf die mechanische Werkzeugbelastung, die Spannung sowie die entstehende Oberflächengüte. Die im Vergleich

zu den anderen beiden Werkstoffen deutlich höheren mechanischen Eigenschaften weisen einen hohen Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung auf. Trotz eines vergleichbaren Spannungsquerschnitts A führt die Bearbeitung unabhängig von dem gewählten Spanformer oder der Beschichtung zu einer höheren Zerspankraft F . Die in Summe höchsten Kräfte treten bei der Verwendung der Spanformergeometrie FF1 mit einer im CVD-Verfahren aufgetragenen TP2501-Beschichtung auf. Im deutlichen Gegensatz steht dazu die Spanformergeometrie der Form F1 mit einer im PVD-Verfahren aufgetragenen CP200-Beschichtung.

Neben den geringsten mechanischen Werkzeugbelastungen treten ebenfalls die besten Oberflächengüten in Form geringer Rauheitswerte auf. Auf die Spanbildung hingegen hat die Beschichtung keinen Einfluss. Sämtliche durch den Former F1 entstandenen Späne treten als sehr lange, zylindrische Wendelspäne auf. Auch für diesen Werkstoff zeigt sich das hohe Potential des Spanformers FF1 zur Herstellung kurzbrechender Bröckelspäne. Unter Verwendung des Spanformers MF2 treten neben moderaten mechanischen Werkzeugbelastungen ebenfalls prozesssicher abführbare Späne auf. Die dabei entstandenen Oberflächenrauheiten weisen jedoch im Vergleich den höchsten Betrag auf.

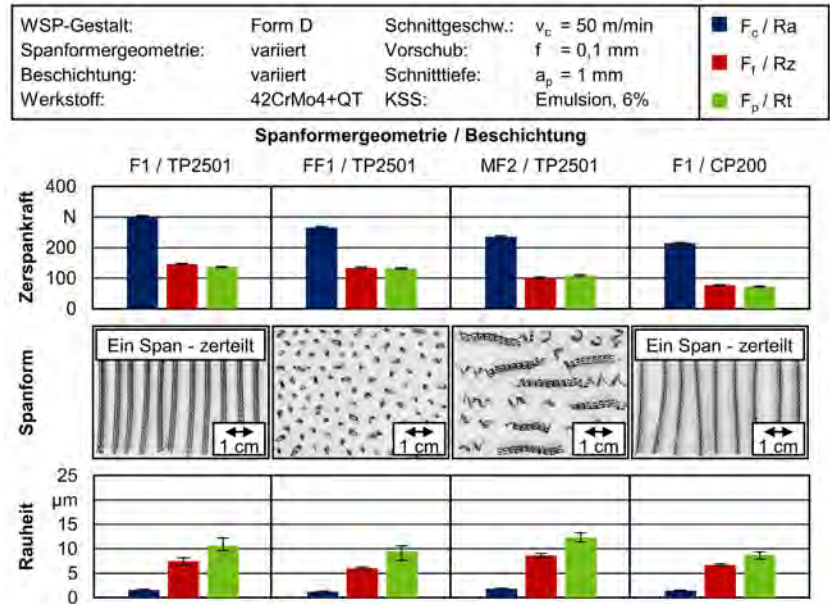


Abbildung 5.11: Einfluss des Spanformers und der -beschichtung bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT

Daher wird für die folgenden Untersuchungen ebenfalls die Spanformergeometrie FF1 als Referenz zur Vergleichbarkeit mit der WSP-Form L herangezogen (Abbildung 5.12). Wie auch bei den bereits untersuchten Werkstoffen führt der Einsatz der WSP-Form L aufgrund der veränderten Eingriffsbedingungen zu reduzierten Schnittkräften infolge einer weniger aufwendigen Umlenkung des Spans. Die deutlich geringere Spanndicke führt neben geringeren Schnittkräften zu deutlich geringeren Vorschubkräften. Aufgrund der hohen Festigkeit des Werkstoffs und der Werkstofftrennung entstehen bei allen drei untersuchten WSP-Formen die besten Oberflächen

in Form geringerer Rauheiten. Der signifikanteste Einfluss des Werkstoffs ist hingegen auf die Spanbildung zu beobachten. Die hohe Verformbarkeit des Werkstoffs in Verbindung mit geringen Spannungsdicken verhindern eine Vorschädigung und ein Ein- und Abreißen des Spans. Die erzeugten Wendelspäne unter Verwendung der L-Platte fallen sehr lang aus und können die Bearbeitung im späteren Prozess negativ beeinträchtigen. Auf diesen Aspekt muss daher bei der Verwendung einer WSP der Form L ein besonderer Wert gelegt werden.

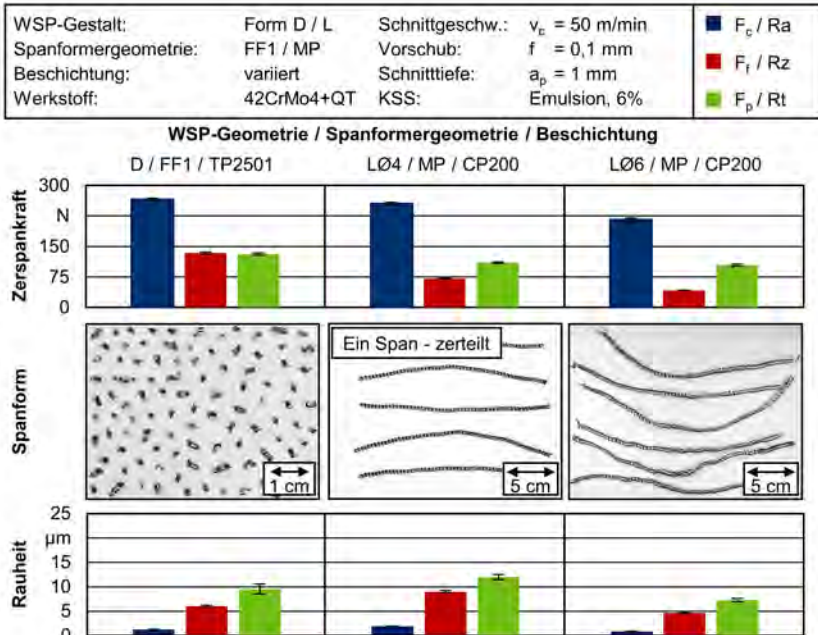


Abbildung 5.12: Einfluss der Wendeschneidplattengeometrie und -beschichtung bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT

6 Technologische Grundlagenuntersuchungen zur Walzbearbeitung

Zusätzlich zur Ermittlung geeigneter Prozessparameter beim Außenlängsdrehen erfolgten für das Walzen mit hydrostatisch gelagerten Walzkugeln weitreichende Grundlagenuntersuchungen. Im Hinblick auf den späteren Anwendungseinsatz auf der Tiefbohrmaschine wurden neben den Walzdaten insbesondere Aspekte der Walzstrategie untersucht und analysiert. Gegenstand der Untersuchungen zur Walzstrategie waren neben dem Walzkugeldurchmesser, der Einfluss der Vorbearbeitung, die Anzahl der Walzüberläufe sowie der Einfluss des Anstellwinkels. Zunächst wird jedoch der generelle Prozessablauf vorgestellt (**Abbildung 6.1**).

Das Herstellen des Kontakts zwischen Walzwerkzeug und Werkstückprobe wird innerhalb des möglichen Teleskopwegs durch das Hydraulikaggregat ermöglicht. Dabei wird das Walzwerkzeug ausreichend nah vor der Werkstückprobe positioniert (I) und anschließend mit Druck (II) beaufschlagt.

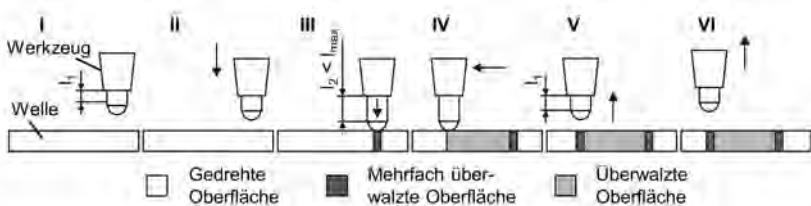


Abbildung 6.1: Prozessablauf beim Walzen

Somit fährt die Walzkugel über den Teleskopweg aus und hinterlässt auf dem rotierenden Werkstück einen mehrfach überwalzten Bereich (III). Im Anschluss erfolgt der für die spätere Analyse entscheidende Werkstückbereich mit gezielter Überrollungsanzahl (IV). Bevor das Werkzeug den Kontakt zum Werkstück aufgibt, wird die Druckbeaufschlagung der Kugel zurückgefahren (V), wodurch die Kugel entlang des Teleskopwegs einfährt (VI). Abschließend wird das gesamte Werkzeug frei gefahren. Diese Vorgehensweise ist im Rahmen der Voruntersuchungen trotz der Werkstückbeeinflussung (mehrfach überwalzte Bereiche) ausreichend und schont durch ein sanftes und zerstörungsfreies Aufsetzen die Walzkomponenten. Bei der Bearbeitung realer Komponenten ergeben sich in Abhängigkeit von der Werkstoffgrundhärte unterschiedliche Vorgehensweisen zur Vermeidung signifikanter Eindrücke infolge von Mehrfachüberrollungen [Eco16].

6.1 Analyse des Einflusses des Versuchswerkstoffs

Im Folgenden wird die Walzbarkeit der drei zu untersuchenden Werkstoffvarianten vorgestellt und analysiert. Vorrangig dient hierzu die Bewertung der Oberflächenrauheit, da sie eine bestimmende Größe in der Zielsetzung von Endbearbeitungsverfahren darstellt. Da die Auswirkungen des Walzkontakts von verschiedenen Faktoren abhängig sind, zeigt die **Abbildung 6.2** die Oberfläche der Materialien C45, 16MnCr5 und 42CrMo4+QT bei gleichbleibendem Walzvorschub und vergleichbarer Walzkraft.

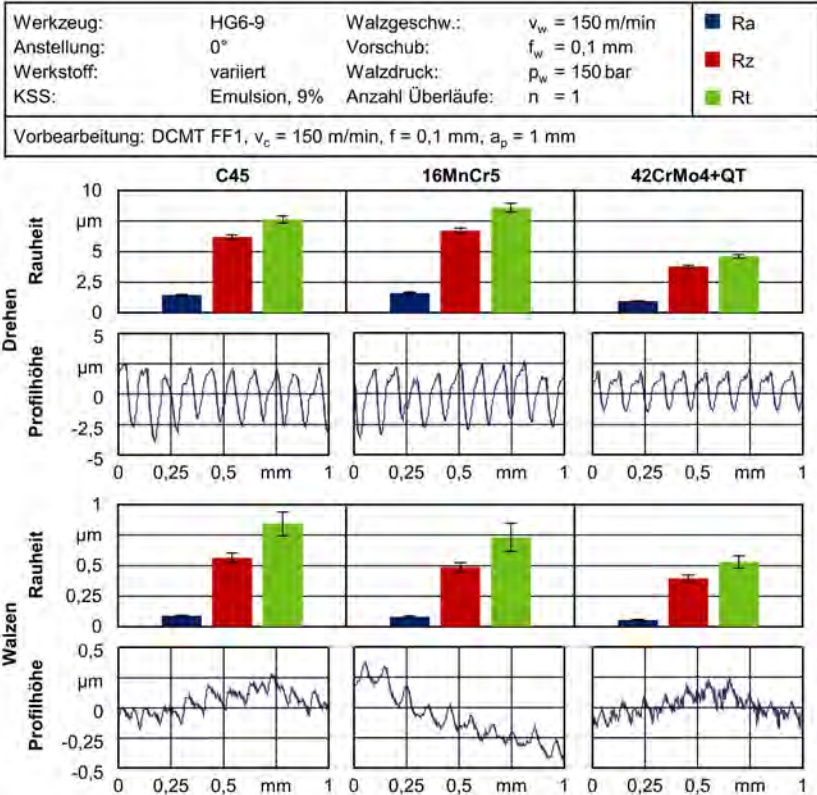


Abbildung 6.2: Einfluss des Walzens in Abhängigkeit vom Versuchswerkstoff

Eine deutliche Verbesserung der Oberflächenrauheit ist für alle drei Werkstoffe erkennbar. Es zeigt sich das für den Außenlängsdrehprozess typische Sägezahnprofil mit wiederkehrendem Muster. Diese ausgeprägten Rauheitsspitzen lassen sich im Anschluss mit der Walzkugel kraftgesteuert gemäß des vorliegenden Wirkprinzips glattwalzen. Die raue, gedrehte Ausgangsoberfläche kommt dabei mit mindestens einem, wahrscheinlich aber mehreren Spitzen mit der Walzkugel in Kontakt. Das Glattwalzen des Einsatzstahls 16MnCr5 erfährt prozentual gesehen die höchste Verbesserung. Dass ein absolut gesehen hoher Kennwert der Oberflächenrauigkeit vor der Walzbearbeitung zu einem absolut gesehen hohen Kennwert auch nach der Walzbearbeitung führt, hat Röttger bei der Bearbeitung von 100Cr6V festgestellt [Röt03]. Die mit einer WSP der Form DCMT-FF1 vorge drehte Oberfläche führt beim härtesten Ausgangswerkstoff 42CrMo4+QT zu der glattesten Oberflächenrauheit nach dem Walzen. Während beim Glattwalzen eine Verbesserung der Oberflächentopographie erzielt wird, kommt es beim Festwalzen zusätzlich zu einer Steigerung der Härte und zur Entstehung von Eigenspannungen (s. Kapitel 2.1.3). Der Einfluss des Walzens auf den Verfestigungsprozess in der Randzone der drei Werkstoffe zeigt für variierende Walzdrücke die **Abbildung 6.3**.

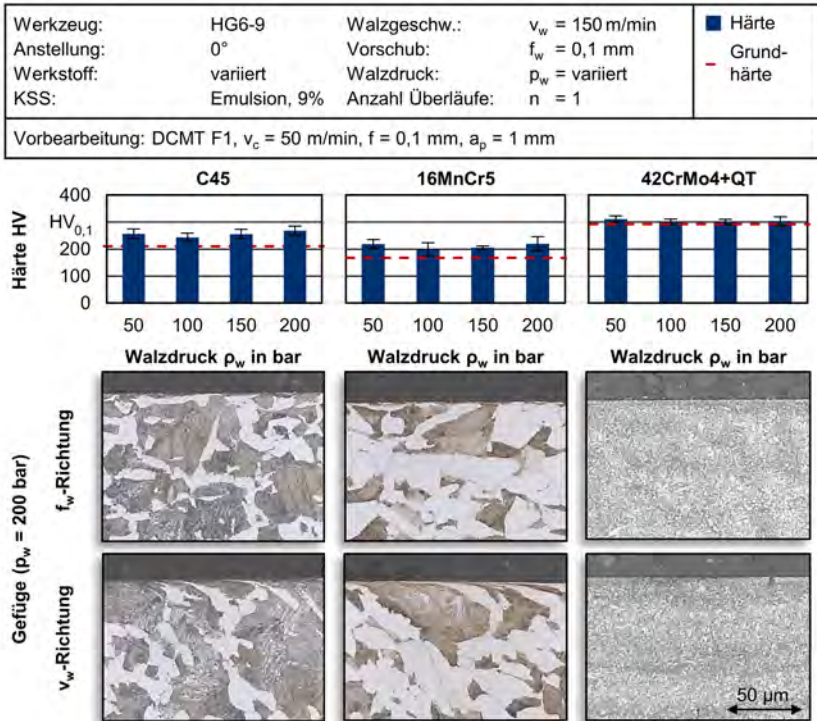


Abbildung 6.3: Einfluss des Walzens auf das Gefüge

Nach dem Walzen sowohl des unvergüteten Vergütungsstahls C45 als auch des Einsatzstahls 16MnCr5 lässt sich im Vergleich zur vorliegenden Grundhärte eine Verfestigung des Materials feststellen. In Abhängigkeit vom gewählten Walzdruck liegt die Verfestigung bei der Bearbeitung des C45 bei bis zu $\Delta HV_{0,1} = 65$ HV (+33 %). Mit Blick auf die Gefügaufnahmen kann für die unvergüteten Stähle im randzonennahen Bereich eine Texturveränderung von wenigen Mikrometern erkannt werden. Zusätzlich lässt sich die durch das Drehen erzeugte Verformung in Schnittrichtung erkennen. Bei dem Walzen des vergüteten Vergütungsstahls 42CrMo4+QT ist hingegen keine tiefere Verfestigung durch das Walzen mit Drücken bis zu $p_w = 200$ bar erkennbar und bestätigt damit Erkenntnisse von Trauth [Tra12]. Grund hierfür ist die geringe noch mögliche Verfestigung des Werkstoffs nach dem Vergüten sowie die im Vergleich zu den anderen Werkstoffen relativ hohe Ausgangshärte.

6.2 Analyse des Einflusses der Walzparameter

Der Einfluss des Walzens konnte im Hinblick auf den glättenden Charakter für alle drei Werkstoffe nachgewiesen werden, wohingegen der verfestigende Aspekt des Walzens differenziert zu betrachten ist. Aufschluss über weitere Stellgrößen, wie die Walzgeschwindigkeit v_w , den Walzvorschub f_w , sowie die Walzkraft F_w , behandelt das folgende Kapitel anhand des unvergüteten Werkstoffs C45 und unter Berücksichtigung der im späteren Anwendungsfall vorliegenden Randbedingungen. Aus diesem Grund zeigt die **Abbildung 6.4** den Einfluss der Walzgeschwindigkeit im Bereich von $v_w = 10 \dots 200$ m/min auf die Oberflächenkennwerte sowie auf die resultierenden mechanischen Werkzeugbelastungen.

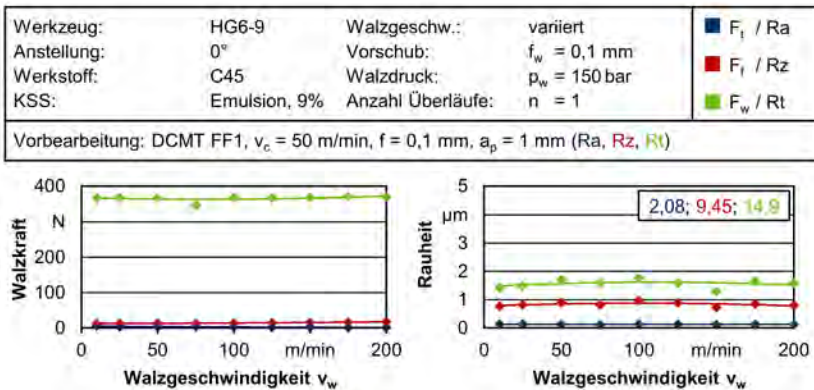


Abbildung 6.4: Einfluss der Walzgeschwindigkeit beim Walzprozess

Da auch für die Walzeinheit des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems bei der Bohrungsbearbeitung zur Bohrungsmitte hin fallende Walzgeschwindigkeiten vorliegen, ist insbesondere der Einfluss geringer Walzgeschwindigkeiten von Interesse. Sowohl für die vorliegende Werkzeugbelastung als auch für die resultierende Wirkung auf die Oberflächenrauheit ist ein eindeutiger Einfluss der Walzgeschwindigkeit nicht feststellbar. Nach Röttger bleibt die Glättung der Oberfläche für 100Cr6V bis zu einer Walzgeschwindigkeit von $v_w = 400$ m/min konstant und fällt erst mit Walzgeschwindigkeiten $v_w \geq 450$ m/min ab [Röt03]. Grund hierfür ist zum einen die Verminderung des plastischen Verformungsvermögens durch eine Anhebung der Fließspannung infolge höherer Umformgeschwindigkeiten. Zum anderen verhindert das dynamische Verhalten des Walzwerkzeugs oberhalb der Grenzgeschwindigkeit durch einsetzende Schwingungen eine optimale Glättung der Werkstückoberfläche. Da das Auskammerwerkzeugsystem im späteren Anwendungsfall Bauteile in großen Abmessungen mit zum Teil rotationsasymmetrischem Aufbau bearbeitet, wird eine Untersuchung von Walzgeschwindigkeiten $v_w \geq 400$ m/min als nicht zielführend erachtet. Ein wichtiger Faktor auf das Walzergebnis ist der Walzvorschub f_w . Da bei konstantem Walzdruck die Kontaktfläche signifikant durch den Walzkugeldurchmesser beeinflusst wird und dieser zwingend in Verbindung mit dem Walzvorschub gesehen werden muss, erfolgt in **Abbildung 6.5** eine Darstellung des Einflusses des Vorschubs bei variierendem Walzkugeldurchmesser.

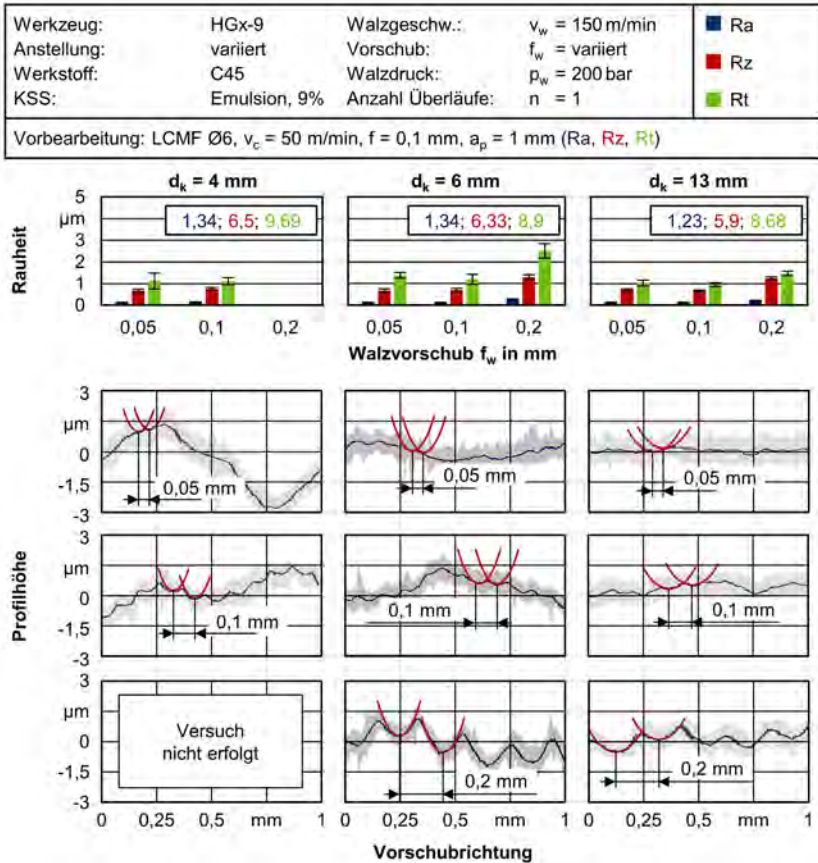


Abbildung 6.5: Einfluss des Walzvorschubs unter Verwendung verschiedener Walzkugeldurchmesser auf die Werkstücktopographie

Gegenstand der dargestellten Untersuchung ist der Einfluss des Walzkugeldurchmessers von $d_k = 4, 6$ und 13 mm in Verbindung mit Walzvorschüben von $f_w = 0,05, 0,1$ und $0,2$ mm auf die mithilfe eines Weißlichtmikroskops vermessene Oberflächentopographie. Der Walzvorschub bestimmt, in Verbindung mit dem Kugeldurchmesser, über den Grad der Walzüberdeckung die Anzahl an Überrollungen, mit der ein Oberflächenelement überwalzt wird. Für den geringsten Walzkugeldurchmesser ist auf die Durchführung mit dem höchsten Vorschub aufgrund der zu geringen Überdeckung verzichtet worden. Eine Verringerung des Kugeldurchmessers sorgt auch bei geringen Vorschüben zu schlechteren Werten, wohingegen eine Vergrößerung des Walzkugeldurchmessers deutlich höhere Walzvorschübe ermöglicht.

Dies wird insbesondere bei Betrachtung der Oberflächentopographie deutlich. Geringe Walzkugeldurchmesser können selbst unter Verwendung geringer Vorschübe die ausgeprägte Oberflächenwelligkeit vom Drehen nicht vollständig glattwalzen. Zusätzlich verbessert sich die Oberflächenqualität aufgrund erster Einebnungen der Rauheitsspitzen. Mit Zunahme des Walzvorschubs

reduziert sich die maximale Einebnung der Rauheitsspitzen. Somit erzeugt der größte Walzkugeldurchmesser in Verbindung mit dem geringsten Vorschub die besten Rauheitskennwerte.

Obwohl der Walzkugeldurchmesser $d_k = 13 \text{ mm}$ auch bei hohen Vorschüben einen ausreichenden Überdeckungsgrad ermöglicht, empfiehlt sich aufgrund der großen Abmessungen des Festwalzelements im Hinblick auf die spätere Einbausituation im Auskammerwerkzeugsystem die Verwendung von Walzelementen mit einem Kugeldurchmesser von $d_k = 6 \text{ mm}$. Hierbei ist aber eine Anwendung maximaler Vorschübe von $f_{w,max} = 0,1 \text{ mm}$ für eine ausreichende Oberflächen-glättung empfehlenswert.

Neben der Wahl des Walzvorschubes sowie des Walzkugeldurchmessers stellt der Walzdruck eine weitere entscheidende Stellgröße im Walzprozess dar. Die Wahl des Walzdrucks besitzt einen signifikanten Einfluss auf den festigkeitssteigernden Aspekt des Prozesses. Daher zeigt **Abbildung 6.6** den Einfluss des Walzdrucks von $p_w = 50 \dots 500 \text{ bar}$ auf die mechanische Werkzeugbelastung sowie die entstehende Werkstückoberfläche bei der Bearbeitung des Vergütungsstahls C45. Für geringe Walzdrücke von $p_w = 50 \text{ bar}$ zeigen die Aufnahmen der Oberfläche eine nur unzureichend glattgewalzte Oberfläche. Mit Zunahme des Walzdrucks verbessert sich die Oberfläche bis zu einem maximalen Wert von $p_w = 400 \text{ bar}$ stetig. Ab einem Walzdruck von mehr als $p_w = 200 \text{ bar}$ ist mit höheren Drücken keine signifikante Verbesserung der Oberflächeneinebnung erkennbar.

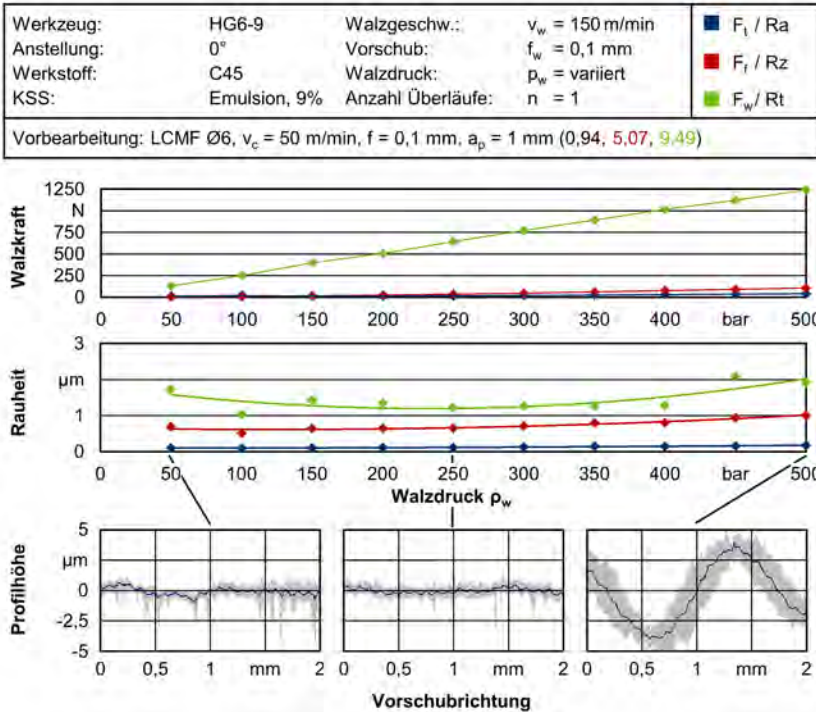


Abbildung 6.6: Einfluss des Walzdrucks beim Walzen

Als Grund hierfür wird die Verfestigung der Rauheitsspitzen gesehen [Moo27]. Für sehr hohe Prozessdrücke ab $p_w < 450$ bar kommt es zu einer Abnahme der Oberflächenqualität. Nach Scholtes kommt es bei zu hohen Walzkräften zu einem Abdruck der Walzkugel in der Werkstoffoberfläche und führt somit zur Entstehung von Vorschubrillen [Sch90]. Ein weiterer Grund wird in den Schwingungen im Prozess gesehen, die sich in einer zum Drehen vergleichbaren Wellenform ausprägen.

Unbestritten ist jedoch die Zunahme der Festigkeitssteigerung durch höhere Prozessdrücke. Neben der Härte im randzonennahen Bereich steigen auch die eingebrachten Eigenspannungen mit zunehmendem Walzdruck an. Da laut Lienert die Eigenspannungsverteilung anisotrop im Werkstoff vorliegt, wird mit σ_{11} die grundsätzlich höhere Spannung quer zur Walzrichtung gemessen [Liel7]. Bei hohen Walzkräften verschiebt sich das Maximum der eingebrachten Härte infolge eingebrachter plastischer Verformung von der Oberfläche in größere Tiefen. Dies kann zu einer geringeren Härte an der Oberfläche führen. Ein vergleichbarer Effekt ist bei der Entstehung von Eigenspannungen feststellbar, wie sich in der **Tabelle 6.1** anhand der durchgeführten Eigenspannungsmessungen für einen Abstand zur Oberfläche von $z = 5 \mu\text{m}$ bis zu einem Walzdruck von $p_w = 400$ bar erkennen lässt [Ber82, Fuc83].

Tabelle 6.1.: Durchgeführte Eigenspannungsmessungen

$p_w = 50$ bar	$\sigma_{11} = -231,5 \pm 18,4$ MPa
$p_w = 250$ bar	$\sigma_{11} = 1,3 \pm 15,9$ MPa
$p_w = 400$ bar	$\sigma_{11} = 85,8 \pm 10,9$ MPa
$p_w = 500$ bar	$\sigma_{11} = 5,0 \pm 12,2$ MPa

Darüber hinaus können die eingebrachten Eigenspannungen aufgrund der Verschiebung Zugspannungen an der Oberfläche bewirken. Dies kann zu Abplatzungen an der Oberfläche führen [Alt00, Sch06]. Doch zu hoch gewählte Prozessdrücke können die Bauteilqualität nachhaltig beschädigen, wie die Messung für $p_w = 500$ bar sowohl bei Betrachtung der Eigenspannungen als auch der Oberflächentopographie zeigt.

6.3 Analyse des Einflusses der Walzstrategie

Für einen zielführenden Walzprozess bietet nicht nur die Wahl der Walzparameter sondern auch die Walzstrategie weitere Stellmöglichkeiten. Zunächst wird daher detaillierter auf die Kontaktbedingungen zwischen Walzkugel und Werkstück eingegangen, um den Einfluss des Kugeldurchmessers auf die Oberflächenglättung tiefer zu analysieren. Im Anschluss werden die Betrachtung der Vorbearbeitung sowie Aspekte der Überrollungsanzahl und der Werkzeuganstellung thematisiert. Diese Einflüsse werden stets vor dem Hintergrund des späteren Anwendungsfalls im Auskammerwerkzeugsystem gesehen.

Einfluss des Kugeldurchmessers

Auch wenn bereits im Zusammenhang mit dem Einfluss des Vorschubs auf den Kugeldurchmesser eingegangen worden ist, zeigt **Abbildung 6.7** den Einfluss des Kugeldurchmessers bei konstantem Vorschub und variierenden Walzdrücken. Die Betrachtung der Oberflächenrauheit liefert entscheidende Erkenntnisse zur Analyse der Kontaktbedingungen zwischen Walzkugel und Werkstückoberfläche. Insbesondere bei einem Walzkugeldurchmesser von $d_k = 4$ mm und geringen Drücken erfolgt keine ausreichende Walzkontaktüberdeckung zur ganzheitlichen Oberflächenglättung. Es werden lediglich die Rauheitsspitzen mit der Walzkraft beaufschlagt. Je größer der Walzkugeldurchmesser wird, desto flacher ist die Walzkugel in Kontakt mit dem Werkstück. Dadurch nimmt beim gleichbleibenden Walzvorschub mit steigendem Walzkugeldurchmesser die Anzahl an Überrollungen einer Rauheitsspitze zu. Ein vergleichbarer Effekt zeigt sich mit Zunahme des Walzdrucks. Die Kugel wird entschieden tiefer in die vorgedrehte Werkstückoberfläche gedrückt und verdrängt somit deutlich mehr Material der Rauheitsspitzen in Richtung der Rauheitstäler. Da mit steigendem Kugeldurchmesser die Walzkraft quadratisch zunimmt, ist ihr ein größerer Einfluss als dem nur linear eingehenden Walzdruck zuzuweisen.

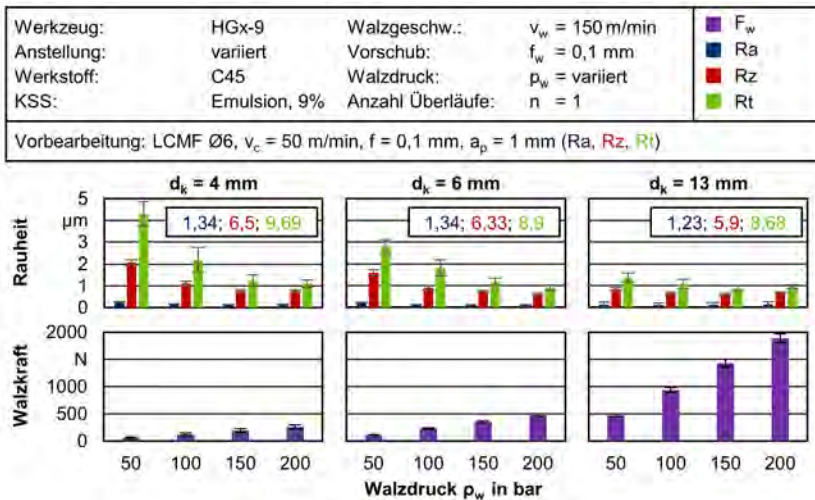


Abbildung 6.7: Einfluss des Walzdrucks unter Verwendung verschiedener Walzkugeldurchmesser beim Walzen

Dies kann bei Betrachtung der Rauheiten für hohe Drücke bei geringen Kugeldurchmessern im Vergleich zu geringen Drücken bei hohen Kugeldurchmessern bestätigt werden. Zur besseren Veranschaulichung lassen sich für unterschiedliche Drücke und Walzkugeldurchmesser die Kontaktflächen zwischen der Kugel und der Werkstückoberfläche ermitteln. Die Bestimmung der geometrischen Verhältnisse des Kontakts geschieht aufgrund der komplexen Werkstückrauheit unter der Annahme ideal glatter Kontaktpartner. Aufgrund der elastischen Verformungen beider Partner resultiert anstelle eines idealisierten Kontaktpunktes eine Kontaktgeometrie. Diese Kontaktgeometrie lässt sich durch Hertz'sche Gleichungen beschreiben [Bei95, Her82]. Bekannte Kontaktflächen sind Kugel gegen Kugel, Kugel gegen Ebene und der Ansatz „beliebig gewölbter Körper gegen beliebig gewölbten Körper“. Da beim Ansatz Kugel gegen Kugel die Zylindrizität der Werkstückprobenform falsch und beim Ansatz Kugel gegen Ebene die Zylindrizität gar nicht berücksichtigt wird, wird der dritte Ansatz verfolgt. Dabei finden bei der Berechnung der Kontaktfläche folgende Vereinfachungen Berücksichtigung:

- Annäherung der rauen Werkstückoberfläche durch ideal glatte Oberflächen
- Geometrie der Kontaktpartner wird durch eine Kugel und einen Zylinder approximiert
- Ergebnisse gelten ausschließlich für elastische Verformungen
- Das Material der beiden Kontaktpartner ist homogen und isotrop
- Die Walzkraft wird quasistatisch aufgebracht.

Zur Ermittlung der elliptischen Kontaktfläche steht daher zunächst die Berechnung der Krümmungssumme an. Somit lassen sich im Anschluss die Hauptachsen zur Bestimmung der elliptischen Kontaktfläche bestimmen (**Abbildung 6.8**), wobei Körper 1 die Walzkugel und Körper 2 das zylindrische Werkstück darstellen.

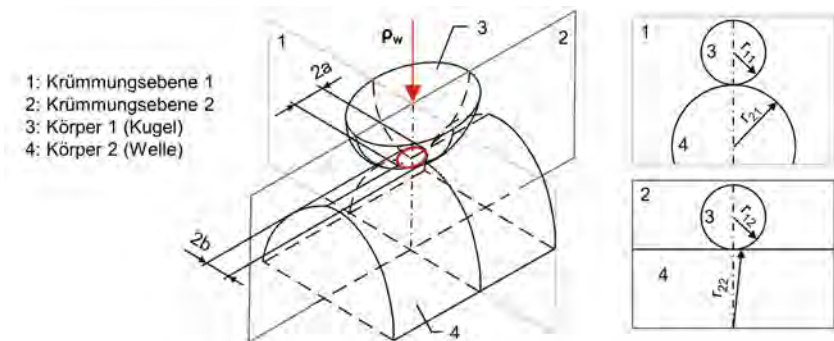


Abbildung 6.8: Darstellung der Hauptachsen zur Bestimmung der elliptischen Kontaktfläche

Für die Krümmung gilt:

$$\sum \rho = \rho_{11} + \rho_{12} + \rho_{21} + \rho_{22} = \frac{1}{r_{11}} + \frac{1}{r_{12}} + \frac{1}{r_{21}} + \frac{1}{r_{22}} \quad (\text{Formel 6.1})$$

mit: $r_{11}; r_{12}$ Walzkugelradius
 $r_{21}; r_{22}$ Werkstückradius

Und für den Hilfwert $\cos \tau$:

$$\cos \tau = \frac{|\rho_{11} - \rho_{12} + \rho_{21} - \rho_{22}|}{\Sigma \rho} \quad (\text{Formel 6.2})$$

Dadurch lassen sich mithilfe einer Tafel die Herz'schen Beiwerte ξ und η bestimmen. Da es sich bei den beiden Körpern um unterschiedliche Werkstoffe handelt, muss eine differenzierte Betrachtung der elastischen Konstanten E_{WST} und E_{WZG} gelten:

$$E = \frac{2 * E_{WST} * E_{WZG}}{E_{WST} + E_{WZG}} \quad (\text{Formel 6.3})$$

mit: E_{WST} Elastizitätsmodul Werkstück (210 000 MPa)
 E_{WZG} Elastizitätsmodul Werkzeug (420 000 MPa)

Die genannten Beiwerte ermöglichen unter Berücksichtigung der elastischen Konstante die Berechnung der Achsen a und b der Druckellipse:

$$a = \xi \sqrt[3]{\frac{3 * F_w * (1 - \nu^2)}{E * \Sigma \rho}} \quad (\text{Formel 6.4})$$

$$b = \eta \sqrt[3]{\frac{3 * F_w * (1 - \nu^2)}{E * \Sigma \rho}} \quad (\text{Formel 6.5})$$

mit: F_w Walzkraft
 ν Querkontraktionszahl (0,3)

Für die unterschiedlichen Kugeldurchmesser zeigt die **Tabelle 6.2** die errechneten und bestimmten Beiwerte.

Tabelle 6.2: Ermittlung der notwendigen Beiwerte zur Bestimmung der Hauptachsen

	Walzkugeldurchmesser		
	$d_k = 4 \text{ mm}$	$d_k = 6 \text{ mm}$	$d_k = 13 \text{ mm}$
$\Sigma \rho$	1,034	0,701	0,3421
$\cos \tau$	0,0333	0,0491	0,1007
ξ	1,03	1,03	1,07
η	0,969	0,969	0,938

Die mithilfe dieser Werte bestimmten Achsen a und b der elliptischen Kontaktfläche zwischen Walzkugel und Werkstück ermöglichen unter Variation des Kugeldurchmessers und des Walzdrucks eine tiefergehende Analyse der Oberflächenglättung (**Abbildung 6.9**). Der Vorschub ist in diesem Fall erneut konstant gehalten worden. Bei Betrachtung der Kontaktfläche kann der Einfluss des quadratisch eingehenden Walzkugeldurchmessers und dem linear wirkenden Walzdruck bestätigt werden. Für die hier dargestellten Stellgrößen bietet sich für diesen Fall die Betrachtung der Kombination A ($d_k = 4 \text{ mm}$, $p_w = 100 \text{ bar}$) und B ($d_k = 6 \text{ mm}$ / $p_w = 50 \text{ bar}$) sowie der Kombination C ($d_k = 6 \text{ mm}$ / $p_w = 200 \text{ bar}$) und D ($d_k = 13 \text{ mm}$ / $p_w = 50 \text{ bar}$) an. Obwohl für die jeweilige zu vergleichende Kombination ähnliche Rauheitswerte ermittelt werden, führt der stets größere Kugeldurchmesser trotz geringerer Druckstufe zu weniger wellig ausgeprägten Oberflächen.

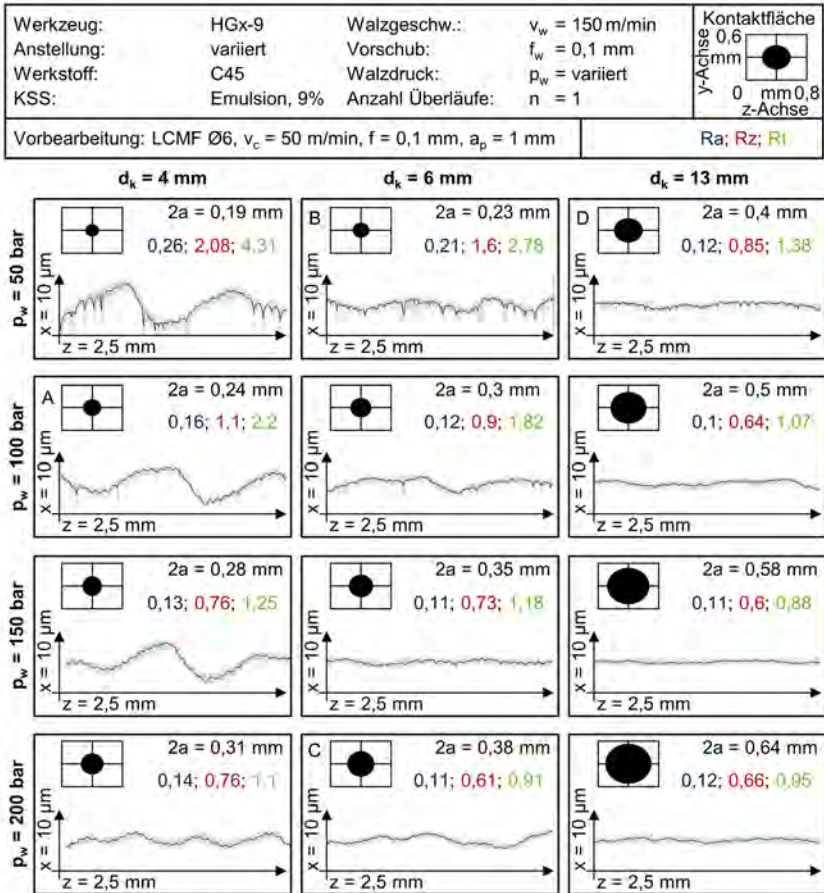


Abbildung 6.9: Einfluss des Walzkugeldurchmessers und der Walzkraft auf die Kontaktfläche zwischen Walzkörper und Werkstück

Die bei geringen Walzkugeldurchmessern wirkende Walzkraft führt lediglich zu einem Einbrennen der Oberflächenrauheiten und erzeugt aufgrund der geringen Werkstoffhärte einen Abdruck der Walzkugel in Form von Vorschubrillen, womit sich Untersuchungen von Gerlach bestätigen [Ger82]. Zusätzlich verstärkt wird dieser Effekt durch die Anzahl an Überrollungen bei konstantem Walzvorschub. Während für den Kugeldurchmesser $d_k = 4 \text{ mm}$ für die höchste Druckstufe die Kontaktlänge bei $2a \approx 0,3 \text{ mm}$ liegt, lässt sich daraus der maximal zulässige Vorschubwert je Umdrehung festlegen. Bei Walzvorschüben größer der angegebenen $2a$ -Länge der Druckellipse ist eine vollständige Überdeckung nicht gewährleistet, und die eingebrachten Walzbahnen in der Oberfläche führen zu einer Verschlechterung der gemittelten Rautiefe. Bei Einstellung der höchsten Druckstufe für den größten Kugeldurchmesser bildet sich eine Kontaktlänge aus, die in der Vorschubrichtung dem sechsfachen des Vorschubwertes entspricht. Somit ist eine mehrfache Überrollung gewährleistet. Mit Zunahme der Walzkraft zeigt sich ein zunehmender Einfluss auf

die Glättung der Rauigkeit und Ausprägung der Welligkeit. Untersuchungen an gedrehten Kupferproben mit deutlich erhöhten Eindringkräften belegen diese Erkenntnis [Moo27]. Obwohl mit Zunahme des Walzkugeldurchmessers die Anzahl an Überrollungen ansteigt, sinkt die Flächenpressung. Größere Kontaktflächen können zusätzlich mit mehreren Rauheitsspitzen in Kontakt kommen. Zur Berechnung der maximalen Flächenpressung nach Hertz findet die experimentell ermittelte Walzkraft F_w (Abbildung 6.10) Berücksichtigung:

$$\rho_{max} = \frac{1}{\xi * \eta} \sqrt[3]{\frac{3 * F_w * E^2 * (\sum \rho)^2}{8 * \pi^3 * (1 - \nu^2)^2}} \quad (\text{Formel 6.6})$$

Neben der Darstellung der Hertz'schen Flächenpressung für die unterschiedlichen Kugeldurchmesser ist im linken Teil der Abbildung 6.10 die gemessene und theoretisch ermittelte Walzkraft abgebildet. Mit Zunahme des Kugeldurchmessers und des Walzdrucks steigt die absolute Abweichung des über ein Manometer am Ausgleichsbehälter eingestellten „theoretischen“ Walzdrucks und der mithilfe von piezoelektrischen Sensoren experimentell gemessenen Walzkraft an. Da die Druckerzeugung außerhalb der Werkzeugmaschine erfolgt, nimmt der Flüssigkeitsdruck vom Behälter zum Walzwerkzeug ab. Diese Abnahme wird durch die Länge der Schlauchleitung, die Höhe der Volumenströme, die Strömungsquerschnitte und die spezifischen Strömungswiderstände an Ecken und Anschlüssen negativ beeinflusst. Diese Abweichung der rechnerisch ermittelten und experimentell gemessenen Walzkraft ist in anderen wissenschaftlichen Arbeiten zum Walzen ebenfalls bestätigt worden [Mai19].

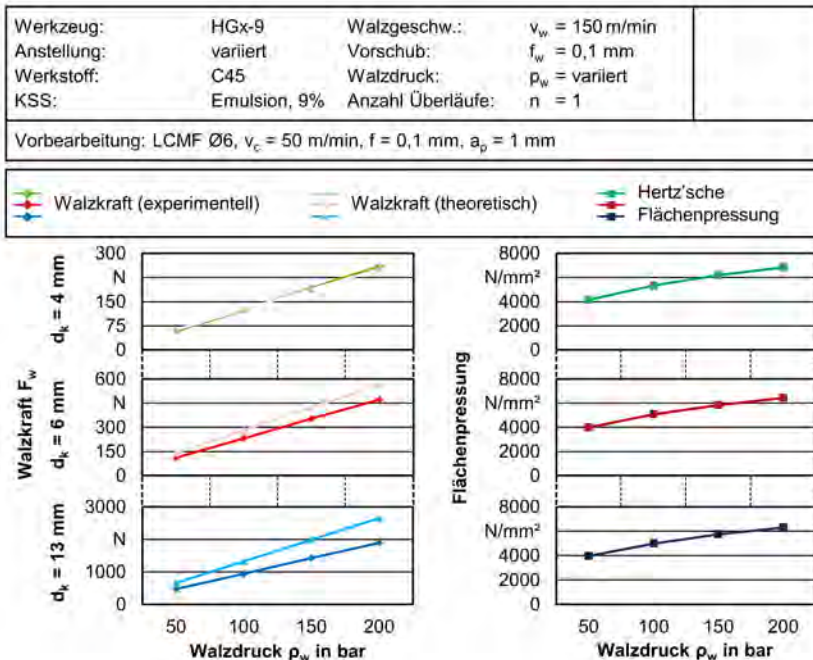


Abbildung 6.10: Vergleich der experimentell und rechnerisch ermittelten Walzkraft sowie der maximalen Hertz'schen Flächenpressung

Die auf Grundlage der experimentell gemessenen Walzkräfte berechneten Flächenpressungen nach Hertz weisen für hohe Druckstufen eine Zunahme der Pressung auf. Mit Reduzierung des Walzkugeldurchmessers steigt die Flächenpressung an, muss vor dem Hintergrund der verringerten Anzahl an Werkstücküberrollungen jedoch differenziert betrachtet werden. Aufgrund der unzureichenden Oberflächenglättung bei wirtschaftlichen Walzvorschüben sowie der hohen Schwingungsanfälligkeit wird der Einsatz von Kugeldurchmessern von $d_k = 4$ mm für den späteren Einsatz im Auskammerwerkzeugsystem nicht empfohlen.

Einfluss der Vorbearbeitung

In Abhängigkeit von der zu erzeugenden Bohrungskontur ist der Einsatz variierender Wendeschneidplatten unumgänglich. Neben dem Einsatz unterschiedlicher Materialien steht dabei insbesondere die Gestalt des zu fertigenden Konturelements im Vordergrund und beeinflusst somit maßgeblich die Wahl der Wendeschneidplattenform und des Spanformers. Aus diesem Grund erfolgt eine nähere Analyse des Einflusses der Vorbearbeitung auf den nachfolgenden Walzprozess. In Abhängigkeit von der Wendeschneidplattenform DCMT und LCMF zeigt **Abbildung 6.11** den Einfluss der Vorbearbeitung auf das Walzen. Die höhere Ausgangsrauheit beim Drehen mit geringeren Eckenradien führt unabhängig vom Walzdruck nach dem Walzen zu ebenfalls geringfügig höher ausfallenden Rauheiten und bestätigt damit den Eindruck von Röttger [Röt03]. Somit existiert ein linearer Zusammenhang zwischen der Rauheit vor dem Glattwalzen und der Rauheit nach dem Glattwalzprozess. Der Einfluss der Ausgangsrauheit reduziert sich umso stärker, je höher der vorliegende Walzdruck gewählt wird. Die schematische Darstellung der in den experimentellen Untersuchungen eingesetzten Eckenradien weist für den geringsten Eckenradius die mit Abstand höchste theoretische Rautiefe aus. Aufgrund der hohen Schwingungsanfälligkeit der Plattenform LCMF liegen die gemessenen Rauheitswerte deutlich über den theoretisch ermittelten Werten.

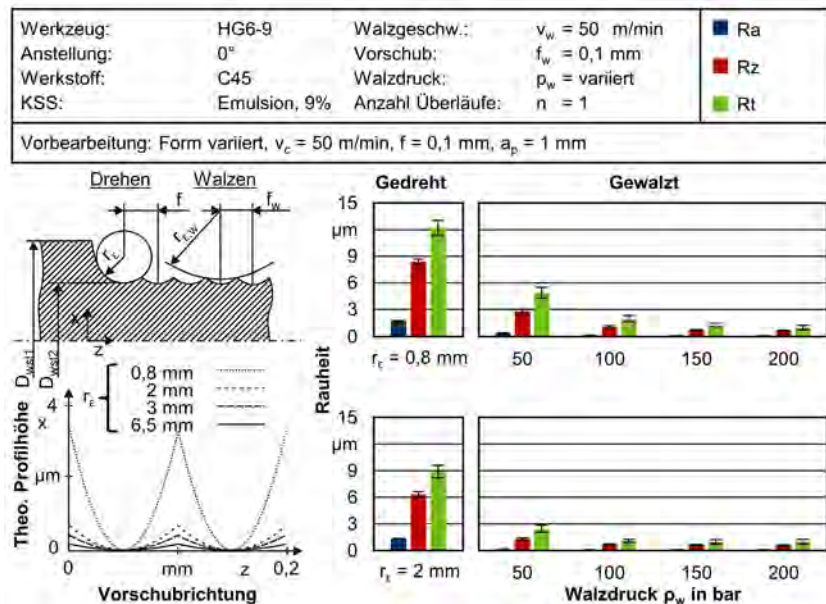


Abbildung 6.11: Einfluss der Vorbearbeitung unter Verwendung der WSP-Formen D und L

Überlegungen von Liermann weisen darauf hin, dass der Walzvorschub sich vom Drehvorschub unterscheiden muss, um eine Walzbewegung parallel zu den Vorschubriefen der gedrehten Oberfläche zu vermeiden [Lie98]. Theoretisch käme es somit zu keinem Überwalzen der Vorschubkämme. Die Vielzahl an durchgeführten Untersuchungen mit identischen Vorschüben können diese Überlegungen im Rahmen dieser Arbeit nicht bestätigen. Grund hierfür sind die häufig unterschiedlichen eingesetzten Durchmesser der WSP-Form LCMF und der Walzkugeln sowie der Verzicht auf einen gerichteten Prozessbeginn. Somit ist ein erneutes Ansetzen in der gedrehten Vorschubrilligkeit nahezu ausgeschlossen.

Um im späteren Anwendungsfall des Auskammerwerkzeugsystems in Abhängigkeit vom Werkstoff verschiedene Spanformer bei der spanenden Bearbeitung einsetzen zu können, zeigt **Abbildung 6.12** den Einfluss der Wendeschneidplattengestalt der Form DCMT auf den Walzprozess. Neben der spanenden Vorbearbeitung mit den variierenden Spanformern F1, MF2 und FF1 erfolgten die Untersuchungen bei variierenden Vorschüben.

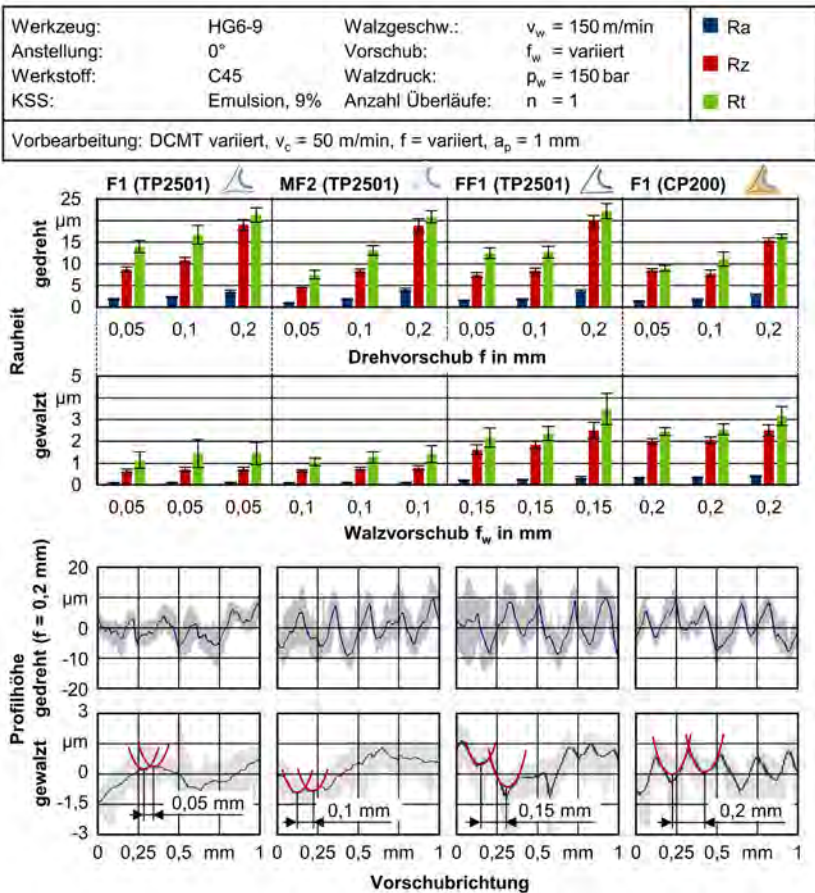


Abbildung 6.12: Einfluss der Vorbearbeitung unter Verwendung verschiedener WSP der Form D

Bei sämtlichen Gestaltvariationen ist mit einer Zunahme des Vorschubs ein Anstieg der Rauheiten erkennbar, wenngleich sie für die verschiedenen Gestalten unterschiedlich ausfallen, wie das dargestellte Oberflächenprofil für den Vorschub $f = 0,2$ mm aufzeigt. Im Anschluss an die in Abhängigkeit vom Vorschub gedrehten Oberflächen erfolgte das Walzen mit konstanten Walzvorschüben für vier einzelne Walzsegmente. Somit wird der Einfluss des Walzvorschubs in Abhängigkeit vom Drehvorschub ersichtlich.

Ab dem kritischen Walzvorschub von $f_w > 0,1$ mm für den Walzkugeldurchmesser $d_k = 6$ mm bei der Druckstufe $p_w = 150$ bar zeigt sich eine deutliche Erhöhung der gemessenen Rauheiten. Während der Walzvorschub von $f_w = 0,1$ mm eine Oberfläche resultierend aus einem Drehvorschub von $f = 0,2$ mm zielführend glattwalzen kann, steigt für einen höheren Walzvorschub von $f_w = 0,15$ mm die Rauheit der aus dem Drehvorschub von $f = 0,05$ mm resultierenden Oberfläche deutlich an. Mit zunehmendem Drehvorschub steigt die resultierende Rauheit nach dem Walzen an, womit die vorangegangene Erkenntnis zum Einfluss der Vorbearbeitung weiter bekräftigt wird. Sehr geringe Walzvorschübe führen daher aufgrund der erhöhten Anzahl an Überrollungen zu deutlich besseren Oberflächen. Unabhängig von der Wahl des Spanformers und des Drehvorschubs der spanenden Vorbearbeitung wird für den Walzprozess ein Walzvorschub von $f_w > 0,15$ mm für den Kugeldurchmesser $d_k = 6$ mm und diesem Druck nicht empfohlen.

Einfluss der Anzahl an Walzüberläufen

Die Ausführungen zur Kontaktfläche zwischen Walzkugel und Werkstück konnten unter Berücksichtigung des gewählten Walzvorschubes bereits weitere Erkenntnisse zum Einfluss der Überrollungsanzahl liefern. Um einen Einfluss eines erneuten Walzüberlaufs ausreichend sichtbar darstellen zu können, zeigt **Abbildung 6.13** bewusst Walzkombinationen mit geringen Walzdrücken sowie bei großen Walzkugeldurchmessern mit hohen Walzvorschüben. Somit bleibt die Anzahl an Überrollungen, welche prozessbedingt durch den Walzdruck, -vorschub sowie -kugeldurchmesser bestimmt wird, für den einfachen Überlauf der Welle bei zwei (für $d_k = 13$ mm und $p_w = 50$ bar) bzw. 2,5 Überwalzungen (für $d_k = 4$ mm und $d_k = 13$ mm und $p_w = 100$ bar). Ein doppelter Überlauf der Welle erzeugt somit ca. vier sowie fünf Überwalzungen.

Untersuchungen mit höheren Walzdrücken und geringeren Walzvorschüben zeigen aufgrund der hohen Anzahl an Überrollungen eine ausreichend glatte Oberfläche. Der doppelte Überlauf des Walzelements mit dem geringen Walzkugeldurchmesser resultiert in einer weniger wellenförmig ausgeprägten Oberfläche. Aufgrund der sehr geringen Walzkraft von $F_w = 123$ N ist trotz der erhöhten Anzahl an Überrollungen auch nach dem doppelten Überlauf keine einheitliche Einebnung der vom Drehprozess resultierenden Rauheit feststellbar. Für den großen Kugeldurchmesser ist bei einer vergleichbaren Anzahl an Überrollungen aufgrund der deutlich höheren Walzkraft von $F_w = 470$ N bei $p_w = 50$ bar und $F_w = 940$ N bei $p_w = 100$ bar eine deutlich glattere Oberfläche erkennbar. Eine Steigerung der Überläufe hat keinen entscheidenden Einfluss auf die Werkstückoberfläche. Es zeigt sich demnach, dass für geringe Kontaktflächen in Verbindung mit geringen Walzkräften die Oberfläche in ihrer Rauheit zwar geglättet, ein Teil der Welligkeit aber beibehalten wird. Ein erneuter Walzüberlauf kann bei einer auf der Spitze positionierten Walzkugel in Bezug auf die Welligkeit weitere Vorteile mit sich bringen. Mit einer Zunahme des Walzdrucks und -kugeldurchmessers steigt die Kontaktfläche an und führt aufgrund der höheren Überrollungsanzahl zu einer in Summe glatteren Werkstückoberfläche. Eine Verdopplung der Anzahl an Überläufen hat hierbei keinen entscheidenden Vorteil. Die Betrachtung der Werkstückhärte im randzonnennahen Bereich bestätigt diesen Eindruck und liefert keine weiteren Erkenntnisse.

Werkzeug:	HGX-9	Walzgeschw.:	$v_w = 150 \text{ m/min}$	■ Ra
Anstellung:	variiert	Vorschub:	$f_w = \text{variiert}$	■ Rz
Werkstoff:	C45	Walzdruck:	$p_w = \text{variiert}$	■ Rt
KSS:	Emulsion, 9%	Anzahl Überläufe:	$n = 1, 2$	
Vorbearbeitung: LCMF $\varnothing 6$, $v_c = 50 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ mm}$, $a_p = 1 \text{ mm}$ (Ra, Rz, Rt)				

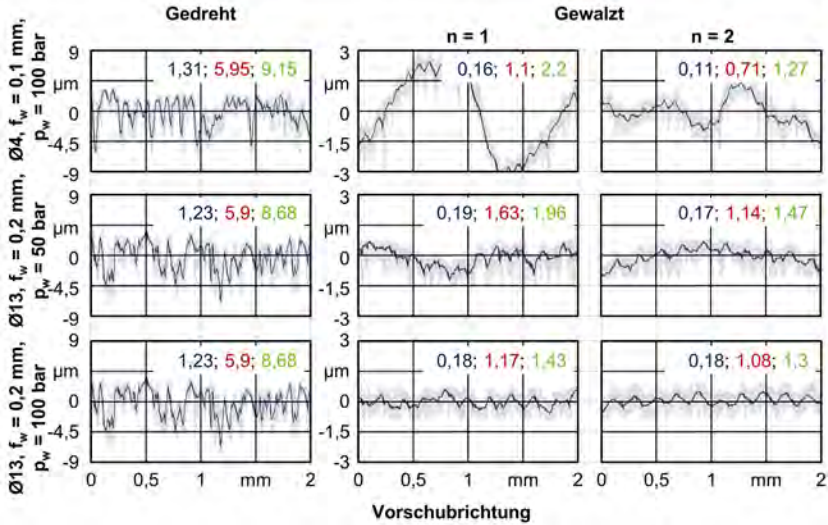


Abbildung 6.13: Einfluss der Anzahl an Walzüberläufen auf die Werkstückoberfläche

Einfluss der Dreh- und Vorschubrichtung

Beim späteren Anwendungsfall kann die Vorschubrichtung des Walzvorgangs von der Vorschubrichtung der Zerspanung abweichen. Dies liegt im Wesentlichen in der Strategie zur Kontur- und Elementfertigung begründet. Um den Einfluss des Walzvorgangs unabhängig von der spanenden Vorbearbeitung nachzuweisen, zeigt **Abbildung 6.14** den Einfluss der Dreh- und Vorschubrichtung. Die Drehrichtung des spanenden Vorprozesses ist aufgrund der vorliegenden Maschinenkinematik nicht ohne Weiteres veränderbar. Lediglich beim Walzen kann eine Richtungsumkehr in der Rotationsachse realisiert werden. Sowohl die Drehrichtung beim Walzen als auch die Vorschubrichtung des Walzwerkzeuges haben keinen Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung oder die entstehenden Oberflächenrauheiten. Auch ein Einfluss auf das Gefüge kann für verschiedene Prozesskombinationen ausgeschlossen werden.

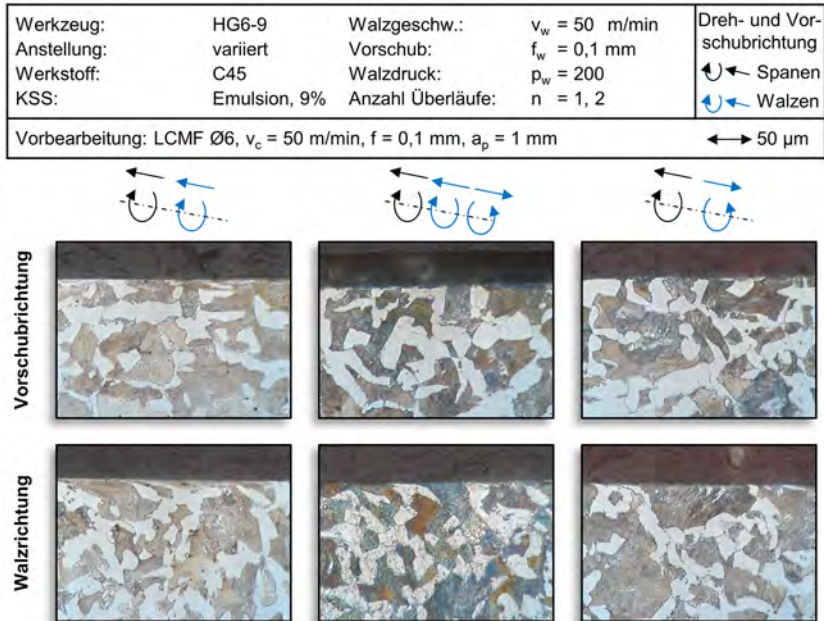


Abbildung 6.14: Einfluss der Dreh- und Vorschubrichtung auf die Gefügeausprägung

Einfluss des Anstellwinkels

Für eine walzende Nachbearbeitung spanend erzeugter Bohrungskonturen ist eine gezielte Abstimmung zwischen den Werkzeughaltern zur spanenden und walzenden Bearbeitung zwingend erforderlich. Dabei ist dem spanenden Werkzeughalter eine größere Flexibilität zuzuschreiben, da er aufgrund einer umfangreichen Schneidkante in vielen Anstellungen in der Lage ist, den notwendigen Trennvorgang durchzuführen. Idealerweise steht die Walzkugel senkrecht auf der zu walzenden Oberfläche und bietet somit nicht die Flexibilität einer schneidenden Wendeschneidplatte. Aufgrund der hydrostatischen Lagerung der Walzkugel im entsprechenden Kugelhalter ist eine Abweichung von der senkrechten Lage auf der Oberfläche jedoch in Grenzen zulässig, sofern die Walzkugelhalterung diese Bewegung zulässt. Um die Flexibilität der Werkzeughalter zur walzenden Bearbeitung zu erhöhen, erfolgten Untersuchungen mit unterschiedlichen Anstellwinkeln (Abbildung 6.15). Dabei beschreibt der Anstellwinkel β_k die Abweichung von der orthogonalen Stellung der Walzkugel auf der Werkstückoberfläche. In Abhängigkeit vom Walzkugeldurchmesser sind aufgrund des Kugelhalters und der Stabilität des Teleskopelements unterschiedliche Anstellwinkel zulässig (s. Kapitel 4). Unabhängig von der Anstellung zeigt sich der bekannte Zusammenhang zwischen Walzdruck und entstehenden Oberflächenrauheiten. Lediglich die Kraftkomponente in Vorschubrichtung nimmt aufgrund der nicht senkrechten Anstellung zu. Da dies jedoch keinen signifikanten Einfluss aufweist, sind im späteren Auskammerwerkzeugsystem schräge Anstellungen der Walzelemente auf der Oberfläche insofern zulässig, als dass die notwendigen Kontaktbedingungen und Kugelhalterungen nicht gefährdet werden.

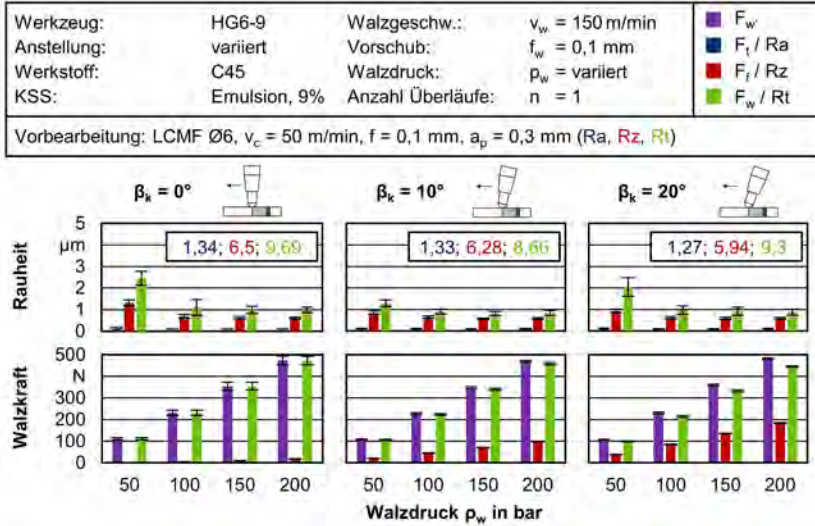


Abbildung 6.15: Einfluss des Anstellwinkels auf die Oberflächenbeschaffenheit

7 Entwicklung zur Integration des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Innenkonturierung

Für den Einsatz des Auskammerwerkzeugsystems ist eine mechanische und softwaretechnische Anbindung an die institutseigene Tiefbohrmaschine Giana GGB 560 CNC erforderlich. Das folgende Kapitel behandelt neben der mechanischen Adaption des Auskammerwerkzeugsystems an die Tiefbohrmaschine die erforderlichen Schritte zur steuerungstechnischen Integration in die Maschinensteuerung. Ferner werden die Einflussgrößen bei der Bauteilprogrammierung genauer betrachtet.

7.1 Mechanische Adaption des Auskammerwerkzeugsystems auf der Tiefbohrmaschine

Zur mechanischen Adaption des Werkzeugsystems ist die grundlegende Kenntnis des Werkzeugaufbaus als auch das Zusammenspiel mit den zum Einsatz erforderlichen Peripheriekomponenten notwendig. Daher erfolgt eine detaillierte Vorstellung des Werkzeugaufbaus sowie der Funktionsweise. Neben der Erläuterung des Sonderbohrgestänges wird die Anbindung an das Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem (AWA) der Fa. BGTB GmbH erläutert. Die für alle Innenkonturierungsprozesse notwendige Führungsbohrung wird durch einen konventionellen BTA-Vollbohrkopf eingebracht. Abschließend erfolgt daher die Vorstellung der erforderlichen Anpassungsschritte, um den Vollbohrkopf neben dem Auskammerwerkzeug zum Spanen und Walzen mit demselben Sonderbohrgestänge zu betreiben.

7.1.1 Vorstellung des Auskammerwerkzeugs

Das Auskammerwerkzeug ist ein Tiefbohrwerkzeug zur Herstellung innenkonturierter Bohrungen mit hohen Länge-zu-Durchmesser-Verhältnissen. Zur Innenkonturierung mittels Kurzkammerverfahren muss die Führungsbohrung einen Durchmesser von $D = 153$ mm aufweisen. Das Alleinstellungsmerkmal des Werkzeugs ist die Möglichkeit, neben der Bohrungswand ebenfalls den Bohrungsgrund spanend und walzend zu bearbeiten. Die dafür erforderliche Mechanik wird im Folgenden aufgrund der Vielzahl an Bau- und Normteilen anhand der vier übergeordneten Bauteilgruppen Bohrkopfgrundkörper, internes Schubgestänge, Drehteller sowie Kopfstück näher vorgestellt.

Bohrkopfgrundkörper

Die nachfolgende **Abbildung 7.1** zeigt in einer Explosionsansicht den Bohrkopfgrundkörper. Dabei lässt sich der Grundkörper in die zwei Bauteilgruppen Führungsleistenmodul und Dämpfungsmodul unterteilen. Das Dämpfungsmodul stellt die Verbindung zwischen Sonderbohrgestänge und dem Führungsleistenmodul her und reduziert die Bohrrohr- und Werkzeugbiegeschwingungen. Die dazu erforderlichen, in das Modul montierten, fünf Dämpfungsleisten sind über den Umfang gleichverteilt und verbessern zusätzlich die Werkzeugführung in der Vorbohrung.

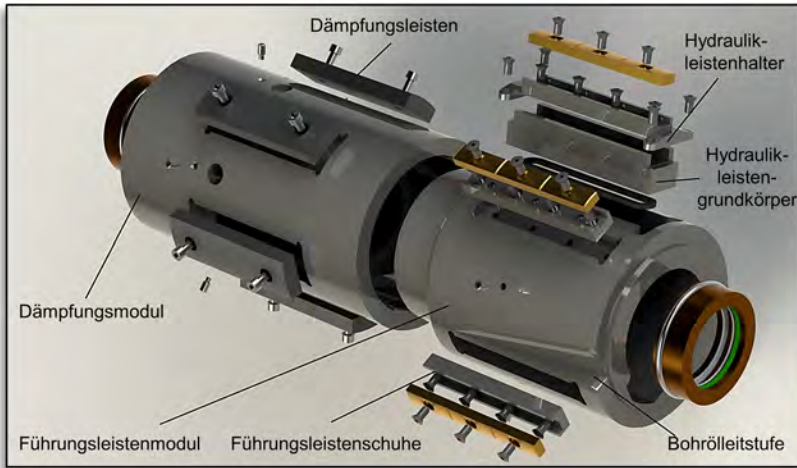


Abbildung 7.1: Explosionsansicht des Bohrkopfgrundkörpers

Über ein eingängiges BTA-Gewinde lässt sich das Dämpfungsmodul mit dem Bohrgestänge verbinden. Auf der anderen Seite verbindet ein Flachgewinde das Dämpfungs- mit dem Führungsleistenmodul. Das Führungsleistenmodul nimmt am Umfang drei Führungsleistenschuhe auf, die mit jeweils drei Hartmetall-Führungsleisten aus P20 mit den Maßen $l_{FL} = 40 \text{ mm}$ und $b_{FL} = 14 \text{ mm}$ bestückt werden, sodass sich eine Gesamtführungsleistenlänge von $l_{FL,ges} = 120 \text{ mm}$ ergibt. Diese Führungsleistenanordnung über den Bohrerumfang entspricht der Anordnung bei konventionellen Bohrköpfen zur Aufnahme der beim Bohren aufgrund des asymmetrischen Schneidenaufbaus anliegenden Prozesskräfte. Aufgrund der Schnittkraftrichtung erfolgt für das Vollbohren eine Abstützung über die Führungsleisten 1 und 2, wobei der 3. Führungsleiste eine eher untergeordnete Hilfsfunktion zukommt. Durch die Verwendung einer 3. Führungsleiste kann das Werkzeug aufgrund des beim Anbohren phasenweise veränderten Schnittkraftvektors abgestützt werden [Bie18]. Da es bei der Verwendung des Auskammerwerkzeugs im Vergleich zum Vollbohren viel häufiger zu variierenden Schnittkraftbelastungen zwischen der 1. und 2. Führungsleiste kommt, sorgt eine hydraulisch radial aussteuerbare Führungsleiste für eine zusätzliche Schnittkraftbelastung in Richtung der 1. und 2. Führungsleiste. Aufgrund der hohen Anforderungen an die Führungsbohrung ist eine um wenige zehntel Millimeter durch den Öldruck zwischen Führungsleistenmodul und Hydraulikleistengrundkörper radial verstellbare Hydraulikleiste ausreichend. Begrenzt wird der Hub durch den Grundkörper selbst, der ebenfalls einen Führungsleistenschuh mit drei Führungsleisten in axialer Richtung trägt. Am Umfang des Führungsleistenmoduls wird eine Bohrrollleitstufe zur Führung des sich zwischen Bohrungswand und Führungsleistenmodul befindlichen Bohrrols eingebracht, um die Werkzeugschneide in der Schneidkassette zielgerichtet zu versorgen (s. Kapitel 8.3.3.).

Internes Schubgestänge

Die in der Bohrung des Führungsleistenmoduls eingebrachten Aussparungen ermöglichen die Aufnahme der Schubscheibe des internen Schubgestänges. Die entsprechende Ansicht des Schubgestänges zeigt **Abbildung 7.2**.

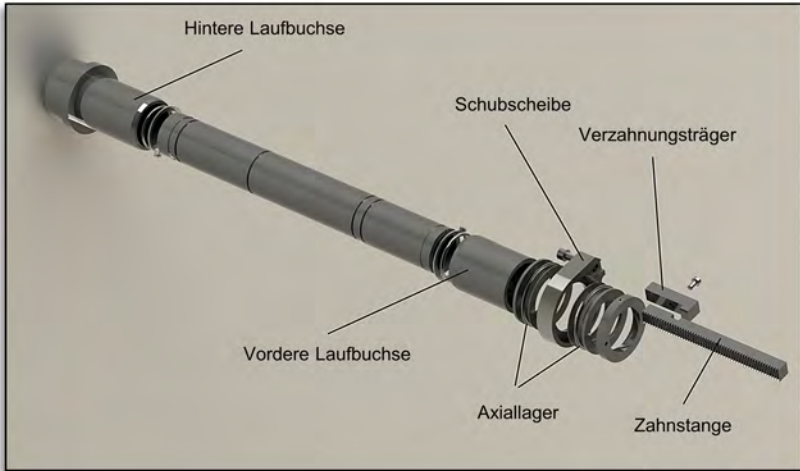


Abbildung 7.2: Explosionsansicht des internen Schubgestänges

Die sich am hinteren Ende befindliche Adapterbuchse erlaubt eine Verbindung mit der im Kapitel 7.1.2 vorgestellten Schubstange des Sonderbohrgestänges. Die Schubscheibe greift über Verzahnungsträger und Zahnstange in das im Drehteller befindliche Zahnrad und realisiert somit die Umsetzung der axialen Schubstangenbewegung in eine rotatorische Schneidenbewegung. Die Lagerung der Schubscheibe mithilfe zweier Axialnadellager erlaubt den genauen Eingriff der Zahnstange in das Zahnrad hinsichtlich Winkel-, Höhen- und Seitenlage.

Drehteller

Neben dem Zahnrad, welches über zwei Zylinderkopfschrauben mit dem Drehtellergrundkörper verbunden ist, zeigt die **Abbildung 7.3** alle weiteren Komponenten des Drehtellers, der die unterschiedlichen Schneid- und Walzkassetten aufnimmt. Da die Schnittkraft senkrecht auf der Schneide und somit in gleicher Richtung wie die Drehtellerachse wirkt, entsteht in Abhängigkeit von der jeweiligen Kassettenlänge durch den Hebelarm ein Biegemoment am Drehteller. Hierbei bezeichnet die Kassettenlänge den Abstand zwischen der Schneidenspitze und der Drehtellerachse.

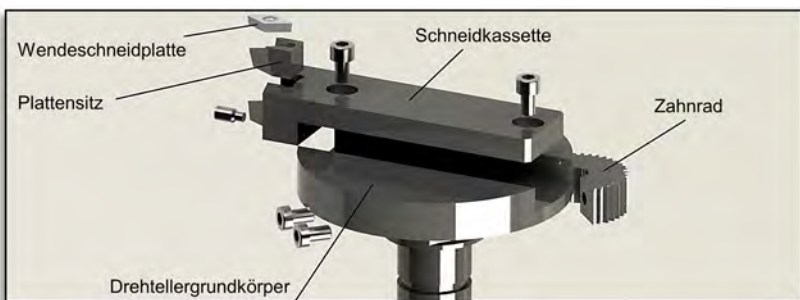


Abbildung 7.3: Explosionsansicht des Drehtellers

Kopfstück

Der Einbau des Drehtellers im Kopfstück sowie die dazugehörigen Komponenten zeigt die **Abbildung 7.4**. Das über Passstifte und Zylinderschrauben konzentrisch zum Führungsleistenmodul positionierte Kopfstück stellt das Bindeglied zwischen dem internen Schubgestänge und dem Drehteller dar. Der Lagerdeckel weist eine Aussparung auf, um den Kontakt zwischen Zahnstange und Zahnrad zu ermöglichen und schützt das Vierpunktlager vor Verunreinigungen.

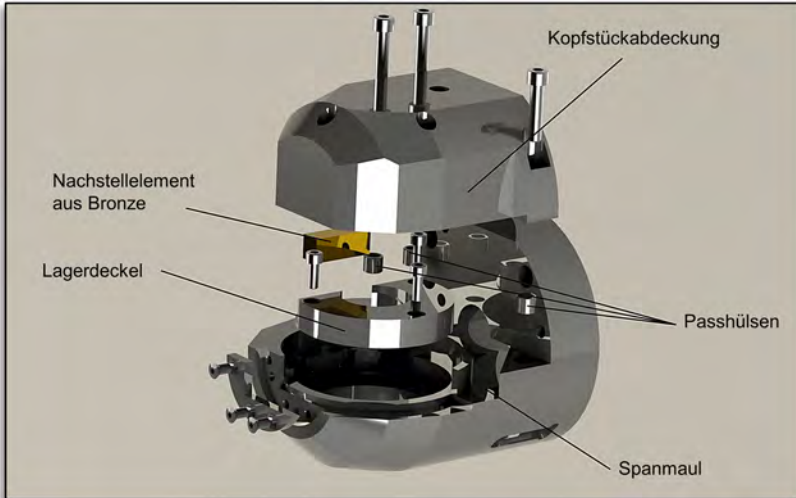


Abbildung 7.4: Explosionsansicht des Kopfstückes

Ein Nachstellelement aus Bronze soll mithilfe von Gewindestiften das Spiel zwischen Zahnstange und -rad reduzieren. Zusätzlich zu der Bohrleitstufe am Führungsleistenmodul besitzt das Kopfstück Aussparungen, um den Transport des Kühlschmierstoffs an die Wirkstelle zu begünstigen. Da mit diesem Werkzeug im Wesentlichen Grundbohrungen bearbeitet werden, erfolgt der Abtransport des Kühlschmierstoff-Späne-Gemischs über das Spanmaul durch das Innere des internen Schubgestänges.

7.1.2 Sonderbohrgestänge und Anbindung an das Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem

Um das interne Schubgestänge durch die Maschine ansteuern zu können, ist ein konventionelles Bohrrohr nicht ausreichend. Neben dem herkömmlichen Außenbohrrohr zur Anbindung des Werkzeugs an den Führungsschlitten der Tiefbohrmaschine ist eine innere hohle Schubstange erforderlich. Die genauen Abmessungen des verwendeten Sonderbohrgestänges und dessen Aufbau in einer Schnittansicht zeigt die **Abbildung 7.5**. Die innere Schubstange wird durch spezielle Ringe aus Bronze gelagert. Diese Bronzeringe tragen darüber hinaus durch Aussparungen die Hydraulikleitung zur Versorgung der Hydraulikleiste und sind über die Schubstangenlänge in einem Abstand von etwa einem Meter verteilt.

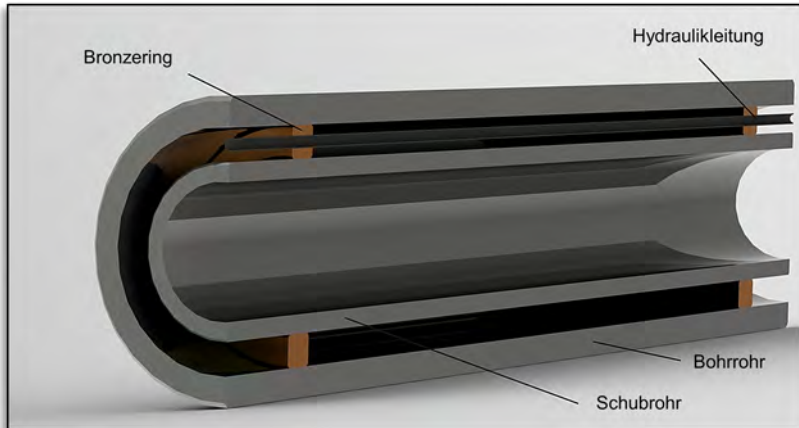


Abbildung 7.5: Aufbau des Sonderbohrgestänges

Während das äußere Bohrrohr am Führungsschlitten der Tiefbohrmaschine an der Spindelnase über eine Bohrrohrklemmung fixiert wird, reicht die Schubstange durch den Führungsschlitten hindurch. Die Schubstange wird mittels einer Schubrohrklemmung an den Arm des Auskammerwerkzeug- und Antriebssystems befestigt. Mithilfe des AWAs (Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem) ist somit eine Relativbewegung zwischen dem äußeren Bohrrohr durch den Führungsschlitten und der inneren Schubstange durch das AWA möglich (Abbildung 7.6). Im angekoppelten Zustand verfährt der Antriebsmotor über einen Schlitten die im Bohrrohr gelagerte Schubstange, wodurch sich aufgrund der vorgestellten mechanischen Zusammenhänge ein Vorschub f_s der sich in der Schneidkassette befindlichen Wendeschneidplatte ergibt. Aufgrund der eingeschränkten rotatorischen Bewegungsfreiheit des Drehtellers in Verbindung mit eingesetzten Schneid- oder Walkassetten ist neben einer softwaretechnologischen Begrenzung auch eine mechanische Begrenzung der möglichen Verfahrbewegung in Richtung der z-Achse vorgesehen. Eine fest mit dem Führungsschlitten verbundene Nockenbahn ermöglicht das Eingrenzen der axialen Bewegung der Schubstange.

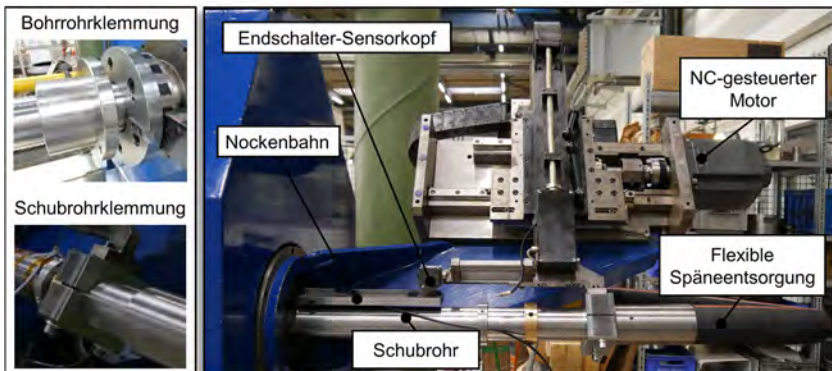


Abbildung 7.6: Bohr- und Schubrohrklemmung sowie Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem

Da der Sensorkopf mit dem AWA verbunden ist, bildet sich auf der Nockenbahn die Relativbewegung zwischen äußerem und innerem Bohrrohr ab. Die flexibel einstellbaren Nocken einer individuellen Nockenbahn ermöglichen somit das zügige Wechseln zwischen Auskammerwerkzeugsystemen mit definierten Hardwareendschaltern.

7.1.3 Vorkahrungen zum Einsatz des Vorbohrers und des Auskammerwerkzeugs

Um das neuartige Auskammerwerkzeugsystem nutzen zu können, müssen sowohl der zur Herstellung einer Führungsbohrung benötigte BTA-Vollbohrkopf als auch das neuentwickelte Auskammersystem in den beiden Ausführungsvarianten zum Spanen und Walzen mit einem Sonderbohrgestänge nutzbar sein. Insbesondere bei Nutzung des Vollbohrkopfes muss der prozesssichere Abtransport durch das Innere der Schubstange sichergestellt werden. Aufgrund der klassischen Zuordnung zum äußeren Bohrrohrinnendurchmesser von $d = 94$ mm wird zur weiteren Reduktion auf den inneren Bohrrohrinnendurchmesser von $d = 48$ mm ein den Durchmesser verjüngender Adapter erforderlich, um keine Späne in den Hohlraum zwischen den Bohrrohren gelangen zu lassen. Die meist starre durch Verrohrungen ausgelegte Bohrl-Späneentsorgung hinter dem Führungsschlitten muss aufgrund der in axialer Richtung verfahrbaren Schubstange durch einen flexiblen Schlauch ersetzt werden. Eine benutzerfreundliche Bedienmaske in der NC-Steuerung zur Änderung der verschiedenen Programmmodifikationen in der Maschinensteuerung schließt den Wechsel zwischen den einzelnen Fertigungsverfahren auf der Tiefbohrmaschine ab.

7.2 Softwaretechnische Anpassung der Maschinensteuerung

Der Antriebsmotor des AWA verschiebt das Schubrohr in axialer Richtung und erzeugt somit eine lineare Winkeländerung $\Delta\beta_s$ der eingesetzten Kassette im Drehsteller. Somit lässt sich also eine steuerungstechnische Beziehung zwischen der Lage des AWA-Antriebmotors und der Winkellage über die Kenntnis der mechanischen Komponenten herstellen. Diese geometrische Beziehung kann in der Maschinensteuerung hinterlegt werden und ermöglicht somit eine neue, virtuelle Achse, über die der Kassettenwinkel β_s genau eingestellt werden kann. Eine Überlagerung der beiden Vorschubachsen f_{AWA} und f_s ermöglicht daher die für die Realisierung von Innenkonturen notwendige Verfahrbewegung der Schneide, wie **Abbildung 7.7** zeigt.

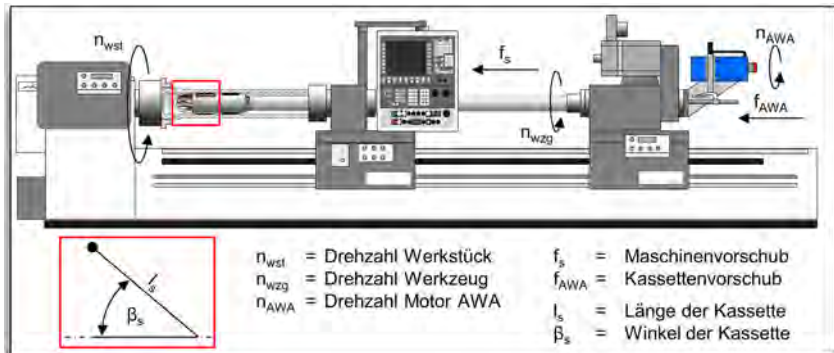


Abbildung 7.7: Skizzenhafte Darstellung der verwendeten Versuchsmaschine Giana GGB 560

Zur Kopplung beider Vorschubeinheiten muss ebenfalls in der Maschinensteuerung eine Beziehung zwischen der Position des Führungsschlittens und der Lage des AWA-Antriebmotors hinterlegt sein. Folglich ist die Erzeugung beliebiger Konturen durch eine konventionelle 2D-Bahnprogrammierung möglich. Die dazu notwendigen Verrechnungen der Achs- und Vorschubbewegungen erfolgen simultan durch die Maschinensteuerung.

7.2.1 Einstellen der NC-Achsen

Zwar ist das Auskammerwerkzeugsystem zur Nutzung verschiedener Bohrwerkzeuge mechanisch vorbereitet, dennoch sind beim Wechsel zwischen den Fertigungsverfahren wenige Anpassungen in der Steuerung notwendig. Dazu gehören neben einer definierten Kassettenachse, nachfolgend *b*-Achse genannt, die korrekte Bestimmung der Kassettenlänge sowie der entsprechenden Umkehrlose.

Einstellen der Kassettenachse

Jeder Start der Maschinensteuerung erfordert ein Referenzieren der *b*-Achse, um eine definierte Beziehung zwischen der Position des AWA-Motors und der Kassette zu erhalten. Der AWA-Antriebsmotor verfährt auf einer Nockenbahn, bis der Referenzpunkt im Gitter gefunden ist. Im Idealfall befindet sich dann die Schneidenspitze in der Werkzeugachse. Da beim BTA-Vollbohren die Schubstange keinen Kontakt zum Werkzeug aufweist, geht beim anschließenden

Rüsten auf das Auskammerwerkzeug die definierte Lage zwischen AWA und der Schubstange verloren. Nach dem Referenzieren der b -Achse verfährt zwar das AWA auf seiner Nockenbahn auf die 0° -Position, die tatsächliche Winkelstellung des Drehtellers weicht jedoch durch eine erneute Klemmung des Schubrohrs vom letzten Betriebszustand ab. Dieser Winkelfehler führt zwangsläufig zur fehlerhaften Verrechnung der Achsbewegungen und somit der gefertigten Bohrungskontur, da die tatsächlichen NC-Bahnen von den programmierten abweichen. Um folgenreiche Beschädigungen im Inneren der Bohrkopfmechanik zu vermeiden, ist in Verbindung mit einem Werkzeugwechsel eine manuelle Anpassung des Nullpunktes erforderlich. Zur Anpassung des Referenzpunktes existieren eine mechanische und eine softwaretechnische Lösung. Eine mechanische Anpassung ist lediglich im Bereich geringer Abweichungen zwischen Soll- und Istwinkelage möglich. Unter dieser Voraussetzung kann die Klemmverbindung zwischen AWA und Schubrohr gelöst und manuell verfahren und korrigiert werden. Über ein Endmaß eingelegt in den Spalt zwischen Kassette und Werkzeugkopf kann die korrekte Position in der Werkzeugachse ($\beta_s = 0^\circ$) eingestellt werden. Somit entspricht die tatsächliche Drehtellerposition auch der tatsächlichen Referenzposition. Sollte der Winkelfehler zwischen angefahrener und anzufahrender Position nicht gleich Null sein, muss die Einstellung durch die Achsdaten der Maschinensteuerung angepasst werden. In diesem Fall muss der Winkelfehler zwischen angefahrener Kassettenposition und der 0° -Position der Kassette gemessen und in der Steuerung hinterlegt werden. Eine Entkopplung zwischen AWA und Schubstange ist in diesem Fall nicht notwendig und minimiert somit die Fehlereinstellungsmöglichkeiten.

Einstellen der Kassettenlänge für die b -Achse

Neben der Kenntnis des Kassettenwinkels β_s ist zur Erreichung bestimmter x -Werte die aktuelle Kassettenlänge zur Berechnung korrekter NC-Bahnen erforderlich. Erst der Abstand zwischen Schneidenspitze zur Drehtellerachse ermöglicht eine Berechnung der entsprechenden x -Werte. Das Einmessen erfordert daher eine hohe Sorgfalt und wird durch eine entsprechend geschliffene Fläche am Werkzeugkopf mit definierter Lage zum Mittelpunkt des Drehtellers vereinfacht. **Abbildung 7.8** zeigt den Zusammenhang zwischen der Länge der b -Achse, die der Kassettenlänge l_s entspricht, und den aus der Verfahrbewegung resultierenden x - und z -Werten.

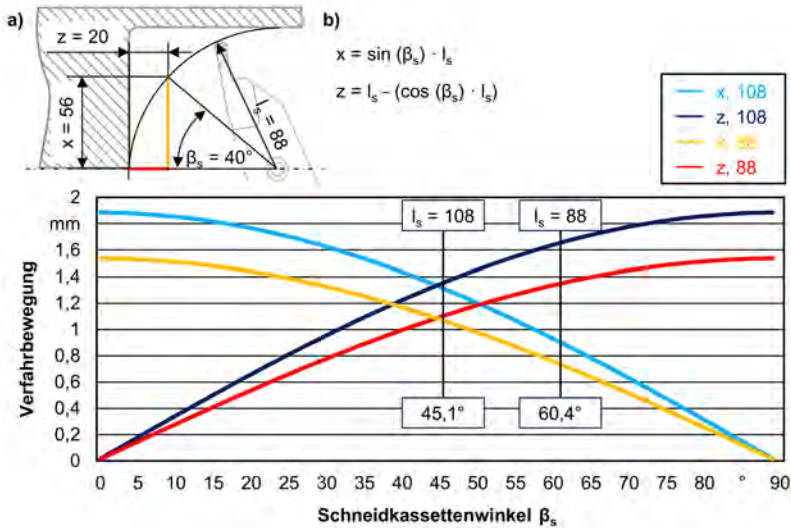


Abbildung 7.8: Verfahrensbewegung der b-Achse und die resultierenden x - und z -Werte

In Abhängigkeit von der Kassettenlänge sorgt jede Veränderung des Winkels β_s für eine entsprechende Verschiebung der Schneidenposition in x - und z -Richtung. Erst die Kenntnis dieser genauen Werte ermöglicht das exakte Einstellen eines x -Wertes durch das AWA. Ein Verfahren der Kassette mit einer Kassettenlänge von $l_s = 88$ mm auf $\beta_s = 40^\circ$ ermöglicht unter Berücksichtigung der geometrischen Zusammenhänge aus Abbildung 7.8 b) das Erreichen eines x -Wertes von $x = 56$ mm bei einer Positionsänderung in Richtung der z -Achse von $z = 20$ mm. Je größer der Winkel β_s wird, desto geringer ist die Verfahrensbewegung der Schneide in Richtung der x -Achse, wohingegen besonders kleine Winkel eine große Positionsänderung in Richtung der x -Achse erzeugen (gelbe Linie). In Abhängigkeit von der zu fertigenden Werkstückkontur ist eine Kompensation des z -Wertes der Schneide durch den Vorschubschritten erforderlich. Hier verhält es sich reziprok zu den x -Werten: Je größer der Winkel β_s wird, desto größer fällt der zurückgelegte Weg in z -Richtung aus (rote Linie). Zusätzlich weist das Diagramm die Verfahrensbewegung für jeden Winkelwert β_s für zwei unterschiedliche Kassettenlängen aus. Für eine Kassettenlänge von $l_s = 108$ mm ist der Bohrungsdurchmesser von $D = 153$ mm bereits mit einem Winkel von $\beta_s = 45,1^\circ$ erreicht. Je kürzer die Kassettenlänge, desto höher fällt der Winkel β_s zum Erreichen der Bohrungswand aus ($l_s = 88$ mm, $\beta_s = 60,4^\circ$). Die genaue Kenntnis der geometrischen Zusammenhänge zwischen der Kassette und der zu fertigenden Kontur bildet die Grundlage für ein sinnvolles Zusammenspiel beider Vorschübe. Neben dem Maschinenvorschub f_s ermöglicht der Kassettenvorschub f_{AWA} das bahngetreue Abfahren der programmierten Kontur. Zur Erzeugung eines planen Bohrungsgrundes mit dem Bohrungsdurchmesser $D = 153$ mm zeigt die **Abbildung 7.9** die notwendigen Vorschübe f_s und f_{AWA} der in Abbildung 7.9 b) skizzierten Kontur für jeden x -Wert.

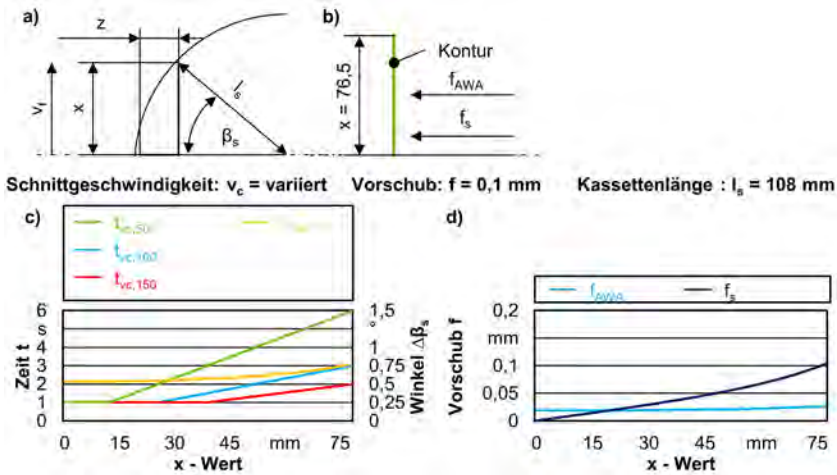


Abbildung 7.9: Aufteilung der Vorschübe und Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Zeit pro mm in Richtung der x-Achse

Zur Ermittlung der jeweiligen Vorschubwerte stellen die in Abbildung 7.9 a) gezeigten geometrischen Verhältnisse die Grundlage dar. Die in Richtung der x-Achse vorliegende Vorschubgeschwindigkeit v_f in mm/min beeinflusst die notwendige Prozesszeit t in s zum Erreichen eines definierten x-Wertes in mm wie folgt:

$$t = \frac{x}{v_f} \tag{Gleichung 7.1}$$

In Abhängigkeit von der gewählten Schnittgeschwindigkeit v_c und einer evtl. gewählten Drehzahlbegrenzung ergeben sich für unterschiedliche x-Werte unterschiedliche Prozesszeiten. Die zum Erreichen eines bestimmten x-Wertes notwendige Bewegung der Kasette, gekennzeichnet durch den Winkelwert β_s in $^\circ$, lässt sich mit der notwendigen Prozesszeit t in s durch folgende Beziehung

$$v_\beta = \frac{\beta_s}{t} \tag{Gleichung 7.2}$$

in eine Winkelgeschwindigkeit v_β in $^\circ/\text{sek}$ umrechnen. Aufgrund des Zusammenhangs zwischen axialer Bewegung der Schubstange und Drehbewegung des Drehtellers lässt sich für das vorliegende Verhältnis von

$$1^\circ \triangleq 0,349 \text{ mm}$$

eine Vorschubgeschwindigkeit f_{AWA} in mm für das AWA wie folgt

$$f_{AWA} = \frac{0,349 \text{ mm}}{1^\circ} \cdot v_{\beta_s} \cdot \frac{60 \frac{\text{sek}}{\text{min}}}{n} \tag{Gleichung 7.3}$$

mit n in U/min berechnen. Die Bestimmung des Vorschubwertes f_s in mm für die Verfahrbewegung des gesamten Werkzeugsystems zum Ausgleich der durch die Winkelbewegung veränderten Schneidenposition in Richtung der z-Achse erfolgt gemäß folgender Berechnung

$$f_s = \frac{z}{t} \cdot \frac{60 \frac{\text{sek}}{\text{min}}}{n} \tag{Gleichung 7.4}$$

mit t aus Gl. 7.1. Das Diagramm (c) der Abbildung 7.9 zeigt die für eine Kassette mit der Kassettenlänge $l_s = 108$ mm notwendige Winkeländerung $\Delta\beta_s$ für jeden x -Wert. Mit zunehmendem x -Wert steigt die Winkeländerung $\Delta\beta_s$ aufgrund der geometrischen Verhältnisse an. Der Einfluss der Drehzahlbegrenzung von $n_{max} = 600$ U/min äußert sich trotz steigenden Schnittgeschwindigkeiten in gleichbleibenden Prozesszeiten pro Verfahrensweg in x -Richtung bis zu einem maximalen x -Wert von 26,5 mm. Langsame Schnittgeschwindigkeiten sorgen bei zunehmenden x -Werten für längere Prozesszeiten t . Das Diagramm (d) zeigt hingegen die unterschiedlichen Vorschubwerte für f_s und f_{AWA} für jeden x -Wert zum Erreichen der gewünschten Sollkontur. Da die Vorschübe in mm angegeben sind, ist kein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c erkennbar. Es zeigt sich aber, dass bei geringen x -Werten das AWA über die Schubstange die Kassette bei einem programmierten Vorschubwert von $f = 0,1$ mm schneller bewegen muss als der Vorschubschlitten das gesamte Werkzeugsystem. Mit zunehmenden x -Werten sinkt der Weganteil in Richtung der x -Achse, und die Korrektur in Richtung der z -Achse durch den Vorschubschlitten nimmt zu. Aus diesem Grund verfährt der Vorschubschlitten für höhere x -Werte deutlich schneller als das AWA die Kassette. Um dennoch auch nahe der Bohrungswand den eingestellten Programmvorschub von $f = 0,1$ mm zu halten, müssen sowohl das AWA als auch der Vorschubschlitten in Summe schneller verfahren. Den Einfluss der Kassettenlänge auf die Prozesszeit t , die Winkeländerung $\Delta\beta$ sowie die erforderlichen Vorschübe f_s und f_{AWA} zeigt **Abbildung 7.10**.

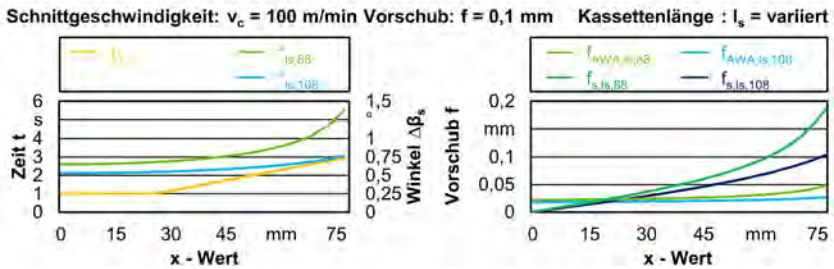


Abbildung 7.10: Einfluss der Kassettenlänge auf den Kassetten- und Maschinenvorschub

Da weder die Schnittgeschwindigkeit v_c noch der Vorschub f variiert wird, bleibt die Prozesszeit t unabhängig von der gewählten Kassettenlänge l_s konstant. Lediglich eine Veränderung der Winkeländerung $\Delta\beta$ ist erkennbar. Mit längeren Schneidkassetten liegen geringere Winkeländerungen vor. Dies hat unmittelbar einen Einfluss auf den Kassetten- und Maschinenvorschub. Geringere Kassettenlängen erfordern zum Erreichen hoher x -Werte unter Beibehaltung des Vorschubs von $f = 0,1$ mm deutlich höhere Kassettenvorschübe und geringfügig höhere Maschinenvorschübe. Bei einer Kassettenlänge von $l_s = 88$ mm beträgt der Kassettenvorschub f_{AWA} ungefähr das Doppelte vom programmierten Vorschub. Den Einfluss des Vorschubs auf die Prozesszeit t , die Winkeländerung $\Delta\beta$ sowie die erforderlichen Maschinen- und Kassettenvorschübe sind in **Abbildung 7.11** dargestellt.

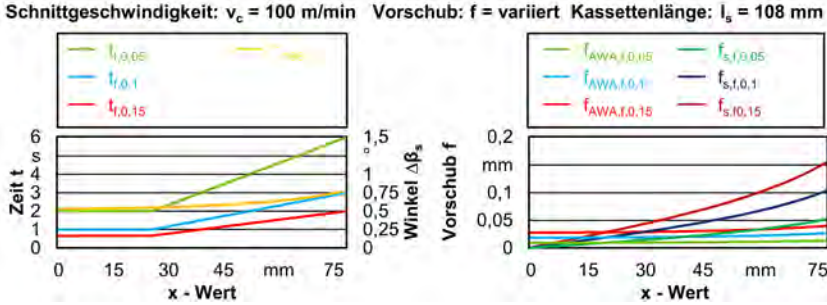


Abbildung 7.11: Einfluss des Vorschubs auf den Kassetten- und Maschinenvorschub

Bei konstant gehaltener Kassettenlänge l_s bleibt trotz variierendem Vorschub f die Winkeländerung $\Delta\beta$ gleich. Mit zunehmenden x -Werten steigen die Werte $\Delta\beta$ an. Wenn die Schnittgeschwindigkeit v_c ebenfalls konstant gehalten wird, ist der Einfluss des Vorschubs auf die Prozesszeit t aufgrund der Drehzahlbegrenzung erst ab dem bestimmten x -Wert von 26,5 mm ersichtlich. Hierbei führen geringe Vorschübe zu längeren Prozesszeiten. Dies hat einen wesentlichen Einfluss auf den vorliegenden Kassetten- und Maschinenvorschub. Insbesondere bei hohen programmierten Vorschüben steigen für hohe x -Werte die Maschinenvorschübe f_s deutlich an. Im Vergleich zum Einfluss der Kassettenlänge (Abbildung 7.10) zeigt sich, dass höhere Vorschübe von $f = 0,15$ mm geringere Maschinenvorschübe erfordern als kürzere Kassettenlängen. Eine detaillierte Untersuchung einer fälschlicherweise zu groß bzw. zu gering eingemessenen Kassettenlänge wird in Kapitel 7.2.2 näher analysiert.

Einfluss und Bestimmung der Umkehrlose

Unabhängig von der hohen Fertigungsgüte und -genauigkeit erfordert die Vielzahl aus einzelnen, mechanisch miteinander verbundenen Komponenten und bewegten Teilen eine exakte Bestimmung des im System vorherrschenden Spiels. Die exakte Bestimmung und Kenntnis der sogenannten Umkehrlose ist für eine ausreichend hohe Detailtreue der NC-Bahnen zwingend erforderlich. Unter Berücksichtigung eines zuvor eingestellten Wertes verfährt somit die Maschinensteuerung das AWA um eben jenen Wert, ohne es als Verfahrbewegung in der Steuerung anzugeben. Erst nach Überschreitung des Loses ist das Spiel im Antrieb überwunden, und eine tatsächliche Kassettenbewegung erfolgt. Diese Bewegung wird somit wahrheitsgetreu in der Steuerung abgebildet. Eine falsche Bestimmung des Umkehrloses kann erhebliche negative Auswirkungen auf das Prozessergebnis sowie die -sicherheit ergeben. Eine zu hoch eingestellte Umkehrlose erzeugt eine tatsächliche Kassettenbewegung, ohne es in der Steuerung anzuzeigen und zu berücksichtigen. Insbesondere in der Nähe der Bohrungswand oder des Bohrungsgrundes kann dies zu einem nicht berücksichtigten und ungewollten Schneidenkontakt mit dem Werkstück führen. Eine hingegen zu gering eingestellte Umkehrlose führt zu einer nicht stattfindenden Bewegung der Kasette bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Verfahrbewegung in der Maschinensteuerung. Beide Fehlermöglichkeiten führen zu von der Sollkontur abweichenden Ergebnissen. Aus diesem Grund wird durch gezielte Maschinenbewegungen die Umkehrlose der Schneidkassette mithilfe von Messuhren ausgemessen und entsprechend in den Achsmaschinendaten berücksichtigt.

7.2.2 Grundlagen der NC-Programmierung

Da es sich beim Innenkonturieren von Tiefbohrungen nicht um die Erzeugung eines zylindrischen Profils sondern um die Herstellung spezieller Konturen handelt, wird eine Bahnsteuerung erforderlich [Fuß01]. Aufgrund der in der Maschinensteuerung hinterlegten Daten und Zusammenhänge ist eine NC-Programmierung mittels 2D-Bahnprogrammierung im G-Code nach DIN 66025 realisierbar. Da, wie beim Bohren üblich, beim Auskammern ebenfalls eine innenliegende Wirkstelle vorliegt und nicht alle Steuerungen einer Tiefbohrmaschine die Möglichkeit zur Simulation bieten, wird im Folgenden eine weitere Möglichkeit der Überprüfung der NC-Bahnprogrammierung vorgestellt (**Abbildung 7.12**).

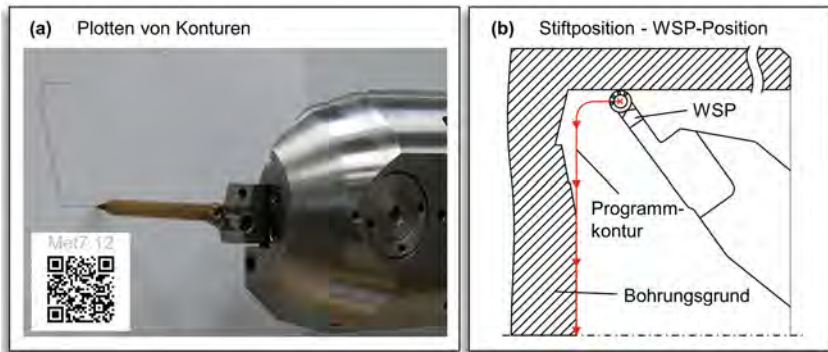


Abbildung 7.12: Versuchsaufbau zur Visualisierung der NC-Programme

Um die erstellten NC-Programme zur weiteren Bauteilinnenbearbeitung der häufig sehr kosten- und zeitintensiven Bauteilherstellung zu überprüfen, wird anstelle der Wendeschneidplatte in der Kassette ein Schreibstift eingesetzt. Unter Zuhilfenahme eines Whiteboards lassen sich somit die Verfahrbewegungen der Schneidkassette visualisieren. Hierbei gilt es zu beachten, dass die Stiftspitze ausschließlich mit einer Wendeschneidplatte mit sehr kleinem Eckenradius vergleichbar ist. Mögliche Einflüsse auf die finale Bauteilkontur durch größere und somit abweichende Eckenradien müssen anderweitig berücksichtigt werden. Um eine Übertragung auf die späteren Einsatzversuche zu gewährleisten, müssen die im Folgenden beschriebenen Einflüsse Berücksichtigung finden.

Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Werkzeugbahngenauigkeit

Während der realen experimentellen Untersuchungen wird der Vorschub im Programm über den Befehl G95 in mm angegeben. Aufgrund des beim Plotten stillstehenden Werkstücks muss für den Plottvorgang der Vorschub mittels eines G94-Befehls in mm/min angegeben werden. Aufgrund der maschinenseitigen Verrechnungsgeschwindigkeiten hat die gewählte Vorschubgeschwindigkeit einen erheblichen Einfluss auf die Werkzeugbahngenauigkeit (**Abbildung 7.13**).

Insbesondere die Darstellung von Richtungswechseln zeigt bei erhöhten Vorschubgeschwindigkeiten von $v_f = 1000$ mm/min abgerundete Werkzeugbahnen, da der Abstand zum Sollwert zu hoch ist und die Maschinensteuerung dem Sollwert zeitlich verzögert hinterhereilt. Dieser Einfluss muss in Abhängigkeit von der Systemträgheit bekannt sein und darf nicht auf die Programmierung zurückzuführen sein. Da es sich bei der Innenkonturierung häufig um sehr komplexe Bearbeitungen mit langen Prozesszeiten handelt, ist ein Kompromiss aus Bahngenauigkeit und Zeitaufwand

erforderlich. Kommt es aufgrund einer verhältnismäßig zu hoch eingestellten Vorschubgeschwindigkeit zur Abweichung von der Sollkontur, tritt ein Fehler in der Positionsüberwachung auf. Insbesondere in der virtuellen x -Achse kommt es daher aufgrund des hohen Rechenaufwands und einer zu engen Lagefehlertoleranz in der Steuerung zu einer Fehlermeldung. Die Maschine blockiert die Ausführung des NC-Programms aus Sicherheitsgründen. Eine Erhöhung der Positionsüberwachung von $0,2^\circ$ auf $0,5^\circ$ sowie der Verzögerungszeit von $0,4s$ auf $0,8s$ ermöglicht ein zielstrebiges und schnelles Plotten des NC-Programms.

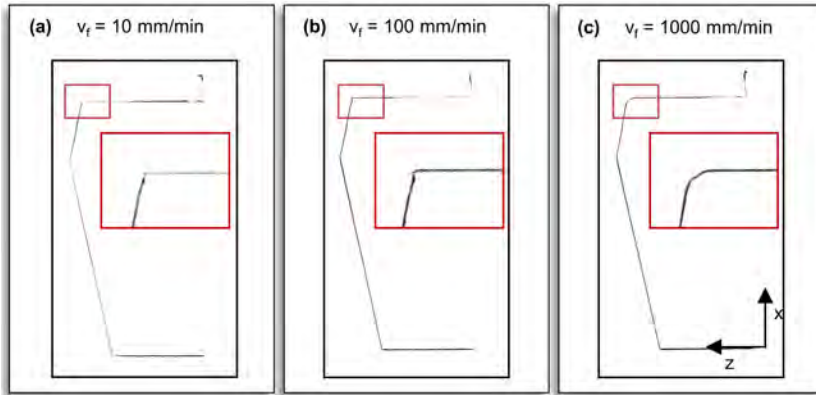


Abbildung 7.13: Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Werkzeugbahngenauigkeit

Nach der Vorstellung möglicher Fehlereinflüsse, hervorgerufen durch sehr hohe Verfahrgeschwindigkeiten, folgt die Darstellung prozessspezifischer Einflüsse, welche in der Programmierung Berücksichtigung finden müssen. Die Programmierung muss im Wesentlichen die sich ständig wechselnde Schneidenlage mit fehlender Radiuskompensation berücksichtigen.

Einfluss der variierenden Schneidenposition

Aufgrund der rotatorischen Kassettenbewegung kommt es in Abhängigkeit von der Winkel­lage zu sich stetig verändernden Schneidenpositionen in Bezug auf das Werkstück. Wird die Kassettenlänge in der $\beta_s = 0^\circ$ -Position zwischen Dreh­tellerachse und Schneidenspitze eingemessen, führt dies zu einem mit steigendem Durchmesser zunehmenden Positionsfehler (**Abbildung 7.14**).

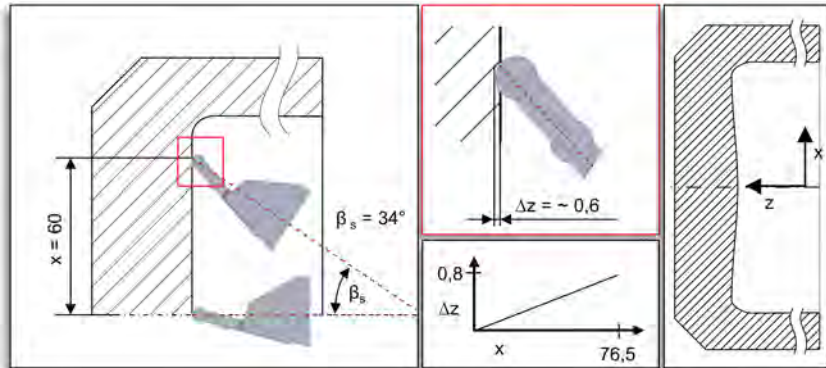


Abbildung 7.14: Einfluss der Schneidenposition auf die Zustellung in der z -Achse

Dieser Fehler ist umso größer, je größer der Eckenradius r_e und je größer der angefahrte x -Wert ist, da der in der Steuerung hinterlegte, vorderste Schneidenpunkt nicht mit dem Punkt der Schneide übereinstimmt, der dem Bohrungsgrund tatsächlich am nächsten ist. Für einen angefahrenen Durchmesserwert von $D = 120$ mm und einer verwendeten WSP-Form LCMF mit einem Eckenradius von $r_e = 3$ mm entspricht dies einer axialen Abweichung von $\Delta z = 0,6$ mm. Folglich entsteht kein ebener Bohrungsgrund, wie die Darstellung des Bohrungsgrundes rechts zeigt. Eine naheliegende und weitverbreitete Lösung stellt die Schneidenradiuskompensation dar. In diesem Fall wird die Schneidkassettenlänge zwischen der Drehellerachse und dem Mittelpunkt des Schneidenradius angegeben, um die Werkzeugbahn mithilfe der Befehle G41 und G42 zu berichtigen.

Einfluss der Schneidenlage

Laut DIN 66025-2 korrigieren die Befehle G41 und G42 die Werkzeugbahn links bzw. rechts. Somit wird in der Maschinensteuerung hinterlegt, ob sich die Werkzeugschneide im Prozess links (G41) oder rechts (G42) von der zu erzeugenden Bauteilkontur befindet. Die dazu benötigte Kenntnis der Schneidenlage, wie sie beispielsweise aus der Programmierung für Drehmaschinen bekannt ist, ermöglicht dann eine entsprechend korrigierte Werkzeugbahn für den Schneidenmittelpunkt. Während der Bauteilinnenbearbeitung verändert sich jedoch die Schneidenlage entlang der virtuellen x -Achse (**Abbildung 7.15**) ständig. Dieser Aspekt ist für drei unterschiedliche Zeitpunkte während der Bohrungsinnenbearbeitung dargestellt. Während die Schneidkassette zur Bearbeitung der Bohrungswand weit aufgestellt ist, liegt beim Kontakt mit dem Bohrungsgrund nahe der Bohrungswand eine Schneidenlage 4 vor.

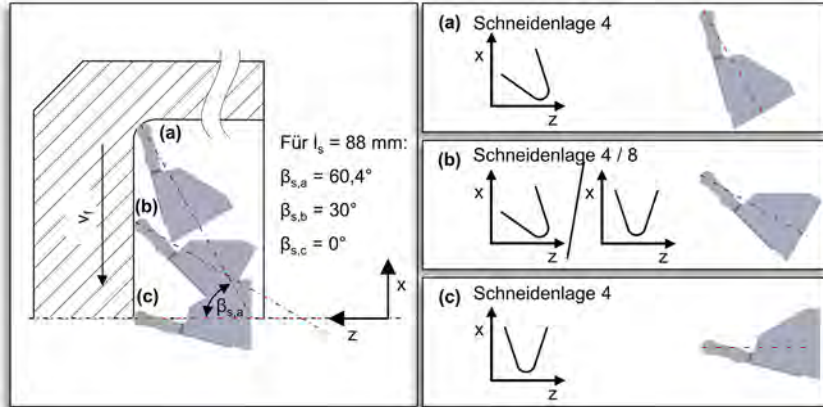


Abbildung 7.15: Einfluss des Kassettenwinkels auf die Schneidenlage

Diese Lage verändert sich mit abnehmenden Kassettenwinkeln zur Bohrungsachse, an der final die Schneidenlage 8 vorliegt. Somit ergeben sich in Abhängigkeit vom Kassettenwinkel verschiedene Schneidenlagen, auf deren Grundlage die Maschinensteuerung eine korrigierte Werkzeugbahn realisiert. Da jedoch in der Werkzeugverwaltung eine Schneidenlage angegeben werden muss, entsteht beim Verlassen dieser Lage eine fehlerhafte Berechnung der Bahnkorrektur. Folglich ist die Fertigung gewünschter Bohrungsgrundkonturen ausgeschlossen. Durch eine geeignete Auswahl an Wendeschneidplattenformen und -gestalten kann dieser Einfluss kompensiert werden. Bei runden Wendeschneidplatten bzw. rhombischen Wendeschneidplatten mit ausreichend hohen Eckenradien kann dieser Fehler konstant gehalten und dementsprechend in der Steuerung berücksichtigt werden.

Berücksichtigung der Radiuskompensation

Auf Basis einer geeigneten WSP-Auswahl wird im Folgenden eine Möglichkeit der Berücksichtigung der Radiuskompensation zur Fertigung planer Bohrungsgründe vorgestellt. Diese Art der Berücksichtigung fand bei der Programmierung zur Bearbeitung der in dieser Arbeit untersuchten Bauteilproben Verwendung (**Abbildung 7.16**). Aufgrund der eingesetzten WSP-Gestalt bietet es sich an, die möglichen Konturen ausschließlich aus der Sicht des Schneidenmittelpunkts der Wendeschneidplatten zu programmieren. Erfolgt darüber hinaus das Einmessen der Schneidkassette ebenfalls von dem Drehmittelpunkt bis zur Mitte der WSP, führt ein Abfahren der Strecke zwischen den Punkten x_{max} und x_{min} aufgrund der gleichbleibenden Eingriffsverhältnisse zu keiner Abweichung zwischen Soll- und Istkontur. Der Eingriffspunkt der WSP weicht demnach um den Radius der WSP von dem Mittelpunkt der WSP ab. Dazu wird in Richtung der z -Achse die angesteuerte Position über die Nullpunktverschiebung berücksichtigt. In Richtung der x -Achse ist eine derart einfache Korrektur nicht ohne Weiteres möglich. Auch hier weicht der Eingriffspunkt der Schneide exakt um den Betrag des WSP-Radius von dem Mittelpunkt der Schneide ab. Dies lässt sich jedoch nicht in der Nullpunktverschiebung berücksichtigen. Der nicht kompensierte Anteil muss daher in der Programmierung bedacht werden. Insbesondere die Programmierung definierter Konturen und Radien erfordert daher eine angepasste Abstimmung zwischen nullpunktverschobenen z -Werten und nicht weiter kompensierten x -Werten.

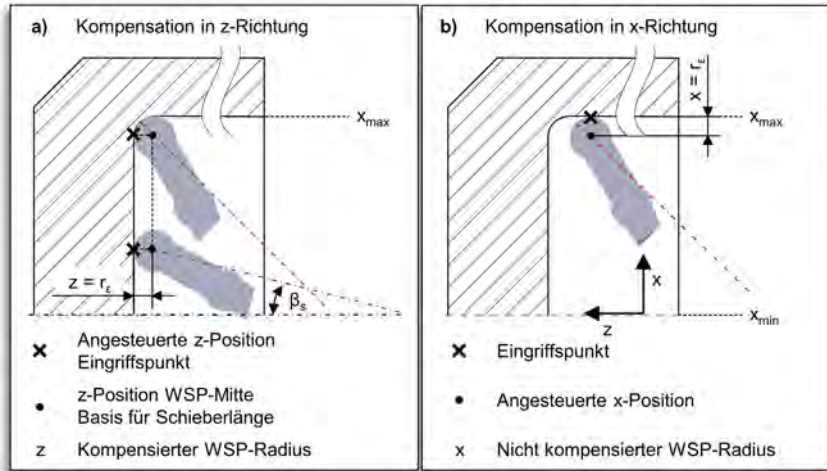


Abbildung 7.16: In dieser Arbeit verwendete Radiuskompensation zur Erstellung der NC-Programme

Einfluss der Schneidkassettenlänge und des Schneidkassettenwinkels

Einen deutlichen Einfluss auf die Bohrungsgestalt weisen sowohl die korrekte Länge der Kasette als auch der korrekt eingestellte Kassettenwinkel auf. Eine Abweichung zwischen der tatsächlichen und der im Programm hinterlegten Kassettenlänge führt zwangsläufig in Abhängigkeit vom Kassettenwinkel β_s zu einer fehlerhaften Berechnung des Längenteils in Richtung der x-Achse. Für einen Kassettenwinkel von $\beta_s = 0^\circ$ ist der Fehler minimal, wohingegen er mit zunehmendem Winkel ansteigt. Eine fehlerhafte Schneidkassettenlänge führt somit nicht zu einem Versatz der Kontur, sondern aufgrund der vorliegenden Winkelabhängigkeit zu einem vollständigen Verzerren der Kontur (Abbildung 7.17). Diese fehlerhafte Berechnung der Achsbewegungen führt zu einer Abweichung der Ist- zur Sollbahn. Zu kurz eingegebene Kassettenlängen l_s erzeugen hierbei steilere Konturen, wohingegen zu lang eingegebene Längen zu einem Stauchen der Kontur führen.

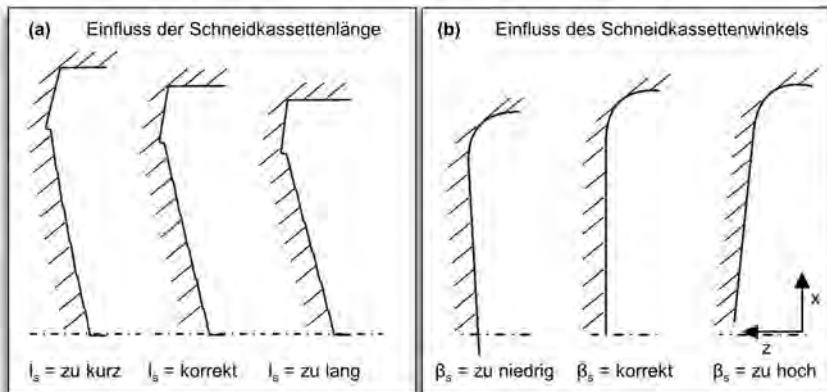


Abbildung 7.17: Fehlereinflüsse bei der SchneidkassettenEinstellung

Eine falsche Winkellage der b -Achse äußert sich hingegen für zu gering eingestellte Schneidkassettenwinkel β_s in einer nach unten orientierten und für zu hoch eingestellte β_s in einer nach oben positionierten Kontur. Aufgrund der korrekten Kassettenlänge l_s handelt es sich dennoch um eine exakte Darstellung der Kontur.

Allgemeine Empfehlungen zur Programmierung

Um die maximale mechanische Werkzeugbelastung im Eingriff möglichst gering zu halten, sollte der Anschnitt zwischen Werkzeug und Werkstück möglichst sanft gewählt werden. Insbesondere das Einstechen sollte aufgrund des großen WSP-Radius vermieden werden. Ist ein Einstich dennoch erforderlich, empfehlen sich deutlich geringere Vorschübe als bei der späteren Bearbeitung. Darüber hinaus sollte ein radiales Einstechen durch das Anfahren von Kreisbahnen ersetzt werden. Da die Werte der virtuellen Achse stetig im Hintergrund durch die Maschinensteuerung errechnet und mit der z -Achse verrechnet werden müssen, ist bei hohen Verfahrgeschwindigkeiten und drastischen Richtungsänderungen auf entsprechende Wartezeiten bzw. reduzierte Verfahrgeschwindigkeiten zu achten. Andernfalls reduziert sich die Bahngenauigkeit und -treue (s. Abbildung 7.13).

Weitere Einflussgrößen auf die Bauteilgestalt

Abbildung 7.18 zeigt mögliche Einflussgrößen auf den Prozess auf. Im Hinblick auf die Maschine ist eine spielfreie und exakte Ausrichtung einzelner Komponenten zueinander essentiell. Insbesondere die Lage der Lünette und des BOZAs zur Werkstückspindel weisen einen wesentlichen Einfluss auf die Genauigkeit der zu fertigenden Kontur auf. Sowohl die Bauteilzentrierungen als auch die Werkstückaufnahme müssen aufeinander abgestimmt sein. Andernfalls entstehen bereits beim Einfahren des Werkzeugs Abweichungen von der idealen Bohrungssache, welche sich in Durchmesser- und Konturunstimmigkeiten äußern.

Als Bohrbuchsenträger hat der BOZA als Maschinenkomponente einen großen Einfluss, wenn es bei geringen Bohrtiefen notwendig wird, dass das Werkzeug sich über seine Führungsleisten in der Bohrbuchse führt. Dies kann aufgrund der unterschiedlichen Durchmesserabweichungen zwangsläufig zu geringeren Durchmessern in den Auskammerungen führen.

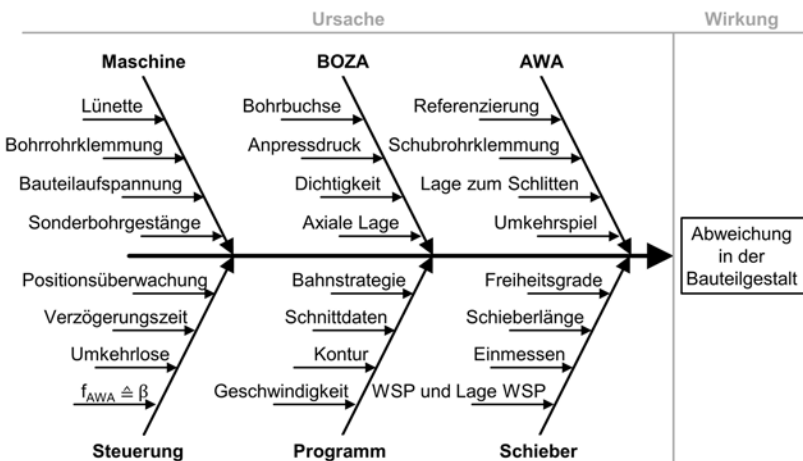


Abbildung 7.18: Einflussgrößen auf die Bauteilgestalt

Das AWA als weitere NC-Achse, appliziert am Maschinenschlitten, erfährt durch seine Aufgabe, das Schubrohr axial zu verfahren, eine wesentliche Bedeutung. Insbesondere das Spiel im AWA führt zu gewissen Totzeiten und -wegen an der Werkzeugschneide, welche zwingendermaßen berücksichtigt werden müssen. Auf eine exakte Referenzierung wurde bereits ausführlich eingegangen.

Die Steuerung ermöglicht die Berücksichtigung von Umkehrspielen und bietet somit die Möglichkeit, in eine vorhandene Abweichung softwaretechnisch einzugreifen. Eine entscheidende Bedeutung kommt der Zuordnung zwischen den axialen Verfahrbewegungen des AWA und der Winkellage der Kassette zu.

Die Programmierung von möglichen Bauteilkonturen muss sowohl auf das gewünschte Ergebnis angepasst als auch durch sinnvolle Schritte in der Bahnstrategie abgestimmt sein. Um das volle Potential des Auskammerwerkzeugsystems nutzen zu können, ist eine gezielte Entwicklung von Schneidkassetten erforderlich. Hierbei kommt insbesondere den erforderlichen Freiheitsgraden und dem exakten Einmessen der Kassette eine hohe Bedeutung zu.

8 Technologische Untersuchungen zur Herstellung innenkonturierter Tiefbohrungen

Die Herstellung innenkonturierter Tiefbohrungen lässt sich in Abhängigkeit vom notwendigen Prozessverfahren in drei Prozessschritte unterteilen. Zunächst stellt die Erzeugung einer Führungsbohrung mittels BTA-Vollbohrverfahren die Grundlage dar. Durch den Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems kann die Kontur dieser Führungsbohrung nahezu beliebig im Bohrungsgrund als auch an der Bohrungswand spanend gestaltet werden. Abschließend ermöglicht die Erweiterung des Auskammerwerkzeugsystems um eine Walzeinheit eine topographie- und randzonenoptimierende Nachbearbeitung geeigneter, spanend erzeugter Bohrungskonturen. Neben der Vorstellung und detaillierten Analyse der einzelnen Prozessschritte ist die Entwicklung zur Herstellung geeigneter Schneid- und Walzkassetten Gegenstand des folgenden Kapitels. Abschließend zeigt die Bearbeitung amagnetischer, austenitischer Stähle die Möglichkeiten der festigkeitssteigernden Bohrungsnachbearbeitung auf.

8.1 Untersuchungen zum BTA-Vollbohren zur Erzeugung der Führungsbohrung

Die Herstellung der Führungsbohrung führt aufgrund des großen Werkzeugdurchmessers in der Praxis zu Herausforderungen, die häufig das Aufbohren einer bereits existierenden Bohrung als wirtschaftlicher erscheinen lassen [Bie18]. Insbesondere in Verbindung mit dem in Kapitel 7 vorgestellten und für das Auskammern notwendige Sonderbohrgestänge müssen für das Zerspanen mit großen Spanungsquerschnitten drei Aspekte näher betrachtet werden:

- Das Werkzeugsystem wird durch sehr hohe Prozesskräfte belastet,
- Anspruchsvolle Spanabfuhr infolge des hohen Zeitspanvolumens bei geringen Bohrrührquerschnitten,
- Entlang des Werkzeugdurchmessers liegen variierende Zerspanungsbedingungen vor.

Bei den Untersuchungen zur mechanischen Werkzeugbelastung erfolgt die Messung über die am Bohrröhr applizierten Dehnungsmessstreifen. Da beim Vollbohren keine mechanische Verbindung zwischen dem Vollbohrkopf und dem Schubgestänge besteht, liefern die am Schubrohr angebrachten Dehnungsmessstreifen keine Erkenntnisse.

Mechanische Werkzeugbelastung beim BTA-Vollbohren

Nach dem Anbohrvorgang erfolgt eine Variation der Vorschübe mit zunehmender Bohrtiefe. Um die Gefahr der Fließspanbildung, welche durch geringe Vorschübe und Spannungsdicken aufgrund der geringen Materialvorschädigung gefördert wird, beim Anbohren und dem somit möglichen Zusetzen des reduzierten Innenbohrrohrquerschnitts zu vermeiden, erfolgt die Reduzierung des Vorschubs von $f = 0,2$ mm auf $f = 0,175$ mm und $f = 0,15$ mm. Zunächst wird der Einfluss des Vorschubs auf die mechanische Werkzeugbelastung in Vorschubrichtung bei der BTA-Tiefbohrbearbeitung der Stähle C45, 42CrMo4+QT und 16MnCr5 dargestellt (**Abbildung 8.1**).

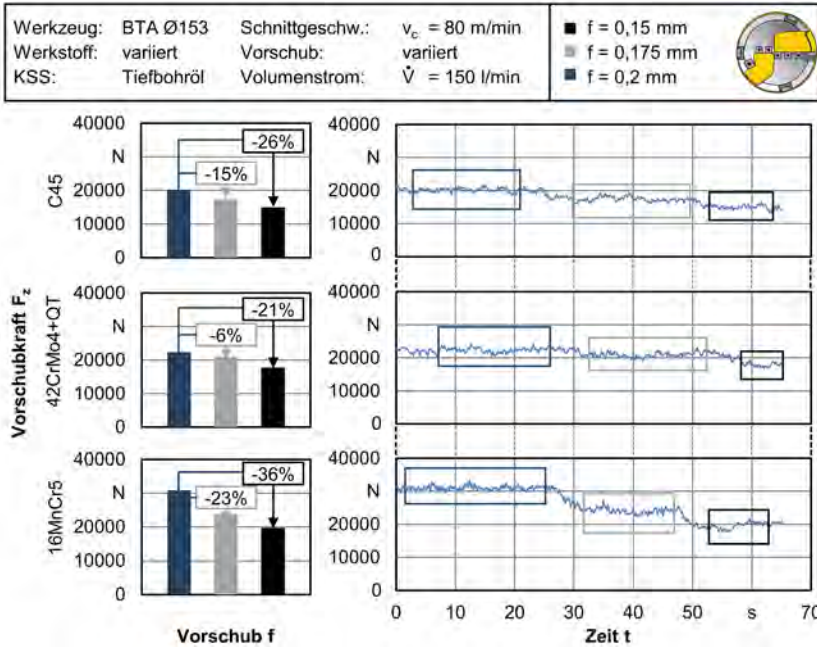


Abbildung 8.1: Einfluss des Versuchswerkstoffes und des Vorschubs auf die Vorschubkraft F_z beim BTA-Vollbohren

Für alle drei Werkstoffvarianten ist mit Reduzierung des Vorschubs eine Abnahme der anliegenden Vorschubkraft zu erkennen. Dennoch ist in Abhängigkeit vom Werkstoff die prozentuale Abnahme entsprechend der Spannungsquerschnittsreduktion nicht korrelierend. Lediglich für den Werkstoff C45 ist diese Aussage zutreffend. Aufgrund der höheren Werkstofffestigkeit liegen bei der Bearbeitung des 42CrMo4+QT auch höhere mechanische Werkzeugbelastungen als bei der Bearbeitung des C45 vor. Dass sich die deutlich höheren mechanischen Kennwerte des 42CrMo4+QT nur in geringfügig höheren Belastungen widerspiegeln, liegt unter anderem in dem im Vergleich zum C45 erhöhten Schwefelanteil, der die Zerspanbarkeit verbessert. Bei der Bearbeitung des 16MnCr5 treten insbesondere bei dem höchsten Vorschubwert die höchsten Belastungen trotz der geringsten mechanischen Kennwerte der untersuchten Werkstoffvarianten auf. Die Spannumformung und -trennung entlang aller sieben Wendeschneidplatten wird durch die niedrigen Kohlenstoff- und Schwefelanteile des 16MnCr5 negativ beeinflusst. Dies ist durch Hochgeschwindigkeitsaufnahmen, die im Rahmen eines neu entwickelten Versuchsstands zur Abbildung variierender Einstellwinkel κ durchgeführt worden sind, belegbar. Bei Betrachtung des Bohrmoments kann diese Erkenntnis bestätigt werden (**Abbildung 8.2**). Für gleiche Spannungsquerschnitte liegen vergleichbare, gemittelte Bohrmomente vor. Generell liegen aufgrund der neutralen Spanwinkel sowie den vorhandenen Auslaufradien der Schneiden S2 bis S7 schwingungsarme Bohrprozesse bei der Vergütungsstahlbearbeitung vor.

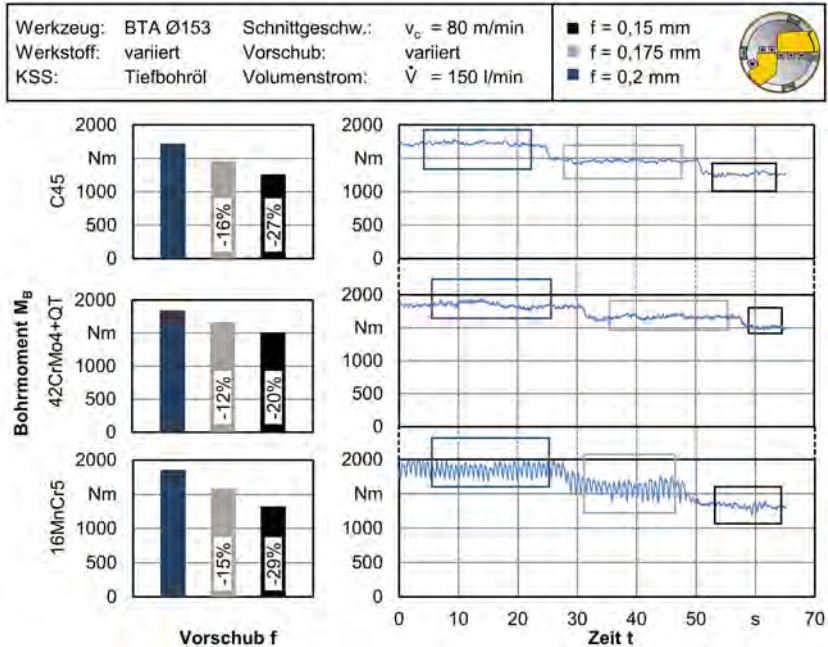


Abbildung 8.2: Einfluss des Versuchswerkstoffs und des Vorschubs auf das Bohrmoment M_B beim BTA-Vollbohren

Im Bohrprozess sind bei der Bearbeitung von 16MnCr5 hingegen stärkere Prozessschwingungen zu erkennen. Dies bestätigt die Annahme der ungleichmäßigen Spanbildung infolge geringer Kohlenstoff- und Schwefelanteile. Erst mit dem geringsten Vorschub erfolgt eine gleichmäßigere Spanformung. Die für diesen Vorschub vorliegenden mechanischen Werkzeugbelastungen bei der Bearbeitung der drei Werkstoffvarianten korrelieren mit den entsprechenden mechanischen Werkstoffeigenschaften.

Prozesssichere Späneausbringung mit reduziertem Bohrerquerschnitt

Zur Herstellung innenkonturierter Tiefbohrungen ist eine ganzheitliche, wirtschaftliche Nutzung des Ausammerwerkzeugsystems auf der Tiefbohrmaschine sinnvoll. Dies erfordert auch beim Einbringen der Führungsbohrung die Verwendung des Sonderbohrgestänges, wodurch die Prozesssicherheit maßgeblich beeinflusst wird. Die im Vergleich zum konventionellen Bohrer um nahezu 74 % reduzierte Innenfläche macht daher eine kurzbrechende Späneformung für eine hohe Prozesssicherheit unerlässlich. Infolgedessen wird trotz der höchsten mechanischen Werkzeugbelastungen das Einbringen der Führungsbohrung mit Vorschüben von $f = 0,2$ mm umgesetzt. Eine detaillierte Darstellung der entstehenden Spanformung zeigt **Abbildung 8.3**. Die Spananalyse erfolgt sowohl in Abhängigkeit vom Werkstoff als auch von den entsprechenden Schneidlagen am Bohrkopf. Durch die Dimensionierung und die Lage der Wendschneidplatte am Bohrkopf lässt sich eine Zuordnung der jeweiligen Späne zu den verschiedenen WSP-Typen vornehmen. Bei der Spanbildung des Werkstoffs C45 bilden sich unabhängig von der Schneidlage kurzbrechende Späne mit glatten Spanunter- und relativ rauen Spanoberseiten aus.

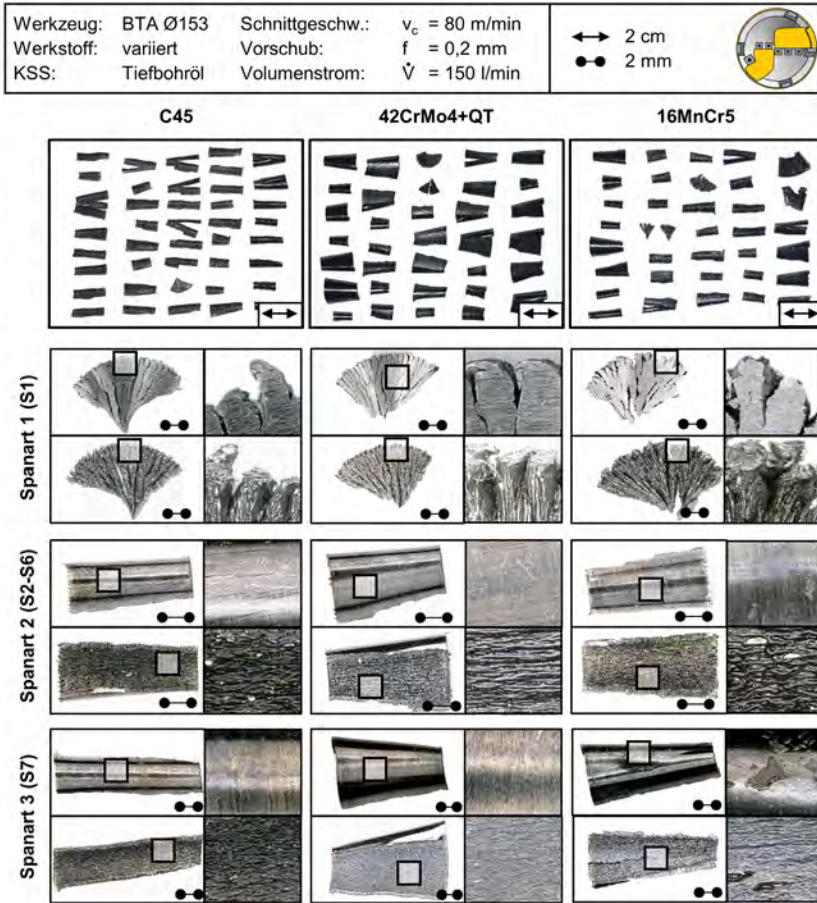


Abbildung 8.3: Spanbildung beim BTA-Vollbohren in Abhängigkeit vom Versuchswerkstoff und den verschiedenen Wendeschneidplatten

Bei einigen Spänen der Spanart 3 zeigt sich, dass die Umformung des Materials zum finalen Bruch durch den Spanformer nur unvollständig erfolgt ist. Bei der Bearbeitung des 42CrMo4+QT treten hingegen aufgrund der höheren Werkstoffzähigkeit und des feineren Gefüges längere Späne mit geringerem Krümmungsradius auf. Dies konnte durch Messungen der Spandicken an eingebetteten Proben nachgewiesen werden. Ein durch den Spanformer erzwungenes Anlaufen des Materials an den Bohrungsgrund zur Erzeugung des Spanbruchs erfolgt somit mit einem größeren Krümmungsradius. Die bei der Spanart 3 im Vergleich zum C45 deutlich glatteren Spanober- und -unterseiten deuten bei dem höchsten anliegenden Schnittgeschwindigkeitsbereich auf einen gleichmäßigen Trennvorgang des Materials. Bei der Bearbeitung des 16MnCr5 treten vergleichbare Spanformen wie bei der Bearbeitung des C45 auf. Lediglich die Spanoberseiten sind deutlich rauer und segmentierter, was mit den schwankenden Bohrmomentwerten korreliert. Mit der Vorschubreduktion stellt sich einzig beim 16MnCr5 eine Veränderung hin zu langbrechenden Spänen

ein. Der für diesen Vorschubwert gleichmäßiger ablaufende Span reduziert die Schwingungen im Bohrmoment sichtbar.

Bohrkopfgestalt und Bohrungsgrundausrüstung

Die in Kapitel 4 detailliert vorgestellte Bohrkopfgestalt prägt maßgeblich den Bohrungsgrund aus. Da die Gestaltung des Bohrungsgrunds einen wesentlichen Bestandteil der spanenden Nachbearbeitung durch das neuartige Auskammerwerkzeugsystem darstellt, wird dieser tiefergehender analysiert. Dies umfasst neben der geometrischen Form auch die entstehenden Oberflächengüten in Abhängigkeit von der eingesetzten Wendschneidplatte (**Abbildung 8.4**). Der BTA-Vollbohrer mit einem Durchmesser von $d = 153$ mm trägt sieben Wendschneidplatten, welche sich in ihrer Schneidenanordnung überlagern, um die vollständige Zerspanung des gesamten Bohrungsquerschnitts zu gewährleisten. Durch die asymmetrische Schneidenanordnung und eine nachlaufende Zentrumsspitze werden Schwingungen im Bohrprozess reduziert. Dabei dringt die äußerste Wendschneidplatte mit verhältnismäßig hoher Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 63,4$ m/min als erste in das Material ein und stabilisiert somit das Werkzeug im anfälligen Anbohrprozess. Zwischen dem ersten Schneidenkontakt mit dem Werkstück bis zum vollständigen Eindringen des gesamten Bohrwerkzeugs muss eine Bohrtiefe von $l_t = 14,03$ mm überwunden werden, wie in der Schnittdarstellung des ausgeformten Bohrungsgrundes zu erkennen ist. Die Schneiden S1 - S6 weisen einen vergleichbaren Einstellwinkel auf und sind lediglich axial geringfügig versetzt. Somit entsteht für den Bohrungsgrund eine gestufte Gestalt. Aufgrund der beim Bohren zur Bohrungsmitte stetig abfallenden Schnittgeschwindigkeit erfolgt die Zerspanung an der Schneide 1 in einem Schnittgeschwindigkeitsbereich von $v_c = 0 \dots 8,5$ m/min.

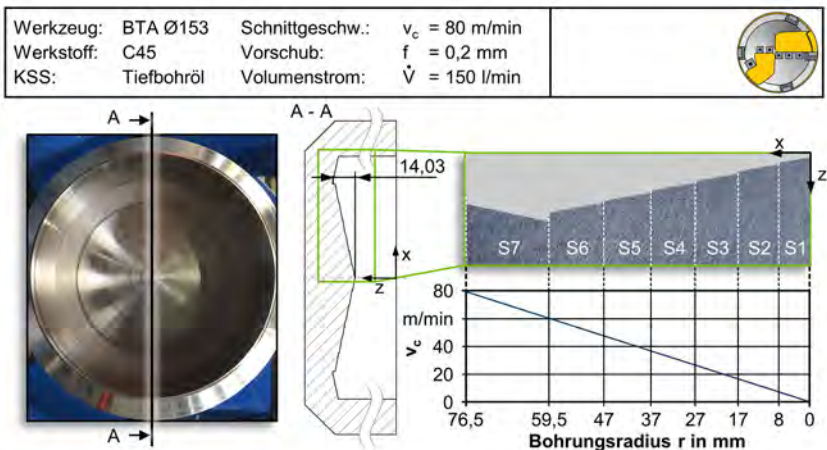


Abbildung 8.4: Darstellung der Bohrungsgrundkontur in Abhängigkeit von der Bohrkopfgestalt

Die dadurch erhöhte Scher- und Umformarbeit erfordert eine sehr stabile Schneidkante, weshalb auf einen Spanformer an der Wendschneidplatte 1 verzichtet wird. Die Ausprägung der Wendschneidplattengestalt in Verbindung mit ihrer Lage im Plattensitz sowie den jeweils unterschiedlichen anliegenden Schnittgeschwindigkeitsbereichen beeinflusst die Oberflächenrauheit deutlich. **Abbildung 8.5** zeigt dies in Abhängigkeit vom bearbeiteten Material. Die durch die Schneide 7 entstandene Oberfläche weist für alle Werkstoffvarianten infolge hoher Schnittgeschwindigkeiten und hoher Prozesstemperaturen die geringsten Rauheiten auf.

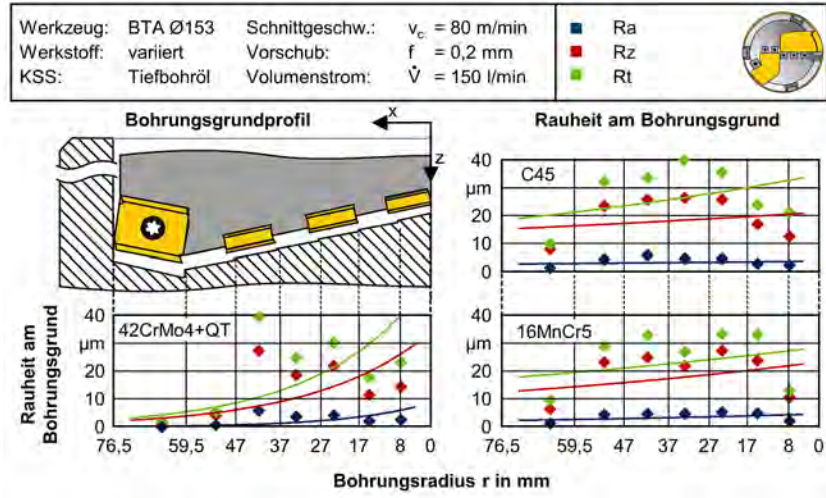


Abbildung 8.5: Bohrungsgrundoberfläche in Abhängigkeit vom Versuchswerkstoff und den verschiedenen Wendeschneidplatten

Mit abnehmendem Bohrungsradius fällt die Schnittgeschwindigkeit ab und führt bei anders orientierten Schneiden zu steigenden Rauheitskennwerten [Met18a]. Trotz einem negativen Spanwinkel von $\gamma = -15^\circ$ und nicht vorhandenem Auslaufradius weist die von der Schneide 1 erzeugte Oberfläche geringere Rauheiten auf als die Flächen der Schneiden 2 bis 6. Dies liegt unter anderem in den erhöhten Quetsch-, Reib- und Schmiervorgängen bei geringer Schnittgeschwindigkeit mit negativer Anstellung begründet. Von allen Werkstoffen weist der 42CrMo4+QT mit dem feinkörnigsten Gefüge über den gesamten Bohrungsgrund die beste Oberflächenqualität auf. Dies deckt sich mit der Fließspanbildung der untersuchten Späne und einem vereinfachten Trennvorgang trotz der im Vergleich höchsten mechanischen Kennwerte.

Die Führungsbohrung für das neuartige Auskammerwerkzeugsystem weist grundsätzlich hohe Anforderungen an die Maßgenauigkeit, wie Durchmesser und Form, sowie den Mittverlauf auf und beeinflusst dadurch maßgeblich den Innenkonturierungsprozess. Je genauer die Führungsbohrung ist, desto weniger Spiel liegt in der Lage des Auskammerwerkzeugs in der Bohrung vor. Üblicherweise wird eine maximale Durchmesserabweichung von $\Delta d = 0,01$ mm gefordert. Dieses Spiel kann durch die hydraulisch ausfahrbare Stützleiste kompensiert werden, sodass konstante Eingriffsbedingungen vorliegen. Bei der Installation des BOZA an der institutseigenen Tiefbohrmaschine wurde die Lage zu den Spindeln überprüft. Der Spankegel der Werkstückaufnahme liegt dabei in Flucht zur Werkstückspindel, der Hinterenddichtungsträger in Flucht zur Werkzeugspindel. Aufgrund des geringen l/D -Verhältnisses der am Institut durchgeführten Untersuchungen wird auf eine Messung des Mittverlaufs verzichtet, da die freie Bohrstangenlänge durch das Auflager in der Hinterenddichtung im Verhältnis zur maximal erreichbaren Bohrtiefe gering ist. Bei Innenkonturierungsprozessen in mehreren Metern Bohrtiefe mit geringen Toleranzen in der zu erstellenden Innenkontur ist eine genaue Führungsbohrung unter Berücksichtigung der genannten Merkmale zwingend erforderlich.

8.2 Spanende Herstellung verschiedener Bohrungsinnenkonturen

Der BTA-Vollbohrkopf erzeugt in Abhängigkeit von seiner Gestalt einen definierten Bohrungsgrund mit mittelmäßiger Oberflächengüte. Darüber hinaus existieren zahlreiche Bauteile mit besonders ausgeprägten Bohrungsgründen und -wänden. Daraus lässt sich die Zielsetzung der spannenden Nachbearbeitung durch den Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems wie folgt kurz zusammenfassen:

- Nachbearbeitung des BTA-Bohrungsgrundes
- Erzeugung gewünschter Bohrungsgrundkonturen
- Herstellen geforderter Bohrungswandkonturen (evtl. mit Übergang in den Bohrungsgrund)

Bevor die Erzeugung unterschiedlicher Bohrungsinnenkonturen vorgestellt und analysiert wird, steht die Entwicklung geeigneter Schneidkassetten im Vordergrund. Neben grundlegenden Aspekten der Schneidkassettenauslegung wird detailliert auf die in den Auskammeruntersuchungen zum Einsatz kommenden Schneidkassetten eingegangen.

8.2.1 Entwicklung geeigneter Schneidkassetten

Eine Entwicklung geeigneter Schneidkassetten muss in Abhängigkeit von der zu erstellenden Bohrungsinnenkontur erfolgen. Dennoch zeigt **Abbildung 8.6** zunächst grundlegende Kriterien für die Auslegung von Schneidkassetten.

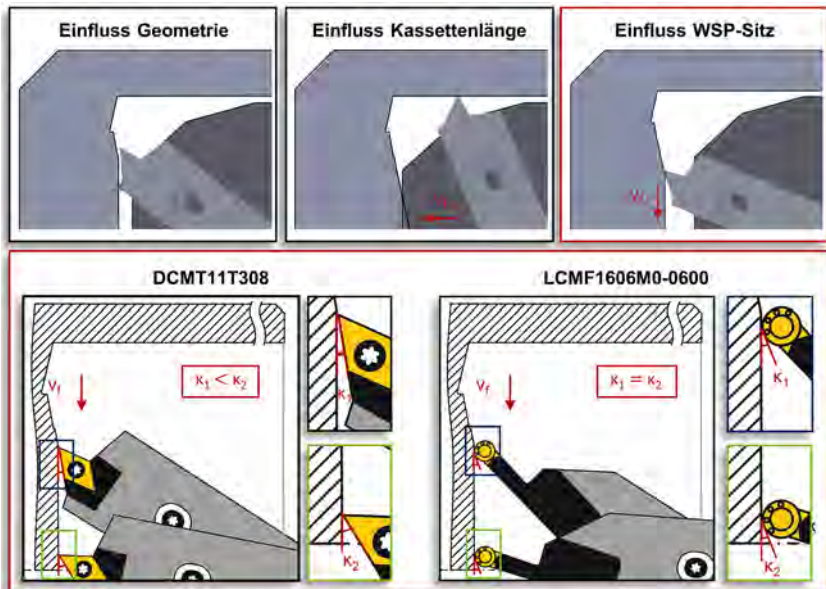


Abbildung 8.6: Auslegung geeigneter Schneidkassetten zur spanenden Innenkonturierung

Die zu beachtenden Kriterien zur Auslegung geeigneter Schneidkassetten werden zunächst an einer Schneidkassette zur Aufnahme von DCMT-Platten vorgestellt. Der Wendeschneidplattensitz liegt dabei mit einem Winkel von $\beta_{s,WSP} = 20^\circ$ außerhalb der Kassettenachse und ermöglicht dadurch insbesondere die spanende Bearbeitung des Bohrungsgrundes im oberen Durchmesserbereich bei einer Vorschubbewegung in Richtung der Bohrungswand. Ebenso vorteilhaft für diese Schneidenanordnung ist der ziehende Schnitt an der Bohrungswand. In Abhängigkeit von der geometrischen Gestalt der Schneidkassette ist auf ausreichende Freimachungen zu achten. Eine zu breite Ausführung der Kassette nahe der Schneide kann für gewisse Schneidkassettenwinkel zu einem frühzeitigen Kontakt zwischen Schneidkassette und Bohrungsgrund führen. Hierbei ist insbesondere der gestufte BTA-Bohrungsgrund in Verbindung mit zu hohen Schnitttiefen in Richtung der z-Achse entscheidend. Da sich beim Aufstellen der Schneidkassette zur Bohrungswand aufgrund der in der Maschinensteuerung hinterlegten Achsverrechnungen der Auskammerkopf in Richtung der z-Achse bewegen muss, ist eine gewisse Mindestlänge der Schneidkassette zur Vermeidung einer Kollision des Kopfes im Bohrungsgrund zwingend erforderlich. Somit reduzieren sich die zur Bearbeitung notwendigen Schneidkassettenwinkel β_s (s. Kapitel 7.2.1), und der maximal erreichbare Durchmesser nimmt zu. Da die freiliegende Kassettenlänge außerhalb des Drehellers somit ebenfalls ansteigt, kommt es zu einer Zunahme der Schwingungsanfälligkeit des Prozesses. Dies könnte für variierende Kassettenlängen auf dem entwickelten Versuchsstand zur Einstellung variierender Einstellwinkel nachgewiesen werden.

Die vorteilhafte Lage des Plattensitzes der Schneidkassette zur Aufnahme der DCMT-WSP an der Bohrungswand führt bei der vollständigen Bohrungsgrundbearbeitung in Vorschubrichtung zur Bohrungsmitte zu verschlechterten Eingriffsbedingungen. Insbesondere für größere Durchmesser liegt beim Anschnitt des gestuften Bohrungsgrundes ein sehr geringer Einstellwinkel κ vor. Die somit verbundenen Auswirkungen auf den Spanungsquerschnitt und eine ungewöhnliche Belastungssituation der exponierten Schneidenspitze macht reduzierte Schnittwerte notwendig. Damit eine Verbesserung der Eingriffsbedingungen in Kombination mit enormen Freiheiten der Konturgestaltung ermöglicht werden kann, erfolgt eine Schneidkassettenauslegung für LCMF-Platten. Wie in der Abbildung 8.6 gezeigt, weist dieser Plattentyp entlang der gesamten Bohrungsbearbeitung konstante Eingriffsbedingungen auf. Zusätzlich weist die Schneidkante der vorliegenden WSP-Form L eine deutlich höhere Stabilität auf. Dies bietet darüber hinaus deutliche Vorteile bei der NC-Bahnprogrammierung, wenn die Schnitttiefe unterhalb des Eckenradius von $r_e = 2$ mm bzw. $r_e = 3$ mm liegt (s. Kapitel 7). Diese für multidirektionale Zerspanaufgaben empfohlene Wendeschneidplattenform eignet sich daher sowohl für die Bohrungsgrundbearbeitung in Richtung des Zentrums als auch für die Bohrungswandbearbeitung. Eine detaillierte Ansicht des verwendeten Schneidkassettentyps ist in **Abbildung 8.7** dargestellt. Dieser Schneidkassettentyp L besteht aus der Kassette sowie dem Plattensitz mit Schraubklemmung für die Wendeschneidplatte LCMF. Dabei muss die Lage des Schneidenmittelpunkts der Wendeschneidplatte in der axialen Nulllage der Schneidkassette liegen, um bei einem Schneidkassettenwinkel von $\beta_s = 0^\circ$ das Bohrungszentrum von $x = 0$ mm zu erreichen. In diesem Fall konnte die gewünschte Länge der Schneidkassette nur durch eine spezielle Lage des Plattensitzes realisiert werden und führt zu einer veränderten Lage der WSP ($\beta_{s,WSP} = 20^\circ$).

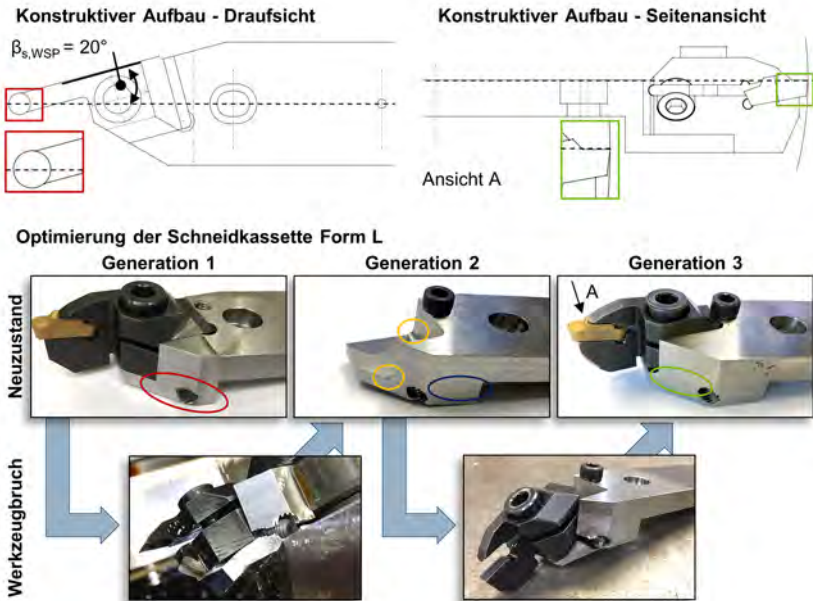


Abbildung 8.7: Entwicklung und Optimierung der Schneidkassette LCMF

Da es sich bei der Form LCMF um eine Stechschneide mit runder Wendeschneidplattenform handelt, ist der Einfluss der Lage vernachlässigbar, solange der Schneidenmittelpunkt sich in den jeweiligen Nulllagen befindet. In der Umfangsrichtung ist eine hinreichende Freimachung des Plattensitzes notwendig, um nicht mit der Bohrungswand zu kollidieren. Darüber hinaus muss auch in dieser Ansicht die Wendeschneidplatte in der Nulllage der Kassette liegen, um das Werkstück im Bohrungszentrum von $x = 0$ mm nicht zu über- oder zu unterschneiden. Die Lage der WSP im Plattensitz in der Schneidkassette muss daher insbesondere zur Bohrungsgrundbearbeitung ausreichend genau gefertigt sein, da ansonsten Werkstoff im Bereich des Bohrungszentrums stehenbleiben kann.

Im Rahmen der Entwicklung der Schneidkassette zur Aufnahme der LCMF-WSP wurde durch die durchgeführten Einsatzversuche eine Optimierung der Schneidkassette notwendig. Die kritische Stelle der Kassette liegt zwischen dem Gewinde für die M8-Schraube zur Fixierung des Plattensitzes in der Schneidkassette und den Kanten der Plattensitzaufnahme (rote Ellipse). Durch die Ausführung mit runden Übergängen (orangene Ellipsen) zur Vermeidung ausgehender Kerbwirkungen und verlängerter Schneidkassette (blaue Ellipse, Generation 2) sowie einem verkürzten Plattensitz (grüne Ellipse, Generation 3) ist eine konstruktive Optimierung an den kritischen Stellen durchgeführt worden. Darüber hinaus erfolgte eine werkstofftechnologische Optimierung der Generation 3 durch den Einsatz eines höherfesten Materials bei gleichzeitig hoher Zähigkeit zur Steigerung der Festigkeit der L-Schneidkassette. Die Kassetten der Generation 3 sind dabei für den Wendeschneidplattentyp LCMF0400 mit $r_e = 2$ mm und den Typ LCMF0600 mit $r_e = 3$ mm gefertigt worden.

8.2.2 Herstellung planer Bohrungsgründe

Bei der Herstellung der verschiedenen Bohrungsinnekonturen werden die drei Aspekte Prozesssicherheit, Bauteilqualität und Wirtschaftlichkeit berücksichtigt. Die Schnittdaten sind so zu wählen, dass ein prozesssicherer Spanabtransport durch das Spanmaul gewährleistet wird. Zustellbewegungen ins volle Material erfolgen zum Schutz einzelner Komponenten mit reduzierten Vorschüben. Ferner werden Verfahrensbewegungen mit großen Radien und linearen Zustellungen angestrebt, um eine hohe Umschlingung der WSP zu vermeiden. Der Aspekt Bauteilqualität zielt auf eine hohe Oberflächenqualität der zerspannten Bereiche ab. Aus diesem Grund erfolgt immer ein finaler Schlichtvorgang der zu erzeugenden Kontur mit optimierten Schnittdaten. Dies kann in besonderen Fällen die exakte Wiederholung eines Konturzuges bedeuten. Neben der Berücksichtigung der beiden Aspekte Prozesssicherheit und Bauteilqualität wird eine hohe Wirtschaftlichkeit angestrebt. Dies bedeutet, dass Verfahrensbewegungen ohne Schneideneingriff, wie es bspw. bei der Bohrungsgrundbearbeitung vorkommt, mit sehr hohen Vorschüben von $f = 1$ mm realisiert werden. Somit lassen sich unnötige Nebenzeiten reduzieren.

Bearbeitungsschritte zur Herstellung planer Bohrungsgründe

Die Bearbeitung des Bohrungsgrundes unterteilt sich in vier wesentliche Bearbeitungsschritte (Abbildung 8.8). Am Ende liegt ein planer Bohrungsgrund mit einem verrundeten Übergang von der Bohrungswand zum Bohrungsgrund vor. Die Bohrungsgrundbearbeitung im Durchmesserbereich kleiner $D < 118,6$ mm erfolgt in zwei Schritten. Zunächst beginnt das gerade Auskammern des Bohrungsgrundes mit einem senkrecht von oben beginnenden Anfahren (I). Die Zustellbewegung in Richtung der z-Achse erfolgt oberhalb des Materials, um ein axiales Einstechen zu vermeiden.

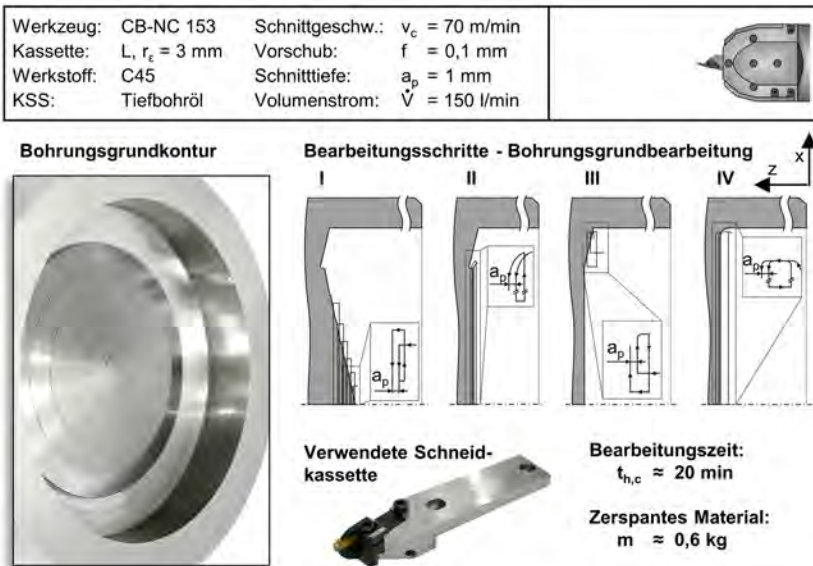



Abbildung 8.8: Bearbeitungsschritte und verwendete Kassetten zur Bohrungsgrundbearbeitung

Entlang der Kontur muss daher die Anfahrtshöhe der Schneide abhängig von der Gestalt gesteigert werden, um unnötige Leerbewegungen zu reduzieren. Die Schneidenbewegung führt immer von hohen Durchmesserbereichen zum Bohrungsmittelpunkt, um ein Einstechen der Schneide bei geringen Schnittgeschwindigkeiten zu vermeiden. Die Zustellung in Richtung der z-Achse entspricht dabei der gewünschten Schnitttiefe a_p . Um eine hohe Umschlingung der WSP zu vermeiden, erfolgt die Zustellung der letzten Schritte durch ein radiales Anfahren mit anschließendem Auskammern bis zur Bohrungsmitte (II).

Für die Zerspanung im Durchmesserbereich größer $D > 118,6$ mm wird im dritten Bearbeitungsschritt die in negativer z-Richtung orientierte Bohrungsgestalt berücksichtigt (III). Dabei wird das Material in gegenläufiger Richtung zur unteren Bohrungsgrundbearbeitung ausgekammert. Das Anfahren des äußersten Bohrungsdurchmessers wird durch eine radiale Verfahrbewegung realisiert, auf die eine axiale, ziehende Schneidenbewegung entlang der Bohrungswand folgt. Entlang der Kontur muss der Durchmesser verringert werden, um ein axiales Einstechen zu verhindern. Abschließend beinhaltet der vierte Bearbeitungsschritt einen vollständigen Konturzug ausgehend von der Bohrungswand zur Bohrungsmitte (IV). Dabei wird die Schneidkassette zunächst axial an der Bohrungswand in positiver z-Richtung verfahren, um abschließend über eine Radiuskontur den gesamten Bohrungsgrund zu zerspanen. Anschließend erfolgte ein Schlichtvorgang des letzten Bearbeitungsschrittes mit einem Vorschub von $f = 0,075$ mm und einer Schnitttiefe von $a_p = 0,1$ mm. Die für diese vier Bearbeitungsschritte erforderliche Dauer beträgt ungefähr $t_{h,c} \approx 20$ min. Das dabei ausgekammerte Material hat ein Gewicht von $m \approx 0,6$ kg.

Technologische Untersuchungen des Bohrungsgrunds

Die Oberflächenrauheit des final erzeugten Bohrungsgrunds in Abhängigkeit von der vorliegenden Schnittgeschwindigkeit bei der Bearbeitung der drei verschiedenen Werkstoffvarianten zeigt **Abbildung 8.9**. Aufgrund der Werkstückdrehzahlbegrenzung kommt es zwangsläufig zu einem Abfall der Schnittgeschwindigkeit nahe der Bohrungsmitte (s. Kapitel 8.1). Da aus Kapitel 5 ein Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die entstehende Oberflächengüte bekannt ist, erfolgt neben der Auswertung von Oberflächen, welche mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 70$ m/min bearbeitet wurden, die Oberflächenauswertung für die Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 50, 30$ und 20 m/min. Für alle drei untersuchten Bohrungsgründe kann eine Verbesserung der Oberflächentopographie in Richtung des Bohrungszentrums festgehalten werden [Met18b]. Dies bestätigt die grundlagenorientierten Außenlängsdrehversuche mit fallenden Rauheitswerten für Schnittgeschwindigkeiten $v_c < 100$ m/min. Auch bei der Bohrungsgrundbearbeitung weist das feinkörnige und homogene Werkstoffgefüge des 42CrMo4+QT infolge der verbesserten Trennvorgänge die niedrigsten Rauheitswerte auf, wobei die Rauheitswerte des C45 am höchsten ausfallen.

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: L, $r_c = 3$ mm	Vorschub: $f = 0,075$ mm	
Werkstoff: variiert	Schnitttiefe: $a_p = 0,1$ mm	
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $\dot{V} = 150$ l/min	

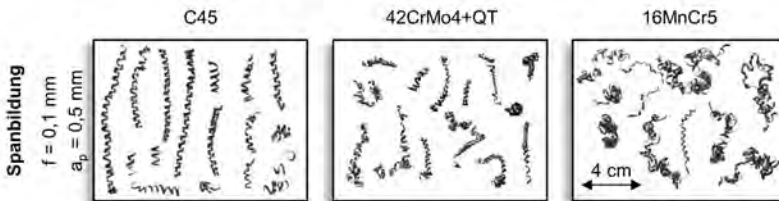
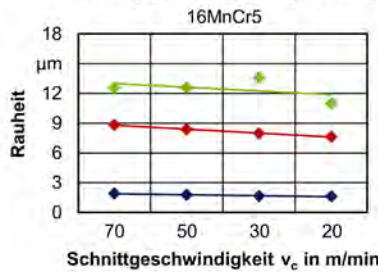
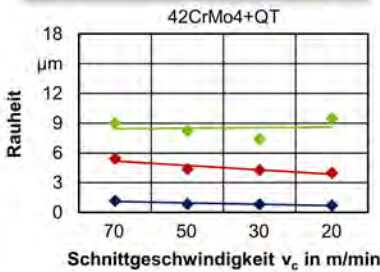
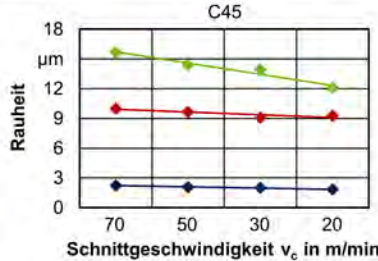


Abbildung 8.9: Erkenntnisse zur spanenden Bearbeitung des Bohrungsgrundes

Sämtliche gemessenen Rauheitswerte stellen bei Betrachtung des gesamten Bohrungsgrundes eine deutliche Verbesserung im Vergleich zum mittels BTA-Vollbohren eingebrachten Bohrungsgrund dar. Zusätzlich zur Oberflächenrauheit zeigt die Abbildung 8.9 exemplarisch die Spanbildung bei einer Schnitttiefe von $a_p = 0,5$ mm und einem Vorschub von $f = 0,1$ mm. Hierbei bestätigen sich die beim BTA-Vollbohren gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der Spanformung. Die zylindrischen Wendelspäne des C45 lassen sich ebenso prozesssicher abführen wie die mittellangen und ebenfalls gleichmäßig ausgeformten Wendelspäne des 42CrMo4+QT. Einzig bei der Bearbeitung des Einsatzstahls 16MnCr5 entstehen wirre Band- und Wendelspäne, die durch ein hohes Maß an Unregelmäßigkeit geprägt sind. Solch ein Span kann sich im ungünstigsten Fall um die Schneidkassette wickeln, mit weiteren Spänen ineinander verhaken und die Prozesssicherheit gefährden.

Wirksamkeit des Messsystems auf Basis von Dehnmessstreifen

Zur Ermittlung der während des Auskammerprozesses wirkenden mechanischen Werkzeugbelastungen wurde ein Messsystem auf Basis von Dehnmessstreifen installiert (s. Kapitel 4). Die dadurch ermittelten Axialkräfte auf den Bohr-/Schubrohren bzw. das Moment am Bohrrohr werden im Folgenden hinsichtlich ihrer Validität detailliert untersucht. Auf eine Beurteilung der axialen Belastung des äußeren Bohrrohres in Vorschubrichtung wird aufgrund der geringen mechanischen Werkzeugbelastungen bei der hohen Systemsteifigkeit verzichtet. **Abbildung 8.10** zeigt daher eine Beurteilung des Messkanals $F_{x,ss}$ zur Ermittlung mechanischer Werkzeugbelastungen im Auskammerprozess.

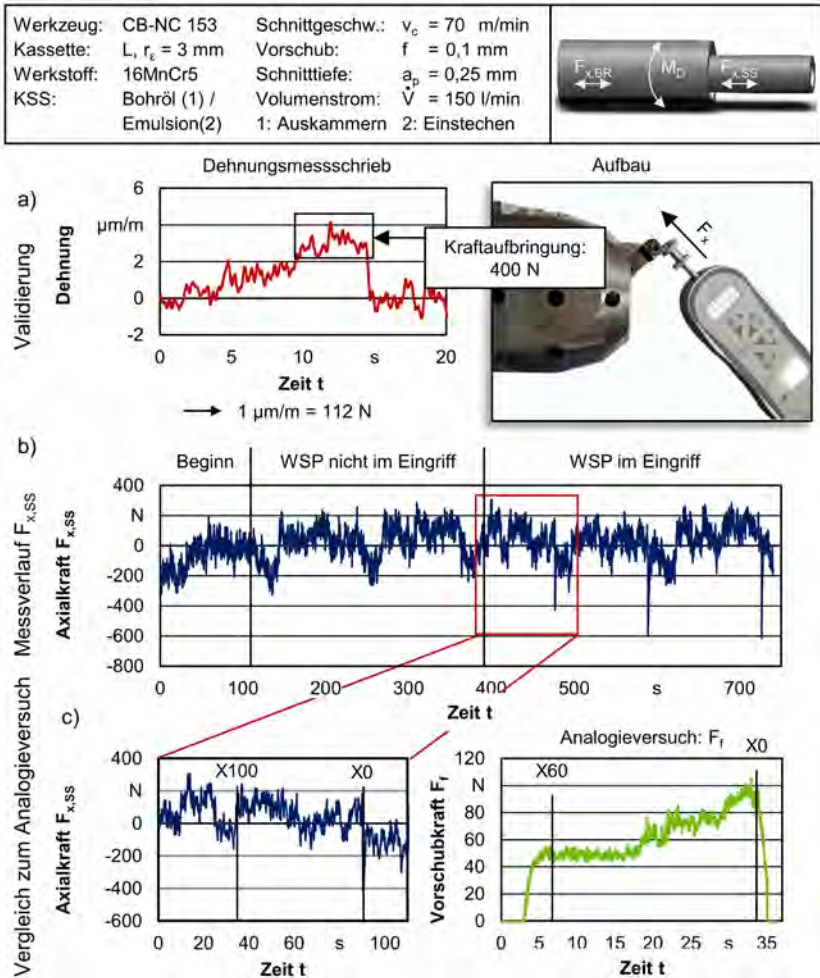


Abbildung 8.10: Untersuchungen zum Messkanal $F_{x,ss}$

Der Messkanal $F_{x,ss}$ zeichnet die axialen Belastungen des Schubrohrs auf und wird im Wesentlichen aufgrund der kinematischen Verbindung mit der Schneidkassette durch die vorliegenden Belastungen an der Schneide im Eingriff beeinflusst. In Abhängigkeit vom Schneidkassettenwinkel β_s und der zu fertigenden Bohrungskontur besteht das Belastungskollektiv aus sowohl einer Passiv- als auch einer Vorschubkraftkomponente. Die im Schubrohr entstehenden Spannungen lassen sich dabei in Abhängigkeit von der Vorschubrichtung der Druck- oder Zugbeanspruchung zuordnen. Die mit einem Handkraftmessgerät durchgeführten Validierungsversuche zeigen für eine maximale Kraftaufbringung von $F_{mess} = 400$ N bei einem Schneidkassettenwinkel von $\beta_s = 30^\circ$ eine Dehnung in Zugrichtung von ungefähr $4 \mu\text{m/m}$ (Abbildung 8.10 a). Abbildung 8.10 b) zeigt einen Messverlauf bei der Bohrungsgrundbearbeitung, welcher sich in drei Bereiche unterteilen lässt. Nach dem Beginn der Aufzeichnung beim Start des Prozesses werden zunächst drei Zustellbewegungen ohne Schneideneingriff aufgezeichnet. Hierbei zeigt sich die notwendige Kraft zur Bewegung der Schneidkassette, welche durch das AWA bereitgestellt wird. Die mit einem deutlich höheren Vorschub durchgeführten Zustellungen in positiver x -Achse und die im Arbeitsvorschub durchgeführten Bewegungen zur Bohrungsmitte hin lassen sich eindeutig zuordnen. Einige Konstruktionselemente im Bohrkopf erzeugen eine Reibung, die bei den Verfahrensbewegungen überwunden werden muss. Dazu zählen neben Abdichtungen, die ein Eintreten des Bohröls ins Werkzeuginnere verhindern, eine Buchse und ein Bronzeelement, welches die Verfahrensgenauigkeit der Schneidkassette verbessert. Aufgrund der so erzeugten Reibung wird eine axiale Kraft von ungefähr $F_{x,ss} = 400$ N erforderlich. Ein Eingriff der Wendeschneidplatte lässt sich aufgrund des geringen Spanungsquerschnitts nicht näher analysieren, wie im fortgeschrittenen Messverlauf aufgezeigt wird. Lediglich vereinzelte Peaks am Ende jeder Zustellbewegung zur Bohrungsmitte werden erfasst, welche zu einem späteren Zeitpunkt näher analysiert werden. Ein Vergleich zu auf einer Drehmaschine durchgeführten Analogieuntersuchungen weist für diese Schnittdatenkombination eine maximale Zunahme der Vorschubkraft von $F_{f,max} = 100$ N auf. Diese Belastung ist im Vergleich zu den Verfahrensbewegungen ohne Belastung nicht eindeutig zu unterscheiden.

Eine vergleichbare Tendenz ist für den Messkanal M_D festzustellen (**Abbildung 8.11**). Dieser Messkanal zeichnet das Bohrmoment über das äußere Bohrrohr auf. Das Moment wird maßgeblich durch die wirkende Schnittkraft F_c in Kombination mit dem Schneidkassettenwinkel β_s bestimmt. Bei konstanter Schnittkraft F_c entsteht somit für hohe Schneidkassettenwinkel ein höheres Moment als für geringe Schneidkassettenwinkel. Die Validierung erfolgte mit einer Belastung von $M_D = 300$ Nm und bewirkt dabei eine Dehnung von ca. $8 \mu\text{m}$. Auch hier zeigt ein Messverlauf bei der Bearbeitung des Werkstoffs 16MnCr5 keine signifikanten Unterschiede zwischen einer im Eingriff befindlichen und einer nicht im Eingriff befindlichen Wendeschneidplatte. Insbesondere die an der Drehmaschine durchgeführten Analogieuntersuchungen offenbaren im Vergleich zum Validierungsprozess sehr geringe Drehmomente. Die dabei ermittelte Schnittkraft F_c wurde in Abhängigkeit von der radialen Zustellung zum Moment verrechnet. Die durch die Schnittkraft gemessenen Momente am Bohrrohr lassen sich daher kaum eindeutig aus dem Messverlauf $F_{M,D}$ ableiten. Neben den Schwankungen innerhalb des Messsystems wird das Moment darüber hinaus durch die an der Bohrungswand anliegenden Führungsleisten sowie der zusätzlichen Hydraulikleiste beeinflusst.

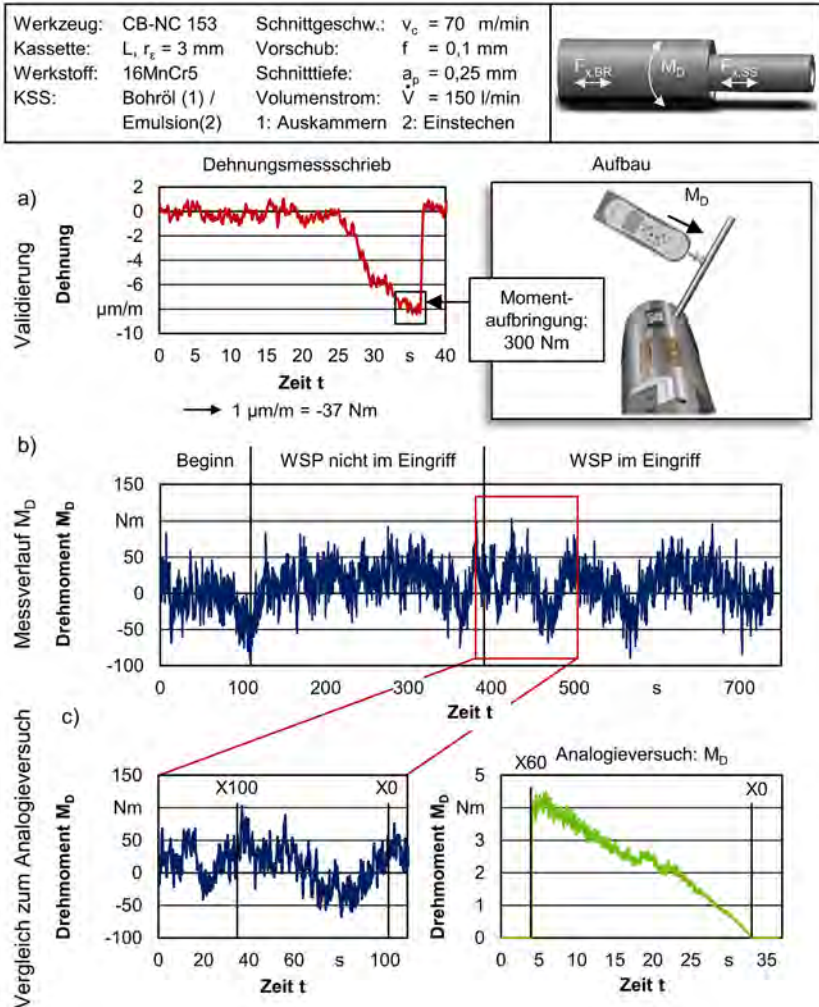


Abbildung 8.11: Untersuchungen zum Messkanal M_D

Die verwendete Messtrategie mittels Dehnungsmessstreifen ermöglicht die Bestimmung mechanischer Werkzeugbelastungen. Aufgrund der Auslegung des Sonderbohrgestänges zum BTA-Vollbohren mit Bohrungsdurchmessern von $D = 153$ mm weist das System eine hohe Steifigkeit auf. Die beim BTA-Vollbohren auftretenden mechanischen Werkzeugbelastungen können über das applizierte Messsystem eindeutig gemessen und analysiert werden. Die im Bereich der Auskammervorgängen vorliegenden mechanischen Werkzeugbelastungen unter Berücksichtigung bekannter Störgrößen, wie Reibung und Führungsleistenkontakt, können hingegen nicht eindeutig ermittelt werden. Aus diesem Grund werden die mechanischen Werkzeugbelastungen durch weitere Analogieuntersuchungen auf einer Drehmaschine ermittelt. **Abbildung 8.12** zeigt dazu neben

dem Versuchsaufbau den Einfluss der Schnitttiefe und Wendeschneidplattengröße bei variierenden Werkstoffvarianten auf das wirkende Belastungskollektiv. In den Analogieuntersuchungen erfolgte das Querabstechdrehen mit vergleichbaren Schnittdaten wie beim radialen Auskammern des Bohrungsgrundes. Dabei stellt die Zustellung in der z-Achse die Schnitttiefe im Auskammerprozess dar. Während der Verfabrbewegung in Richtung der Rotationsachse wirkt zunächst ein gleichmäßig wirkendes Belastungskollektiv auf die Schneide. Mit dem Erreichen der erlaubten Maximaldrehzahl und dem damit folgenden Abfallen der Schnittgeschwindigkeit v_c steigen die Zerspankraftkomponenten an. Im stationären Bereich steigen mit zunehmender Schnitttiefe sämtliche Zerspankraftkomponenten unabhängig vom Werkstoff und Wendeschneidplattengröße aufgrund des gestiegenen Spanungsquerschnitts an. Eine Verdopplung der Schnitttiefe bewirkt nahezu eine Verdopplung sämtlicher Zerspankraftkomponenten. Obwohl eine eindeutige Tendenz zwischen der WSP LCMF0400 mit einem Eckenradius von $r_e = 2$ mm und der WSP LCMF0600 ($r_e = 3$ mm) erkennbar ist, fällt der Unterschied relativ gering aus. Die Auswirkungen auf die Zugspannung des Schubrohres sind für größere Durchmesserbereiche der Bohrungsgrundbearbeitung demnach als marginal gering einzustufen.

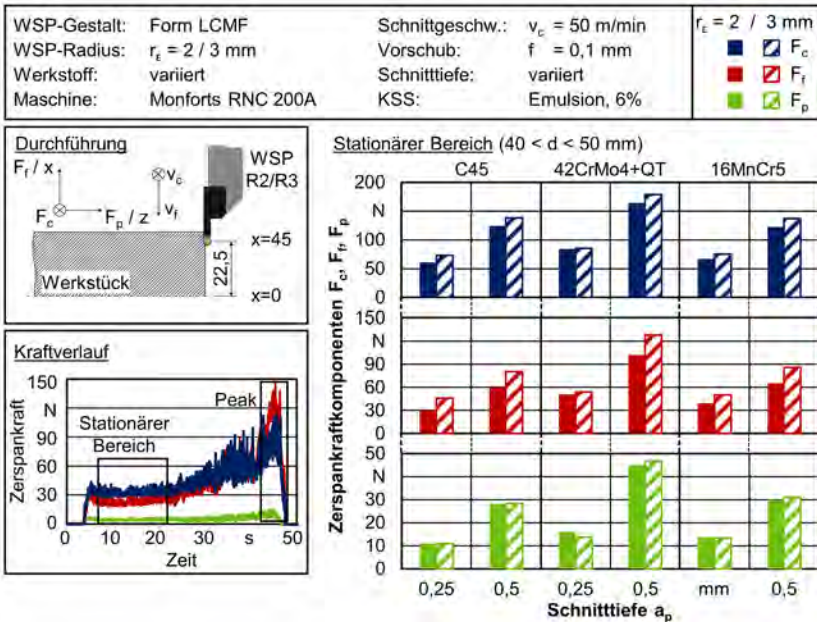


Abbildung 8.12: Analogieuntersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Werkzeugbelastungen

Analyse der Entstehung eines Absatzes im Bohrungsmittelpunkt

Der in Abbildung 8.10 vorgestellte Kraftverlauf bei der Bohrungsgrundbearbeitung lieferte für die im Eingriff befindliche Wendeschneidplatte in regelmäßigen Abständen einen Belastungspeak. Dieser Peak lässt sich stets zum Ende eines radialen Auskammervorgangs lokalisieren. Aus diesem Grund wird im Folgenden die Entstehung eines Absatzes im Bohrungszentrum tiefergehend analysiert (Abbildung 8.13). Eine besondere Charakteristik während der Bohrungsgrund-

konturierung zeigt sich in der ungewollten Entstehung eines kleinen Absatzes im Bohrungsmittelpunkt (Abbildung 8.13 a)). Diese Abweichung von der Sollkontur vermindert die Bohrungsqualität und deutet auf eine unzureichende Lage der Werkzeugschneide zu den Raumachsen hin. Dabei kann sowohl in der radialen Richtung eine unvollständige Verfahrbewegung als auch ein Unter- oder Überschneiden des Materials senkrecht zur Vorschubbewegung Ursache für die Entstehung des Absatzes sein. Diese Thematik kann bei sämtlichen bis zur Rotationsachse spanend bearbeiteten Proben auftreten. Zur Vermeidung muss daher die Schneidenspitze der WSP in der Nullachse der Kassette und Drehtellers liegen (s. Abbildung 8.7). In Abhängigkeit von der Ausprägung des Absatzes liegen derart hohe Belastungen auf der Schneidkassette und dem damit verbundenen Schubrohr vor, dass die auf dem Schubrohr applizierten Dehnungsmessstreifen diese Belastung erfassen. Beim mehrmaligen Auskammern kann es aufgrund einer unzureichenden Zerspanung im Bohrungsmittelpunkt zu einer Vergrößerung des Absatzes bis zu wenigen Millimetern kommen (Abbildung 8.13 b)). Diese Belastungen erreichen ein Vielfaches der im Normalfall wirkenden mechanischen Belastungen und können zum Schneidenbruch bzw. Schneidenverlust führen (Abbildung 8.13 c)). Dabei wird die sehr stabile, verrundete Wendeschneidplatte aus ihrem Plattensitz herausgedrückt. Die während des radialen Auskammerns wirkenden Zugspannungen auf das Schubrohr reduzieren sich somit mit Erreichen des Bohrungsmittelpunkts und erzeugen durch den Absatz deutliche Druckspannungen auf das Bohrrohr. Neben dem bereits genannten und vom konventionellen Querplandreihen bekannten Aspekt der Schneidenlage lassen sich für die Entstehung des Absatzes bei der Verwendung des Auskammerwerkzeugsystems auf Tiefbohrmaschinen weitere Gründe nennen. Neben der unmittelbar wirkenden axialen Lage des BOZAs und der Lünette sowie der Rundlaufgenauigkeit der erzeugten Führungsbohrung muss ein korrektes Einmessen der Schneidkassette gewährleistet sein.

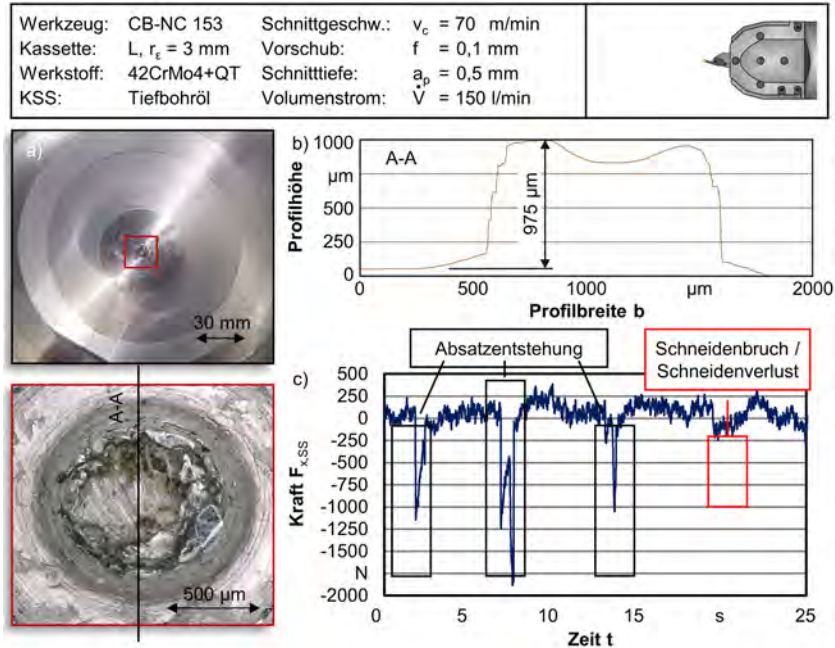


Abbildung 8.13: Analyse der Entstehung eines Absatzes im Bohrungsmittelpunkt

Darüber hinaus ist auf eine spielfreie Verbindung zwischen dem Schubrohr und dem Auskammerwerkzeugantriebssystem über die Klemmverbindung zu achten. Abschließend führen sehr geringe Schnittgeschwindigkeiten zu erhöhten Quetsch- und Reibvorgängen und erhöhen somit die mechanischen Werkzeugbelastungen. Aus diesem Grund werden in **Abbildung 8.14** in bereits bekannter Art und Weise die aus Analogieuntersuchungen erarbeiteten maximalen Zerspankraftkomponenten beim Querplandrehen vorgestellt. Die dargestellten mechanischen Werkzeugbelastungen sind während der Bearbeitung der letzten 1,5 mm gemittelt worden. Im Gegensatz zu den Erkenntnissen im größeren Durchmesserbereich liegt ein eindeutiger Einfluss des gewählten Wendeschneidplatteneckenradius vor. Mit einer Zunahme des Eckenradius von $r_\epsilon = 2$ mm auf $r_\epsilon = 3$ mm kommt es zu einem signifikanten Anstieg der Belastungen. Dies betrifft insbesondere die Belastung in Vorschubrichtung und spiegelt somit die Erkenntnisse aus der Bohrungsgrundbearbeitung wider. Darüber hinaus führt eine erhöhte Schnitttiefe zu erhöhten Zerspankräften und bestätigt somit den Einfluss eines größer werdenden Absatzes nach mehrmaligen radialen Zustellbewegungen. Unter Berücksichtigung sämtlicher genannten Aspekte und der Wahl geeigneter Schnittdaten ist in jedem Fall eine prozesssichere Bohrungsgrundbearbeitung realisierbar.

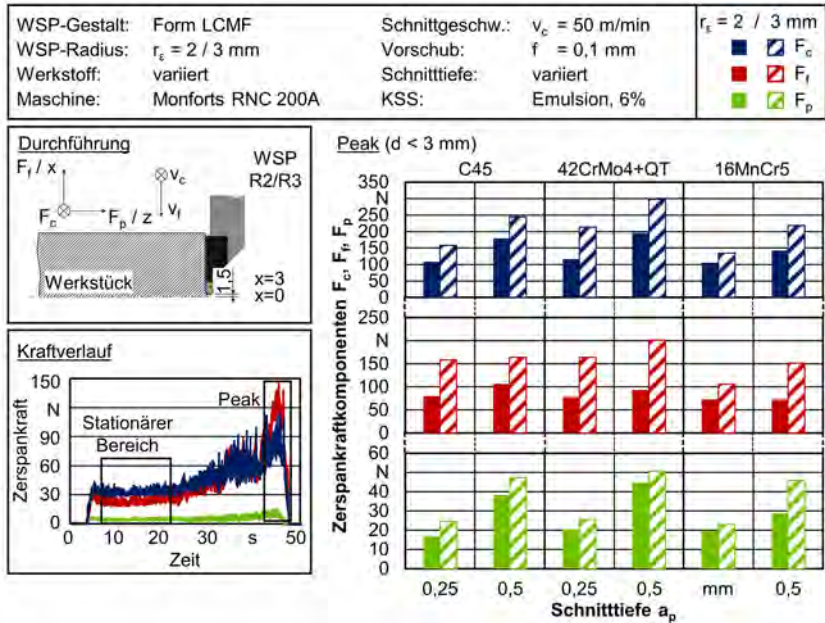


Abbildung 8.14: Analogieuntersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Werkzeugbelastungen II

8.2.3 Herstellen konturierter Bohrungswände

Der Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems ermöglicht neben der Bohrungsgrundbearbeitung auch die Bohrungswandbearbeitung. Auch wenn die maximal erreichbaren Auskammertiefen an der Bohrungswand im Vergleich zu herkömmlichen, linear ausfahrbaren Auskammerwerkzeugsystemen nicht erreichbar sind, ermöglicht das neuartige System das Einbringen von Auskammerungen.

Bearbeitungsschritte zur Herstellung konturierter Bohrungswände

Stellvertretend für diese Bearbeitungsmöglichkeit beinhaltet der Bearbeitungsschritt V die spanende Bearbeitung einer sowohl in radialer als auch axialer Richtung ausgeformten Kammer. Diese befindet sich im Übergang zwischen Bohrungswand und Bohrungsgrund (**Abbildung 8.15**). Grundlage hierfür sind zunächst die Bearbeitungsschritte I bis IV, auf die anschließend durch radienbasierte Verfahrenbewegungen die Erzeugung der hinterscheidenden Auskammerung erfolgt. Neben der drückenden und ziehenden Beanspruchung der Schneidkassette ist der Zerspanprozess durch variierende Eingriffsbedingungen gekennzeichnet. Aufgrunddessen und der Schwingungsanfälligkeit des Werkzeugsystems erfolgt die Bearbeitung mit reduzierten Schnittdaten. Zusätzlich wird eine ausschließlich in radialer Richtung ausgeformte Auskammerung eingebracht (Bearbeitungsschritt VI). Dabei erfolgt eine radiale Zustellung auf Schnitttiefe mit reduzierten Vorschüben. Abschließend erfolgt ein schlichtender Konturzug entlang der ausgekammerten Bereiche an der Bohrungswand. Dies führt zu einer Bearbeitungszeit von ungefähr $t_{h,c} \approx 28$ min bei einer zerspannen Masse von $m \approx 0,6$ kg.

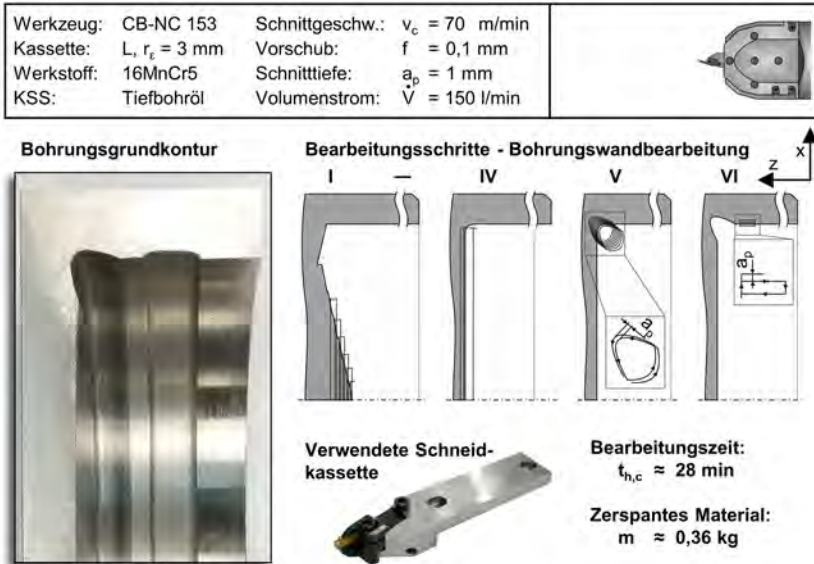


Abbildung 8.15: Bearbeitungsschritte und verwendete Kassetten zur Bohrungswandbearbeitung

Technologische Untersuchungen der konturierten Bohrungswand

Abbildung 8.16 zeigt die Ergebnisse und Analyse der bei der Herstellung der Auskammerung gemessenen Werkzeugbelastungen, erzielten Oberflächenrauheiten und den unterschiedlichen Spanformen. Zusätzlich werden die variierenden Eingriffsbedingungen in Abhängigkeit von der WSP-Größe aufgezeigt. Die programmierten Zustellbewegungen entlang großer NC-Bahnradialen vermeiden belastungskritische Einstechsituationen.

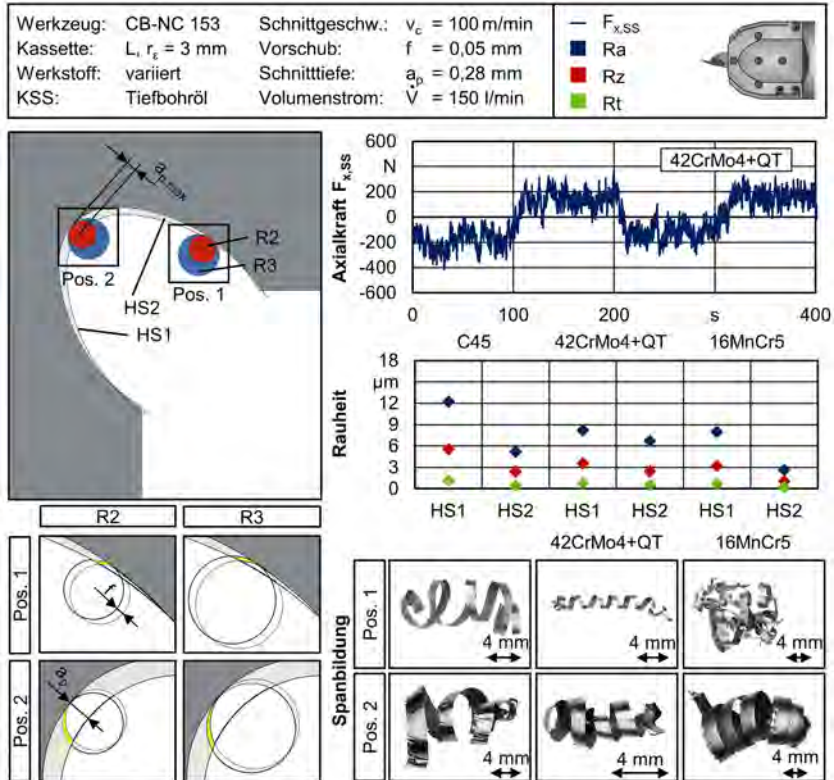


Abbildung 8.16: Erkenntnisse zur spanenden Bearbeitung der Bohrungswand

Somit erfolgt ein kontinuierlicher Anstieg der Schnitttiefe im drückenden Schnitt bis zu einem Maximum nahe Pos. 2. Nach dem Umkehrpunkt erfolgt ein ziehender Schnitt mit sich stetig reduzierenden Spanungsquerschnitten. Aufgrund der hohen Schwingungsanfälligkeit der WSP-Form ist diese Kontur für alle drei Werkstoffe mit geringen Schnittdaten (Schnitttiefe $a_p = 0,28$ mm, $f = 0,05 \dots 0,1$ mm) erzeugt worden. Die bereits analysierte, notwendige Axialkraft des Schubrohres zur reinen Verfahrensbewegung der Schneidkassette lässt die wirkenden mechanischen Werkzeugbelastungen nicht eindeutig im Messverlauf erkennen. Die dabei erzeugten Oberflächenkennwerte sind für den Teilbereich mit ziehender Prozesskinematik vergleichbar mit den Oberflächen der Bohrungsgrundbearbeitung. Die Oberflächen des Werkstoffs C45 weisen erneut die höchsten, die des vergüteten, feinkörnigen Stahls 42CrMo4+QT hingegen die geringsten Kennwerte auf. Wirkt hingegen die Zerspankraft in Richtung des Plattensitzes, sinkt die Schwingungsanfälligkeit, und deutlich bessere Oberflächen treten auf. Einen deutlichen Einfluss der variierenden Eingriffsbedingungen lässt sich bei der Spannbildung festhalten. Für sämtliche Werkstoffe treten gemäß des vorliegenden Werkstoffgefüges in der Pos. 1 für den C45 und den 42CrMo4+QT zylindrische Wendelspane und den 16MnCr5 Wirrspäne auf. Dies deckt sich erneut mit den Erkenntnissen aus der Bohrungsgrundbearbeitung. Die im weiteren Prozessverlauf ansteigende Schnitttiefe führt zu erhöhten Spanungsbreiten, was eindeutig in der Spannförmung an der Pos. 2 belegt werden kann.

Für alle drei Werkstoffvarianten liegt eine zylindrische Wendelspanbildung vor. Diese Spanform bietet somit eine hervorragende Angriffsfläche für das Tiefbohröl und ermöglicht einen prozesssicheren Spänetransport durch den Bohrkopf.

Vergleichbar zur bereits analysierten Auskammerung ist die Bearbeitung der ausschließlich radial eingebrachten Auskammerung ähnlichen Randbedingungen unterworfen. **Abbildung 8.17** zeigt neben den Besonderheiten der variierenden Eingriffsbedingungen die Auswirkungen auf die erzeugten Rauheitskennwerte sowie die entstehende Spanbildung. Aufgrund der ausschließlich radialen Zustellung in das Werkstoffmaterial vergrößert sich die Umschlingung der WSP mit der Verfahrbewegung linear. Dies führt insbesondere bei der Verwendung der WSP-Form L zu hohen mechanischen Werkzeugbelastungen und erfordert gemäßigte Vorschübe für die radiale Zustellung. Die eigentliche Verfahrbewegung parallel zur Bohrungsachse erfolgt erneut mit einem Vorschub von $f = 0,1 \text{ mm}$. Auch im Bereich dieser Auskammerung kommt es entlang der unterschiedlich orientierten Verfahrbewegungen zu variierenden Eingriffsbedingungen, wie **Abbildung 8.17 a)** zeigt. Dennoch lässt sich neben der Axialkraft zur Schneidkassettenbewegung keine zusätzliche Belastung feststellen. Die erzeugte Oberflächentopographie korreliert erneut mit den Bohrungsgrunderoberflächen und liefert somit die Bestätigung, dass eine einheitliche Bohrungsgrund- und wandbearbeitung mit vergleichbaren Oberflächenkennwerten durch das neuartige Auskammerwerkzeugsystem realisierbar ist.

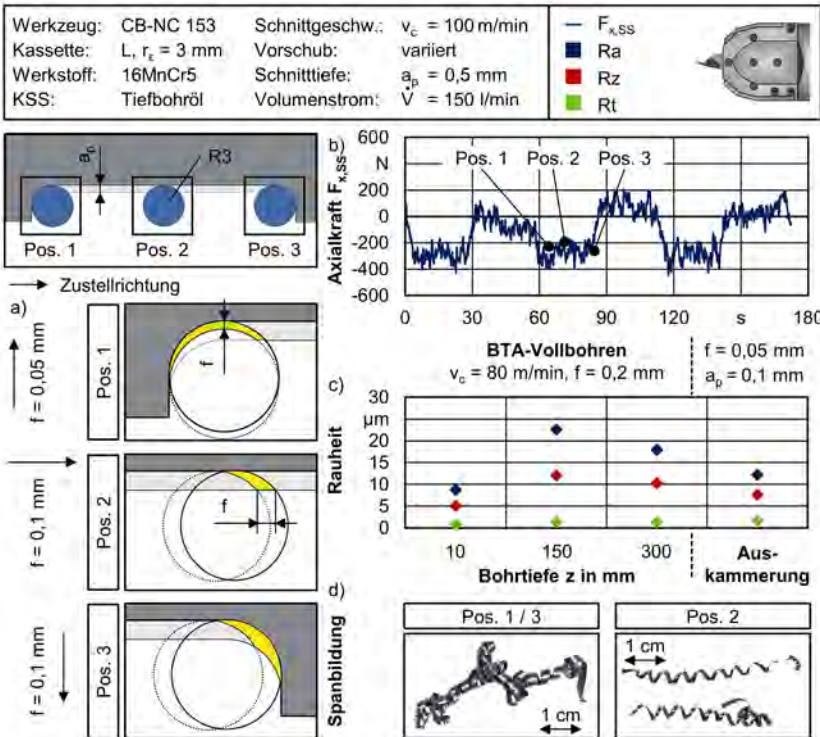


Abbildung 8.17: Erkenntnisse zur spanenden Bearbeitung der Bohrungswand II

Vergleichend sind die Rauheitsmessungen der mittels BTA-Vollbohren eingebrachten Oberflächen in Abhängigkeit von der Bohrungstiefe z dargestellt. Die in geringer Bohrtiefe gemessenen Oberflächen weisen aufgrund der bei der Verwendung einer Anbohrbuchse speziellen Anbohrsituation sehr gute Kennwerte auf. Hierbei kommt es infolge des Anbohrbuchspiels zu einem Untermaß der zunächst erzeugten Bohrung, in die sich der führungsleistengestützte Bohrkopf hineinpressen muss. Dieses Untermaß führt zusätzlich zu den Führungsleistennormalkräften zu deutlichen Einebnungseffekten der überlaufenden Führungsleisten, wodurch ein geschlossenes Oberflächenprofil entsteht. Mit zunehmender Bohrtiefe schneidet sich das Werkzeug selbst frei, und die Bohrungswand kann sich teilweise oder vollständig öffnen, wobei Vorschubrillen, Plateaus und Pittings zu verzeichnen sind. Grund hierfür können schwankende mechanische Werkzeugbelastungen oder Inhomogenitäten im Werkstoffgefüge sein [Fuß86]. Dies resultiert in höheren Oberflächenrauheiten. Die in Abhängigkeit von den Eingriffsbedingungen erzeugten Späne zeigt Abbildung 8.17 d). Die in Pos. 1 und Pos. 3 deutlich höheren Spanungsbreiten lassen sich in zylindrischen Wendelspanen mit hohen Spanbreiten erkennen. Die an der Pos. 2 erzeugten zylindrischen Wendelspane weisen hingegen geringere Spanbreiten auf und bestätigen somit die vorliegenden Eingriffsbedingungen. Da die radiale Zustellbewegung in den bereits aufgezeigten Untersuchungen aufgrund der hohen Umschlingung und den daraus resultierenden hohen mechanischen Werkzeugbelastungen entweder vermieden oder sehr sicherheitsorientiert erfolgt ist, zeigt **Abbildung 8.18** den Einfluss des Vorschubs und der WSP-Größe beim Querplaneinstechen auf die Werkzeugbelastung bei Bearbeitung der drei Werkstoffvarianten. Im Gegensatz zu dem in der Abbildung 8.12 und Abbildung 8.14 gezeigten Querplandrehen erfolgt beim Querplaneinstechen die Zustellung in Vorschubrichtung nicht bis zur Rotationsachse.

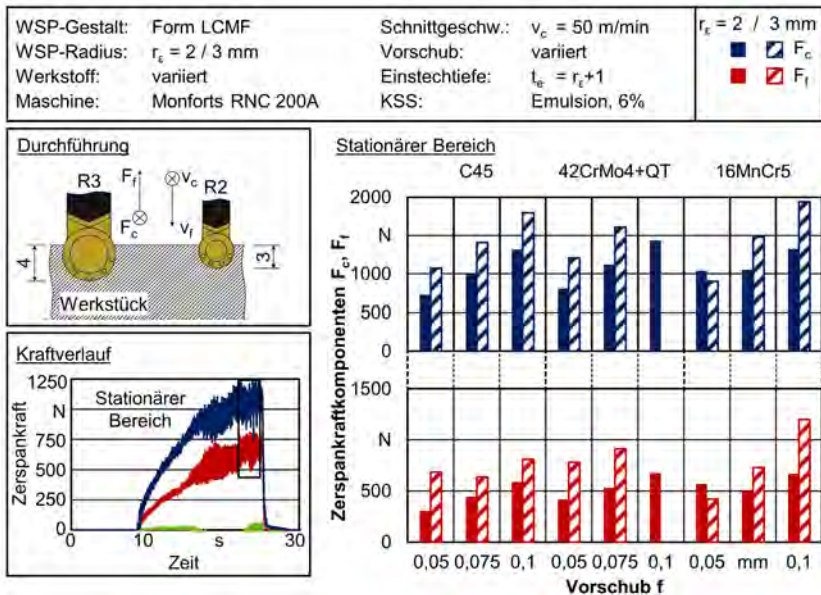


Abbildung 8.18: Analogieuntersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Werkzeugbelastungen III

Die maximale Einstechtiefe $t_e = r_e + 1$ mm richtet sich nach dem halben WSP-Durchmesser und einem weiteren Millimeter in radialer Zustellrichtung, um einen stationären Belastungsbereich zur Ermittlung der maximalen Zerspankräfte zu erhalten. Somit lassen sich die Belastungen für variierende Schnitttiefenzustellungen beim Einstechen bestimmen. Da die jeweiligen Passivkraftanteile aufgrund der symmetrischen WSP entgegengesetzt wirken, wird auf die Darstellung der Passivkraft F_p verzichtet. Mit Zunahme des Spanungsquerschnitts steigen die mechanischen Werkzeugbelastungen an. Der Einsatz der größeren WSP-Form erzeugt wie erwartet höhere mechanische Belastungen aufgrund der gestiegenen Eingriffsfläche. Erneut zeigt sich bei der Bearbeitung des 16MnCr5 für höhere Vorschübe ein unverhältnismäßiger Anstieg der vorliegenden Vorschubkraft bei Verwendung der WSP LCMF 0600 und bestätigt die Erkenntnisse beim BTA-Vollbohren. Trotz der weitreichenden Vorteile der gewählten WSP-Form beim Konturieren von Bohrungswänden und -gründen zeigen diese Analogieuntersuchungen die hohen mechanischen Werkzeugbelastungen beim axialen und radialen Einstechen. Dies gilt es, bei der NC-Bahnprogrammierung und der Auswahl der Schnittdaten unbedingt im Sinne der Prozesssicherheit zu berücksichtigen.

8.3 Walzende Bearbeitung spanend hergestellter Bohrungskonturen

Nach der Einbringung einer Führungsbohrung mittels BTA-Verfahren und einer nahezu beliebigen spanend durchgeführten Bohrungsinnenkonturierung besteht durch die Nutzung des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems eine vollkommen neue Möglichkeit der mechanischen Bohrungsnachbearbeitung. Das im Bereich der Bohrungsbearbeitung bekannte Verfahren Glattwalzen wird dabei um die Bohrungsinnenkonturierung entscheidend erweitert. Dazu muss das Auskammerwerkzeugsystem folgende Aspekte erfüllen:

- Einfacher Umbau des Auskammerwerkzeugsystems unter Nutzung des Bohrkopfes und Sonderbohrgestänges
- Walzende Nachbearbeitung konturierter Bohrungsgründe und -wände
- Erhöhung der Prozesswirtschaftlichkeit durch ein Doppelwalzsystem zur Bearbeitung der Bohrungswand

Die Bohrungsnachbearbeitung durch das Walzen ermöglicht neben einer Oberflächenverbesserung (Glattwalzen) auch die Aufhärtung der Werkstofffrandschicht (Festwalzen). Die dazu erforderliche hydraulische Versorgung des Walzelements muss in Analogie zur spanenden Bearbeitung durch eine das Walzelement tragende Walzkassette gewährleistet werden. Um den konstruktiven und fertigungstechnischen Aufwand zur Entwicklung geeigneter Walzkassetten zu reduzieren und die Vorteile des hydrostatischen Walzens zu nutzen, tragen die entwickelten Walzkassetten Walzelemente des Typs HG6-9 der Fa. Ecoroll. Die hydraulische Versorgung der Walzelemente erfolgt durch das Sonderbohrgestänge.

8.3.1 Entwicklung geeigneter Walzkassetten

Die in Kapitel 8.2. vorgestellten Schneidkassetten bieten weitreichende Freiheiten bei der Bohrungskonturierung, da sich die Wirkstelle der Zerspanung entlang einer verhältnismäßig langen Schneidkante positionieren kann. Dem Walzelement kann diese Eigenschaft nur in gewissen Grenzen zugesprochen werden (**Abbildung 8.19**). Der Bereich der spanenden Wirkstelle liegt im Wesentlichen bei der Verwendung der WSP-Form innerhalb der aufgezeigten $\beta_{s,WSP} = \pm 120^\circ$. Unter Berücksichtigung des Walzkugelförmigen reduziert sich der Bereich des Anstellwinkels $\beta_{k,max}$ in Abhängigkeit vom Walzkugeldurchmesser deutlich. Für die verwendeten Walzkugeldurchmesser von $d_k = 6 \text{ mm}$ liegt der maximal erlaubte Anstellwinkel bei $\beta_{max} = \pm 30^\circ$.

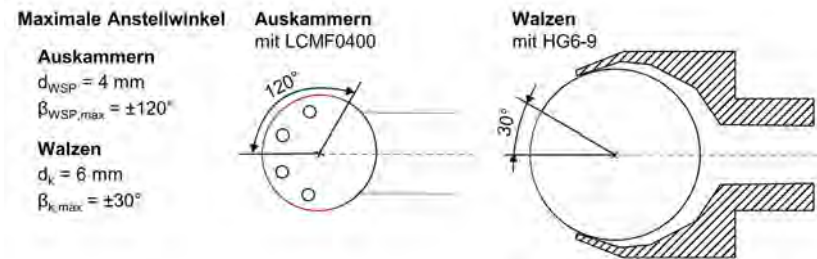


Abbildung 8.19: Maximale Anstellwinkel beim Spanen und Walzen

Die Differenz der möglichen Kontaktstellen zwischen Schneide bzw. Walzkugel und Bauteil muss in Abhängigkeit von der zu fertigenden Kontur bei der Auslegung der Walzkassetten berücksichtigt werden. Die Entwicklung geeigneter Walzkassetten zur Bohrungsgrundbearbeitung zeigt **Abbildung 8.20**.

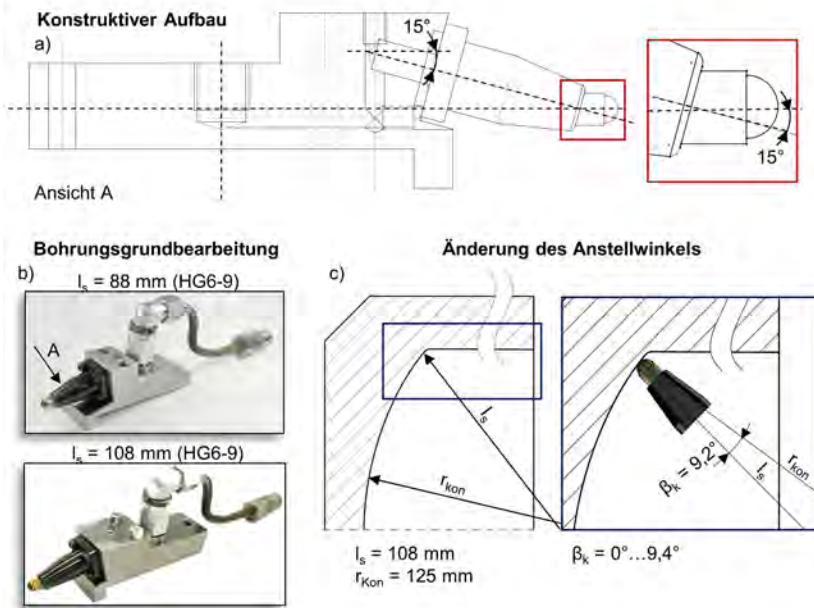


Abbildung 8.20: Entwicklung geeigneter Einzel-Walzkassetten zur walzenden Innenbearbeitung von Bohrungsgründen

Vergleichend zur Schneidkassettenauslegung ist aus prozesstechnischen Gründen die Lage des Walzpunktes entscheidend. Dabei muss sich der Walzpunkt sowohl im Drehteller als auch innerhalb der Walzkassette in der Nulllage befinden. Andernfalls ist ein Walzen des Bohrungsgrundes bis zum Bohrungsmittelpunkt nicht realisierbar. Der Einfluss der Länge einer Kassette und die damit verbundenen Bearbeitungsmöglichkeiten sind bereits aufgezeigt worden. Um daher möglichst kurzbauende Walzkassetten zu realisieren, sind die für diesen Walzkugeldurchmesser verfügbaren geeigneten Walzelemente verwendet worden. Die dabei vorliegende Neigung um 15° ermöglicht daher die Anbringung des Walzelements oberhalb der Nulllage und beeinflusst somit deutlich die Kassettenlänge (Abbildung 8.20 a). Bei Verwendung von nicht geneigten Walzelementen müsste die Anbringung außerhalb des Drehtellers erfolgen, was Mindestlängen von $l_s > 125 \text{ mm}$ zur Folge hätte. Ein weiterer elementarer Aspekt stellt die Hydraulikversorgung dar. Neben der Versorgung der Wirkstelle innerhalb der Kassette muss die Hydraulikversorgung in der Walzkassette im Mittelpunkt der Rotationsachse des Drehtellers erfolgen. Andernfalls ist eine Bewegung der Walzkassette mit unterschiedlichen Walzkassettenwinkeln nicht umsetzbar. Diese Art der Walzkassette ist in zwei Längen gefertigt worden, wie Abbildung 8.20 b) samt Hydraulikananschluss illustriert. Da eine Schneidkassette der Länge $l_s = 108 \text{ mm}$ durchaus eine Bohrungsgrundkontur mit einem Vollradius von $r_{kon} = 125 \text{ mm}$ erzeugen kann, kommt es bei der Verwendung

einer Walzkassette mit nicht exakt dieser Länge zu einer Änderung des Anstellwinkels. Die in Abbildung 8.20 c) gezeigte Skizze illustriert diesen Einfluss. Der Anstellwinkel β_k variiert in diesem Fall von $\beta_{k,max} = 9,4^\circ$ für die Bearbeitung nahe der Bohrungswand hin zu $\beta_{k,min} = 0^\circ$ für die Bearbeitung im Bohrungszentrum. Aus diesem Grund ist in Kapitel 6.3 der Einfluss des Anstellwinkels weitreichend untersucht worden. Unter Verwendung variierender Anstellwinkel im Walzprozess kann die Menge an notwendigen Walzkassetten demnach reduziert werden. Für die walzende Nachbearbeitung von Übergängen vom Bohrungsgrund in die Bohrungswand werden aufgrund der Einschränkungen des Anstellwinkels kurz auskragende Walzkassetten erforderlich. Andernfalls kommt es bei der Bohrungswandbearbeitung zum Kontakt zwischen Walzkugelhäufung und Bohrungswand in Folge von großer Anstellwinkel.

Diese Überlegungen sind bei der Auslegung von Walzkassetten zur Bohrungswandbearbeitung ebenfalls zu berücksichtigen. Zusätzlich trägt die Walzkassette zur Wandbearbeitung aus produktivitätsgründen ein weiteres Walzelement, um dem Längenverhältnis von Bohrungswand zu Bohrungsgrund gerecht zu werden (**Abbildung 8.21**). Bei der Auslegung eines Doppelwalzelements zur Bohrungswandbearbeitung müssen verschiedene Aspekte Berücksichtigung finden. Insbesondere die Kassettenlänge darf den Bohrungsradius nicht überschreiten, um einen Kontakt beim Ein- und Ausfahren aus der Bohrung zu vermeiden. Da diese Walzelemente das Ausfahren der Walzkugel mit einem vom Walzkugeldurchmesser abhängigen Hub ermöglichen, wird die Bohrungswandbearbeitung dadurch realisiert. Dieser Hub liegt für den Walzkugeldurchmesser $d_k = 6$ mm bei $l_{hub} = 6$ mm und erweitert somit den maximalen walzbaren Innendurchmesser von $d = 153$ auf $d = 163$ mm. Aufgrund der in der NC-Steuerung hinterlegten Verrechnung der notwendigen Verfahrensbewegungen für die virtuelle x-Achse ist das Erreichen eines Kassettenwinkels von $\beta_s = 90^\circ$ ausgeschlossen.

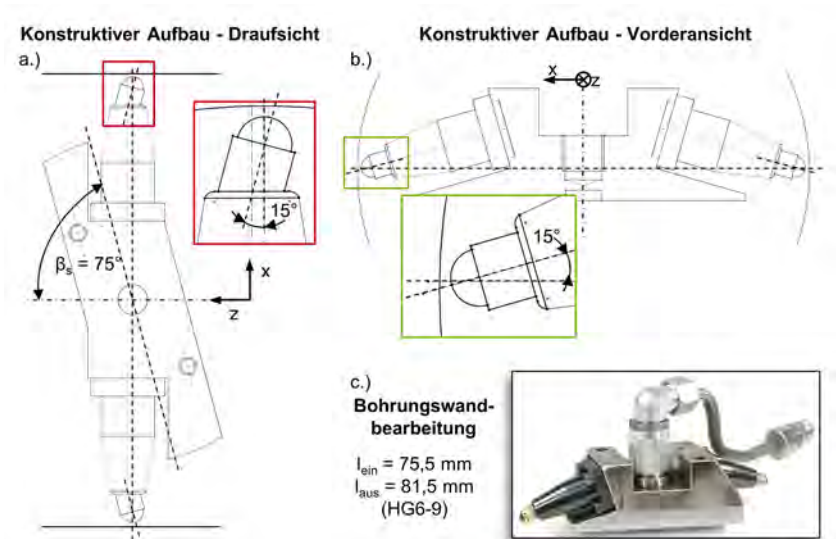


Abbildung 8.21: Entwicklung geeigneter Doppelwalzkassetten zur walzenden Innenbearbeitung von Bohrungswänden

Da der Walzpunkt aber in den jeweiligen Nullachsen des Drehtellers und der Walzkassette liegen muss, ist ein um 15° versetzt orientierter Kassettenaufbau notwendig. Der dadurch reduzierte Kassettenwinkel von $\beta_s = 75^\circ$ kann durch die Steuerung angefahren werden. Der Einsatz der um 15° geneigten Walzelemente aus den bei der Auslegung der Einzelwalzkassette genannten Gründen ermöglicht diese kompakte Bauweise der Doppelwalzkassette, wie in Abbildung 8.21 c) dargestellt.

8.3.2 Herstellung eines gewalzten Bohrungsgrundes

Unter Verwendung der vorgestellten Walzkassetten wird das Walzen einer zuvor spanend hergestellten Bohrungskontur möglich. In einem ersten Schritt wird das Glattwalzen eines Bohrungsgrundes vorgestellt.

Bearbeitungsschritte zur Herstellung gewalzter Bohrungsgründe

Die dafür notwendigen Bearbeitungsschritte werden in **Abbildung 8.22** gezeigt und lassen sich erwartungsgemäß in einen spanenden und walzenden Prozess unterteilen. Auf Basis der Bearbeitungsschritte I bis IV zur Entfernung des Bohrungsgrundes erfolgt mit dem Bearbeitungsschritt VII das Einbringen einer Radiuskontur mit $r_{kon} = 125$ mm. Auf Basis der bisherigen Erkenntnisse zur spanenden Bearbeitung ermöglicht die Verwendung der WSP-Form LCMF 0400 eine Erhöhung des Vorschubs bei vergleichbaren mechanischen Werkzeugbelastungen. Zusätzlich wird die Abdrängung im Bohrungsmittelpunkt reduziert und vermeidet somit die Gefahr der Entstehung eines Absatzes. Die spanende Bearbeitung eines Vollradius' von $r_{kon} = 125$ mm ausgehend vom maximalen Bohrungsdurchmesser erfordert eine Tiefenzustellung in der z-Achse von $\Delta z = 26,14$ mm. Dies lässt die Anzahl an notwendigen Auskammervorgängen für eine gewählte Schnitttiefe von $a_p = 0,5$ mm auf über $n > 50$ steigen. Die Zustellbewegung ins Material erfolgt dabei entlang der gewünschten Radiuskontur und reduziert die mechanischen Belastungen beim Einstecken. Nach der Zustellung auf Schnitttiefe erfolgt das aus der Bohrungsgrundbearbeitung bekannte Auskammern in radialer Richtung zum Bohrungsmittelpunkt. Abschließend erfolgt ein Schlichtvorgang mit reduzierten Schnittdaten entlang des Radius $r_{kon} = 125$ mm. Da die Verfahrbewegung in Richtung der x-Achse mit steigender Zustelltiefe in Richtung der z-Achse nur exponentiell sinkt, liegt die Bearbeitungsdauer für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 100$ m/min bei maximaler Werkstückdrehzahl von $n = 600$ U/min bei ungefähr $t_{h,c} \approx 92$ min. Das entfernte Material liegt bei $m \approx 2$ kg. Nach dem Auf- und Zufahren des Auskammersystems aus der Bohrung erfolgt der Wechsel auf die Walzkassette. Mit dieser Kassette ist der Bohrungsgrund in dem Durchmesserbereich von $d = 60 \dots 120$ mm mit einem Walzdruck von $p_w = 150$ bar und einem Walzvorschub von $f_w = 0,1$ mm gewalzt worden.

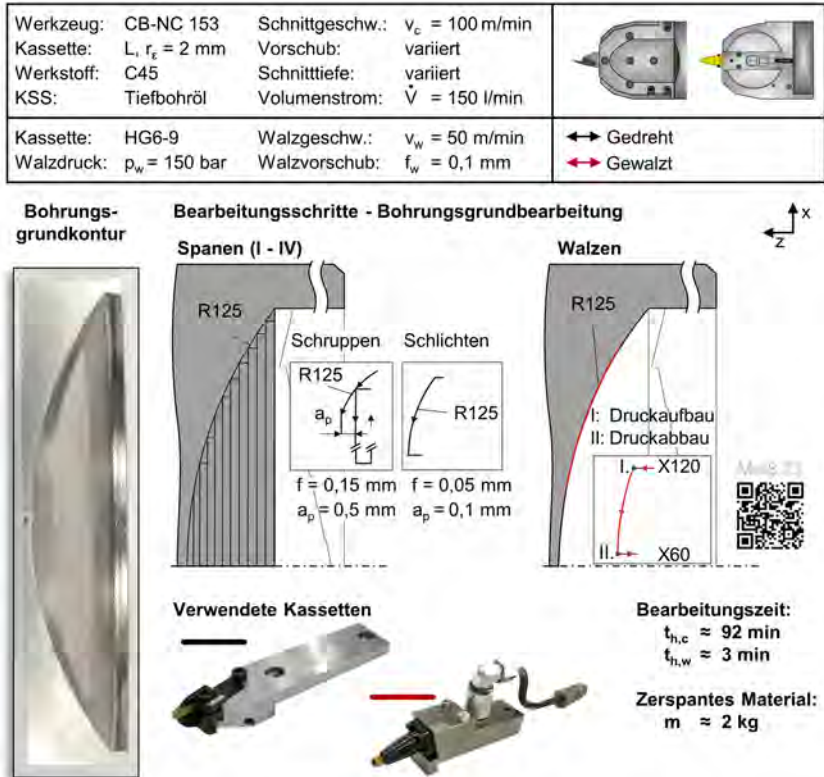


Abbildung 8.22: Bearbeitungsschritte und verwendete Kassetten zur Bohrungsgrundbearbeitung

Diese partielle Bohrungsgrundnachbearbeitung ermöglicht die Analyse der spanend hergestellten Bereiche und lässt somit Aussagen über den Einfluss des Glattwalzens zu. Der Konturradius $r_{kon} = 125$ mm ist ausreichend groß, um eine vollständige Bohrungsgrundnachbearbeitung durch das Walzen bis zum Bohrungsmittelpunkt zu ermöglichen.

Technologische Untersuchungen des partiell glattgewalzten Bohrungsgrundes

Aufgrund des geringeren Eckenradius der verwendeten WSP von $r_c = 2$ mm verbessert sich die Prozesssicherheit deutlich. Über den gesamten Auskammerungsprozess sind die Späne durch die Vorschuberhöhung von $f = 0,1$ mm auf $f = 0,15$ mm und der veränderten Eingriffsbedingungen prozesssicher durch den Bohrkopf ausgebracht worden. Zudem konnte eine Entstehung eines Absatzes im Bohrungsmittelpunkt nicht festgestellt werden. **Abbildung 8.23** zeigt den Einfluss der walzenden Nachbearbeitung auf die Oberflächentopographie des Bohrungsgrundes. Die Auswertung der Oberflächen erfolgt für die drei verschiedenen Teilbereiche Drehen (D1 und D2), Walzen (W1 und W2) und den Übergangsbereich vom Drehen zum Walzen (Ü1 und Ü2).

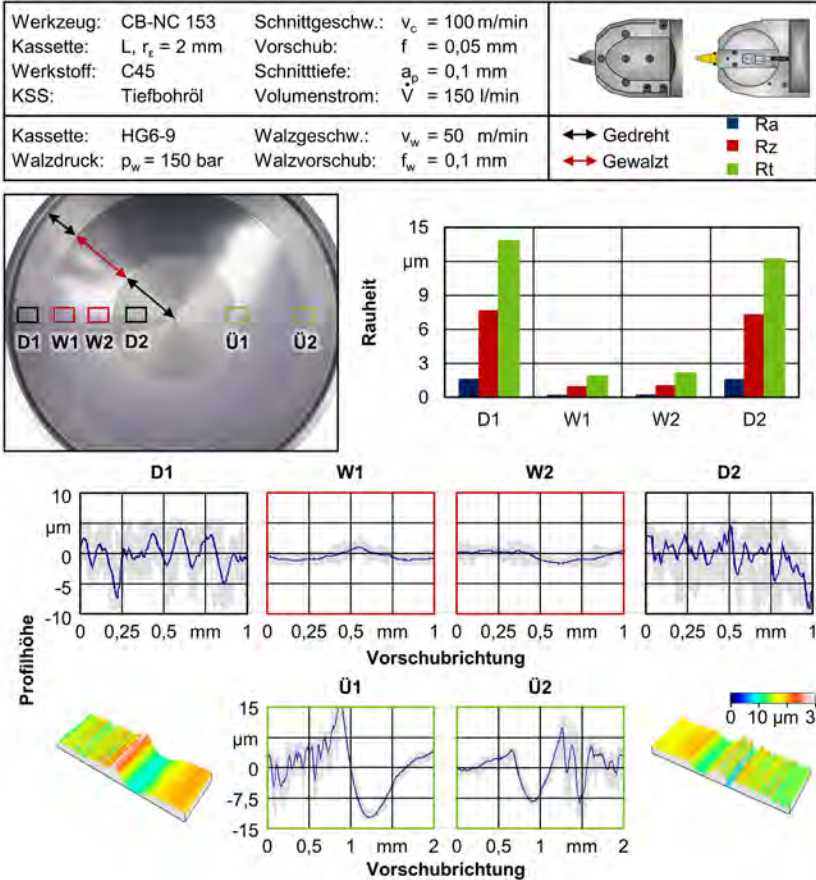


Abbildung 8.23: Einfluss der walzenden Nachbearbeitung auf die Oberflächentopographie



Die Rauheitskenngrößen der gedrehten Oberfläche liegen für die Bearbeitung des Werkstoffs C45 auf einem zu den bisherigen Untersuchungen vergleichbaren Niveau. Für den Bereich D2, der infolge der Drehzahlbegrenzung mit reduzierten Schnittgeschwindigkeiten zerspannt wurde, liegen gemäß der Voruntersuchungen geringfügig bessere Oberflächengüten vor. Der Einfluss des Glattwalzens mit $p_w = 150$ bar ist deutlich anhand der ausgewerteten Oberflächenkennwerte und der dargestellten Oberflächentopographie erkennbar. Die gemessenen maximalen Rauheitswerte liegen dabei für beide Messungen W1 und W2 bei $R_t \approx 2 \mu\text{m}$. Im Bereich des Übergangs von der gedrehten in die gewalzte Oberfläche kann eindeutig der Einfluss der Druckbeaufschlagung erkannt werden. Die zum vollständigen Druckaufbau notwendige Verweilzeit sorgt für einen deutlich tieferen Walzeindruck infolge langer Zustellzeiten. Solche Übergangsstellen können durch angepasste NC-Bahnprogrammierungen vermieden werden [Eco16].

8.3.3 Herstellung einer gewalzten Bohrungsinnenkontur

Die Untersuchungen zum Glattwalzen innenkonturierter Tiefbohrungen von Vergütungsstählen werden im Folgenden um die Nachbearbeitung der Bohrungswand mit erhöhten Walzdrücken ergänzt. Da in Kapitel 8.3.2. der Einfluss des Walzens hinsichtlich der Oberflächenverbesserung aufgezeigt werden konnte, erfolgt nach der spanenden Bearbeitung eine vollständige Nachbearbeitung der Bohrungsinnenkontur.

Bearbeitungsschritte zur Herstellung einer vollständig glattgewalzten Bohrungsinnenkontur

Die dazu erforderlichen Prozessschritte, unterteilt in eine spanende und eine walzende Bearbeitung, zeigt **Abbildung 8.24**. Erneut führen die Bearbeitungsschritte I bis IV zur Entfernung des durch den BTA-Vollbohrkopf erzeugten Bohrungsgrundes. Anschließend erfolgt mit dem Bearbeitungsschritt Schruppen das Erzeugen einer Bohrungskontur mit $r_{kon} = 75$ mm. Das letzte Teilstück der Kontur sieht ab einer Bohrtiefe von $z = 60$ mm einen Radius von $r_{kon} = 125$ mm vor. Somit liegt in axialer Richtung eine Auskammerung des Bohrungsgrundes von $z = 68,14$ mm vor.

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: L, $r_c = 2$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	
Werkstoff: C45	Schnitttiefe: variiert	
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $\dot{V} = 180$ l/min	
Kassette: variiert	Walzgeschw.: $v_w = 50$ m/min	
Walzdruck: $p_w = 400$ bar	Walzvorschub: variiert	

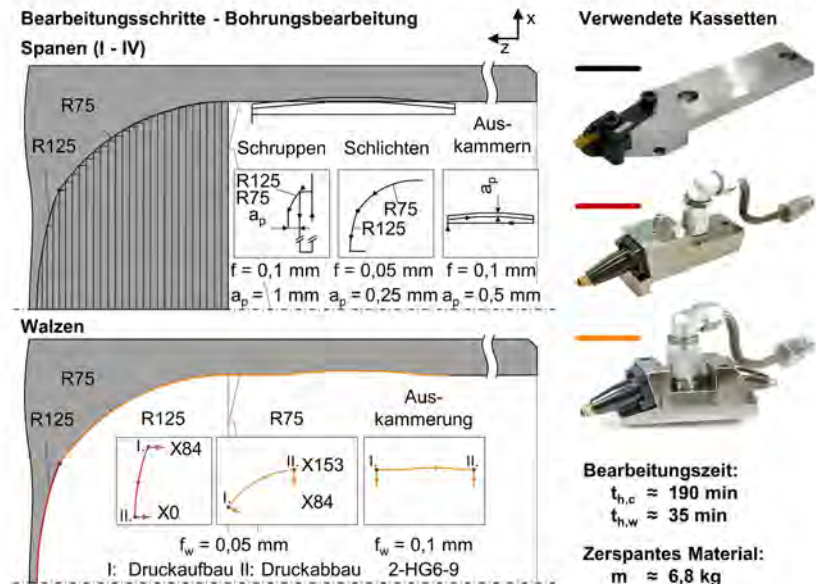



Abbildung 8.24: Bearbeitungsschritte zur vollständigen Bohrungsbearbeitung

Nach einer Zustellung entlang einer radienbasierten NC-Bahn bis zum Erreichen der Schnitttiefe erfolgt erneut das radiale Auskammern des Bohrungsgrundes. Mit einer weiteren Schnitttieferhöhung auf $a_p = 1$ mm werden somit $n = 68$ Zustellvorgänge notwendig. Abschließend erfolgt erneut ein Schlichtvorgang mit reduzierten Schnittdaten. Zusätzlich wird eine Auskammerung in die Bohrungswand eingebracht. Die Bearbeitungsdauer zur Zerspanung des Materials $m \approx 6,8$ kg inklusive Schlichtvorgang liegt bei ungefähr $t_{h,c} \approx 190$ min. Zum Walzen der eingebrachten Kontur wird ein zusätzlicher Walzkassettenwechsel notwendig. Der Radius $r_{kon} = 125$ mm wird durch eine Einzelwalzkassette in Richtung Bohrungszentrum gewalzt. Anschließend erfolgt ein Wechsel auf die Doppelwalzkassette, die den Konturzug $r_{kon} = 75$ mm bis zur Bohrungswand walzt. Diese beiden Walzprozesse werden mit einem Walzvorschub von $f_w = 0,05$ mm durchgeführt. Sobald der Walzpunkt des Doppelwalzelements im Bereich der Bohrungswand bei einem errechneten Kassettenwinkel von $\beta_s = 90$ ($\beta_{Steuerung} + \beta_{Schieber} = 75^\circ + 15^\circ$) anliegt, tritt der zweite Walzpunkt des gegenüberliegenden Walzelementes in Kontakt mit der Bohrungswand. Aus diesem Grund kann für gleichbleibende Eingriffsbedingungen der Vorschub auf $f_w = 0,1$ mm verdoppelt werden. Dies hat insbesondere bei langen Bohrungswandbearbeitungen infolge der geringen Vorschubgeschwindigkeiten Produktivitätsvorteile. Durch den bereitgestellten Hub in radialer Richtung kann die Auskammerung vollständig walzend nachbearbeitet werden. Der gesamte Walzprozess dauert ungefähr $t_{h,w} \approx 35$ min, wohingegen der Walzkassettenwechsel in wenigen Minuten erfolgt.

Technologische Untersuchungen der vollständig glattgewalzten Bohrungsinnekontur

Die unter Verwendung der Schneidkassette und der beiden Walzkassetten eingebrachte Bohrungsinnekontur zeigt **Abbildung 8.25**. Die fotografische Darstellung zeigt hierbei lediglich einen Auszug des Bohrungsgrundes. Zur Bewertung der Oberflächenverbesserung zeigen mittels Weißlichtmikroskopie ermittelte Rauheitswerte und Topographiedarstellungen für drei signifikante Bereiche den Einfluss des Glattwalzens. Neben der Kammer (Pos. 3) konnten sowohl für den Radius $r_{kon} = 75$ mm (Pos. 2) als auch für den Radius $r_{kon} = 125$ mm (Pos. 1) ein glättender Effekt auf die Oberflächenrauheiten festgestellt werden. Die Verbesserung der Oberfläche ist jedoch nicht mit den Ergebnissen aus **Abbildung 8.23** vergleichbar. Als primären Grund werden die vorliegenden Anstellwinkel $\beta_{k,fix}$ aufgrund der Lage der Walzelemente in der Doppel-Walzkassette angesehen, da diese nicht senkrecht auf der Oberfläche stehen. Erweiternd kommt es bei der Nachbearbeitung der Kontur mit $r_{kon} = 75$ mm aufgrund variierender Anstellwinkel $\beta_{k,var}$ zu einer Verstärkung des Effekts. Darüber hinaus ist als weiterer Grund eine Zunahme des Druckabfalls durch Verwendung einer deutlich längeren Hydraulikversorgung im Vergleich zu den bisherigen Untersuchungen zu nennen.

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: L, $r_t = 2$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	
Werkstoff: C45	Schnitttiefe: variiert	
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $\dot{V} = 180$ l/min	
Kassette: variiert	Walzgeschw.: $v_w = 50$ m/min	<div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block;">Ra, Rz, Rt</div>
Walzdruck: $p_w = 400$ bar	Walzvorschub: variiert	

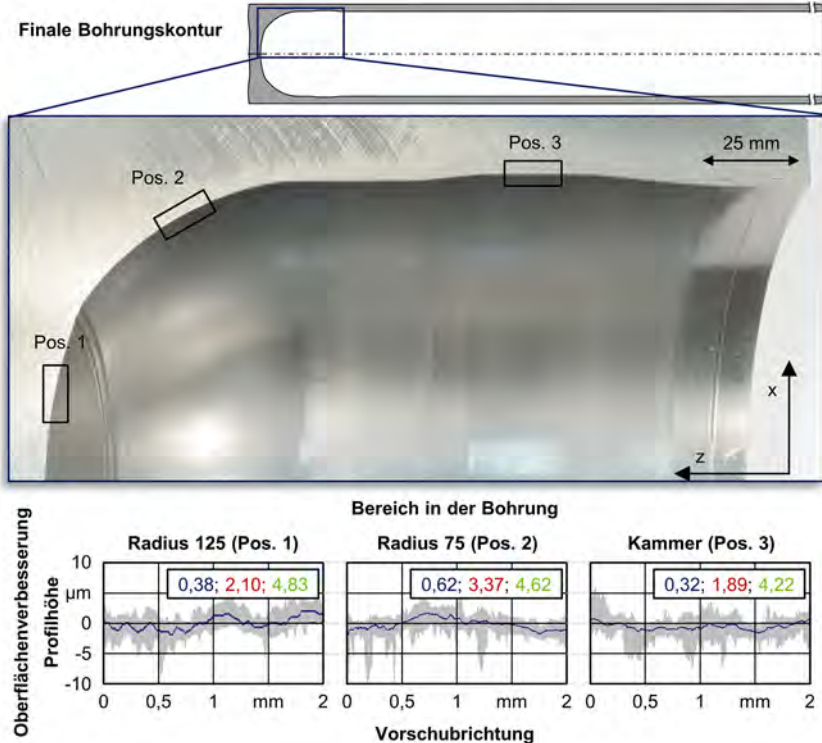


Abbildung 8.25: Walzende Nachbearbeitung innenkonturierter Bauteile

Unter Anwendung eines geeigneten Hydraulikschlauchs mit einem maximal zulässigen Druck von $p = 670$ bar können diese Effekte durch einen höheren Ausgangsdruck am Hydraulikaggregat kompensiert werden. Dennoch kann eine vollständige spanend erzeugte Bohrungsinnenkonturierung in Verbindung mit einer mechanischen Nachbearbeitung mittels Oberflächenfeinwalzen nachgewiesen werden. Die im Rahmen der spanenden Bearbeitung festgestellten Erkenntnisse hinsichtlich der Spanbildung zeigt die **Abbildung 8.26**. Die vollständige Einbringung der Kontur erfolgte unter Verwendung der beiden Wendschneidplatten S1 und S2. Die WSP S1 kammerte den Bohrungsgrund bis $z = 40$ mm unter Beibehaltung der zuvor genannten Bahnprogrammierung aus. Abschließend erfolgte mittels WSP S2 die übrige Zerspanung des Bohrungsgrundes und der Bohrungswand sowie ein finaler Schlichtzug entlang der gesamten Kontur.

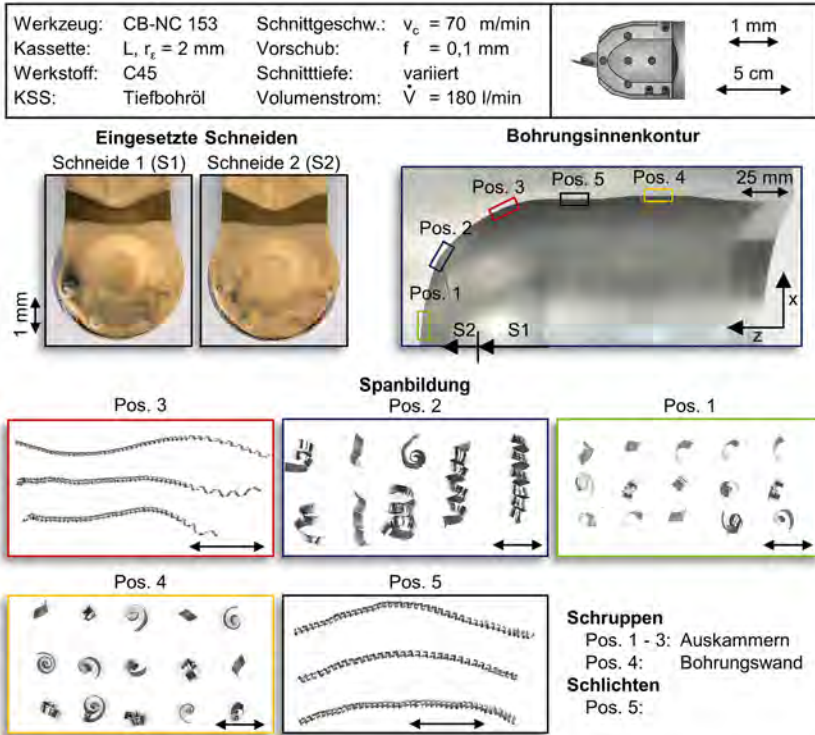


Abbildung 8.26: Spanbildung bei der Bohrungsinnenkonturierung

Obwohl die gewählten Schnittdaten des Schruppprozesses über die gesamte Bearbeitungsdauer konstant sind, zeigt sich in Abhängigkeit von der Position ein deutlich unterschiedliches Spanbild. Die entstehenden Späne reichen von gewendelten, zylindrischen Spänen (entstanden bei Pos. 3) über kurz gewendelte Späne (Pos. 2) bis hin zu kurzbrechenden Spiralspänen ohne Wendelung (Pos. 1). Mit Annäherung an die Bohrungsmittelachse (Pos. 3 nach Pos. 1) kommt es zu einer Verbesserung des Spanbruchs. Auffällig bei den Spänen der Pos. 3 sind die breiten und mit einer größeren Wendelung versehenen Spananfänge. Diese resultieren aus dem Einstechvorgang auf Schnitttiefenzustellung mit reduzierten Vorschüben entlang der zu fertigenden Kontur mit $r_{kon} = 75$ mm. Bei einem spanungsquerschnittreduzierten Schlichtvorgang entsteht entlang des gesamten Konturzugs ein zylindrischer Wendelspan. Zur Analyse der sich in Abhängigkeit von der Schneidenposition variierenden Spanbildung zeigt die **Abbildung 8.27** Detailaufnahmen der spanflächenzugewandten Seite. Zusätzlich ist in Abhängigkeit vom Schneidkassettenwinkel β_s die Lage der sich auf der Wendeschneidplatte befindlichen Spanformererhebungen skizziert. Für die WSP-Lage $z = 0$ mm und $x = 153$ mm liegen die Spanformererhebungen weit entfernt von der sich im Eingriff befindlichen Schneidkante.

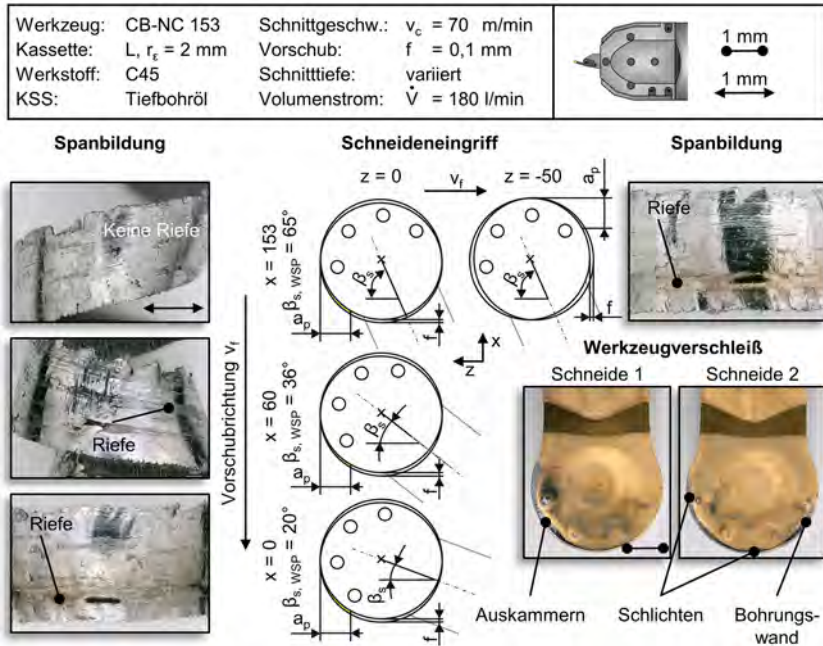


Abbildung 8.27: Detaillierte Analyse der Spanbildung und -formung

Mit Zustellung in Richtung der Bohrungsachse sinken die Schneidkassettwinkel, und ein Kontakt des ablaufenden Spans mit den Spanformererhebungen wird ermöglicht. Aufgrund der positiven Spanwinkel und den fehlenden Erhebungen kommt es im Bereich $x = 153$ mm zu keiner signifikanten Vorschädigung des Spans. Folglich entstehen lange, zylindrische Wendespäne, die an der spanflächenzugewandten Seite keinerlei Eindrücke aufweisen. Für mittlere Bearbeitungsdurchmesser von $x = 60$ mm kommt es zum Kontakt zwischen Erhebung und Span, was sich auf der entsprechenden Spanseite in Form einer Riefe nachweisen lässt. Für sehr geringe Durchmesser wirkt die äußere Spanformererhebung nahe der maximalen Spannbreite und hinterlässt aufgrund der hohen Spandicke und der damit verbundenen Festigkeit eine deutliche Riefe in der Spanunterseite. Somit wird die Wendung des Spans behindert, und es kommt zu einem zielgerichteteren Anlaufen des Spans auf den Bohrungsgrund, was zu einem frühzeitigen Spanbruch führt. Für die Bearbeitung an der Bohrungswand von $z = 0$ mm nach $z = -50$ mm lässt sich aufgrund der vorliegenden Spanformererhebungen auf der Spanfläche ein vergleichbares Verhalten feststellen. Da sich bei der Bearbeitung der Bohrungswand eine nahezu neuwertige Schneidkante im Eingriff befindet, kann der Einfluss des einsetzenden Werkzeugverschleißes ausgeschlossen werden. Die ausschließlich für das Auskammern des Bohrungsgrundes eingesetzte WSP S1 weist einen deutlichen Verschleiß im Bereich der linken Schneidkantenhälfte auf. Da die WSP-Lage in der Schneidkassette einen Winkel von $\beta_{s,WSP} = 20^\circ$ aufweist, ist im zentralen Bereich der WSP kein Verschleiß erkennbar. Bei Betrachtung der WSP S2 zeigt die Schneidkante links aufgrund der geringeren Eingriffszeit weniger Verschleiß auf. Erweiternd weist jedoch der rechte Bereich der Schneidkante durch die Bohrungswandbearbeitung geringfügigen Verschleiß auf und bestätigt bei Betrachtung der Spanformererhebungen den Kontakt der Erhebung mit dem Span. Aufgrund des finalen

Schlichtprozesses entlang der vollständigen Kontur weist die WSP S2 entlang der gesamten Schneidkante Zeichen des Eingriffs in unterschiedlichen Intensitäten auf. Die Verteilung des Verschleißes entlang der Schneidkante trägt maßgeblich zu den langen Einsatzzeiten bei und bestätigt die enormen Möglichkeiten der Bohrungskonturierung mit dieser WSP-Form.

Ansätze zur Optimierung des Bohrkopfgrundkörpers

Laut VDI 3209 wird für ein Bohrstangendurchmesser von $d = 48$ mm zwar ein Volumenstrom von $\dot{V} = 220 - 300$ l/min empfohlen, dieser ist jedoch für den Auskammerprozess aufgrund der geringeren Menge an Spänen nicht zwingend erforderlich [VDI3209]. Um auch bei abweichenden Spanungsquerschnitten, wie beispielsweise einem Schlichtvorgang oder der Bearbeitung langspanender Materialien, unter Verwendung geringer Volumenströme eine hohe Prozesssicherheit durch eine regelmäßige Späneausbringung zu gewährleisten, ist eine Simulation des KSS-Strömungsverhaltens durchgeführt worden. Mithilfe der CFD(Computational Fluid Dynamics)-Simulation, wie sie beispielsweise im Turbinenbau, der Luft- und Raumfahrt und der Automobilindustrie Verwendung findet, kann unter anderem durch sogenannte Stromlinien (Streamlines) das Strömungsverhalten visualisiert werden. Dies liefert wichtige Erkenntnisse über die Versorgung der innenliegenden Wirkstelle sowie dem Abtransport durch das Spanmaul und bietet somit die Möglichkeit, konstruktive Optimierungen an dem Bohrkopfgrundkörper vorzunehmen (**Abbildung 8.28**). Die in den oberen beiden Bildern gezeigten Streamlines entlang des Auskammerwerkzeugs weisen aufgrund der Werkstückrotation im Bereich der Kopfstückabdeckung auf eine fehlgeleitete Kühlschmierstoffversorgung hin. Insbesondere die flache Ausprägung der Abdeckung führt dazu, dass ein gewisser Teil des Bohröls unmittelbar den Weg in die Öffnung zum Schubrohr geleitet wird (rote Ellipse).

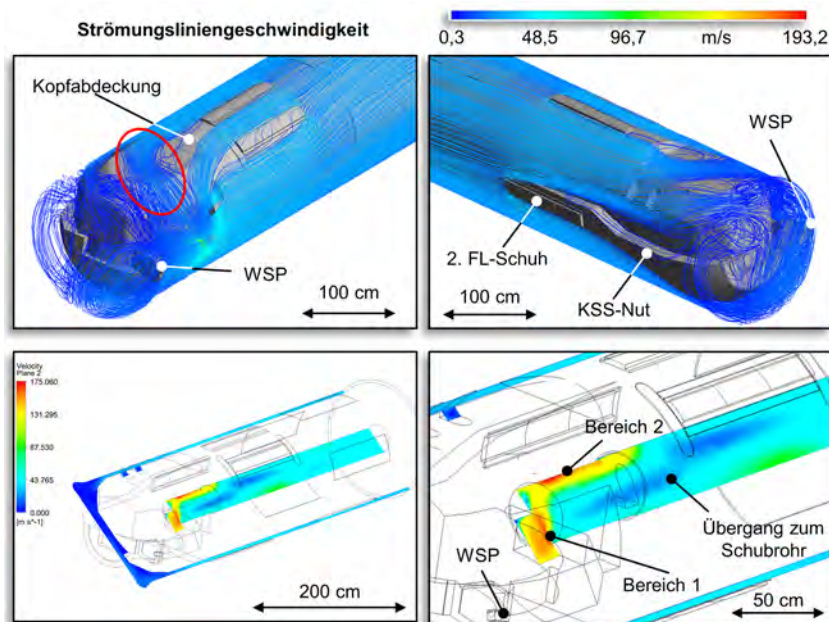


Abbildung 8.28: Ansätze zur Optimierung des Werkzeuggrundkörpers zur verbesserten Späneausbringung

Insbesondere für geringe Schneidkassettenwinkel kommt es somit zu einer verbesserungswürdigen Versorgung der Werkzeugschneide. Die auf der Rückseite befindliche Nut zur Unterstützung der KSS-Versorgung der Werkzeugschneide verfehlt aufgrund der Werkstückrotation und der großen Freiräume zwischen Kopfabdeckung und Bohrungswand/-grund ihre Wirkung. Verstärkt wird diese Fehlfunktion durch die Anordnung des zweiten Führungsleistenschuhs. Bei einer verbesserten Kopfabdeckung kann hingegen diese KSS-Nut als Versorgung der Wirkstelle sinnvoll erscheinen. Zusätzlich bietet die Öffnung in der Schubrohrverlängerung hinsichtlich des Strömungsverhaltens Möglichkeiten zur Verbesserung. In der vorliegenden Werkzeugversion weisen zwei Bereiche erhöhte Fließgeschwindigkeiten auf. Insbesondere der erste Bereich kann dazu neigen, den Spanausbringungsfluss zu behindern. Hier wäre ein gekrümmter Übergangsbereich in die Schubrohröffnung empfehlenswert. Durch diese Optimierungen wäre ein energieeffizienteres Tiefbohren mit geringen Volumenströmen bei gleichzeitig hoher Prozesssicherheit gewährleistet.

8.4 Spanende und walzende Bearbeitung austenitischer Stähle

Bauteile der Erdöl- und Gasexploration unterliegen enormen Beanspruchungen und müssen daher rost-, säure- und hitzebeständig sein. Die in dieser Arbeit verwendeten RSH-Stähle finden entlang des gesamten Bohrstranges Verwendung und müssen für richtungsgesteuerte Bohrprozesse, drei elementare Kriterien erfüllen: hohe Festigkeit, hohe Korrosionsbeständigkeit und geringe magnetische Durchlässigkeit.

Das richtungsgesteuerte Bohren ermöglicht die Erschließung von Ölfeldern mit einer Entfernung von mehr als 10 km zur Bohrinsel. Darüber hinaus lassen sich von einer Bohrinsel mehrere Felder anbohren. Die enormen Längen oberhalb und unterhalb des Meeresbodens erfordern eine hohe Festigkeit des Werkstoffs, um den starken mechanischen Beanspruchungen bei der Bewegung des Bohrstranges standzuhalten. Die hohe Aggressivität der den Bohrstrang umgebenden Medien erfordert zusätzlich eine hohe Korrosionsbeständigkeit. Die für das richtungsgesteuerte Bohren zwingend erforderliche unverfälschte Ortung des Bohrkopfes durch die im Mess- und Ortungsgehäuse befindliche Messtechnik setzt Werkstoffe mit niedriger magnetischer Permeabilität im Bereich der Messtechnik voraus. Andernfalls wird eine Orientierung am Magnetfeld der Erde negativ beeinflusst. Aus diesem Grund finden insbesondere für den Bereich unmittelbar vor dem Bohrkopf amagnetische, austenitische Stähle Verwendung. Dazu gehören neben den Drill Collars Schwerstangen, die durch ihr Eigengewicht eine Vortriebskraft auf den Bohrkopf erzeugen, Stabilisatoren sowie das Mess- und Ortungsgehäuse zur Bevorratung der MWD (Measuring while drilling)- und LWD (Logging while drilling)-Messtechnik [Bau15, Dew17].

Die Bearbeitung dieser RSH-Stähle für den Bohrstrang gilt als anspruchsvoll, da neben der klassischen Tiefbohrbearbeitung durch das BTA-Vollbohren häufig für das Mess- und Ortungsgehäuse ein Auskammerprozess zur Herstellung von Kammern zur Bevorratung der Messtechnik erforderlich ist. In der Regel erfolgt nach der Zerspanung eine Nachbearbeitung der zerspannten Oberflächen mit dem Ziel der Festigkeitssteigerung. **Abbildung 8.29** zeigt die mechanischen Eigenschaften sowie die chemische Zusammensetzung für zwei amagnetische, austenitische Stähle, welche in der Erdöl- und Gasexploration Verwendung finden.

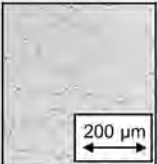
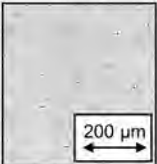


Amagnetische, austenitische Stähle RSH1 und RSH2									
Mechanische Eigenschaften:									
		RSH1	RSH2		RSH1	RSH2			
Obere Streckgrenze:	R_{eH}	= 1070 MPa	1081 MPa						
Zugfestigkeit:	R_m	= 1130 MPa	1178 MPa						
Bruchdehnung:	A_5	= 25 %	27 %						
Brucheinschnürung:	Z	= 72 %	70 %						
Härte:	H_m	= 355 HB	374 HB						
Chemische Zusammensetzung in m-%:									
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	N
RSH1	0,04	0,12	21,1	0,02	0,001	18,42	0,52	1,79	0,61
RSH2	0,023	0,14	19,55	0,02	0,001	17,98	0,92	3,13	0,54

Abbildung 8.29: Amagnetische, austenitische Stähle RSH1 und RSH2

Die Werkstoffeigenschaften zeigen die hohe mechanische Belastbarkeit bei zähem Werkstoffverhalten auf. Insbesondere die Bruchdehnung und -einschnürung liegt höher als bei herkömmlichen Vergütungsstählen. Anhand der chemischen Zusammensetzung ist aufgrund der hohen Anteile an den Legierungselementen Chrom, Mangan und Stickstoff sowie der Verwendung von Nickel das stabile austenitische Werkstoffgefüge erkennbar. Um die deutlich höhere Festigkeit im Vergleich zu herkömmlichen Austeniten zu erreichen, werden hohe Mengen an Stickstoff hinzugegeben. Da Nickel die Löslichkeit des Stickstoffs behindert, werden stattdessen hohe Mengen an Mangan (Ni-Äquivalent) hinzulegiert. Lediglich in der Grundhärte ist ein geringfügiger Unterschied vorhanden. Die Gefügeschliffbilder zeigen ein homogenes Werkstoffgefüge, welches zur Gewährleistung der geringen magnetischen Durchlässigkeit von $\mu_r < 1,01$ notwendig ist.

Die für die technologischen Untersuchungen vorliegenden Bauteilabmessungen variierten bei den beiden RSH-Stählen. Für den RSH1-Stahl erfolgte zunächst ein Aufbohren mittels BTA-Verfahren von $D_{\text{Innen,vor}} = 133,375$ mm auf den Führungsbohrungsdurchmesser $D = 153$ mm. Somit ist ausschließlich die Schneide 7 des BTA-Vollbohrkopfes mit einer Spanungsbreite von $b_s = 9,96$ mm im Eingriff (Abbildung 8.30). Aufgrund der hohen thermomechanischen Werkzeugbelastung sind die Schnittdaten mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 30$ m/min und einem Vorschub von $f = 0,1$ mm im Vergleich zu den in Kapitel 8.1 vorgestellten Untersuchungen moderat gewählt. Dies führt in Verbindung mit den zähen Werkstoffeigenschaften zu einer extremen Langspanbildung. Da nur eine Schneide bei diesem Aufbohrprozess im Eingriff ist, kann der Span trotz des geringen Schubrohrinnenquerschnitts über den gesamten Bohrweg von $l_f = 460$ mm sicher abtransportiert werden. Die Detailaufnahmen des erzeugten Spans weisen für die Spanunterseite eine sehr glatte Oberfläche auf.

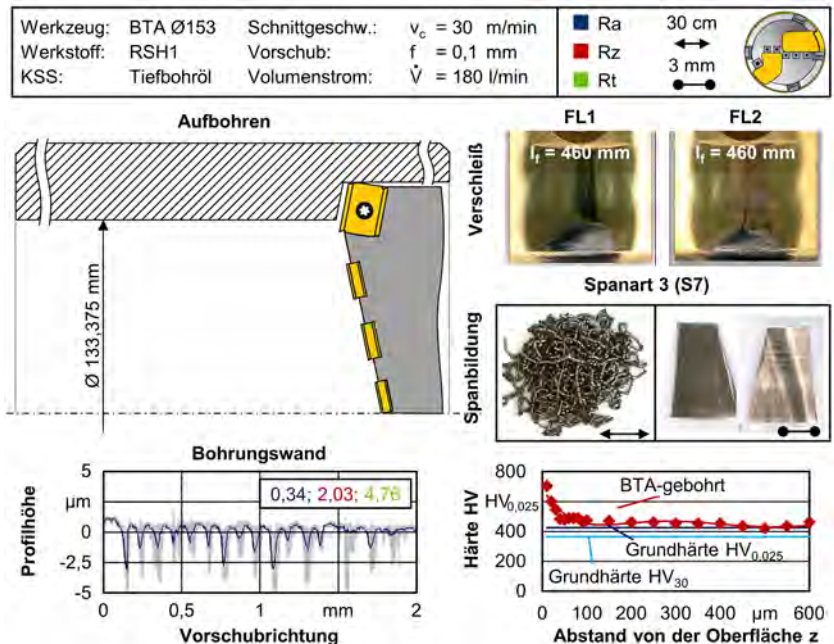


Abbildung 8.30: Bearbeitung des austenitischen Stahls RSH1 mittels BTA-Tiefbohren

Trotz nur einer im Eingriff befindlichen Schneide und der somit vergleichsweise geringen mechanischen Führungsleistenbelastung kommt es zu einem deutlichen Verschleiß an beiden Führungsleisten. Neben der wechselnden mechanischen Beanspruchung kommt es bei der Bearbeitung des Austenits zu einer erhöhten tribologischen Beanspruchung der beiden Reibpartner Führungsleiste und Bohrungswand. Dabei liegt der Reibkoeffizient bei der Verwendung der TiN-beschichteten Führungsleisten im Austenit mit $\mu \approx 0,4$ deutlich über dem Reibkoeffizienten bei der Bearbeitung eines herkömmlichen Vergütungsstahls (z. B. C60: $\mu \approx 0,1$) [Abr16]. Bereits nach kurzer Eingriffszeit unterliegen die Führungsleisten einem enormen Verschleiß, womit die tribologischen Kontaktbedingungen mit unbeschichteten Führungsleisten vergleichbar sind. Somit reduziert sich durch die dynamische Belastung und die schlechten tribologischen Kontaktbedingungen die Oberflächengüte der erzeugten Bohrung. Das dargestellte Profil der Bohrungswand weist eine typische, durch Führungsleisten eingeebnete Oberfläche aus [Fuß86]. Aufgrund der für diesen geringen Spanungsquerschnitt von $A = 0,98 \text{ mm}^2$ vergleichsweise moderaten Führungsleistennormalkraft liegen die Rauheitskennwerte mit $Rt = 4,76 \text{ }\mu\text{m}$ für diesen Werkstoff relativ hoch. Die durch den asymmetrischen Schneidenaufbau resultierende Abstützung der Führungsleiste an der Bohrungswand sowie das Übermaß zwischen Führungsleiste und Rundschliffase sorgt im Rahmen der wirkenden thermomechanischen Belastung zu einer Aufhärtung der Bohrungsrandzone, welche sich durch die Mikrohärtemessung im randzonennahen Bereich bestätigen lässt ($HV_{0,025} = 720 \text{ HV}$).

Die Erzeugung von komplexen Innenkonturen durch das neuartige Auskammerwerkzeugsystem kann durch das mechanische Nachbearbeiten mittels Walzen auch im Bereich nicht zylindrischer Bereiche erfolgen. Um den Einfluss des Walzdrucks bei der Nachbearbeitung des amagnetischen, austenitischen Stahls RSH1 zu analysieren, zeigt **Abbildung 8.31** die in Abhängigkeit vom Walzdruck erzeugten Oberflächentopographien und -rauheiten sowie Randzonenaufhärtungen. Die mit der Walzkassette 2-HG6-9 durchgeführte mechanische Nachbearbeitung zeigt für die drei Druckstufen $p_w = 200, 300$ und 400 bar mit einem Walzvorschub $f_{w,ges} = 0,1 \text{ mm}$ Rauheitswerte für $Ra < 0,1 \text{ }\mu\text{m}$. Mit Zunahme des Walzdrucks kommt es zu einer Verbesserung der maximalen Rautiefe auf $Rt < 1 \text{ }\mu\text{m}$. Ein vergleichbarer Einfluss lässt sich für die Aufhärtung der Randzone bestätigen. Bis zu einem Walzdruck von $p_w = 300 \text{ bar}$ steigt das Härtemaximum nahe der Randzone an. Höhere Walzdrücke erzeugen keine weitere Aufhärtung unmittelbar an der Oberfläche, sondern vergrößern die Tiefe der Aufhärtung und bestätigen damit die Untersuchungen von Berstein und Fuchsbauer [Ber82]. Durch das Blockieren von Versetzungen kommt es aufgrund der Verfestigung zur Festigkeitssteigerung. Geätzte Probenschliffe in Vorschubrichtung bestätigen die Zunahme der induzierten Verformungen und sind durch vermehrtes Auftreten von Gleitlinien zu erkennen. Diese Gleitlinien gelten als Zeichen für planares Versetzungsgleiten infolge der eingebrachten Last. Neben der maximalen Eindringtiefe von $z_e \approx 300 \text{ }\mu\text{m}$ für $p_w = 400 \text{ bar}$ zeigen die geätzten Gefügeschliffbilder außerdem die zunehmende Dichte der Gleitlinien. Darüber hinaus lassen die Gefügeschliffbilder ab einer Druckstufe von $p_w = 300 \text{ bar}$ die sehr hart ausgeprägte Randzonenschicht erkennen. Dieser als Verformungsmartensit bekannte Werkstoffzustand erreicht mit einem Walzdruck von $p_w = 400 \text{ bar}$ eine Tiefe von $z_v = 45 \text{ }\mu\text{m}$.

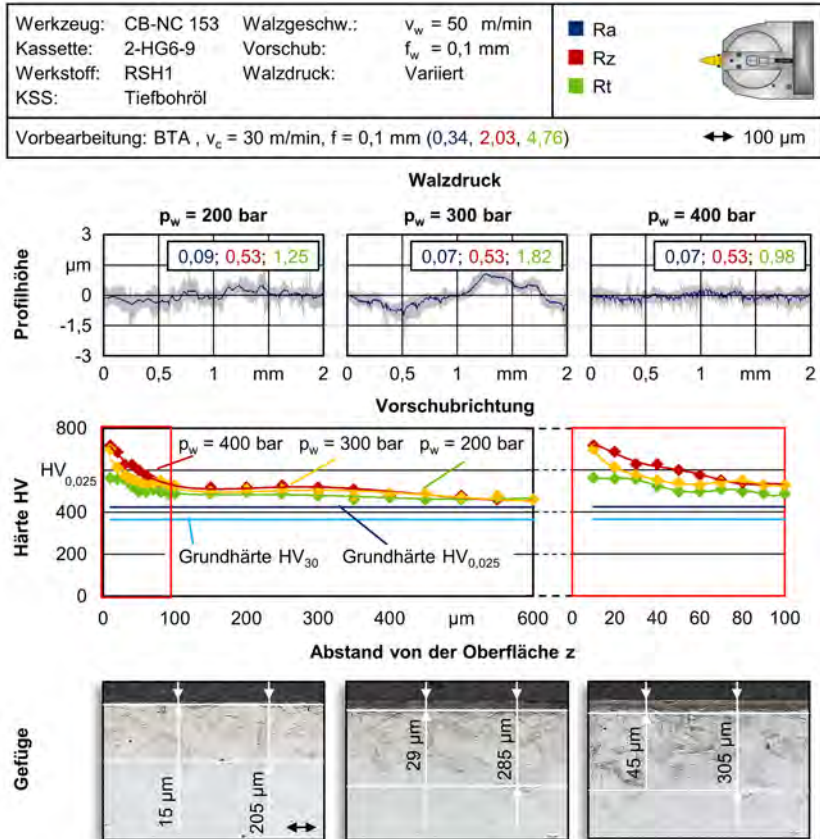


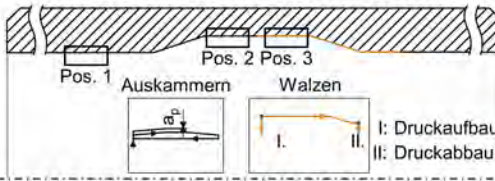
Abbildung 8.31: Einfluss der walzenden Nachbearbeitung bei der Bearbeitung des RSH1-Stahls

Für die technologischen Untersuchungen ausgekammerter Bohrungswandbereiche findet daher die maximal mögliche Druckstufe $p_w = 400$ bar Anwendung. Da es sich um eine bereits vollgebohrte Welle handelt, ist eine Bohrungsgrundbearbeitung des RSH1-Stahls nicht realisierbar. Die durchgeführten Bearbeitungsschritte sowie die Ergebnisse der Bearbeitung zeigt **Abbildung 8.32**. Aufgrund der hohen thermomechanischen Beanspruchung erfolgt die Innenkonturierung der Bohrungswand mit Schnitttiefen von $a_p = 0,5$ mm bei einem Vorschub von $f = 0,1$ mm. Abschließend erfolgte ein finaler Konturzug mit reduzierten Schnittdaten. Die mechanische Nachbearbeitung unter Verwendung des Doppelwalzers 2-HG6-9 setzte mittig in der Kammer an, um eine Auswertung der Oberfläche und Randzonenhärte im Bereich des zerspannten Kammersegments zu ermöglichen. Das Ausfahren aus der Kontur konnte durch den im Walzelement befindlichen Hub realisiert werden.

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: $L, r_e = 2$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	
Werkstoff: RSH1	Schnitttiefe: $a_p = 0,5$ mm	← Gedreht → Gewalzt Ra, Rz, Ri
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $\dot{V} = 180$ l/min	
Schieber: 2-HG6-9	Walzgeschw.: $v_w = 50$ m/min	
Walzdruck: $p_w = 400$ bar	Walzvorschub: $f_w = 0,1$ mm	

Bearbeitungsschritte - Bohrungsbearbeitung

Spanen und Walzen



Verwendete Kassetten

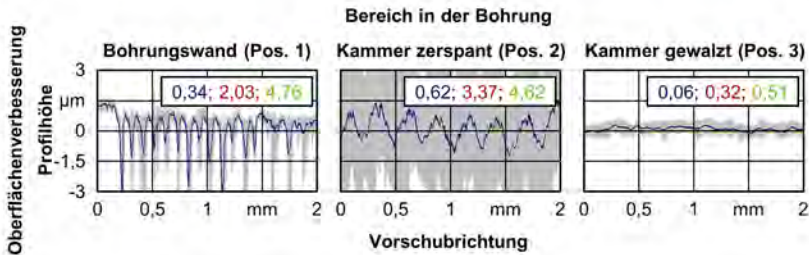
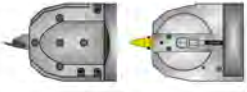



Abbildung 8.32: Bearbeitungsschritte und Oberflächenverbesserung der Auskammerung durch das Walzen

Bei Betrachtung der durch das Weißlichtmikroskop aufgenommenen Profiltiefen zeigt sich deutlich der Einfluss des verwendeten Bearbeitungsverfahrens. Bei der im Vergleich zur mittels BTA-Aufbohren erzeugten Oberfläche weist der mittels Innendrehverfahren bearbeitete Auskammerbereich das typische Drehprofil auf. Hierbei ist ähnlich zum BTA-Bohren aufgrund der Materialeigenschaften eine Verbesserung der Oberflächenkennwerte im Vergleich zur herkömmlichen Vergütungsstahlbearbeitung ersichtlich. Die mechanische Nachbearbeitung mittels Festwalzen weist für die spanend bearbeitete Kammer eine deutliche Oberflächenverbesserung auf. Durch das Walzen mit einem Walzdruck von $p_w = 400$ bar mit einem Walzvorschub $f_{w,ges} = 0,1$ mm kommt es zu maximalen Rautiefen von $Rt \approx 0,5$ µm. Die im Vergleich zu den Grundlagenuntersuchungen aus Abbildung 8.31 nochmals verbesserte Rautiefe lässt sich im Wesentlichen auf die Vorbearbeitung zurückführen. Das periodisch anmutende Profil aus dem Innendrehprozess mit gleichmäßig ausgeformten Spitzen und Tälern ermöglicht eine gleichmäßigere Einebnung als das mittels BTA-Aufbohren erzeugte Oberflächenprofil. Durch den Festwalzprozess kommt es neben einer Oberflächenverbesserung zu einer Aufhärtung der Randzone (Abbildung 8.33).

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: L, $r_t = 2$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	
Werkstoff: RSH1	Schnitttiefe: $a_p = 0,5$ mm	
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $V = 180$ l/min	
Kassette: 2-HG6-9	Walzgeschw.: $v_w = 50$ m/min	
Walzdruck: $p_w = 400$ bar	Walzvorschub: $f_w = 0,1$ mm	

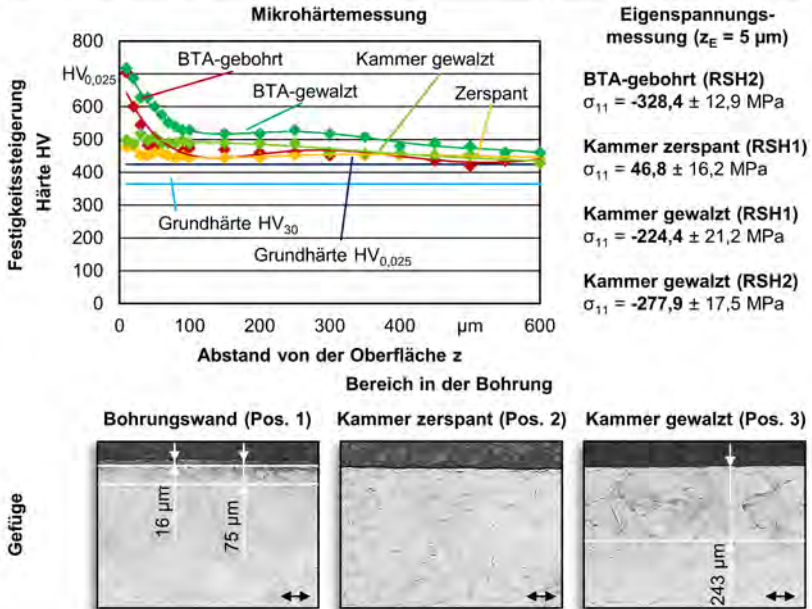


Abbildung 8.33: Festigkeitssteigerung in der Auskammerung durch das Walzen

Die gemessene Härte der gewalzten Auskammerung liegt dabei deutlich oberhalb der gemessenen Werkstoffgrundhärte sowie der Härte für die ausschließlich zerspannte Auskammerung. Die für diesen Walzdruck wirkende mechanische Belastung ist geringer als die Belastung der Oberfläche durch die Führungsleistennormalkraft, wodurch eine geringere Verfestigung der Randzone entsteht. Mit Zunahme des Abstandes von der Oberfläche nimmt die Mikrohärtigkeit der BTA-aufgebohrten Oberfläche ab und sinkt unter die Härte der gewalzten Bereiche. Dies kann durch die entsprechenden Gefügeschliffbilder bestätigt werden. Die BTA-Bohrungswand ist durch eine harte Randschicht gekennzeichnet, deren Gleitlinien als Zeichen der induzierten Verfestigung jedoch nur in geringeren Abständen zur Oberfläche als beim gewalzten Segment vorliegen. Das dem spanend ausgekammerten zugehörige Gefügeschliffbild weist hingegen keinerlei Beeinflussung durch das Walzen auf und zeigt, wie durch die spanende Bearbeitung die harte Randzone entfernt wird. Ein Fehlen dieser Randschicht minimiert bei der Kammernachbearbeitung durch das Walzen sowohl die maximale Tiefe der Verfestigung als auch die Intensität der plastischen Verformung. Dies wird durch den Vergleich der Mikrohärtigkeit zwischen der festgewalzten BTA-Bohrungswand und der gewalzten Auskammerung deutlich. Bestätigt wird diese Annahme durch die Messung der Eigenspannungen im randzonennahen Bereich ($z_E = 5 \mu\text{m}$). Die integral gemessenen

Spannungen in der Umfangsrichtung sind exemplarisch für verschiedene Bereiche innerhalb der Bohrung gezeigt. Die Eigenspannung σ_{11} für den BTA-gebohrten Bereich weist die höchsten Druckspannungen auf, wobei im Bereich der zerspannten Kammer geringfügige Zugeigenspannungen vorliegen. Ein Überwalzen der Kammer bringt hingegen erneut Druckeigenspannungen ein. Diese fallen allerdings ähnlich zur gemessenen Mikrohärtigkeit im Vergleich zur BTA-gebohrten Bohrungswand geringfügiger aus. Allerdings ist mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche basierend auf den Erkenntnissen aus den Gefügeschliffbildern und Mikrohärtigemessungen von einer Erhöhung der Druckeigenspannungen für die gewalzten Bereiche auszugehen.

Neben der Aufbohrbearbeitung des Stahls RSH1 erfolgte eine Vollbohrbearbeitung des zweiten amagnetischen Austeniten RSH2. Die Erkenntnisse und Analyse des Vollbohrens hinsichtlich Oberflächenausprägung und Randzonenaufhärtung zeigt **Abbildung 8.34**. Da sich beim Vollbohren sämtliche Schneiden im Eingriff befinden, erfolgte zur Gewährleistung eines sicheren Spanabtransports eine Reduzierung des Vorschubwertes auf $f = 0,05$ mm bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 30$ m/min. Die zeitgleiche Bearbeitung des langspannenden Materials mit sieben Wendeschneidplatten unter Berücksichtigung des reduzierten Schubrohrinnendurchmessers erlaubt aufgrund der thermomechanischen Werkzeugbelastung und den entstehenden Spänen keine produktiveren Schnittdaten. Sogar die mit einem negativen Spanwinkel von $\gamma = -15^\circ$ applizierte Wendeschneidplatte vom Typ 1 im Zentrum ermöglicht trotz der sehr geringen Schnittgeschwindigkeiten keinen wiederkehrenden Spanbruch.

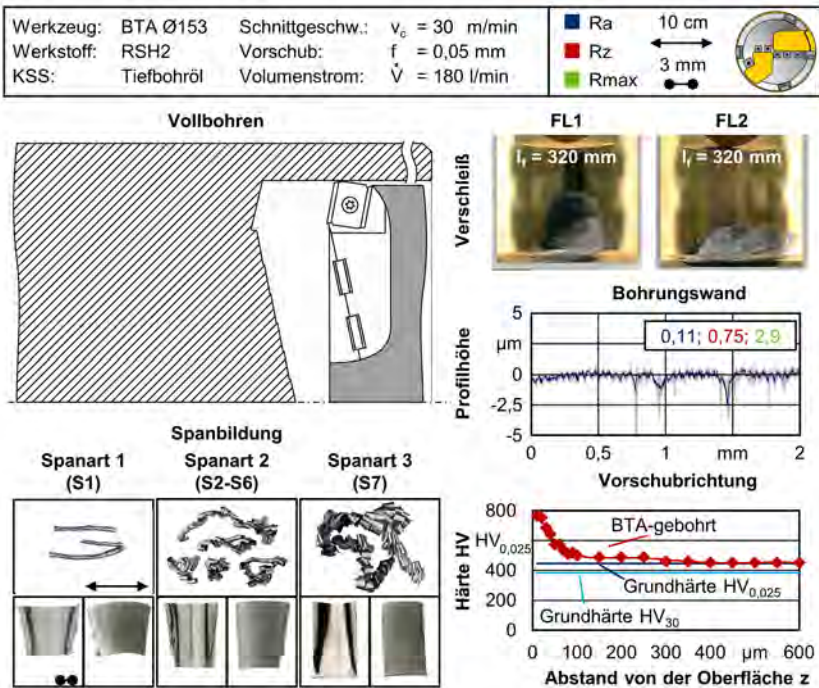


Abbildung 8.34: Bearbeitung des austenitischen Stahls RSH2 mittels BTA-Tiefbohren

Ein neutraler Spanwinkel von $\gamma = 0^\circ$ für die Schneiden S2 bis S7 sowie eine Zunahme des Auslaufradius des Spanformers führen zu höheren Krümmungsradien der entstehenden Späne. Bei einer geringfügigen Erhöhung des Vorschubs auf $f = 0,1$ mm steigt die mechanische Stabilität des Spans durch den gestiegenen Spanungsquerschnitt an, und ein Verformen des Spans zur sicheren Ausbringung wird unterbunden. Dies hätte negative Auswirkungen auf die Prozesssicherheit. Eine signifikante Erhöhung des Vorschubs, um einen frühzeitigen, werkstellennahen Spanbruch zu erzeugen, ist aufgrund der hohen thermomechanischen Belastung der Schneiden und Führungsleisten ausgeschlossen. Der beim Vollbohren trotz des geringeren Vorschubs im Vergleich zum Aufbohren deutlich erhöhte Spanungsquerschnitt von $A = 3,825$ mm² beeinflusst aufgrund der gestiegenen mechanischen Werkzeugbelastung den Bohrungswandkontakt der Führungsleisten. Dies äußert sich im Vergleich zur RSH1-Bearbeitung in einem erhöhten Führungsleistenverschleiß trotz geringerer Bohrungstiefe ($\Delta l_f = 140$ mm). Die beim Anbohren zu unterschiedlichen Zeitpunkten in Eingriff kommenden Schneiden bewirken eine ständige Veränderung des Schnittkraftvektors, sodass insbesondere beim Anbohren eine erhöhte Führungsleistenbelastung vorliegt. Positiv wirkt sich die erhöhte Führungsleistennormalkraft hingegen auf die Einebnung der Bohrungswand aus. Insbesondere bei Betrachtung der gemittelten Rautiefe Rz , welcher die größte Differenz aus maximalem und minimalem Messwert über mehrere Einzelmessstrecken beschreibt, ist eine deutliche Verbesserung der Oberflächenrauheit zu erkennen. Dies wird durch die Darstellung der Oberflächentopographie bestätigt. Darüber hinaus weist die Mikrohärtmessung der BTA-vollgebohrten, randzonennahen Bereiche ebenfalls eine Aufhärtung infolge der thermomechanischen Beanspruchungen auf.

Den Einfluss des Walzens auf die Oberfläche und den randzonennahen Bohrungsbereich des RSH2-Stahls zeigt **Abbildung 8.35**. Die spanende Bearbeitung der Bohrungswandkammer erzeugt das verfahrenstypische Drehprofil mit den für diesen Werkstoff bekannten Rauheitskennwerten. Eine walzende Nachbearbeitung der Kammer ermöglicht das Einstellen sehr geringer Oberflächenrauheiten. Durch die ersichtliche Tendenz der Oberflächentopographie zur Wellenbildung sollte auf höhere Walzdrücke von $p_w > 400$ bar verzichtet werden. Dieser Effekt konnte bereits für die Bearbeitung weicher Vergütungsstähle in Kapitel 6 aufgezeigt werden. Bei Betrachtung der geätzten Gefügeschliffbilder in Vorschubrichtung wird zudem der glättende Einfluss der mechanischen Nachbearbeitung aufgezeigt. Beim Vollbohren können entlang der gesamten Oberfläche starke Verformungen durch die Führungsleisten nachgewiesen werden und bestätigen damit die Erkenntnisse von Fuß [Fuß86]. Außerdem zeigen die Gefügeschliffbilder die Aufhärtung der durch den BTA-Vollbohrprozess eingebrachten Belastungen. Die Erkenntnisse aus **Abbildung 8.33** hinsichtlich der eingebrachten plastischen Verformung für den gewalzten Bereich können für die Bearbeitung des RSH2-Stahls bestätigt werden. Ebenso wird bei Betrachtung der Mikrohärtmessung der Abfall in der BTA-gebohrten Bohrungswand mit zunehmendem Abstand zur Oberfläche ersichtlich. Dahingegen ist die erhöhte Tiefe der Verfestigung der gewalzten Kammer durch die Mikrohärtmessung nachweisbar. Im Vergleich zur walzenden Bearbeitung des RSH1-Stahls können geringfügig höhere Härten erzielt werden. Dies wird durch die etwas höhere Ausgangshärte des RSH2-Stahls gegenüber dem RSH1-Stahl begründet.

Werkzeug: CB-NC 153	Schnittgeschw.: $v_c = 70$ m/min	
Kassette: L, $r_e = 2$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	
Werkstoff: RSH2	Schnitttiefe: $a_p = 0,5$ mm	
KSS: Tiefbohröl	Volumenstrom: $\dot{V} = 180$ l/min	
Kassette: 2-HG6-9	Walzgeschw.: $v_w = 50$ m/min	
Walzdruck: $p_w = 400$ bar	Walzvorschub: $f_w = 0,1$ mm	

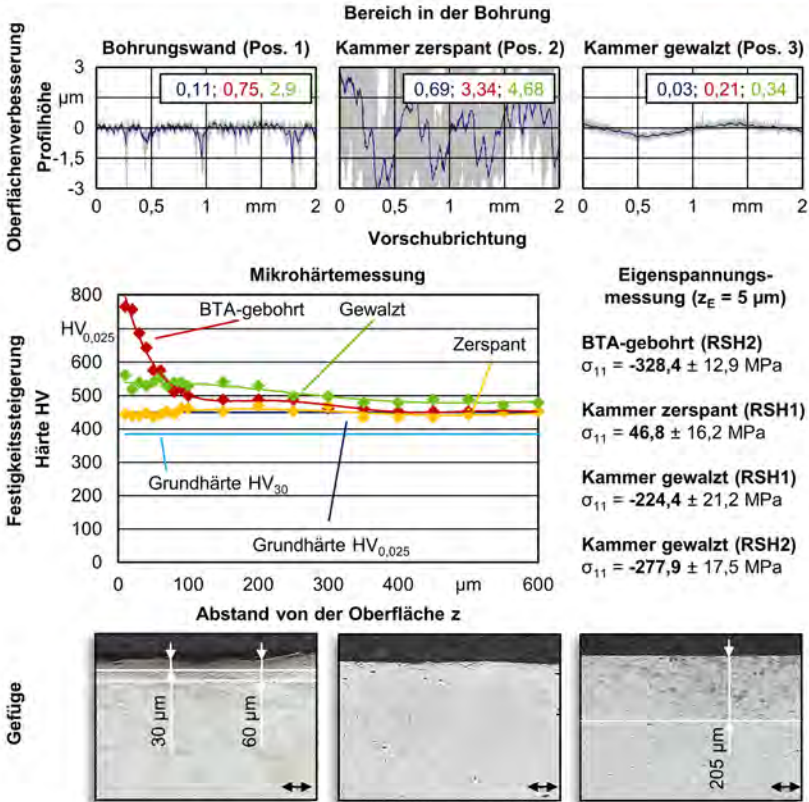


Abbildung 8.35: Oberflächenverbesserung und Festigkeitssteigerung in der Auskammerung durch das Walzen II

Anhand der Bearbeitung der amagnetischen, austenitischen RSH-Stähle ist die Eignung des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur spanenden Konturierung und walzenden Nachbearbeitung dieser Konturen belegt worden. Insbesondere die Möglichkeit der Einbringung randzonennaher Verfestigungen durch plastische Verformungen durch das Festwalzen konnten mithilfe der Eigenstressmessungen und insbesondere der Mikrohärtemessungen in Verbindung mit den dargestellten, geätzten Gefügeschliffbildern nachgewiesen werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Energieeffizientere Systeme zur Reduzierung von schadstoffbehafteten Emissionen und für einen nachhaltigen Einsatz von Ressourcen gewinnen weiter an Bedeutung. Dabei rücken aus ökologischen und ökonomischen Gründen vermehrt technische Lösungen zur Reduzierung des Energieverbrauchs stärker in den Vordergrund. Sowohl der konstruktive Leichtbau, um beispielsweise über das Bauteilgewicht den Kerosinverbrauch eines Flugzeugs zu senken, als auch die Herstellung immer höher belastbarer Bauteile erfordern innovative Fertigungstechnologien. Zur Steigerung der Belastbarkeit und Verlängerung der Bauteillebensdauer bieten mechanische Nachbearbeitungsverfahren wie das Walzen enorme Potentiale durch eine Oberflächenverbesserung, eine Festigkeitssteigerung und das Einbringen von Druckeigenspannungen [Röt03].

Die konsequente Umsetzung des konstruktiven Leichtbaus durch Auskammerungen sowohl an der Bohrungswand als auch an dem Bohrungsgrund erforderte die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellte Entwicklung und Fertigung eines neuartigen Auskammerwerkzeugsystems. Zur Erzeugung hochbelastbarer Bauteile bietet das System die Möglichkeit, nahezu beliebige Bohrungsgrund- und Bohrungswandkonturen in mehreren Metern Bohrtiefe zu erzeugen. Um die mechanische Nachbearbeitung dieser innenkonturierten Grundbohrungen zu ermöglichen, kann das entwickelte System das Walzen der konturierten Bereiche umsetzen.

Damit eine Nachbearbeitung der Innenkonturierung realisierbar ist, erfolgte eine aufeinander aufbauende Entwicklung verschiedener Teilschritte. Im Rahmen der grundlagenorientierten Untersuchungen sind die Fertigungsverfahren Drehen und Walzen sowie deren Wechselwirkungen unter Berücksichtigung der später vorliegenden Einsatzsituation in der innenkonturierten Bohrung erarbeitet worden. Für das Außenlängsdrehen umfasst dies weitreichende Untersuchungen beim Einsatz verschiedener für das Auskammern infrage kommender Wendeschneidplattenformen. Insbesondere Untersuchungen zum Einfluss geringer Schnittgeschwindigkeiten auf die Oberflächengüte sowie die in Abhängigkeit vom Vorschub entstehenden Spanformen liefern wichtige Erkenntnisse hinsichtlich der Prozesssicherheit für den späteren Einsatz des Auskammersystems.

Im Rahmen der Untersuchungen zum Walzen konnten für unterschiedliche Walzkugeldurchmesser bei Variation der Walzkraft und des Walzvorschubs die Auswirkungen auf die Oberflächenebnung detailliert untersucht werden. Dabei erzeugt ein geringer Walzkugeldurchmesser von $d_k = 4$ mm zwar die höchsten Flächenpressungen, erfordert aber auch zwingend das Einhalten von geringen Walzvorschüben, um einen ausreichenden Überdeckungsgrad zu gewährleisten. Ein großer Walzkugeldurchmesser von $d_k = 13$ mm ermöglicht auch bei geringeren Walzdrücken ausreichend hohe Oberflächenverbesserungen, erweist sich aber aufgrund seiner großen Dimensionierung als nicht nutzbar für den Einbau in Walzkassetten. Unabhängig vom Drehvorschub ermöglichen Walzvorschübe unter $f_w < 0,1$ mm für den Kugeldurchmesser $d_k = 6$ mm eine Oberflächenebnung von $Rz < 1$ μ m. Somit kann bei Einhaltung der geforderten Maßtoleranzen der Schlichtvorgang mit reduzierten Drehvorschüben durch die mechanische Nachbearbeitung substituiert werden. Trotz des größeren Eckenradius einer WSP der Form L ermöglicht die mechanische Nachbearbeitung durch das Walzen eine Oberflächenverbesserung. Für variierende Anstellwinkel bis $\beta_k = 20^\circ$ kann für die Untersuchungen auf einer Drehmaschine kein signifikanter Einfluss auf die Oberflächenrauheit festgestellt werden.

Die Entwicklung und Fertigung des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems bildet die Ausgangsbasis zur Herstellung innenkonturierter Bauteile und umfasst neben dem Werkzeuggrund-

körper auch das Sonderbohrgestänge sowie die Anbindung an das auf der Tiefbohrmaschine applizierte Auskammerwerkzeug- und Antriebssystem. Durch eine Kopplung der Schubstange mit dem AWA besteht eine mechanische Verbindung, die eine Bewegung der Kasette im Kopf des Auskammerwerkzeugsystems ermöglicht. Weitere Anbauteile zur vollständigen mechanischen Anbindung an die Tiefbohrmaschine konnten ebenso appliziert werden wie eine flexibel gehaltene Späneabführung. Hierbei lag der Fokus auf der ganzheitlichen Nutzung des Systems, sodass außer dem Wechsel zwischen BTA-Vollbohrkopf und Auskammerwerkzeugsystem zum Spanen und Walzen keine weiteren Einstellungen und Anpassungen erforderlich sind.

Die steuerungstechnische Implementierung in die vorhandene NC-Steuerung ermöglicht eine bedienerfreundliche Nutzung des Systems. Die gewünschten Verfahrbewegungen können in vom Drehen bekannte Koordinaten in Richtung der z-Achse sowie der virtuellen x-Achse programmiert werden. Die zur genauen Positionsbestimmung notwendigen Rechenoperationen werden dabei vom mechanischen Übersetzungsverhältnis im Werkzeugkopf sowie von der Kassettenlänge beeinflusst. Weitere grundlegende Aspekte zur NC-Programmierung sowie mögliche Fehlereinflussgrößen für eine Konturabweichung sind in der vorliegenden Arbeit vorgestellt worden.

Die in Abhängigkeit von der zu fertigenden Bauteilkontur erforderlichen Kassetten zum Spanen und Walzen stellten ein weiteres Teilziel zum Einsatz des Auskammerwerkzeugsystems dar. Die mit der WSP des Typs LCMF ausgelegten Schneidkassetten bieten aufgrund der konstanten Eingriffsbedingungen weitreichende Vorteile beim Innenkonturieren. Für die Integration der mechanischen Nachbearbeitung durch das Walzen ist die Auslegung von Walzkassetten erforderlich. Um dem Längenverhältnis von Bohrungswand zu Bohrungsgrund gerecht zu werden, erfolgte eine Auslegung einer Walzkassette mit zwei gegenüberliegenden Walzelementen. Neben einer vorteilhaften Abstützung des Systems durch gegeneinander wirkende Kraftkomponenten bietet die Walzkassette mit zwei Walzelementen Produktivitätsvorteile.

Die durchgeführten Untersuchungen und Analysen im Rahmen der jeweiligen Teilschritte ermöglichten einen prozesssicheren und wirtschaftlichen Einsatz des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems zur Herstellung innenkonturierter Grundbohrungen. Insbesondere der durch das BTA-Vollbohren erzeugte Bohrungsgrund wurde mithilfe der Weißlichtmikroskopie näher analysiert. Da aufgrund der Verwendung des Sonderbohrgestänges der für diesen Werkzeugdurchmesser übliche Bohrrohrdurchmesser um nahezu 74 % im Querschnitt reduziert wurde, erfolgte eine Anpassung der Bohrprozesse für eine prozesssichere Spanerzeugung und -ausbringung.

Durch die Untersuchungen zum Auskammern konnte bei der Erzeugung planer Bohrungsgründe die hohe Oberflächengüte herausgearbeitet werden. Die dem Innendrehprozess ähnlichen Verfahrbewegungen der Schneidkassetten ermöglichen darüber hinaus sowohl die spanende Bearbeitung der Bohrungswand als auch des Übergangs zwischen Bohrungswand und -grund. Auskammerungen in diesem Bereich stellen eine Innovation im Bereich der Auskammertechnologie dar. Zusätzlich sind in dieser Arbeit durch das Auskammern weitere Konturen zur mechanischen Nachbearbeitung erzeugt worden. Eine mit einem Vollradius von $r_{kon} = 125$ mm eingebrachte Bohrungsgrundkontur ist zur weiteren Analyse partiell glattgewalzt worden. Untersuchungen zur Oberflächenrauheit und -topographie bestätigen die aus den grundlagenorientierten Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse. Der Auskammerprozess einer umfassend innenkonturierten Grundbohrung konnte unter Verwendung verschiedener Walzkassetten vollständig glattgewalzt werden und erweitert somit entscheidend die Auskammertechnologie.

Anhand der Bearbeitung amagnetischer, austenitischer Stähle für die Erdöl- und Gasexploration sind die Möglichkeiten zur Festigkeitssteigerung durch das Walzen untersucht worden. Dabei

ermöglicht das Festwalzen des durch den BTA-Bohrprozess erzeugten Verformungsmartensits an der Bohrungswand das Einbringen hoher Verfestigungen von $HV_{0,025} = 700$ mit Eindringtiefen von bis zu $z_e = 300 \mu\text{m}$. Die durch Versetzungslinien im Austenit nachgewiesenen Verformungen in gewalzten Auskammerungen infolge der eingebrachten mechanischen Belastung bei gleichzeitig geringen Oberflächenrauheiten von $R_t < 1 \mu\text{m}$ bestätigen die Wirksam- und Einzigartigkeit des neuartigen Auskammerwerkzeugsystems.

Das Auskammerwerkzeugsystem kann in Zukunft um einen integrierten Motorantrieb im Werkzeuggrundkörper erweitert werden, der die mechanische Verbindung durch ein im Bohrrohr befindliches Schubrohr zum AWA substituiert. Dies bedeutet neben den Vorteilen in der Handhabung als ein erforderlicher Schritt zur Automatisierung für das BTA-Vollbohren eine enorme Steigerung der Prozesssicherheit durch größere Bohrrührquerschnitte. Somit können auch langspannende Materialien prozesssicher vollgebohrt werden. Durch eine zusätzliche Wirkleistungsüberwachung des im Grundkörper integrierten Motorantriebs wird die Prozesssicherheit weiter verbessert und die Grundlage für sensorintegrierte Auskammerwerkzeugsysteme geschaffen.

Trotz der ölhaltigen Umgebung und der innenliegenden Kontur bieten moderne Messsysteme die Möglichkeit zur Erfassung der Oberflächentopographie. Die Integration einer solchen Messkassette mit Rückmeldung zur Maschinensteuerung stellt für die im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit erarbeiteten Prozesskette zur Herstellung innenkonturierter Grundbohrungen eine konsequente Erweiterung dar.

Literaturverzeichnis

- Abe07 Abele E, Ellermeier A, Hohenstein J, Tschannerl M.: Tool length influence on wear behaviour of twisted carbide drills. *Prod. Eng. Res. Devel.* 1(1), 2007, S.51–56.
- Abe14 Abele, E.; Schäfer, D.; Güth, S.; Bölling, C.: Gute Führung zahlt sich aus – Trendbericht: Bohrungsfeinbearbeitung im Motorenbau. *Werkstatt und Betrieb*, (2014) 12, S. 30-35
- Alt00 Altenberger, I.: Mikrostrukturelle Untersuchungen mechanisch randschichtverfestigter Bereiche schwingend beanspruchter metallischer Werkstoffe. Dissertation, Universität Kassel, 2000.
- Alt02 Altenberger, I.: Alternative mechanical surface treatments: Microstructures, residual stresses & fatigue behaviour, Institut für Werkstofftechnik der Universität Kassel, 2002
- Ast07 Ast, A.; Braun, S.; Eberhard, P.; Heisel, U.: Adaptronic vibration damping for machine tools. *CIRP Annals* 56 (2007) 1, S. 379-382.
- Bap11 Baptista, R., Infante, V., Branco, C.: Fully dynamic numerical simulation of the hammer peening fatigue life improvement technique. *Procedia Engineering*, 10:1943-1948, 2011
- Bar12 Bargel, H.-J.; Schulze, G. (Hrsg.): *Werkstoffkunde*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2012
- Bas11 Basara, A., Alt, N., Schlücker, E.: Influence of the pressure holding time on strain generation in fuel injection lines. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 88:2011, S132-137
- Bau15 Bauch, A., Lohmann, J.F.: Amagnetische nichtrostende Stähle für Anwendungen in der Erdöl- und Erdgasexploration, *Werkstoffwoche*, Dresden, 14.09.2015
- Ber14 Berg, J., Stranghoener, N.: Fatigue strength of welded ultra high strength steels improved by high frequency hammer peening. *Procedia Materials Science*, 3:2014, S.71-76
- Ber82 Berstein, G. und Fuchsbauer, B.: Festwalzen und Schwingfestigkeit. *Zeitschrift für Werkstofftechnik*, Bd. 13, Nr. 3 (1982), S. 103-109.
- Bgt19a www.bgtb.de abgerufen am 06.03.2019
- Bgt19b www.tiefbohren.info abgerufen am 06.03.2019
- Bie16 Biermann, D.; Metzger, M.: Abschlussbericht zur Verbesserung der Zerspanbarkeit von bleifreien Stählen. Technische Universität Dortmund, 2016
- Bie17 Biermann, D. (Hrsg.): *Spanende Fertigung*. 7. Ausgabe, Vulkan Verlag, Essen, 2017
- Bie18 D. Biermann, F. Bleicher, U. Heisel, F. Klocke, H.-C. Möhring, A. Shih, Deep Hole Drilling. In: *CIRP Annals* 67 (2), 2018, S. 673-694

- Ble12 Bleicher, F., Lechner, C., Habersohn, C., Kozeschnik, E., Adjassoho, B., Kaminski, H.: Mechanism of surface modification using machine hammer peening technology. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 61(1), 2012, S.375-378
- Bob13 Bobzin, K.: Oberflächentechnik für den Maschinenbau. Weinheim: Wiley-VCH Verlag, 2013.
- Bre11 Breidenstein, B.: Oberflächen und Randzonen hoch belasteter Bauteile. Habilitationsschrift, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2011
- Bre13 Brecher, C.; Bäumler, S.; Brockmann, B.: Hilfsmassendämpfer für Werkzeugmaschinen. Optimierte Auslegung passiver Hilfsmassendämpfer zur Stabilisierung von Bearbeitungsprozessen. wt Werkstatttechnik online 103 5, 2013, S. 395-401
- Bri91 Brinksmeier, E.: Prozess- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitationsschrift, Universität Hannover, 1991
- Bro82 Broszeit, E.; Zwirlein, O. und Adelman, J.: Werkstoffanstrengung im Hertz'schen Kontakt - Einfluss von Reibung und Eigenspannungen. Zeitschrift für Werkstofftechnik, Bd. 13, Nr. 12, 1982, S. 423-429.
- Bru01 Bruchhaus T (2001) Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen. Dissertation, Universität Dortmund. Vulkan-Verlag, Essen
- Bta19 www.bta.tiefbohrsysteme.com abgerufen am 06.03.2019
- Büh33 Bühler, H. und Buchholtz, H.: Über die Wirkung von Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit. Mitt. Forschungsinstitut Vereinigte Stahlwerke, Bd. 3, 1933, S. 235-248.
- Bur93 F. Burgahn, O. Voehringer und E. Macherauch: Mikro eigenspannungszustände kugelgestrahlter Randschichten von 42CrMo4. Zeitschrift für Metallkunde, 84(4), 1993, S. 224-229
- Bus89 Buse, B.: Betrachtungen zur Innenbearbeitung durch Schälen und Glattwalzen auf Tiefbohrmaschinen. Dissertation, Universität Dortmund, 1989
- Bus94 Buse, B.; Bergmann, K.; Fuß, H.: Flexible Innenbearbeitung mit rechnergesteuerten Bohrwerkzeugen. In: Spanende Fertigung, 1. Ausgabe, Weinert, K. (Hrsg.), Vulkan-Verl., Essen, 1994, ISBN 3802729137, S. 111–122
- Che82 Chen, X.: Zur Entstehung und Minderung der Geräusche beim Innendrehen. Dissertation, Universität Stuttgart, Technischer Verlag Günter Grossmann, 1982
- Cro74 Cronjäger L.: Technologie des Tiefbohrens. Werkzeugmaschine international 5, 1974, S.11-16.
- Cro79 Cronjäger, L., Weber, U.: Messung von Schnittkräften und Momenten beim Tiefbohren. VS Verlag für Sozialwissenschaften, Wiesbaden, 1979
- Den11 Denkena, B. und Tönshoff, H.: Spanen - Grundlagen. Berlin: Springer Verlag, 2011.

- Dew17 Deutsche Edelstahlwerke, Neuer Spezialstahl für die Öl- und Gasgewinnung – Magnadur 509 für effiziente richtungsgesteuerte Bohrprozesse, Pressemitteilung, 2017
- Dew18a Deutsche Edelstahlwerke, Nonmagnetic stainless steels - Magnadur, 2018
- Dew18b Deutsche Edelstahlwerke, Steels for Oil- and Gas-Exploration, 2018
- DIN 10020 DIN EN 10020: Begriffsbestimmung für die Einteilung der Stähle. Beuth Verlag, Berlin, 2000
- DIN 10083-1 DIN EN 10083-1: Vergütungsstähle - Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen. Beuth Verlag, Berlin, 2006
- DIN 17022-1 DIN 17022-1: Verfahren der Wärmebehandlung - Teil 1: Härten, Bainitisieren, Anlassen und Vergüten von Bauteilen. Beuth Verlag, Berlin, 1994
- DIN 4287 DIN-4287: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010
- DIN 4760 DIN 4760: Gestaltabweichung. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1982
- DIN 66025 Programmaufbau für numerisch gesteuerte Arbeitsmaschinen. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1983
- DIN 8200 DIN 8200: Strahlverfahrenstechnik – Begriffe, Einordnung der Strahlverfahren. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1982, zurückgezogen
- DIN 8580 DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, Berlin, 2003
- DIN 8589-0 DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN 8589-1 DIN 8589-1: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 1: Drehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN 8589-2 DIN 8589-2: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 2: Bohren, Senken, Reiben; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003
- DIN 6507 Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2018
- Dlr15 Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt: Luftverkehrsbericht 2014 – Daten und Kommentierungen des deutschen und weltweiten Luftverkehrs. Köln, 2015
- Eco16 Fa. Ecoroll, Betriebsanleitung 080592/10 – Hydrostatisches Glattwalzwerkzeug, Celle, 2016
- Emm92 Emmer, T., Popke, H.: Hartglattwalzen – Eine Verfahrensalternative zum Rundschleifen. Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Magdeburg, 36, 1992 2/3, S. 22-28
- Fan73 Fangmeier, R.: Verfestigung beim Schälén und Richten von Rundstäben, Stahl und Eisen, 93 (24), 1973, S. 1145
- Fec14 Fechter, T.; Jaich, H.: Fertigungsverfahren - der Weg zum Werkstück. In: Maschinenbau - Ein Lehrbuch für das ganze Bachelor-Studium, 1. Auflage,

- Skolaut, W. (Hrsg.), Shaker Verlag, Berlin Heidelberg, 2014, ISBN 9783827425546, S. 977-1074.
- Föp29 Föppl, O.: Das Drücken der Oberfläche von Bauteilen aus Stahl. Stahl und Eisen, Bd. 49, 1929, S. 575–577.
- Föp33 Föppl, O. und Thum, A.: Steigerung der Dauerhaltbarkeit durch Oberflächen-drücken. VDI-Zeitschrift, Bd. 77, Nr. 50, 1933, S. 1335–1337.
- Fri15a Fritz, A.H.; Schulze, G.: Fügen. In: Fertigungstechnik, 11. Auflage, Fritz, A.H.; Schulze, G. (Hrsg.), Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2015, ISBN 9783662465554, S. 125–272.
- Fuc83 Fuchsbauer, B.: Untersuchungen zur Schwingfestigkeitsoptimierung bauteil-ähnlicher Proben unterschiedlicher Größe durch Festwalzen. Dissertation, TH Darmstadt, 1983
- Fuß01 Fuß, H., Schween, A., Buse, B.: Außen- und Innendrehbearbeitung von Achsträgern für Flugzeuglandebeine. K. Weinert, Hrsg., Spanende Fertigung 3. Auflage, 2001, S. 151-160.
- Fuß18 Fuß, M.: Tief und Komplex – Anspruchsvolle Herausforderungen auf Tiefbohrmaschinen. Begleitband zum Fachgespräch zwischen Industrie und Hochschule – Zerspanen im modernen Produktionsprozess, 2018, S. 328-343,
- Fuß86 Fuß, H.: Aspekte zur Beeinflussung der Qualität beim BTA-Tiefbohren. Dissertation, Universität Dortmund, 1986
- Ger10 Gerdemann, F. L. H.: Bainite in medium carbon steels. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2010
- Ger61 Gerlach, H.-H.: Das Glattwalzen von Gusseisen. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1961
- Goe12 Goetz G. Feldmann: Verbesserte mechanische Oberflächenverfestigung von Schaufeln an integral beschauften Hochdruckverdichterrotoeren. Dissertation, TU Cottbus, 2012.
- Gol13 Gollnick, V. (DLR, Institut für Lufttransportsysteme): Frachtflugzeuge der Zukunft: Weniger Emissionen und Lärm. Präsentation im Rahmen der Lufthansa Cargo Climate Care Conference, Frankfurt, 2013
- Gre06 Greuling, S., Seeger, T., Vormwald, M.: Autofrettage innendruckbelasteter Bauteile. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 37 (3), 2006, S. 233-239
- Gre62 Greuner, B.: Die Herstellung von Hydraulikzylindern nach dem BTA-Verfahren, Maschinenwelt 4, 1962
- Gre70 Greuner, B.: Beitrag zur Frage der Kräfte an Schneide und Führungsleisten an einschneidigen hartmetallbestückten Tiefbohrwerkzeugen: Dissertation, Technische Universität Hannover, 1970
- Gri82 Griffiths, B.J.: An investigation into the role of the burnishing pads in the deep hole drilling process: Department of Production Technology, Dissertation, Brunel University. 1982

- Gri93a Griffiths, B.J.: Modelling Complex Force Systems, Part 1: The Cutting and Pad Forces in Deep Drilling. J. Eng. for Industry 115(2), 1993, S. 169-176.
- Gri93b Griffiths, B.J., Grieve, R.J.: Modelling Complex Force Systems, Part 2: A Decomposition of the Pad Forces in Deep Drilling. J. Eng. for Industry 115(2), 1993, S. 177-183.
- Gro12 Groche, P., Seitz, M., Müller, C., Scheil, J.: Einglätung durch Festwalzen und Festklopfen. Wt Werkstatttechnik online, 102(10), 2012, S. 665-671
- Gru84 S. Gruber, G. Holzheimer und H. Naundorf: Glatt- und Festwalzen an PKW Fahrgestell- und Antriebsbauteilen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 15(2), 1984, S. 41-45.
- Grz13 Grzesik, W. und Zak, K.: Producing high quality hardened parts using sequential hard turning and burnishing operations. Precision Engineering, Bd. 37, Nr. 4, 2013, S. 849-855.
- Hei13 Heisel, Uwe, Stehle, Thomas, Jakob, Philipp, Weigele, Frank: Gedämpfte Bohrstangen steigern die Bearbeitungsqualität. Maschinenmarkt 11, 2013
- Hei89 Heisel, U.; Ruzicka, G.: Auskammern durch Fräsen. dima 43, 1989 6, S. 16-23.
- Hei90 Heisel, U.; Ruzicka, G.: Fräsbohren garantiert kurze Späne. dima 44, 1990 9, S. 67-73.
- Hei91 Heisel, U.; Enderle, K.: Stand der Technik beim Tiefbohren. Tiefbohren, Verfahren, Werkzeuge, Maschinen. Tagung der VDI-Gesellschaft Produktionstechnik (ADB), 1991, S. 1-10
- Hei93a Heisel, U.; Ruzicka, G.: Auskammerfräsbohren - Bohrbearbeitungsverfahren mit neuem Potential. Dima 47, 1993 4, S. 28-30
- Hei93b Heisel, U.; Ruzicka, G.: Innenrundfräsen und Fräsbohren - Neue Möglichkeiten der Bohrbearbeitung. Maschine + Werkzeug 94, 1993 16, S. 34-42.
- Hei93c Heisel, U.; Ruzicka, G.: Zerspanungsvorgänge beim Auskammerfräsbohren. dima 47, 1993 5, S. 36-44
- Hei94a Heisel, U.; Ruzicka, G.: Auskammerfräsbohrwerkzeuge: Funktionsweise und konstruktive Auslegung. dima 48, 1994 3, S. 19-22
- Hei94b Heisel, U.; Ruzicka, G.: Auskammerfräsbohren: Maßgenauigkeit und Rauheit der Bohrungen. dima 48, 1994 11/12, S. 17-20
- Hen67 Hennermann, H., Dix, N.: Kleine Zerspanungslehre. Carl Hanser Verlag, München, 1967
- Her82 Herzt, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper. Journal für die reine und angewandte Mathematik, Bd. 92, 1882, S. 156-171.
- Hmp19 www.hmp.de abgerufen am 06.03.2019
- Hoc11 Hockauf, W.: Vom Standard-Bohren zum dynamischen Hochleistungs-Tieflochbohren in der Dieseleinspritzung. In: Präzisions- und Tiefbohren aktuell. VDI-Berichte Nr. 2142, 2011, S. 55-62
- Hof01 Hoffmann, B., Vöhringer, O., Macherauch, E.: Effect of compressive plastic deformation on mean lattice strains, dislocation densities and flow stresses of

- martensitically hardened steels. *Materials Science and Engineering: A*, 319 - 321(0), 2001, S. 299-303.
- Hol98 Holzzapfel, H., Wick, A., Schulze, V., Vöhringer, O.: Einfluss der Kugelstrahlparameter auf die Randschichteigenschaften von 42CrMo4. *Härterei-technische Mitteilungen*, 53(3), 1998, S. 155-163.
- Hor35 Horger, O.: Effect of surface rolling on the fatigue strength of steel. *Journal of Applied Mechanics*, Bd. 57, 1935, S. 128-136.
- Ing09 Inglebert, C.: Mechanical surface treatments and life improvement, in Weichert, D.: *Limit states of materials and structures*, Springer Verlag, 2009
- Jea13 Jeanvré, S.: *Flugzeug-Recycling: Neue Ansätze zur Rohstoffrückgewinnung*. Braunschweig: 2013
- Jen15 Jensen, T.: Machining deep holes with damped tools - Silent Tools. In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, 25. und 26.03.2015, S. 145-158
- Jun93 Jung, U.: *Festwalzen und Größeneinfluss*. Abschlussbericht Vorhaben 167, Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Frankfurt, 1993
- Kai83 Kaiser, B.: *Schwingfestigkeitssteigerung durch Randschichtkaltverfestigungsverfahren*. VDI-Berichte, 506:23-35, 1983
- Kie67 Kienzle, O., Mietzner, K.: *Atlas umgeformter metallischer Oberflächen*, Springer-Verlag, Berlin, 1967, S.43-47
- Klo14 Klocke, F., Trauth, D., Schongen, F., Shirobokov, A.: Analysis of friction between stainless steel sheets and machine hammer peened structured tool surfaces: Experimental and numerical investigation of the lubricated interaction gap. *Production Engineering. Research and Development*, 8(3), 2014, S.263-272
- Klo79 Kloos, K.: *Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen*. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 10, Nr. 9, 1979, S. 293-302
- Klo87 Kloos, K.; Fuchsbauer, B. und Adelman, J.: Fatigue properties of specimens similar to components deep rolled under optimized conditions. *International Journal of Fatigue*, Bd. 9, Nr. 1, 1987, S. 35-42.
- Klo88 Kloos, K. und Adelman, J.: *Schwingfestigkeit durch Festwalzen*. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 19, Nr. 1, 1988, S. 15-23.
- Koe53 König, H.: *Das Glattwalzen zylindrischer Flächen von Bauteilen aus Stahl*, *Werkstatttechnik und Maschinenbau* 43 (6),1953, S.261-268
- Kos88 Koster, A.: *Technologische Grundlagen des Fräsbohrens*, Universität Stuttgart, Dissertation, 1988
- Kuz15 Kuznetsov, V.; Tarasov, S. und Dimitriev, A.: Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability. *Journal of Material Processing Technology*, Bd. 217, 2015, S. 327-335.
- Leh08 Lehmann, H.: *Umweltbelastungen durch den Flugverkehr und Überblick über Minderungsmaßnahmen*. Konferenz zur Internalisierung der flughafennahen externen Umweltkosten, Umweltbundesamt, 2008

- Lep65 Lepand, H.: Änderung des Dauerschwingverhaltens von Federstahl 50CrV4 durch oberflächenverfestigen mit Strahlmitteln verschiedener Härte bei unterschiedlichen Flächenabdeckungen. Dissertation Bergakademie Clausthal, 1965
- Lie17 Lienert, F.: Bauteiloptimierung mittels Piezopeening – Auswirkungen auf den Randschichtzustand und die Schwingfestigkeit von 42CrMo4 V450, 2017
- Lie98 Liermann, J.: Untersuchungen zur Randschichtermüdung an einsatzgehärteten Zylinderrädern. Dissertation, RWTH Aachen, 1998
- Luc05 Luca, L.; Neagu-Ventzel, S. und Marinescu, I.: Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels. Precision Engineering, Bd. 29, Nr. 2, 2005, S. 253-256
- Mad06 Mader, S.: Festwalzen von Fan- und Verdichterschaufeln. Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen, 2006.
- Mai19 Maiß, O.: Lebensdauererhöhung von Wälzlagern durch mechanische Bearbeitung. Disseration, Leibniz Universität Hannover, 2019
- Mar80 P. Martin: Beitrag zur Ermittlung der Einflußgrößen beim Kugelstrahlen durch Einzelkornversuche. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1980
- Met18a Metzger, M.; Fuß, M.; Berger, S.; Biermann, D.: Qualität auf gutem Grund. Werkstatt + Betrieb, Ausgabe 9, (2018), S. 190-193
- Met18b Metzger, M.; Fuß, M.; Biermann, D.: Development of a New Machining Tool for Bottom Forming in Deep Bore Holes. Advances in Production Research: Proceedings of the 8th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), Aachen, November 19-20, (2018), S. 270-277, doi: 10.1007/978-3-030-03451-1_39
- Moo27 Moore, H. F., Kommers, I. B.: The Fatigue of Metals. Mc. Graw Hill, New York, 1927
- Ost15 Ostertag, A.: Zylinderfertigung mit Hochdruck rationalisieren. In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, 25. und 26.03.2015, S. 137-143
- Ost93 Ostertag, A.: Alternative zum Schleifen. Glattwalzen – Eine Feinbearbeitung auf der Drehmaschine. Schweizer Maschinen Markt, 9, 1993 20, S.42-43
- Ost96 Ostertag, A.: Walzen von Bauteilen auf Werkzeugmaschinen, Maschinenmarkt, 102, 1996, 50, S.30-31
- Pau08 Paucksch, E.; Holsten, S.; Linß, M.; Tikal, F.: Zerspantechnik – Prozesse, Werkzeuge, Technologien. 12. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2008
- Pet13 Petersen, C.: Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten. 4., vollständig überarbeitete und aktualisierte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2013

- Pla01 Plappert S. Zur Steigerung der Dauerfestigkeit dickwandiger, quergebohrter Rohre durch Autofrettage. Erlangen: Dissertation at Universität Erlangen-Nürnberg; 2001
- Rau16 Rausch, S.: Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016
- Roo17 Roos, E.; Maile, K.; Seidenfuß, M.: Werkstoffkunde für Ingenieure - Grundlagen, Anwendung, Prüfung. 6. Auflage Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2017
- Röt03 Röttger, K.: Walzen hartgedrehter Oberflächen. Dissertation., RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2003.
- Röt05 Röttger, K.; Wilcke, G. und Mader, S.: Festwalzen - eine Technologie für effizienten Leichtbau. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Bd. 36, Nr. 6, 2005, S. 270-274.
- Ruz95 Ruziczka, G.: Zerspanungsvorgänge beim Fräsbohren, Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart, 1995.
- Sch06 Schulze, V.: Modern mechanical surface treatment: states, stability, effects. Weinheim: WILEY-VCH Verlag, 2006.
- Sch10 Schneidau, V.: Strahlen von Stahl, Merkblatt 212, Stahl-Informations-Zentrum Ausgabe 10, 2012
- Sch13 Scheil, J., Müller, C., Steitz, M., Groche, P.: Influence of process parameters on surface hardening in hammer peening and deep rolling. Key Engineering Materials, 554-557, 2013, S. 1819-1827
- Sch14 Schöpf, G.: Königsdisziplin Auskammern. x-technik Fertigungstechnik, 2014 6, S. 67-70
- Sch15 Schmied, M, Wüthrich, P, Rah, R, Althaus, H-J, Friedl, C.: Postfossile Energieversorgungsoptionen für einen treibhausgasneutralen Verkehr im Jahr 2050: Eine verkehrsträgerübergreifende Bewertung, Umweltforschungsplan des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit, Text 30, 2015
- Sch16 Schulze, V.; Bleicher, F.; Groche, P.; Guo, Y. und Pyun, Y.: Surface modification by machine hammer peening and burnishing. CIRP Annals – Manufacturing Technology, Bd. 65, Nr. 2, 2016, S. 809-832.
- Sch76 Schreiber, E.: Die Werkstoffbeeinflussung weicher und gehärteter Oberflächenschichten durch spanende Bearbeitung. VDI-Berichte, Nr. 256, 1976, S. 67-79
- Sch78 Schreiber, R., Wohlfahrt, H., Macherauch, E.: Verbesserung des Biegewechselverhaltens eines kugelgestrahlten 16MnCr5 durch Oberflächennachbehandlung, Archiv Eisenhüttenwesen, 49, 1978, S. 207-210
- Sch86 B. Scholtes und E. Macherauch: Auswirkungen mechanischer Randschichtverformungen auf das Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe. Zeitschrift für Metallkunde, 77(5), 1986, S. 322-337

- Sch90 B. Scholtes: Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen: Ursachen-Ermittlung-Bewertung, DGM-Informationsgesellschaft, 1990.
- Seq14 Sequera, A.; Fu, C.; Guo, Y. und Wei, X.: Surface integrity of inconel 718 by ball burnishing. Journal of Materials Engineering and Performance, Bd. 23, Nr. 9, 2014, S. 3347-3353.
- Ste13 Steitz, M., Scheil, J., Müller, C., Groche, P.: Effect of process parameters on surface roughness in hammer peening and deep rolling. Key Engineering Materials, 554-557, 2013, S. 1887-1901
- Ste19 www.stern.de abgerufen am 06.03.2019
- Sui17 Suilmann, F.-H.: Fertigung von Hydraulikzylindern für die Bergbautechnik, VDI-Fachtagung – Präzisions- und Tiefbohren aktuell, Stuttgart, 2017, S. 117-128.
- Thu02 Thumser, R., Bergmann, J.W., Vormwald, M.: Residual stress fields and fatigue analysis of autofrettaged parts. Int J Press Vessels Pip. 79, 2002, S. 113-117
- Thy19 www.thyssenkrupp-industrial-solutions.com, abgerufen am 06.03.2019
- Tra12 Trauth, D.: Prozessauslegung beim Festwalzen durch Vorhersage des Randschichtzustandes mit Hilfe der Ähnlichkeitsmechanik. 52. Sitzung des DGM-Fachausschuss „Mechanische Oberflächenbehandlung“. Braunschweig, 2012
- Tra13 Trauth, D., Klocke, F., Schongen, F., Shirobokov, A.: Analyse und Modellierung der Schlagkraft beim elektro-dynamischen Festklopfen zur kraftbasierten Prozessauslegung. UTFScience, 3, 2013, S. 1-8
- Tuf87 Tuffentsammler, K., Koster, A., Koch, J.: Konzipierung und Optimierung des Werkzeugantriebs für das Verfahren Fräsbohren und seine Lagerung im Bohrstangenschaft, Annals of the CIRP, 36(1), 1987, S. 273-276
- Uba15 Umweltbundesamt: Daten zur Umwelt 2015. Dessau-Roßlau, 2015
- Utz90 Utz, T.: Herstellung aufgeweiteter Innenkonturen durch Auskammerfräsbohren, Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart, 1990
- VDI 3177 VDI-Richtlinie 3177: Oberflächenfeinwalzen, Beuth Verlag, Berlin, 1983
- VDI 3209-1 VDI-Richtlinie 3209 Blatt 1: Tiefbohren mit äußerer Zuführung des Kühlschmierstoffes (BTA- und ähnliche Verfahren), Beuth Verlag, Berlin, 1999
- VDI 3209-2 VDI-Richtlinie 3209 Blatt 2: Tiefbohren – Richtwerte für das Schälen und Glattwalzen von Bohrungen, Beuth Verlag, Berlin, 2019
- VDI 3210-1 VDI-Richtlinie 3210 Blatt 1: Tiefbohrverfahren, Beuth Verlag, Berlin, 2006
- VDI 3416 VDI-Richtlinie 3416: Maschinelles Oberflächenhämmern – Grundlagen (Entwurf), Beuth Verlag, Berlin, 2018
- Vöh87 Vöhringer, O.: Changes in the state of the material by shot peening. In: H Wohlfahrt, R Kopp und O Vöhringer (Herausgeber): Shot peening, Proceedings of the International Conference on Shot Peening 3, Bd 3, S. 185-204. DGM-Informationsgesellschaft, 1987

- Vor18 Vormwald, M., Schlitzer, T., Panic, D., Beier, H.T.: Fatigue strength of autofrettaged Diesel injection system components under elevated temperature. *International Journal of Fatigue*, 113, 2018, S. 428-437
- Web01 Webster, G.A., Ezeilo, A.N.: Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *Int J Fatigue* 23, 2001, S. 375-383.
- Wec06 Weck, M.; Brecher, C.: *Werkzeugmaschinen 5: Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2006
- Wei01a Weinert, K., Hagedorn, M., Peters, C., Webber, O.: Zerspankraftermittlung beim BTA-Tiefbohren. *VDI-Z. Integrierte Produktion(1)*, 2004, S.59-62.
- Wei01b Weinert, K. (Hrsg.): *Spanende Fertigung*, 3. Ausgabe, Vulkan-Verl., Essen, 2001, ISBN 3802729250
- Wei12 Weißbach, W.: *Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 18. Auflage Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2012
- Whi02 Whitehouse, D.: *Surface and their Measurement*. Bristol: Institute of Physics Publishing, 2002.
- Whi94 Whitehouse, D.: *Handbook of Surface Metrology*. Bristol: Institute of Physics Publishing, 1994.
- Wie00 Winkler, J.: *Herstellung rotationssymmetrischer Funktionsflächen aus Magnesiumwerkstoffen durch Drehen und Festwalzen*. Dissertation, Universität Hannover, 2000
- Wie11 Wied, J.: *Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen*. Dissertation, TU Darmstadt, 2011
- Wit07 Withers, P.: Residual stress and its role in failure. *Reports on Progress in Physics*, Bd. 70, Nr. 12, 2007, S. 2211-2264
- Woh00 Wohlfahrt, H.: *Mechanische Oberflächenbehandlungen*, Wiley-VCH Verlag, 2000
- Yas87 Yahcheritsyn, E.I., Pyatosin, E.I., Volchuga, V.V.: Hereditary Influence of Pretreatment on Roller-Burnished Surface Wear Resistance. *Trenie I Isnos*, 8, 1987 2, S. 302-308

Studentische Arbeiten

Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit sind die folgenden studentischen Arbeiten thematisch ausgelegt und betreut worden. Ausgewählte Ergebnisse dieser Arbeiten finden inhaltliche Verwendung in dieser Dissertation. Den Bearbeitern gilt an dieser Stelle mein besonderer Dank für Ihren Fleiß und Einsatz, um zum Gelingen dieser wissenschaftlichen Arbeit beizutragen.

Bachelorarbeit von Helge Greve, TU Dortmund, Juli 2015

Thema: „Konzeption eines neuartigen Auskammerwerkzeugs zur Herstellung von komplexen Bohrungskonturen in Sacklochbohrungen“

Bachelorarbeit von Felix Hehl, TU Dortmund, November 2017

Thema: „Technische und wirtschaftliche Betrachtung von Verfahren zur Oberflächennachbearbeitung von Tiefbohrungen“

Masterarbeit von Sebastian Berger, TU Dortmund, Dezember 2017

Thema: „Untersuchungen zum Einsatz eines neuartigen Auskammerwerkzeugs zur Herstellung komplexer Bohrungsgrundkonturen in Sacklochbohrungen“

Masterarbeit von Daniel Werdelhoff, TU Dortmund, Februar 2018

Thema: „Untersuchungen zum Einsatz eines neuartigen Festwalzwerkzeugs zur Herstellung hochbelastbarer Bohrungsgrundkonturen in Sacklochbohrungen“

Bachelorarbeit von Robin Kaim, TU Dortmund, April 2018

Thema: „Technische und wirtschaftliche Betrachtung von Verfahren zur Herstellung innenkonturierter Bauteile“

Bachelorarbeit von Timo Rinschede, TU Dortmund, April 2018

Thema: „Technologische Untersuchungen unter Einsatz eines neuartigen Auskammerwerkzeugs zur Herstellung komplexer Innenkonturen in tiefgebohrten Grundbohrungen“

Bachelorarbeit von Tobias Hirsch, TU Dortmund, September 2018

Thema: „Erfassung und Analyse des Spanvorgangs in Abhängigkeit des Einstellwinkels κ im Orthogonalschnitt“

Bisher erschienene Bände in der Schriftenreihe des ISF

- Band H3 Surmann, T.: Simulation der Dynamik von Dreh- und Fräsprozessen. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8794-2
- Band H2 Zabel, A.: *Prozesssimulation in der Zerspanung – Modellierung von Dreh- und Fräsprozessen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8752-2
- Band H1 Mehnen, J.: *Mehrkriterielle Optimierverfahren für produktionstechnische Prozesse*. Habilitationsschrift, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 978-3-8027-8760-9
- Band 98 Wolf, M.: *Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8913-7
- Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3-8027-8912-0
- Band 96 Tiffe, M.: *Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spanbildung mithilfe der FEM*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN 978-3-8027-8911-3
- Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens inhomogener Spritzschichtstrukturen beim Honen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN: 978-3-8027-8799-7
- Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschaufeln*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8798-0
- Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelement und funktionaler Oberflächenstrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8797-3
- Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzierter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8796-6
- Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des Fließbohrrens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN 978-3-8027-8795-9
- Band 89 Özkaya, E.: *FEM-based software system for the efficient 3D tapping simulation and tool optimization using CFD simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8793-5
- Band 88 Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8792-8
- Band 87 Kirschner, M.: *Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmessern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1

- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinischen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahl X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6
- Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2
- Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2
- Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5
- Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9
- Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9
- Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5
- Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8
- Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1

- Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4
- Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7
- Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3
- Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von β -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7

- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4
- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6

- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4

- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleißverhaltens von Fräs-
werkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbke, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8718-8
- Band 17 Finke, M.: *Untersuchungen zur Auslegung und Optimierung des Innenrund-
Längsschleifens von Futterteilen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8717-X
- Band 16 Liedschulte, M.: *Untersuchungen zum Bohren von Magnesiummatrix-Verbund-
werkstoffen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8719-6
- Band 15 Buschka, M.: *Formgedächtnistechnik – Prozessgestaltung beim Drehen und
Bohren von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2002, ISBN 3-8027-8715-3
- Band 14 Meng, J.: *Freiformflächenmanipulation für den Werkzeug-, Formen- und Mo-
dellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tief-
bohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN 3-8027-8713-7
- Band 12 Mehnen, J.: *Evolutionäre Flächenrekonstruktion*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8712-9
- Band 11 Schulte, K.: *Stahlbearbeitung mit Wendschneidplatten-Bohrern bei reduzier-
tem Kühlschmierstoffeinsatz*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8710-2
- Band 10 Schroer, M.: *Reiben von Vergütungsstahl mit Einschneiden-Reibahlen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2000, ISBN 3-8027-8711-0
- Band 9 Schneider, M.: *Auswirkungen thermomechanischer Vorgänge beim Werkzeug-
schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8708-0
- Band 8 Albersmann, F.: *Simulationsgestützte Prozessoptimierungen für die HSC-
Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8709-9
- Band 7 Mumm, A.: *Analyse und Gestaltung von Werkzeugversorgungssystemen in der
spanenden Fertigung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8705-6
- Band 6 Gillmeister, F.: *Passive und aktive sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der
Hand-Arm-Schwingungsbelastung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8706-4

- Band 5 Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrens*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5

Technische Universität Dortmund
44221 Dortmund

Institut für Spanende Fertigung
Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann
Baroper Straße 303
44227 Dortmund

Tel.: 0231 755-2782
Fax: 0231 755-5141
E-Mail: dirk.biermann@tu-dortmund.de
Internet: www.isf.de

ISBN 978-3-8027-8916-8