

**Untersuchung zum Einfluss des thermomechanischen
Belastungskollektivs auf die Oberflächenkonditionierung
beim BTA-Tiefbohrprozess**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

Robert Schmidt M.Sc.

aus
Hagen

Tag der mündlichen Prüfung: 07. August 2024

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann
2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Hans-Christian Möhring

Dortmund, 2024

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

ISBN: 978-3-8027-8928-1

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, dem Institutsleiter Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann, für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit und das entgegengebrachte Vertrauen. Für die Übernahme des Koreferates möchte ich mich bei Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Hans-Christian Möhring, Direktor des Instituts für Werkzeugmaschinen (IfW) der Universität Stuttgart, bedanken. Ebenso danke ich Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther, Leiter des Lehrstuhls für Werkstoffprüftechnik (WPT) der Technischen Universität Dortmund, für die Mitberichterstattung sowie apl. Prof. PD Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Mein Dank gilt der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Förderung des Schwerpunktprogramms SPP 2086 und das Teilprojekt „Prozessintegriertes Mess- und Regelungssystem zur Ermittlung und sicheren Generierung von funktionsrelevanten Eigenschaften in Oberflächenrandzonen beim BTA-Tiefbohren“ in dessen Rahmen die vorliegenden Ergebnisse entstanden sind. Ein besonderer Dank gilt meinem Projektpartner am WPT Dr.-Ing. Simon Strodick für die hervorragende und freundschaftliche Zusammenarbeit.

Mein großer Dank richtet sich an alle aktuellen und ehemaligen Mitarbeiter des ISF, insbesondere an die Kollegen aus der Abteilung Zerspanung. Ein besonderer Dank gilt meinem Bürokollegen und Freund Julian Gerken für die Unterstützung auf dem gemeinsamen Weg zur Promotion sowie die unvergesslichen Dienstreisen. Für die Hilfe bei der Durchführung experimenteller Untersuchungen gilt mein Dank den technischen Angestellten und Hiwis sowie den zahlreichen Studis, die von mir betreute Studien- oder Abschlussarbeiten verfasst haben. Besonders meinen Hiwis Jan Lucas Brause, Erik Sand, Nicolas Jonathan Brause und Lars Wiesweg, die zahlreiche Untersuchungen begleitet haben, bin ich dankbar. Für die Unterstützung bei messtechnischen Aufgaben danke ich darüber hinaus Michael Kater und für die Betreuung am Tag der Prüfung Nicole Kneppe.

Im privaten Bereich danke ich meinen Freunden und vor allem meiner Familie, die mich jederzeit unterstützt und mir so meinen beruflichen Werdegang ermöglicht haben. Ohne Menschen wie euch, würde es diese Arbeit nicht geben.

Robert Schmidt

Dortmund, September 2024

Kurzfassung

Untersuchung zum Einfluss des thermomechanischen Belastungskollektivs auf die Oberflächenkonditionierung beim BTA-Tiefbohrprozess

Die moderne Produktionstechnik strebt ökonomische Effizienz und Nachhaltigkeit an, ohne die Qualität der gefertigten Bauteile zu beeinträchtigen. Die Auswahl und Anpassung von Fertigungsprozessen und die damit einhergehende Erzeugung relevanter Randschichteigenschaften ist entscheidend. Der BTA-Tiefbohrprozess ist ein produktives Verfahren zur Fertigung tiefer Bohrungen mit großen Durchmessern. Das BTA-Tiefbohren ist ein wichtiger Bearbeitungsschritt für die Fertigung hochbelasteter und sicherheitsrelevanter Bauteile wie z.B. Flugzeuglandebeine, Kurbelwellen und Schwerstangen in der Offshore-Industrie. Nach dem Bohrprozess kommt es häufig zu einer Nachbearbeitung der Bohrungsoberfläche, ohne dass der initiale Randschichtzustand bekannt ist. Eine optimierte Bohrprozessauslegung kann die Produktionskette an dieser Stelle verkürzen.

In dieser Arbeit wird die Oberflächenkonditionierung durch den BTA-Tiefbohrprozess in einem Vergütungsstahl und einer nichtrostenden austenitischen Stahlegierung untersucht. Zur Separierung der Konditionierungsmechanismen an den Wirkelementen des BTA-Werkzeugs wurde ein Analogieversuch entwickelt. Während der BTA-Experimente wurden sowohl werkzeug- als auch werkstückseitige Messmethoden eingesetzt, um das thermomechanische Belastungskollektiv zu erfassen. In Verbindung mit zerstörenden und nicht zerstörenden Messungen der Bohrungsrandzonen wurde die Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung beschrieben.

Ein analytisches Modell zur Berechnung der resultierenden Oberflächenkonditionierung wurde entwickelt, basierend auf der 3D Schneiden- und Führungsleisteneingriffsmodellierung in Verbindung mit der Eigendehnungstheorie. Zudem wurden charakteristische Prozessschwingungen analysiert und in Verbindung mit den entstehenden Oberflächenmarken gebracht, wodurch ein bestehendes Dynamikmodell erweitert werden konnte.

Abstract

Investigation on the influence of the thermomechanical load collective on the surface integrity by the BTA deep drilling process

Modern production technology strives for economic efficiency and sustainability without compromising the quality of the manufactured components. The selection and adaptation of manufacturing processes and the associated generation of the surface integrity are crucial. The BTA deep hole drilling process is a productive method for producing deep bores with large diameters. BTA deep hole drilling is an important step for the production of highly stressed and safety-relevant components such as aircraft landing gear, crankshafts and drill collars in the offshore industry. After the drilling process, the bore surface is often reworked without information about the surface integrity. An optimized design of the drilling process can shorten the production chain.

In this work the surface conditioning by the BTA deep hole drilling process in a quenched and tempered steel and a stainless austenitic steel alloy is analysed. An analogue test was developed to separate the conditioning mechanisms on the guide pad and cutting edge. During the BTA experiments, in-process measurement techniques at the tool and the workpiece were used to record the thermomechanical load collective. The process-structure-property relationship was described in conjunction with destructive and non-destructive test of the bore surface and the sub-surface zone.

An analytical 3D model was developed to simulate the resulting surface integrity based on the cutting edge and guide pad engagement due to the eigenstrain theory. In addition, process vibrations were analysed and linked to the characteristic surface marks. This allowed an existing dynamics model to be extended.

Inhaltsverzeichnis

Formel- und Abkürzungsverzeichnis	iii
1. Einleitung	1
2. Stand der Technik	5
2.1. Tiefbohren - Grundlagen	5
2.2. Boring and Trepanning Association (BTA)-Tiefbohren	8
2.2.1. Prozesskräfte und -Dynamik beim BTA-Tiefbohren	12
2.2.2. Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren	19
2.2.3. Temperaturen beim BTA-Tiefbohren	24
2.3. Oberfläche - Randzone - Surface Integrity (SI)	30
2.3.1. Surface Integrity in der Zerspanung	32
2.3.2. Untersuchungen zur SI beim (BTA-)Tiefbohren	34
2.3.3. Modellierung und Simulation von Tiefbohrprozessen	38
3. Motivation und Zielsetzung	41
4. Experimentelle Randbedingungen	45
4.1. Versuchswerkstoffe	45
4.2. Versuchsmaschinen	48
4.2.1. Die BTA-Tiefbohrmaschine	48
4.2.2. Drehfräszentrum	49
4.3. Versuchswerkzeuge	51
4.3.1. Schneiden- und Führungseinstellvorrichtungen	51
5. Mess- und Analysemethoden	53
5.1. Messung der Prozesskräfte am Bohrrohr	53
5.2. Messung der Führungseinstellnormalkraft	54
5.3. Einsatz der Schalldruckmessung	56
5.4. Messung der Temperatur	57
5.4.1. Vergleich der Applikationsmethoden für Thermoelemente	58
5.4.2. Verarbeitung der thermischen Strahlung	61
5.5. Metallographische Untersuchung der Bohrproben	65
5.6. Eigenspannungsmessung mittels Röntgenbeugung	65

5.7. Zerstörungsfreie Analyse der Surface Integrity	68
5.8. Messung der Oberflächenrauheit	71
6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity	73
6.1. Analogieversuchsstand auf der INDEX G250	73
6.1.1. Messung der Antriebsmomente mit der Tracefunktion . . .	74
6.2. Analyse der Kräfte und Momente	78
6.2.1. Einfluss der Prozessstellgrößen	78
6.2.2. Einfluss des Versuchswerkstoffs und der Schneidenausführung	79
6.3. Analyse der Oberflächenrauheit	82
6.4. Analyse der Oberflächenrandzone	84
6.4.1. Analyse der Randzonenhärte	87
6.4.2. Analyse der Eigenspannungen	90
6.4.3. Mikromagnetische Analyse der Randzone	93
7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren	95
7.1. Analyse der mechanischen Prozesskenngößen beim BTA-Tiefbohren	96
7.1.1. Bohrmoment- und Axialkraftanalyse	97
7.1.2. Analyse der Führungsleistennormalkraft	102
7.2. Analyse der Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren	104
7.3. Analyse der auftretenden Temperaturen beim BTA-Tiefbohren . .	111
7.4. Analyse der Bohrungsrandzonen	115
7.4.1. Analyse der Oberflächen	115
7.4.2. Analyse der Mikrostruktur in der Bohrungsrandzone . . .	119
7.4.3. Analyse der Mikrohärtigkeit in der Bohrungsrandzone	124
7.4.4. Eigenspannungen	128
8. Aufbau eines Modells zur Vorhersage der Kräfte, Temperaturen und resultierenden Randzoneneigenschaften	135
8.1. Analytischer Ansatz	136
9. Zusammenfassung, Fazit und Ausblick	145
A. Anhang	149
A.1. Lösung der eindimensionalen Wellengleichung	149
A.2. Applikationsmöglichkeiten der Thermolemente	152
A.3. Deep-hole Torsional Eigenfrequency Calculation Tool (DTECT) .	157

Formel- und Abkürzungsverzeichnis

a	mm	Abstand
a_p	mm	Zustellung
B	N	Verformungskraft
D	mm	Durchmesser
D_A	mm	Außendurchmesser
D_B	mm	Bohrungsdurchmesser
D_I	mm	Innendurchmesser
D_{LWL}	mm	Lichtwellenleiterdurchmesser
D_{TE}	mm	Thermoelementdurchmesser
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul
f	mm	Vorschub
F	Hz	Frequenz
F_{ab}	Hz	Abtastfrequenz
F_A	N	Axialkraft
F_c	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_N	N	Normalkraft
F_p	N	Passivkraft
F_R	N	Reibkraft
F_{Ref}	N	Referenzkraft
G	N/mm^2	Schubmodul
H	HV 0,01	Härte nach Vickers
HB	HB	Härte nach Brinell
H_C	A/cm	Koerzitivfeldstärke
I_p	m^4	Polares Flächenträgheitsmoment

Formel- und Abkürzungsverzeichnis

I_t	m^4	Torsionsträgheitsmoment
l	mm	Länge
l_B	mm	Bohrweg
l_{Ges}	m	Gesamtlänge
M	Nm	Moment
M_B	Nm	Bohrmoment
M_C	Nm	Zerspanmoment
M_{MAX}	V	Max. Barkhausenamplitude
M_R	Nm	Reibmoment
M_X	Nm	Antriebsmoment X-Achse
M_Z	Nm	Antriebsmoment Z-Achse
n	$1/min$	Drehzahl
N_M	-	Markenanzahl
p	bar	Druck
P	W	Leistung
p_a	Pa	Schalldruck
Ph	mm	Steigung
P_R	W	Reibleistung
Ra	μm	Mittenrauwert
r_c	mm	Eckenradius
r_{CE}	mm	Schneidkantenradius
Rz	μm	Rautiefe
s	mm	Dicke
s_{WEL}	mm	WEL-Dicke
T	K	Absolute Temperatur
T_g	$K/\mu m$	Temperaturgradient
t	s	Zeit
t_h	min	Haltezeit
U	V	Elektrische Spannung

U_{clear}	V	Bereinigte Spannung
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_g	m/s	Gleitgeschwindigkeit
\dot{V}	l/min	Volumenstrom
θ	$^\circ$	Braggwinkel
η	-	Wirkungsgrad
ε	-	Emissionskoeffizient
ε_{kl}^*	-	Dehnung
κ	$^\circ$	Einstellwinkel
λ	mm	Wellenlänge
λ_c	mm	Grenzwellenlänge
μ	-	Reibungskoeffizient
ω	$1/s$	Eigenfrequenz
ρ	kg/m^3	Dichte
ϑ	$^\circ C$	Temperatur
ϑ_a	$^\circ C$	Anlasstemperatur
ϑ_h	$^\circ C$	Härtetemperatur
ϑ_l	$^\circ C$	Lösungsglühtemperatur
ϑ_{SR}	$^\circ C$	Spannungsarmglühtemperatur
ϑ_{AS}	$^\circ C$	Temperatur an AS
ϑ_{FL1}	$^\circ C$	Temperatur an FL1
ϑ_{FL2}	$^\circ C$	Temperatur an FL2
σ	MPa	Eigenspannung
AlTiN	Aluminium-Titan-Nitrid	
C	Kohlenstoff	
Co	Kobalt	
Cr	Chrom	
Cu	Kupfer	
Mn	Mangan	

Mo	Molybdän
Ni	Nickel
P	Phosphor
S	Schwefel
Si	Silizium
TiN	Titannitrid
WC	Wolframkarbid
AS	Außenschneide
ASTM	American Society for Testing and Materials
BAZ	Bearbeitungszentrum
BOZA	Bohrölzuführapparat
BTA	Boring and Trepanning Association
CEL	Coupled-Eulerian-Lagrangian
CFK	Carbon-faserverstärkter Kunststoff
COMAC	Commercial Aircraft Corporation of China, Ltd
CWG	Collaborative Working-Group
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DMS	Dehnungsmessstreifen
DTECT	Deep-hole Torsional Eigenfrequency Calculation Tool
EBSD	Elektronenrückstreubeugung
ELB	Einlippenbohrer
FEA	Finite Elemente Analyse
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FL	Führungsleiste
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IR	Infrarotstrahlung
ISF	Institut für Spanende Fertigung
KSS	Kühlschmierstoff

LWL	Lichtwellenleiter
MBR	Magnetisches Barkhausenrauschen
PSZ	primäre Scherzone
REM	Rasterelektronenmikroskop
SI	Surface Integrity
SPP	Schwerpunktprogramm
TSZ	tertiäre Scherzone
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VHM	Vollhartmetall
WEL	White Etching Layer
WPT	Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik
WTB	Wendeltiefbohrer
XRD	Röntgenbeugung

1. Einleitung

Ein wichtiger Aspekt in der modernen Produktionstechnik ist das Bestreben, sowohl die Wirtschaftlichkeit als auch die Nachhaltigkeit von Fertigungsprozessen zu steigern. Gleichzeitig muss die Qualität von teilweise komplexen und/oder sicherheitsrelevanten Bauteilen sichergestellt werden. Durch Zerspanungsprozesse wird die Randschicht eines Bauteils beeinflusst, die seine Eigenschaften unter Betriebsbelastungen bestimmt. Für den fortschreitenden Wandel zu einer funktionsorientierten Produktion von hochbelasteten Bauteilen, müssen die relevanten Randschichteigenschaften durch eine geeignete Auswahl und Anpassung der Fertigungsprozesse erzeugt werden. Ein umfangreiches Wissen über die Auswirkungen von Fertigungsprozessen auf die Surface Integrity (SI) des Bauteils ist hierfür unerlässlich, um diese Aufgabe ressourceneffizient zu bewältigen [Kar+22; Sch+20].

Im Gegensatz zum Drehen, Fräsen und Schleifen sind Bearbeitungsverfahren wie (Tief-)Bohren oder Reiben nur unzureichend hinsichtlich der entstehenden Randschicht untersucht. Die ganzheitliche Bewertung des Randschichtzustands von Bohrungen ist eine wissenschaftliche und technologische Herausforderung, denn es ist nahezu unmöglich z.B. die Eigenspannungen zerstörungsfrei zu ermitteln. Die bisherigen Analysen konzentrierten sich auf kritische Oberflächen, die leicht zugänglich waren, während Bohrungen eine geringere Beachtung fanden. Infolgedessen wurden bei der Bearbeitung bzw. Erzeugung gut zugänglicher Oberflächen Verbesserungen erzielt. Aufgrund der abweichenden Bedingungen während des Bohrprozesses, können die gewonnen Erkenntnisse nur teilweise auf Bohrprozesse übertragen werden. Bohrungen profitieren daher nur indirekt von den Erkenntnissen der leicht zugänglichen Oberflächen [RHV08].

Des Weiteren hat die Zunahme der thermomechanischen Belastungen, denen einige Teile, wie Kurbelwellen mit der Leistungssteigerung von Motoren oder Turbinenbauteile durch höhere Wirkungsgrade, ausgesetzt sind, zu Ausfällen geführt. Infolgedessen wurden vermehrt Verfahren zur Verfestigung der Oberflächenrandschicht wie Rollieren oder Autofrettage eingesetzt, um Druckspannungen zu erzeugen und die Bohrungsrandschicht zu verbessern. Dies zeigt deutlich, wie ein Mangel an Wissen, über die Randzonenintegrität von Bohrungen, zu überhöhten Produktionskosten durch eine Verlängerung der Prozesskette, führt. Durch eine geeignete Auslegung des Bohrprozesses besteht das Potenzial, die geforderten

Randzoneigenschaften zu erzeugen und die Prozesskette zu verkürzen [Bie+18; RHV08; Nic23].

Eine sichere Erzeugung von funktionsrelevanten Eigenschaften ist gerade beim BTA-Tiefbohren besonders relevant, da in fast allen Anwendungsfällen dieses Verfahren als ein wichtiger Endbearbeitungsschritt von ressourcenintensiven, hochbelasteten und teuren Werkstücken, wie z.B. Flugzeuglandebeinen, Kurbelwellen oder Schwerstangen in der Offshore-Industrie, eingesetzt wird [Bie+18; Abr17].

Hier setzt die vorliegende Arbeit an. Im Mittelpunkt steht die Untersuchung des BTA-Tiefbohrprozesses mit Hilfe kombinierter in-prozess-Sensorik, um die Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung im Hinblick auf die Oberflächenkonditionierung durch den Prozess zu ermitteln. Dafür wird das thermomechanische Belastungskollektiv des BTA-Prozesses werkzeug- und werkstückseitig aufgenommen und analysiert. In Analogieversuchen wird eine Separierung der charakteristischen Konditionierungsmechanismen des BTA-Prozesses durchgeführt, um ein erweitertes Verständnis der Oberflächenkonditionierung an den einzelnen Wirkelementen des BTA-Bohrkopfs zu erlangen. Das gewonnene Verständnis der Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung bildet die Grundlage für den Aufbau eines Modells zur Berechnung der resultierenden Bohrungsrandzone auf Basis der Modellierung des charakteristischen Schneiden- und Führungsleisteneingriffs beim BTA-Tiefbohren.

Ein weiteres Ziel der Arbeit ist es, beim BTA-Tiefbohrprozess charakteristische Prozessschwingungen in verschiedenen Richtungen und an unterschiedlichen Stellen zu analysieren und miteinander in Verbindung zu bringen. Die erzeugten Oberflächen werden mit den Prozessschwingungen in einen Zusammenhang gebracht. Zu diesem Zweck wird mit bestehenden BTA-Prozessdynamikmodellen gearbeitet.

Die Untersuchungen wurden im Rahmen eines durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Schwerpunktprogramms SPP 2086 „Oberflächenkonditionierung in der Zerspanung“ durchgeführt. Innerhalb des SPP 2086 haben das Institut für Spanende Fertigung (ISF) und der Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) der Technischen Universität (TU) Dortmund in enger Zusammenarbeit das Projekt „Prozessintegriertes Mess- und Regelungssystem zur Ermittlung und sicheren Generierung von funktionsrelevanten Eigenschaften in Oberflächenrandzonen beim BTA-Tiefbohren“ bearbeitet. Diese Arbeit stellt einen Teil der generierten Ergebnisse und Erkenntnisse dar. Besonders in Bezug auf die Methoden der Werkstoffprüfung wird auf die im Rahmen des Projekts

entstandenen gemeinsamen Veröffentlichungen sowie auf die Dissertation von Simon Strodtick M.Sc. (WPT) verwiesen. Für die Arbeiten zur Simulation und Modellierung innerhalb dieses Projekts sei auf die Veröffentlichungen speziell von apl. Prof. PD. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel (ISF) und Dr. Xinda Huang (Shanghai Aircraft Manufacturing Co. Ltd – COMAC) verwiesen [Hua+21; Zab+21a; Zab+21b].

2. Stand der Technik

2.1. Tiefbohren - Grundlagen

Der Bohrprozess zeichnet sich durch eine kreisförmige Schnittbewegung aus. Die Orientierung der Drehachse des Werkzeugs entspricht der Vorschubrichtung. Des Weiteren sind die Mittellinie der erzeugten Innenfläche und die Drehachse des Werkzeugs identisch. Bei rotierendem Werkstück ändert sich die Lage der Drehachse während des Prozesses nicht. Das Deutsche Institut für Normung e.V. (DIN) beschreibt das Bohren zusammen mit dem Senken und dem Reiben in der Untergruppe 3.2.2 der DIN 8589-2. Die Bohrverfahren werden in dieser Untergruppe in über 20 Kategorien genauer unterteilt [DIN03].

Eine für diese Arbeit nützlichere Unterteilung ist die Einteilung der Bohrverfahren in zwei Kategorien. Die erste Kategorie, das konventionelle Bohren mit Wendelbohrern, ist die häufigste aller Bohrmethoden. Die zweite Kategorie von Bohrverfahren ist das Tiefbohren. Tiefbohrprozesse werden in der Regel mit hochspezialisierten Werkzeugen und, vor allem in der Vergangenheit, häufig auf speziellen Maschinen durchgeführt. Tiefbohrprozesse und -Werkzeuge auf einem Bearbeitungszentrum (BAZ) einzusetzen, gehört seit vielen Jahren zum Stand der Technik [VDI15].

Eine generelle Abgrenzung der Tiefbohrverfahren von den konventionellen Bohrverfahren ist laut dem Verein Deutscher Ingenieure (VDI) nicht möglich. Jedoch können charakteristische Eigenschaften für Tiefbohrverfahren benannt werden [VDI13b]:

- hohe Bohrungsqualität ($R_z = 16\text{--}5\ \mu\text{m}$) und Maßgenauigkeit (IT 7 bis IT 10),
- große Produktivität,
- Bohrungsdurchmesser $D_B = 0,5\text{...}1.500\ \text{mm}$ in Verbindung mit,
- einem Verhältnis von Bohrweg (l_B) zu Bohrungsdurchmesser (D_B) von $\frac{l_B}{D_B} > 10$,
- Abstützung und Führung des Werkzeugs in der erzeugten Bohrung durch Führungselemente,

- Führung des Werkzeugs beim Anbohrvorgang in speziellen Buchsen oder Führungsbohrungen und
- keine Ausspannhübe erforderlich, durch stetige Spanabfuhr.

Im Allgemeinen wird ein Bohrverfahren als Tiefbohrverfahren bezeichnet, wenn das Verhältnis von Länge zu Durchmesser (l_B/D_B) der Bohrung größer als zehn ist, oder wenn Tiefbohrwerkzeuge und -Methoden verwendet werden. Einer der grundlegendsten Unterschiede zwischen konventionellen und Tiefbohrwerkzeugen ist der symmetrische bzw. asymmetrische Aufbau der Schneide(n) [Bie+18; VDI13b].

Anwendungsbeispiele für Tiefbohrungen sind sicherheitsrelevante Bauteile in der Luft- und Raumfahrtindustrie und hochbelastete Teile in der Petrochemie [Bie+18]. **Abbildung 2.1** zeigt, dass der Anwendungsbereich für Tiefbohrverfahren deutlich größer ist als der für konventionelle Bohrverfahren. Dennoch wird das konventionelle Bohren insgesamt häufiger eingesetzt, vor allem wegen seiner hohen Produktivität, der geringen Kosten und der relativen Einfachheit. Wenn jedoch die Qualität der Bohrungen von entscheidender Bedeutung ist, werden Tiefbohrverfahren und -Werkzeuge häufig unabhängig von Durchmesser und Länge/Durchmesser-Verhältnis eingesetzt. In **Tabelle 2.1** werden einige der wichtigsten Merkmale von konventionellem Bohren und Tiefbohrverfahren verglichen.

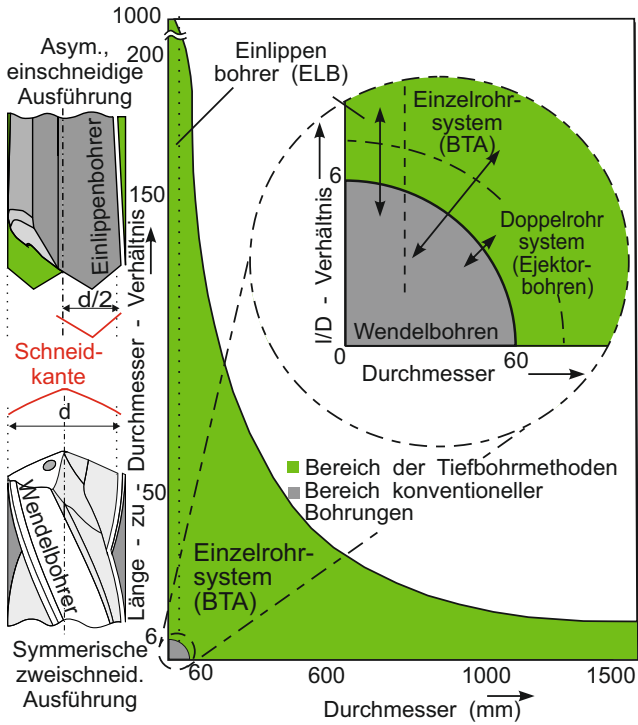


Abbildung 2.1.: Einsatzbereiche der konventionellen- und Tiefbohrverfahren nach [Bie+18]

Tabelle 2.1.: Eigenschaften von konventionellen Bohrverfahren und Tiefbohrverfahren [Bie+18]

Konventionelle Verfahren	Tiefbohrverfahren
<i>Einsatz von Wendelbohrern</i>	<i>Einsatz von Tiefbohrwerkzeugen</i>
+ Einfach und preiswert	– Kostenintensiv
+ Mech. Unterstützung bei der Spanabfuhr	+ Keine mech. Unterstützung bei der Spanabfuhr
<i>Symmetrische Schneidengestalt</i>	<i>Asymmetrische Schneidengestalt</i>
+ Hohe Vorschübe	– Niedrige Vorschübe
– Kräftegleichgewicht	+ Ungleichgewicht der Kräfte
– Geringere Oberflächenqualität	+ Höhere Oberflächenqualität
– Höherer Mittenverlauf	+ Geringerer Mittenverlauf
– Durchmesserabweichung	+ Geringere Durchmesserabw.
<i>KSS-Versorgung ($\downarrow \dot{V}$)</i>	<i>KSS-Versorgung ($\uparrow \dot{V}$)</i>
– Entspannungshübe ab bestimmten l_B/D_B nötig	+ Gleichmäßige Spanabfuhr
	+ Konstante Kühlung und Schmierung

2.2. Boring and Trepanning Association (BTA)-Tiefbohren

Das BTA-Tiefbohren wird in der Regel für größere Bohrungsdurchmesser eingesetzt, als das Einlippentiefbohren. Ab $D_B \geq 40$ mm kommt für tiefe Bohrungen nahezu ausschließlich das BTA-Prinzip zum Einsatz [VDI13a; VDI14]. Zur Herstellung von langen BTA-Tiefbohrungen werden horizontale CNC-Sondermaschinen eingesetzt. Diese Maschinen verfügen über zusätzliche Vorrichtungen zur Führung des Werkzeugs beim Anbohren, einem Apparat zur bedarfsgerechten Versorgung mit Bohröl/KSS und Abdichtung des Systems nach außen, sowie einer leistungsstarken Hydraulik- und Pumpeneinheit. Häufig verfügen BTA-Tiefbohrmaschinen über eine Werkzeug- und eine Werkstückspindel. Dadurch kann wahlweise mit rotierendem Werkstück, Werkzeug oder im Gegenlauf gebohrt werden [Bie+18]. Eine BTA-Tiefbohrmaschine mit den genannten Vorrichtungen und Anlagen ist in **Abbildung 2.2** dargestellt.

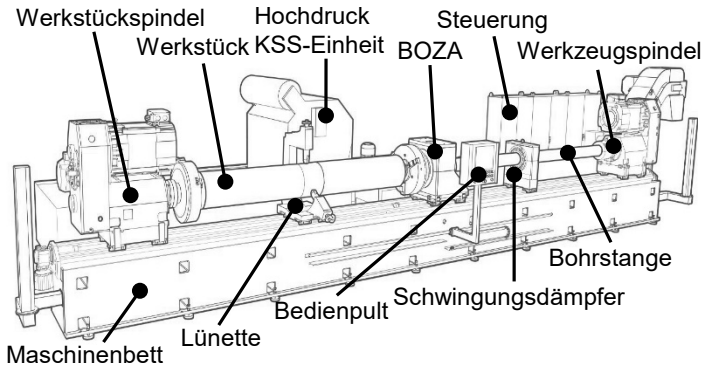


Abbildung 2.2.: Schematische Darstellung einer CNC-BTA-Tiefbohrmaschine [Wag23]

Wie in **Kapitel 2.1** beschrieben, zeichnen sich BTA-Tiefbohrwerkzeuge durch eine asymmetrische Schneidenanordnung aus. Dieser asymmetrische Aufbau erfordert beim BTA-Tiefbohren ebenfalls den Einsatz von Führungselementen, den so genannten Führungsleisten. Der Anbohrvorgang wird in der Regel mit Hilfe einer Bohrbuchse durchgeführt [Pau+08; VDI13b].

Die Anzahl der Schneiden kann je nach Bohrungsdurchmesser variieren. Die BTA-Werkzeuge für kleine Bohrungsdurchmesser $D_B \leq 20$ mm verfügen meistens über eine eingelötete Schneide und zwei Führungselemente. Ab einem größeren Bohrungsdurchmesser kommen mehrschneidige BTA-Werkzeuge zum Einsatz. Mehrschneidige Werkzeuge verfügen in der Regel über geschraubte Schneiden und Führungsleisten, sodass diese bei Bedarf ausgetauscht werden können [Pau+08; Fuß86]. In **Abbildung 2.3a** ist der Aufbau eines zweiseidigen BTA-Bohrkopfs dargestellt. Die Außenschneide wird in **Abbildung 2.3b** detailliert beschrieben.

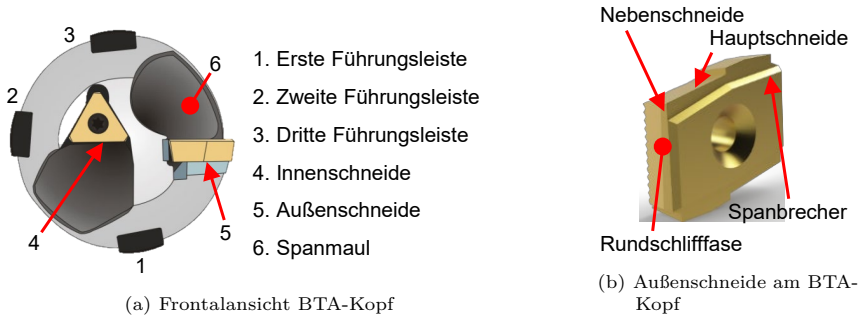


Abbildung 2.3.: Aufbau eines zweischneidigen BTA-Bohrkopfs nach [Abr17]

Das BTA-Tiefbohrwerkzeug kann in zwei Bereiche unterteilt werden. Zum einen den Bohrkopf mit den Schneiden und Führungsleisten, zum anderen das Bohrrohr (ugs. Bohrstange), vgl. Abbildung 2.2. Das Bohrrohr und der Bohrkopf werden mit einem ein- oder viergängigen Gewinde zusammengefügt. Des Weiteren stellt das Bohrrohr die Verbindung zur Antriebsspindel dar und ist für die Kraftübertragung zum Bohrkopf nötig. Dabei ist der Durchmesser des Bohrrohres stets kleiner, als der des Bohrkopfes. Die erreichbaren Tiefen der Bohrungen hängen unter anderem von der Länge des Bohrrohres ab. Bei sehr großen Bohrtiefen ist es möglich, mehrere Bohrröhre zu verbinden, um die gewünschte Endbohrtiefe zu erreichen [Abr17]. In der Regel besteht eine Bohrstange aus einem spitzenlos geschliffenen Rohr aus Vergütungsstahl mit eng tolerierten Rundlaufeigenschaften und Anschlussgewinden an den Enden. Im Gegensatz zum Einlippentiefbohren wird der Kühlschmierstoff, meistens Bohrlöl, durch einen Ringspalt zwischen Bohrrohr und Anbohrbuchse über den Bohrlözuführapparat (BOZA) gepumpt und nicht durch einen Kühlmittelkanal im Inneren des Werkzeugs. Bei größeren Bohrungsdurchmessern können durch den BOZA Volumenströme von $\dot{V} = 50 \dots 600 \text{ L/min}$ mit einem Druck von $p = 4 \dots 10 \text{ bar}$ gepumpt werden. Der Kühlschmierstoff gelangt durch die erzeugte Bohrung zur Werkzeugspitze bzw. Wirkzone, wie in **Abbildung 2.4** dargestellt ist. Das Bohrlöl umströmt die Führungsleisten und die Schneiden, kühlt und schmiert den Prozess und spült die Späne durch das Innere des Bohrrohrs aus der Bohrung heraus. Die Späne haben keinen Kontakt mit der Bohrungswand. Dadurch ist es möglich Bohrungsqualitäten im Bereich von IT 10 bis IT 8 und eine praxisübliche Rautiefe $Rz = 15 \dots 5 \mu\text{m}$ zu erreichen [Bie+18; VD113a].

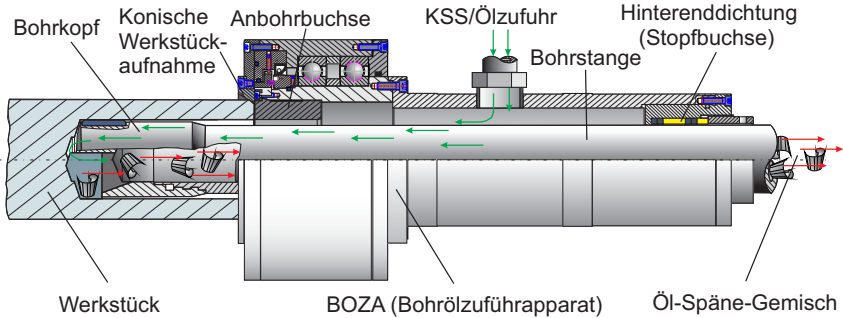


Abbildung 2.4.: Prinzip der KSS-Versorgung und des Spanabtransports beim BTA-Tiefbohren, in Anlehnung an [FB23]

Beim BTA-Tiefbohren werden zwei Hochdruckdichtungen im BOZA zur Abdichtung gegenüber der Umgebung benötigt. Die erste Dichtung sitzt an der Anbohrbuchse und dichtet das System werkstückseitig ab. Eine Möglichkeit ist es eine Weichstoffdichtung (z.B. einen O-Ring) stirnseitig an der Anbohrbuchse gegen das Werkstück zu pressen. Verfügt der BOZA über eine konische Werkstückaufnahme kann über den passenden Konus am Werkstück das System abgedichtet werden. Die zweite Dichtung dichtet das System in Richtung Werkzeugspindel ab. Dabei wird im hinteren Teil des BOZA eine Hinterendichtung auf das Bohrrohr gepresst, wodurch eine zusätzliche Lagerung und Führung des Bohrrohrs entsteht [FB23]. Das Gemisch aus Kühlschmierstoff und Spänen wird durch die Werkzeugspindel in den Späneförderer geleitet. Dort wird das Öl-Späne-Gemisch grob getrennt, gefiltert und dann in den Tank zurückgeführt. Beim Aufbohren einer Durchgangsbohrung können die Späne in Vorschubrichtung aus der Bohrung gespült werden. Die Späne werden in diesem Fall durch die Werkstückspindel in den Späneförderer gespült [Bie+18].

2.2.1. Prozesskräfte und -Dynamik beim BTA-Tiefbohren

Zusammen mit der Vorschub- oder Axialkraft (F_A) ist der Aufwand zur Bestimmung des Bohrmoments M_B am geringsten, siehe **Kapitel 5**. Daher wird das Bohrmoment in den meisten Untersuchungen zum BTA-Tiefbohren genutzt, um den Prozess zu charakterisieren, den Einfluss verschiedener Prozessstellgrößen zu analysieren oder unterschiedliche Werkzeugkonfigurationen gegenüberzustellen. Wird das Bohrmoment über den Bohrweg (l_B) bei einer Durchgangsbohrung aufgetragen, können sieben Phasen im BTA-Tiefbohrprozess unterschieden werden [SW77; Web78]. Diese Phasen sind in **Abbildung 2.5** dargestellt.

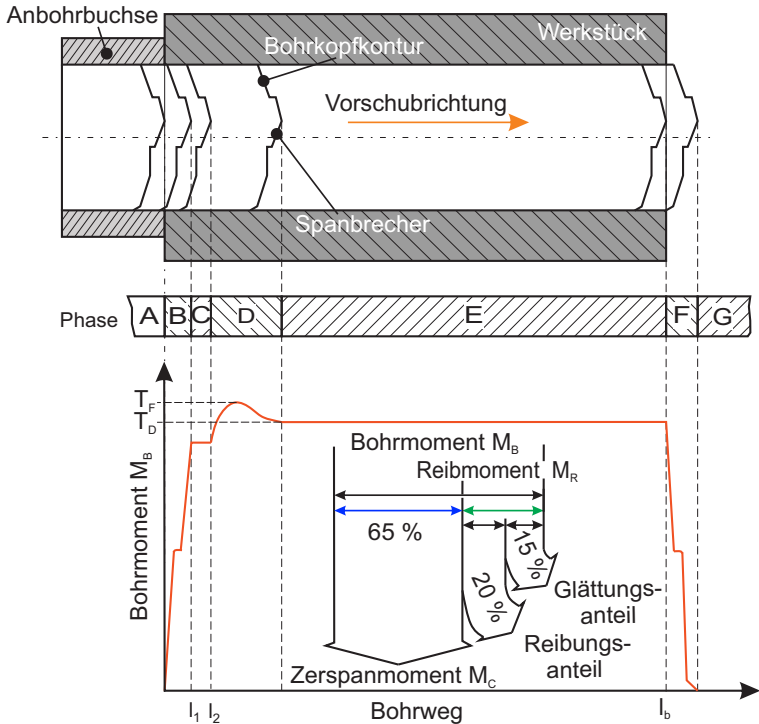


Abbildung 2.5.: Darstellung der sieben Phasen des BTA-Tiefbohrprozess anhand des Bohrmoment nach [Gri93; Bie+18]

Die abgebildete Bohrmomentkurve wurde mit konstanter Schnittgeschwindigkeit (v_c), konstantem Vorschub (f) und dem angedeuteten Bohrkopfprofil aufgenommen. Die Startphase des Bohrprozesses kann in drei verschiedene Phasen unterteilt werden (B-D). Bevor der eigentliche Bohrprozess beginnt wird das Werkzeug in der Bohrbuchse oder der Vorbohrung geführt (A). Hier tritt ein Reibmoment (M_R) auf, das vernachlässigt werden kann, bzw. als Offset aus dem Messschrieb herausgerechnet werden kann. Nach dem ersten Kontakt der Schneide mit dem Werkstück/ Bohrungsgrund steigt das Bohrmoment mit dem Bohrweg kontinuierlich an. Je nach Kontur/Auslegung des Bohrkopfs und der Spanbrechergestalt kann das Bohrmoment für einen gewissen Bohrweg nahezu konstant bleiben (B). In Bereich (C) sind alle Schneiden im Eingriff, während der Bohrkopf noch in der Anbohrbuchse geführt wird. Dadurch wird in diesem Bereich (C) das gesamte Zerspanmoment (M_C) gemessen. Je nach Aufmaß der Bohrbuchse und der Materialeigenschaften entsteht ein Zerspanmoment zwischen der Buchse und dem Werkzeug. In der Regel entsteht dieses Moment an den Führungsleisten. Die Länge dieser Phase entspricht dem Rückstand der Führungsleisten gegenüber der Außenschneide (siehe **Abbildung 2.13** (l_1 - l_2)). In Phase (D) beginnt der Kontakt der Führungsleisten mit der Bohrungswand. Der gefertigte Bohrungsdurchmesser in Phase (C) ist ungefähr um den doppelten Wert des Übermaßes der Anbohrbuchse kleiner, als der Durchmesser des Bohrkopfs. Somit beginnt der Eingriff der Führungsleisten und damit eine Aufweitung der Bohrung, auf den Durchmesser des Bohrkopfs. Das Material in der Bohrungswand wird plastisch verformt und zum Fließen gebracht. An der Stirnseite des Werkstücks, bzw. dem Anfang der Bohrung, herrscht entgegen der Bohrrichtung ein geringerer (Material-)Widerstand. Das Material fließt in Richtung des geringeren Widerstands, wodurch sich die Bohrung trichterförmig aufweitet. Es entsteht der sogenannte Anbohrtrichter (eng.: Bellmouthing). Während dieses Vorgangs steigt das Bohrmoment vorübergehend, bis in Phase (E) ein nahezu konstantes Bohrmoment erreicht wird. In dieser Phase ist das Verhältnis von Zerspanmoment zu Reibmoment M_C/M_R nahezu unabhängig vom Bohrungsdurchmesser [Bie+18; SW77; K S+81].

In der oben beschriebenen Anbohrphase (A-D) wirken hohe Belastungen am Bohrkopf. Insbesondere die ohne Freiwinkel geschliffene Nebenschneide der Außenschneide, der sog. Rundschliffase (vgl. Abbildung 2.3b), als auch die stirnseitige Fase der Führungsleiste werden stark belastet. Dementsprechend hat die Anbohrphase einen signifikanten Einfluss auf die Standzeit des Werkzeugs und die Bohrungsgüte z.B. Mittenverlauf und Maßfehler [Bie+18; FB23].

Am Ende der Bohrung, der Ausbohrphase (F), sinkt das Bohrmoment, da nicht mehr die gesamte Schneide im Eingriff ist. Die Richtung der resultieren-

den Zerspankraft ändert sich, daher wird bei einigen Bohrköpfen eine dritte Führungsleiste eingesetzt. Je nach Auslegung des Bohrkopfs entsteht ein sog. „Ausbohrteiler“, nicht zerspanntes Material welches aus der Bohrung gedrückt wird. Nach dem Durchbohrvorgang (G) gibt es verschiedene Auslaufstrategien, um eine Beschädigung des Werkzeugs durch das Eigengewicht der freien Bohrstange und des Bohrkopfes zu vermeiden [Bie+18].

Kraftkomponenten am BTA-Bohrkopf

Durch den asymmetrischen Aufbau des Bohrkopfs kommt es zu einer ungleichmäßigen Kraftverteilung der Zerspankräfte an den Schneiden. Um ein Verlaufen der Bohrung zu verhindern, werden Führungsleisten eingesetzt, die den Bohrkopf in der Bohrung abstützen und führen. Durch das Abstützen entstehen zwischen den Führungsleisten und der Bohrungswand Reibungskräfte. Werden die auftretenden Kräfte durch das Bohröl und die dynamischen Drehkräfte betrachtet, entsteht ein komplexes Kräftesystem. *Griffiths* konnte dieses komplexe Kräftesystem um die Hauptachsen am BTA-Bohrkopf mit 26 Hauptkomponenten beschreiben. Diese Hauptkomponenten werden in vier Hauptgruppen eingeteilt [Gri93; GG93]:

- Kräfte aus dem KKS-Strom F_{KSS} ,
- Schnittkräfte F_c , F_f und F_p ,
- Verformungskräfte / Glättungskräfte B_A , B_R und
- Reibungskräfte F_R , F_A

Abbildung 2.6 beschreibt ein vereinfachtes momentanes Kräfteverhältnis an den Schneiden und Führungsleisten eines mehrschneidigen BTA-Bohrkopfs. Des Weiteren sind die Kräfte, die aus dem KSS-Strom resultieren, angetragen.

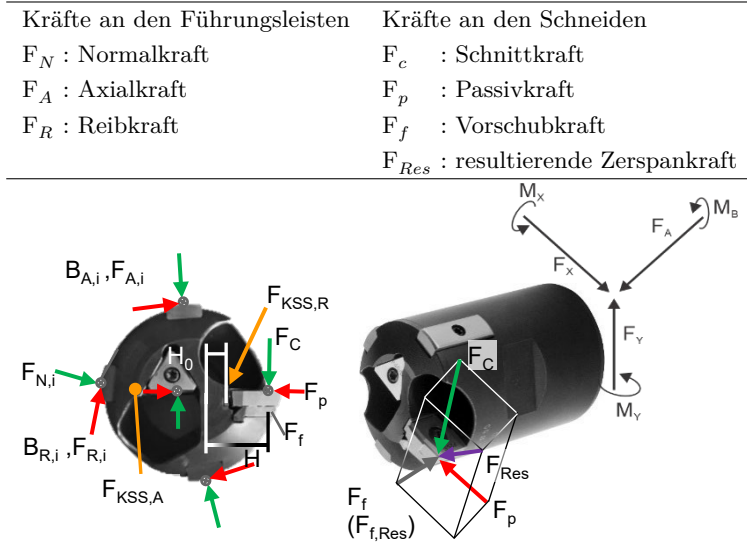


Abbildung 2.6.: Momentaufnahme auftretender Kräfte an einem BTA-Bohrkopf in Anlehnung an Fuß [Fuß86; RB01; Abr17]

Abbildung 2.6 zeigt, dass sich aus den einzelnen Schnittkräften eine resultierende Zerspankraft (F_{Res}) bilden lässt. Die Richtung der resultierenden Zerspankraft ergibt sich unter anderem durch den Aufbau des Bohrkopfes und die Gestalt der Schneiden. Durch die Orientierung des resultierenden Kraftvektors unterscheiden sich die Belastungen an den einzelnen Führungsleisten. In der Regel wird die Führungsleiste 1, (vgl. Abbildung 2.3), am stärksten belastet und verschleißt dadurch schneller als die zweite Führungsleiste [Fuß86]. *Abrahams* konnte in Analogieversuchen zeigen, dass sich je nach Bohrkopfgestalt und dynamischen Verhalten der Kräfte an den Schneiden die Orientierung der resultierenden Schnittkraft ändern kann [Abr17]. Die Kraftkomponenten am Bohrkopf können in zwei Gleichgewichtsgleichungen zusammengefasst werden [COS85].

Kräftegleichgewicht in Vorschubrichtung:

$$F_{A,Res} = F_{KSS,a} + F_{f,Res} + \sum_{i=1}^3 (B_{A,i} + F_{A,i}) \quad (2.1)$$

Das Momentengleichgewicht:

$$M_B = F_{KSS,R} \times H_0 + F_{c,Res} \times H + \frac{D}{2} \times \sum_{i=1}^3 (B_{R,i} + F_{R,i}) \quad (2.2)$$

Durch Experimente mit verschiedenen Stellgrößen haben *Chandrashekar et al.* aus eigenen Messungen Formeln für die resultierende Kraft in Vorschubrichtung und das Moment (M) empirisch ermittelt. Das Verhalten der Kraft und des Moments kann sehr ähnlich dargestellt werden [COS85]:

$$F_{A,Res} = C_1 \times f^a \times D^b \quad (2.3)$$

$$M = C_2 \times f^c \times D^e \quad (2.4)$$

C_1, C_2, a, b, c & e sind experimentell bestimmte Koeffizienten die von den Zerspanungsbedingungen wie Werkstoff und Bohrkopfgestalt abhängig sind. Auffällig ist, dass neben dem Durchmesser (D) des Bohrkopfes und dem Vorschub (f) die Schnittgeschwindigkeit (v_c) keinen Einfluss auf die Kraft bzw. das Moment hat [RB01].

Während die Erfassung der Kraft in Vorschubrichtung und das Moment im BTA-Prozess sicher mit Dehnungsmessstreifen (DMS) möglich ist, stellt das Erfassen von mechanischen Belastungen an Führungsleisten und/oder Schneiden hohe Anforderungen an die verwendete Messtechnik. Im (Tief-)Bohrprozesses sind die Wirkzonen, in denen die Prozesskräfte wirken, nicht direkt zugänglich. Aus diesem Grund müssen Sensoren entweder im Bohrkopf integriert oder Analogversuche zur Herleitung einzelner Werte durchgeführt werden [Fuß86; Bru01]. **Tabelle 2.2** zeigt eine Übersicht diverser Forschungsarbeiten die sich mit der Erfassung und Ermittlung der Normalkraft (F_N) und dem Reibungskoeffizient (μ) an der Führungsleiste befasst haben.

Tabelle 2.2.: Übersicht einiger Untersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Belastungen beim BTA-Tiefbohren

Autor	Rand- bedingungen	Messmethode	Ergebnisse F_{N1} in kN; μ -
Greuner [Gre70]	Werkstoff: C60 $D_B = 35$ mm $v_c = 108$ m/min $f = 0,15$ mm	Berechnung aus Zerspankraftkom- ponenten beim Anbohren	$F_{N1} = 3,9-4,6$ $F_{N2} = 3,4-4,8$ $\mu = 0,21-0,29$
Griffiths [Gri75]	Werkstoff: C45 $D_B = 22$ mm $v_c = 97$ m/min $f = 0,05 - 0,18$ mm	Berechnet aus Zerspankraftkom- ponenten während des stationären Bohrens	$F_{N1} = 1,6-6,4$ $F_{N2} = 0,9-4,5$ $\mu = 0,21-0,28$
Stockert [SW77]	Werkstoff: C60 $D_B = 50$ mm $v_c = 97$ m/min $f = 0,14$ mm	DMS an den Führungsleisten beim Anbohren	$F_{N1} = 8,0$ $F_{N2} = 3,8$
Fuß [Fuß86]	Werkstoff: C60 $D_B = 60$ mm $v_c = 90$ m/min $f = 0,07-0,15$ mm	Messkopf mit integrierten piezoelektrischen Kraftaufnehmern	$F_{N1} = 6,0-11,0$ $F_{N2} = 1,8-2,9$
Hagemeyer [Hag93]	Werkstoff: C60 $D_B = 60$ mm $v_c = 90$ m/min $f = 0,07-0,6$ mm	Vorgehensweise wie bei Fuß beim Aufbohren	$F_{N1} = 0,45-2,4$ $F_{N2} = 0,5-2,5$
Bruchhaus [Bru01]	Werkstoff: C60 $D_B = 100$ mm $v_c = 100$ m/min $f = 0,03-0,1$ mm	Kapazitive Kraftsensoren und den Führungsleisten beim Kernbohren	$F_{N1} = 0,5-1,5$ $F_{N2} = 0,9-2,5$
Biermann Kersting Kessler [BKK09]	Werkstoff: C60 $D_B = 60$ mm $v_c = 90$ m/min $f = 0,12$ mm	Berechnung auf der Grundlage von Ringspanver- suchen	$F_{N1} = 1,2$ $F_{N2} = 0,7$ $\mu = 0,16$

Kessler [Kes11]	Werkstoff: C60 $D_B = 26 \text{ mm}$ $v_c = 90 \text{ m/min}$ $f = 0,13 \text{ mm}$	Einsatz piezoelektrischer Kraftmessfolien unter den Führungsleisten	$\sigma_{N1} = 1.678 \text{ MPa}$ $\sigma_{N2} = 529 \text{ MPa}$
Abrahams [Abr17]	Werkstoff: C60 $D_B = 60 \text{ mm}$ $v_c = 100 \text{ m/min}$ $f = 0,12 \text{ mm}$ Werkstoff: X5CrNi18-10 $D_B = 60 \text{ mm}$ $v_c = 100 \text{ m/min}$ $f = 0,12 \text{ mm}$	Ermittlung der Reibwerte auf einem Versuchsstand und Ermittlung der Orientierung der resultierenden Kraft mit piezoelektrischen Kraftmessplattfor- men. Anschließende Berechnung über die Gleichgewichte	$F_{N1} = 3,6-8,1$ $F_{N2} = 2,4-2,7$ $\mu = 0,1$ $F_{N1} = 2,9-12,2$ $F_{N2} = 2,7-9,3$ $\mu = 0,4$

In allen Untersuchungen und Überlegungen ist die erste Führungsleiste stets höher belastet als die zweite Führungsleiste ($F_{N1} > F_{N2}$). Unter der Voraussetzung, dass Schneide, erste und zweite Führungsleiste um jeweils 90° versetzt sitzen, können die Normalkräfte an den ersten beiden Führungsleisten in Abhängigkeit des Reibungskoeffizient (μ), der Schnittkraft (F_c) und der Passivkraft (F_p) dargestellt werden [Hag93]:

$$F_{N1} = \frac{1}{1 + \mu^2} \times (F_c + \mu \times F_p) \quad (2.5)$$

$$F_{N2} = \frac{1}{1 + \mu^2} \times (F_p + \mu \times F_c) \quad (2.6)$$

Laut *Hagemeyer* lassen sich hieraus drei Aussagen ableiten [Hag93]:

1. Je höher der Reibungskoeffizient, desto höher die Belastung der ersten Führungsleiste.
2. Der Einfluss des Reibungskoeffizienten wächst mit zunehmenden Verhältnis von Schnittkraft (F_c) und Passivkraft (F_p) $\frac{F_c}{F_p}$.

3. Die zweite Führungsleiste wird erst dann stärker als die erste Führungsleiste belastet, wenn ein Mindestverhältnis von $\frac{F_c}{F_p}$ unterschritten wird.

2.2.2. Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren

Um die die beim Tiefbohren angestrebten Verhältnisse von Bohrungslänge zu Bohrungsdurchmesser (l_B/D_B) zu erreichen, müssen schlanke Werkzeugsysteme eingesetzt werden. Diese Systeme, bestehend aus Bohrkopf und Bohrstange, weisen relativ geringe dynamische Torsions- und Biegesteifigkeiten auf. Durch die geringen Steifigkeiten können beim BTA-Tiefbohren dynamische Prozessstörungen auftreten, die die Prozesssicherheit und die Prozessstabilität gefährden können. Mögliche Folgen dieser Instabilität können erhöhter Werkzeugverschleiß, starke Schallemission und unbrauchbare Werkstücke sein [Web07; Bie+18]. Dynamische Prozessstörungen treten in der Regel als Schwingung auf. Schwingungen an spanenden Werkzeugmaschinen können in zwei Kategorien eingeteilt werden; in eine selbsterregte oder eine fremderregte Schwingung. In **Tabelle 2.3** sind mögliche Ursachen für beiden Schwingungsformen aufgelistet [WT77].

Tabelle 2.3.: Mögliche Ursachen für fremd- und selbsterregte Schwingungen [WT77]

Selbsterregung	Fremderregung
- Schwankung der Schnittkräfte	- Eingeleitete Störkräfte aus dem Fundament
- Fallende Bohrmoment-Schnittgeschwindigkeitskennlinie	- Unwuchten oder Lagerfehler
- Aufbauschneidenbildung	- Wechselnde Schnittkräfte
- Lagekopplung	- Unterbrochener Schnitt
- Regenerativeneffekt	

Regenerativeneffekt, Lagekopplung und wechselnde Schnittkräfte sind von dem dynamischen Steifigkeitsverhältnis von Werkzeug und Werkstück abhängig. Diese Phänomene sind für die dynamische Beurteilung eines Systems am wichtigsten. Die übrigen Schwingungsursachen können in der Regel auf Maschinenelemente oder Umgebungseinflüsse zurück geführt werden [WT77; AW04].

Laut *Kersting* kann bei einem Bohrprozess generell zwischen vier Schwingungszuständen unterschieden werden. Diese vier Zustände sind in **Abbildung 2.7** dargestellt.

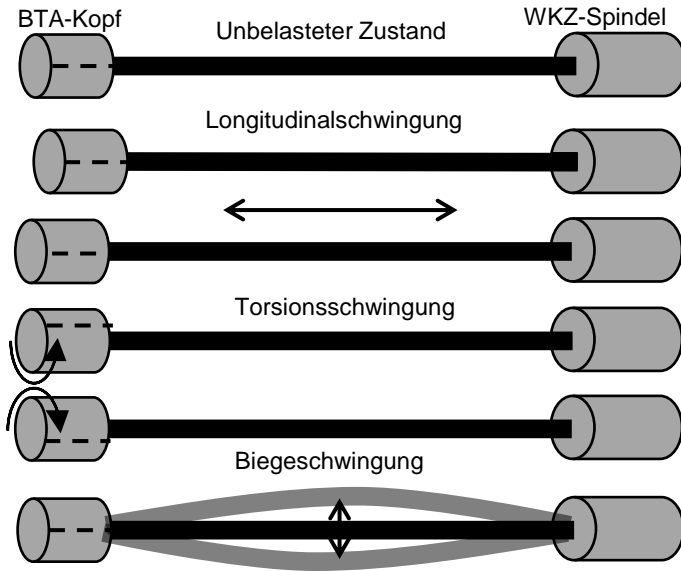


Abbildung 2.7.: Darstellung der vier Schwingungszustände [Ker09]

Die Longitudinalschwingung zeichnet sich durch eine hohe Frequenz bei geringer Amplitude aus. Die Ausbreitungsrichtung ist identisch mit der Schwingungsrichtung. Im Gegensatz zur Biegeschwingung und Torsionsschwingung kann die Longitudinalschwingung vernachlässigt werden, da sie kaum Einfluss auf den Tiefbohrprozess hat [Ker09].

Biegeschwingungen können einen großen Einfluss auf den Tiefbohrprozess haben. Laut *Webber* sind Biegeschwingungen eine der Ursachen für das Drallbohren. Die Torsionsschwingungen werden durch den Effekt der Lagekopplung hervorgerufen, wodurch der Rattereffekt entsteht [Web07].

Drallbohren

Beim Drallbohren ändert sich der ursprünglich runde Bohrungsquerschnitt zu einem Querschnitt mit drei, fünf oder sieben gleichförmigen Ausbuchtungen, die sich wendelförmig entlang der Bohrungsachse fortsetzen [Web07; Bie+18]. Der „Drall“ hat direkten Einfluss auf die Form- und Maßabweichung der Bohrung. Häufig führt eine Drallbohrung zum Ausschuss des Werkstücks [SW77; Web78].

Stockert konnte mit seinen Untersuchungen nachweisen, dass Drallbohren entweder am Start der Bohrung, reproduzierbar in verschiedenen Bohrtiefen oder zufällig auftreten kann [Sto78]. Untersuchungen von *Gessesse* und *Lantinovic* haben später gezeigt, dass bei einer Übereinstimmung der Drallfrequenz mit der Biegeeigenfrequenz ein wiederholbarer Drall auftritt. In Experimenten bei denen Werkzeuge mit Konzentritätsfehlern eingesetzt wurden, neigten diese, unabhängig von ihren Eigenfrequenzen, zu Drallbohren [GLO94].

Dem Drallbohren kann entgegenwirkt werden, indem Werkzeuge ohne Konzentritätsfehler eingesetzt werden. Des Weiteren kann starker oder ungleichmäßiger Verschleiß der Führungsleisten ebenfalls zum Drall führen. Prozessdynamisch tritt Drall auf, wenn die Spindeldrehzahl einem ungeraden Vielfachen der Biegeeigenfrequenz des Tiefbohrwerkzeugs entspricht. Als Gegenmaßnahme sollte die Drehzahl verändert werden oder ein System mit anderer Eigenschwingung genutzt werden [Web07; GLO94].

Rattern

Rattern wird durch selbsterregte Schwingungen des Maschinensystems ausgelöst. Bei nahezu jeder spanenden Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide kann Rattern auftreten [AW04]. Wie in **Kapitel 2.2.2** erwähnt, sind Regenerativ-effekt, Lagekopplung oder wechselnde bzw. fallende Schnittkraft/Schnittgeschwindigkeitskennlinien verantwortlich für Ratterschwingungen beim BTA-Tiefbohren [WT77; Web07].

In **Abbildung 2.8** sind die Entstehungsursachen der selbsterregten Schwingungen schematisch dargestellt. Der Regenerativ-effekt kann immer auftreten, wenn der Überdeckungsgrad größer als null ist. Der Überdeckungsgrad gibt an, ob es eine Überdeckung zwischen einem Schnitt und dem darauffolgenden gibt. Bei der Zerspanung entsteht durch das Grundrauschen der Zerspankraft eine wellige Oberfläche. Die Welligkeit ist abhängig von der Resonanzfrequenz des gesamten Systems. Im Falle eines einschneidigen BTA-Bohrkopfs wird nach einer Umdrehung der wellige Bereich ein weiteres Mal bearbeitet. Je nach Lage der Schneide zum Wellenprofil der Oberfläche kann das System weiter angeregt oder gedämpft werden. Die aus dem Wellenprofil resultierende Schwankung der Spannungsdicke ist für die Dämpfung oder Anregung verantwortlich (Abbildung 2.8 (a)) [Web07].

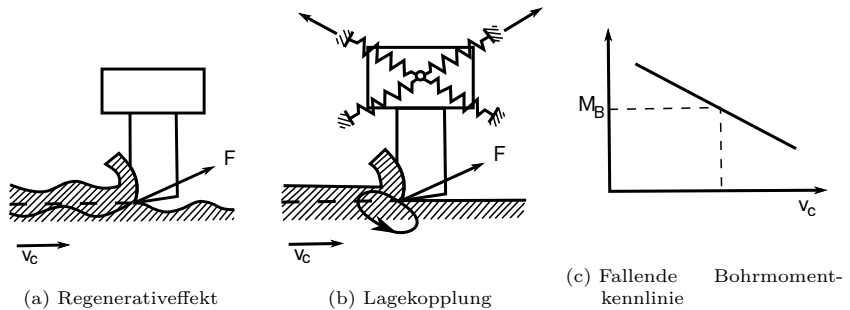


Abbildung 2.8.: Ursachen selbsterregter Schwingungen [Bol91]

Gibt es keine Überdeckung der Schnitte, so kann eine selbsterregte Schwingung durch den Effekt der Lagekopplung entstehen. Das Werkzeug muss dabei mindestens zwei Freiheitsgrade besitzen in denen es sich relativ zum Werkstück bewegen kann. Des Weiteren müssen Schwingungen in diesen beiden Freiheitsgraden existieren. Die Schwingungen müssen die gleiche Frequenz besitzen und phasenverschoben zueinander sein. Tritt dieser Fall ein, so bewegt sich die Schneide auf einer elliptischen Bahn, (Abbildung 2.8 (b)) [Web07].

Die fallende Schnittkraft/Schnittgeschwindigkeitskennlinie, bzw. für das BTA-Tiefbohren die Bohrmomentenkennlinie, hat nur bei geringen Schnittgeschwindigkeiten eine Bedeutung. Bei den heutigen Schnittparametern spielt dieser Effekt eine untergeordnete Rolle [Web07].

Streicher hat bei Versuchen mit Einlippenbohrern festgestellt, dass beim Rattern in der Regel die erste Torsionseigenfrequenz des Systems angeregt wird. Bei längeren Werkzeugen konnte sich auch die zweite Torsionseigenfrequenz einstellen. Aus dem hohen Torsionsanteil am dynamischen Bohrmoment wird gefolgert, dass die Schneide periodisch aus dem Eingriff gerät [Str75]. *Thai* hat in seiner Arbeit das Prinzip der Lagekopplung in Verbindung mit den phasenverschobenen Torsions- und Längsschwingungen als Hauptursache für selbsterregte Torsionsschwingungen (Rattern) herausgestellt. Eine Stabilisierung des Prozesses soll nach *Thai* über die Reduzierung des Vorschubs möglich sein. Das von *Streicher* angenommene „Aus dem Eingriff geraten“ der Schneide kann von *Thai*, bei starken Torsionsschwingungen, nachgewiesen werden [Tha83; Web07].

Eine Anregung der Torsionsschwingung durch Reibmomente, die an den Führungsleisten angreifen, konnte von *Bergmann* nachgewiesen werden. Bei der Betrachtung der Reibung mit Hilfe eines physikalischen Modells konnten Sprün-

ge im Reibmoment von bis zu 40 % festgestellt werden. Diese Sprünge sind auf ein „Nicken“ des Bohrkopfes in Verbindung mit einem „Stick-Slip-Effekt“ ähnlichen Vorgang ohne Stillstand zurückzuführen [Ber87].

Ratterschwingungen haben keinen direkten messbaren negativen Einfluss auf die Oberflächenqualität oder den Bohrungsdurchmesser. Jedoch entstehen charakteristische sog. „Rattermarken“ am Bohrungsgrund und an der Bohrungswand des Werkstücks. Der Werkzeugverschleiß wird durch Rattern deutlich verstärkt, wodurch die Bohrungsgüte negativ beeinflusst wird. Des Weiteren kommt es beim Rattern zu einer starken Lärmbelästigung [Tha83; Bol91; Web07].

Webber konnte zeigen, dass die auftretenden Torsionsschwingungen vielfache der Eigenschwingungen des BTA-Systems sind. Des Weiteren konnte er zeigen, dass sich das dynamische Verhalten, bzw. die ermittelte Torsionseigenfrequenz, mit zunehmender Bohrtiefe ändern kann, wie in **Abbildung 2.9** dargestellt ist [Web07].

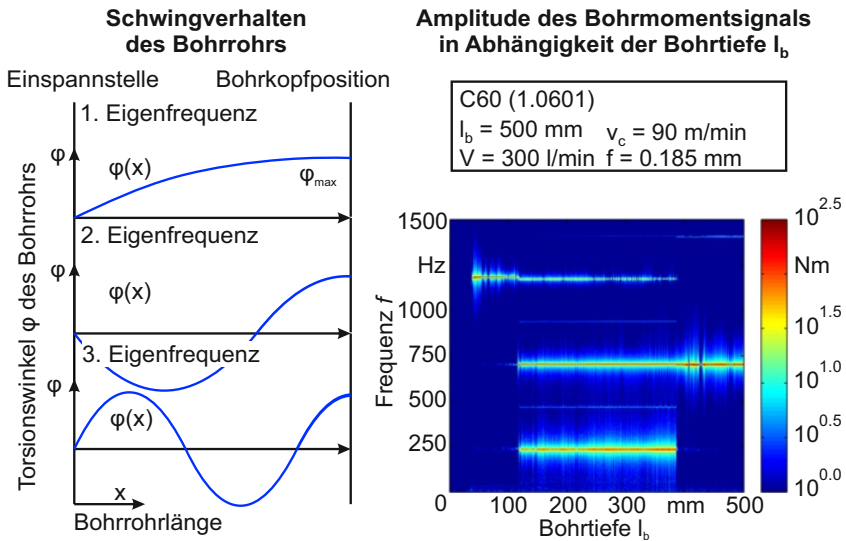


Abbildung 2.9.: Ausbildung unterschiedlicher Torsionsschwingung beim BTA-Tiefbohren in Abhängigkeit der Bohrtiefe, nach [Web07]

Nach *Webber* können die Eigenfrequenzen mithilfe eines kontinuierlichen Torsionsschwingungsmodells eines Torsionsstabs berechnet werden. Die Eigenfrequenzen des Bohrrohres sind abhängig von den Werkstoffeigenschaften, der Geometrie des Bohrrohres sowie der Auskraglänge des Bohrrohres aus der Werkzeugspindel. Die Eigenkreisfrequenzen eines einseitig eingespannten Torsionsstabs mit konstantem Querschnitt und homogener Massenverteilung lassen sich mit **Gleichung 2.7** bestimmen. Die Gleichung lässt sich analog zur eindimensionalen Wellengleichung, siehe **Anhang A.1**, lösen [Web07]

$$f_{0,r} \times 2\pi = \omega_{0,r} = \frac{2\pi r - \pi}{2l} \sqrt{\frac{GI_t}{\rho I_p}}; \quad \text{mit} \quad I_p = I_t \quad (2.7)$$

Hierbei ist G das Schubmodul, ρ die Dichte, I_t das Torsionsträgheitsmoment und I_p das polare Flächenträgheitsmoment. Die beiden Trägheitsmomente können, aufgrund des kreisförmigen Querschnitts des Rohrs, gleichgesetzt werden.

Neuere Studien beschäftigen sich mit dem Einsatz von Bohrrohren aus einer Kombination von Carbon-faserverstärkter Kunststoff (CFK) und Glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK), aufgrund der charakteristischen auftretenden Prozessschwingungen. So konnte *Abrahams* die guten Dämpfungseigenschaften eines Bohrrohres aus zwei CFK- und einer GFK-Lage beim Vollbohren von X5CrNi18-10 nachweisen, erst ab einem Vorschub von $f > 0,3 \text{ mm}$ konnten Schwingungen detektiert werden [Abr17].

Michel et al. konnten die Ergebnisse zu den Dämpfungseigenschaften von *Abrahams* bestätigen. Des Weiteren konnte ein geringerer Schalldruck und eine vorteilhaftere Spannbildung beim Einsatz eines CFK-GFK-Bohrrohres nachgewiesen werden [Mic+22].

2.2.3. Temperaturen beim BTA-Tiefbohren

Dem BTA-Prozess wird mechanisch Energie über die Spindeln und hydraulische Energie über den Bohrölkreislauf zugeführt. Die Spindelleistung wird in Zerspansleistung an den Schneiden und Umformung der Bohrungsfläche an den Führungsleisten umgesetzt. Des Weiteren wird ein Anteil in Reibung an den Wirkelementen umgesetzt und als Leistungsverlust gewertet. Der Reibungsanteil an den Führungsleisten ist deutlich höher, als an den Schneiden [Web78]. Die hydraulische Leistung stellt einen signifikanten Anteil der Gesamtleistung dar, wie in **Abbildung 2.10** gezeigt ist.

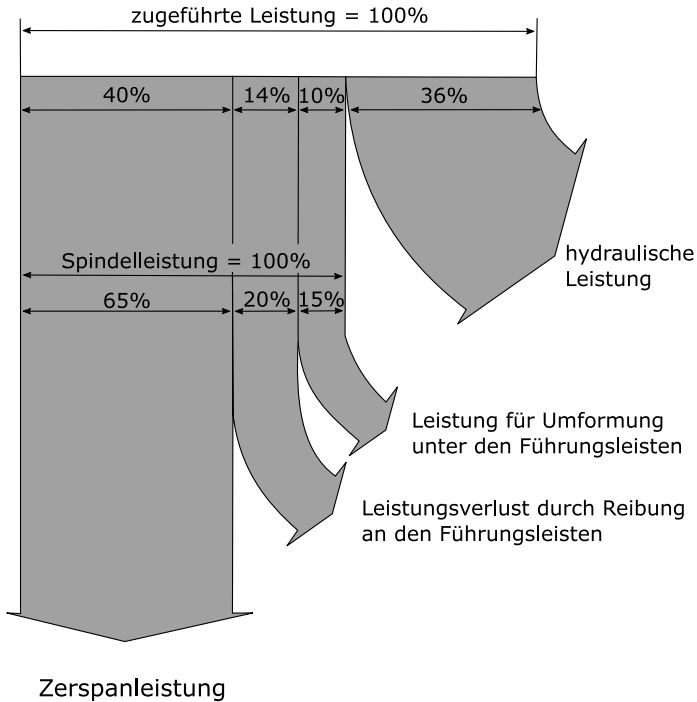


Abbildung 2.10.: Aufteilung der zugeführten Leistung im BTA Tiefbohrprozess [Bru01]

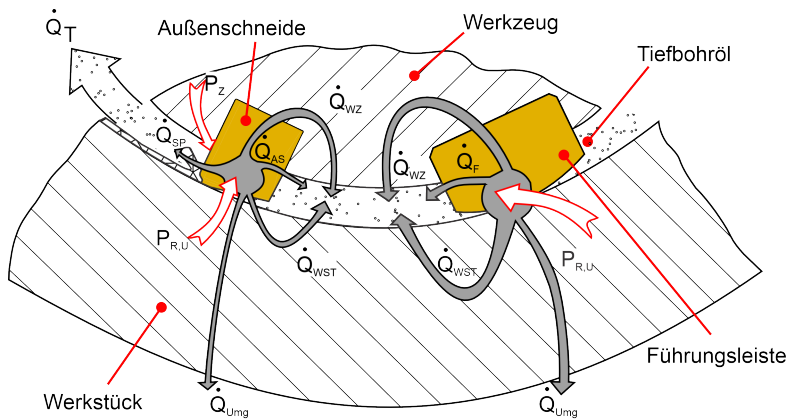
Der Reibungsanteil wird an der Nebenschneide und Rundschliffase der Außenschneide und den Führungsleisten in Wärme umgewandelt. Die hier entstehende Reibleistung (P_R) kann mit folgender Gleichung vereinfacht beschrieben werden, wenn folgende Randbedingungen angenommen werden. Die Passiv- und Normalkräfte wirken orthogonal auf die Bohrungswand, der Reibungskoeffizient ist gleich zwischen Bohrungswand/Führungsleiste und Bohrungswand/Außenschneide (Rundschliffase)[Hag93].

$$P_R = \mu \times (F_{N1} + F_{N2} + F_p) \times v_c \quad (2.8)$$

Unter der Annahme, dass diese Leistung vollständig in Wärme umgewandelt wird, kann nach *Archard* ein Zusammenhang zur Temperaturerhöhung in der Kontaktzone aufgestellt werden. Durch die Potenzen kann ein allgemein höherer Einfluss der Gleitgeschwindigkeit (v_g) auf die Temperaturerhöhung angenommen werden [Arc59].

$$\Delta T \sim (F_{N,P})^n \times v_g^m \quad ; \quad 0 < n \leq m \leq 1 \quad (2.9)$$

In **Abbildung 2.11** wird der Wärmefluss im BTA-Prozess schematisch dargestellt. Hierbei wird zwischen zwei verschiedenen Kontaktzonen unterschieden. In Bezug auf die Bohrungswand können beide Kontaktzonen durch umlaufende Wärmequellen beschrieben werden. Von der Außenschneide bzw. Führungsleiste aus betrachtet sind diese Wärmequellen stationär. Führungsleiste und Bohrungswand bilden die erste Kontaktzone. Hier entstehen Wärmeströme aus der Reib- und Umformarbeit. Da die Führungsleisten zu einem großen Teil vom Werkzeug eingefasst sind, fließt nur ein geringer Wärmestrom (\dot{Q}_F) von der Führungsleiste direkt in das Bohröl. Ein größerer Teil fließt über den Werkzeuggrundkörper oder über das Werkstück in das Bohröl. Ein weiterer Teil wird über das Werkstück an die Umgebung abgegeben. In der Kontaktzone zwischen Außenschneide und Bohrungswand entsteht Wärme durch Reib- und Umformprozesse an der Rundschliffase sowie durch den Zerspanprozess. Da die Außenschneide deutlich besser umspült wird als die Führungsleiste, sind die Wärmeströme durch Werkzeug, Werkstück und an die Umgebung geringer, als an der Führungsleiste. Durch die Zerspanung ergibt sich ein weiterer Wärmestrom (\dot{Q}_{SP}), der zum größten Teil in den Span fließt und von dort in das Bohröl. Zusätzlich entstehen kleinere Wärmeströme die, wie die Wärmeströme aus Reibung und Umformung, über das Werkzeug und das Werkstück in das Bohröl fließen [Hag93].



- $P_{Z,R,U}$: Zerspan-, Reib- und Umformleistung
 \dot{Q}_{AS} : Wärmestrom durch die Außenschnide
 \dot{Q}_T : Wärmestrom in das Tiefbohröl
 \dot{Q}_F : Wärmestrom durch die Führungsleiste
 \dot{Q}_{Umg} : Wärmestrom in die Umgebung
 \dot{Q}_{WST} : Wärmestrom durch das Werkstück
 \dot{Q}_{WZ} : Wärmestrom durch den Werkzeuggrundkörper
 \dot{Q}_{SP} : Wärmestrom durch den Span

Abbildung 2.11.: Wärmeflussmodell der Außenschniden- und Führungsleistenkontaktzone nach [Hag93]

Die Wärmeströme durch die Wirkelemente und durch das Werkstück können die Standzeit der Werkzeuge, die Oberfläche und den Randschichtzustand der Bauteile beeinflussen. Aus diesem Grund ist die Ermittlung der Temperatur nahe der Wirkzone, oder direkt in der Wirkzone, sowohl werkzeugseitig, als auch werkstückseitig, Gegenstand zahlreicher Untersuchungen in der spanenden Produktionstechnik. Für die Durchführung dieser Untersuchungen werden spezielle Messmethoden und Sensoren sowohl in den Werkzeugen, als auch im Werkstück integriert [Lia+21; Ble+23]. Die Herausforderungen bei der Erfassung der thermischen Belastung im BTA-Tiefbohrprozess sind sehr ähnlich wie bei der Erfassung der mechanischen Belastung. Aufgrund der unzugänglichen Kontaktzone müssen Sensoren entweder im Bohrkopf oder tief in der Bohrprobe, in

der Nähe der Bohrungswand, eingebracht werden [Bie+18; Ble+23]. **Tabelle 2.4** fasst die Untersuchungen zur thermischen Belastung in Tiefbohrprozessen zusammen. Hier werden alle Tiefbohrprozesse berücksichtigt, da die werkstückseitigen Messmethoden prinzipiell bohrmethodenübergreifend einsetzbar sind.

Tabelle 2.4.: Übersicht einiger Untersuchungen zur Ermittlung der thermischen Belastungen in Bohrprozessen

Autor	Randbedingungen	Messmethode	Ergebnisse
Weber BTA [Web78]	Werkstoff: C60 $D_B = 50 \text{ mm}$ $v_c = 150 \text{ m/min}$ $f = 0,14 \text{ mm}$	Thermoelemente 1 mm unter der Leistenoberfläche	$\vartheta_{FL11} = 600^\circ\text{C}$ $\vartheta_{FL22} = 400^\circ\text{C}$
Fuß BTA [Fuß86]	Werkstoff: C60 $D_B = 60 \text{ mm}$ $v_c = 150 \text{ m/min}$ $f = 0,12 \text{ mm}$	Wie Weber mit Kalibrierung auf Oberflächentemperatur	$\vartheta_{FL11} = 800^\circ\text{C}$ $\vartheta_{FL22} = 500^\circ\text{C}$
Wittkopp ELB [Wit07]	Werkstoff: 1.4462 $D_B = 15 \text{ mm}$ $v_c = 60 \text{ m/min}$ $f = 0,03 \text{ mm}$	Thermoelemente 0,2 mm unter der Leistenoberfläche	$\vartheta_{FL11} = 180^\circ\text{C}$
Iovkov WTB [IB16]	Werkstoff: EN AC-46000 $D_B = 10 \text{ mm}$ $v_c = 175 \text{ m/min}$ $f = 0,3 \text{ mm}$	Thermografieka- mera auf Außenfläche der Probe 1 mm Abstand von der Bohrungswand	$\vartheta_{MMS} \approx 100^\circ\text{C}$ $\vartheta_{KSS} \approx 35^\circ\text{C}$
Abrahams BTA [Abr17]	Werkstoff: 1.4301 $D_B = 60 \text{ mm}$ $v_c = 80 \text{ m/min}$ $f = 0,2 \text{ mm}$	Thermografieka- mera auf Außenfläche der Probe $D = 70 \text{ mm}$	$\vartheta \approx 30\text{--}90^\circ\text{C}$

Wegert et al. ELB [Weg+20a; Weg+21]	Werkstoff: 42CrMo4+QT $D_B = 18 \text{ mm}$ $v_c = 80 \text{ m/min}$ $f = 0,07 \text{ mm}$	Thermoelemente radial in der Probe in $a = 0,2 \text{ mm}$ Abstand von der Bohrungswand; Thermoelemente unter AS und FL	$\vartheta = 60^\circ\text{C}$ $\vartheta_{AS} = 55^\circ\text{C}$ $\vartheta_{FL1} = 85^\circ\text{C}$
Bücker WTB [BB21]	Werkstoff: Inconel718 $D_B = 14 \text{ mm}$ $v_c = 45 \text{ m/min}$ $f = 0,14 \text{ mm}$	Quotientenpyro- meter mit Lichtwellenleiter, der mit zerspannt wird, längs in der Probe	$\vartheta_{AS} = 651^\circ\text{C}$
Michel et al. BTA [Mic+22]	Werkstoff: 42CrMo4+QT $D_B = 60 \text{ mm}$ $v_c = \text{var}$ $f = \text{var}$	Thermoelement am Übergang von Bohrrohr zu Bohrkopf	$\vartheta_{WKZ} = \vartheta_{Oel}$
Nickel ELB [Nic23]	Werkstoff: 42CrMo4+QT $D_B = 5 \text{ mm}$ $v_c = 65 \text{ m/min}$ $f = 0,1 \text{ mm}$	Quotientenpyro- meter mit Lichtwellenleiter, der mit zerspannt wird, radial in der Probe; zusätzliche Thermoelemente in $0,1 \text{ mm}$ Abstand von der Bohrungswand	$\vartheta = 107^\circ\text{C}$ $\vartheta_{AS} = 776^\circ\text{C}$

Die Tabelle zeigt, dass verschiedene Ansätze zur Erfassung der Temperatur in der Wirkzone und im Werkstück in früheren Untersuchungen verfolgt wurden. Dabei wurden verschiedene Messmethoden und Messprinzipien erfolgreich eingesetzt.

2.3. Oberfläche - Randzone - Surface Integrity (SI)

Der Begriff Oberfläche oder Oberflächentechnik hat in verschiedenen Disziplinen unterschiedliche Bedeutungen. In der Vergangenheit haben Ingenieure, Wissenschaftler oder Technologen Oberflächen aus individuellen Blickwinkeln betrachtet, die bestimmte Interessen in den Vordergrund stellen. Der Begriff Oberfläche kann daher nicht aus dem Blickwinkel einer einzelnen Disziplin allgemein definiert werden. Um das Gesamtbild zu formen und die Oberfläche vollständig zu definieren, müssen die Blickwinkel aller Disziplinen berücksichtigt werden [Gri01].

Eine Oberfläche kann z.B. als eine Grenze zwischen einem Bauteil und seiner Umgebung definiert werden. Ein bestimmtes Teil, das zu einem mechanischen System gehört, hat mehrere Oberflächen. Einige Oberflächen haben mechanischen Kontakt mit einem anderen Bauteil, während andere Oberflächen mit Stoffen aus dem Umgebungsmilieu oder einem Vakuum in Berührung kommen. Infolgedessen ist die Spezifikation für jede Oberfläche je nach ihrer Funktion unterschiedlich [RHV08; Sch+20]:

- Mechanische Funktion: z.B. tragen einer mechanischen Last
- Thermische Funktion: z.B. Warmfestigkeit oder Wärmeleitfähigkeit
- Tribologische Funktion bzw. Interaktion mit anderen Oberflächen: z.B. Dichtigkeit, Reib-\Rollwiderstand
- Optische Funktionen: z.B. Lichtreflexion
- Strömungsfunktionen: z.B. Beeinflussung des Strömungszustands

Die Randzone (Synonym: Randschicht) beschreibt den Bereich zwischen der bearbeiteten Oberfläche und dem unveränderten Grundmaterial des Werkstücks. In dieser Definition wird die oben beschriebene Oberfläche der Randzone zugeordnet. Der Randschichtzustand (Synonym: Randschichteigenschaften) kann durch technologische, physikalische oder chemische Charakteristika beschrieben werden. Diese Charakteristika können z.T. durch chemische und physikalische Größen direkt beschrieben werden. Einige technologische Charakteristika sind nicht direkt messbar und werden über Hilfsgrößen beschrieben z.B. Rauheit oder Härte [Sch+20].

Der Begriff Surface Integrity (SI) wurde von *Field* und *Kahles* 1964 eingeführt, als Mittel zur Bestimmung des Zustands der Oberfläche in Bezug auf die voraussichtliche Leistungsfähigkeit. Der Begriff wurde von ihnen definiert als „Die

inhärente oder verbesserte Beschaffenheit einer Oberfläche, die durch eine maschinelle Bearbeitung oder einen anderen oberflächenerzeugenden Vorgang entsteht“ [FK64].

Heute beschreibt SI die geometrischen und stofflichen Randzoneneigenschaften, die für die Funktionseigenschaften eines Bauteils relevant sein können. Der Begriff SI lässt sich vereinfacht in die zwei zuvor beschriebenen Bereiche unterteilen: Zum einen, die äußeren Aspekte z.B. die Topografie, Textur, Oberflächenbeschaffenheit und die chemische Reaktion mit der Umgebung und zum anderen die inneren, unter der Oberfläche liegenden Aspekte, dazu gehören die mechanischen Eigenschaften und die der Metallurgie, z.B. Korngröße und Eigenspannung [Gri01; Sch+20]. **Tabelle 2.5** stellt den Einfluss einiger Randzoneneigenschaften auf verschiedene Versagensarten gegenüber.

Tabelle 2.5.: Wechselbeziehung zwischen Versagensarten und Randzoneneigenschaften [RHV08; Gri01; TB80]

Versagensart	Randschichteigenschaften					
	Streckgrenze	Härte	Festigkeit	Eigenspannung	Oberflächengestalt	Mikrorisse
Plastische Verformung	++	++				
Abrasion/Adhäsion		++				
Zerrüttung	+	+	+		+	
Dauerfestigkeit				++	++	++
Kavitation		+				+
Verschleiß		++			+	
Diffusion					+	
Korrosion				+	++	++

++ : signifikanter Einfluss; + : potentieller Einfluss

In der funktionsorientierten Produktion nimmt die SI eine zentrale Rolle ein. Daher ist die SI Inhalt zahlreicher aktueller Forschungsprogramme. Im Januar 2008 wurde die *CIRP's Collaborative Working-Group (CWG) on Surface Inte-*

grity and Functional Performance of Components gegründet, welche in einer groß angelegten Ringstudie experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Surface Integrity bei abtragenden Prozessen durchführte [Jaw+11].

Im DFG SPP 2086 *Oberflächenkonditionierung in der Zerspanung* ist das Ziel der 23 beteiligten Institute mittels in-process Messungen Softsensoren für verschiedenste Zerspanprozesse zu entwickeln. Mit diesen Softsensoren sollen zum einen das Wissen über die Prozesse vergrößert werden und zum anderen verschiedenste dynamische Vorsteuerungen bzw. -regelungen der Prozesse realisiert werden, um Bauteile mit definierter Gestalt und eingestelltem Randschichtzustand zu fertigen [Sta+21].

Weitere nationale und internationale Forschungsprojekte sind:

- Sonderforschungsbereich SFB/TRR 136 *Funktionsorientierte Fertigung auf der Basis charakteristischer Prozesssignaturen* [Kar+22]
- Schwerpunktprogramm SPP 2013 *Gezielte Nutzung umformtechnisch induzierter Eigenspannungen in metallischen Bauteilen*[Vol+21]
- Schwerpunktprogramm SPP 2183 *Eigenschaftsgeregelten Umformprozessen* [Roz+23]
- EU-CORDIS ISTRESS *Prestandardisation of incremental FIB micro-milling for intrinsic stress evaluation at the sub-micron scale* [Seb+17]
- EU-CORDIS EASI-STRESS *European Activity for Standardization of Industrial residual STRESS characterization* [Roy+22]

2.3.1. Surface Integrity in der Zerspanung

In Zerspanungsprozessen wird durch eine Kombination von mechanischen und thermischen Belastungen die Randschicht eines Bauteils beeinflusst. Das thermo-mechanische Belastungskollektiv wird durch die Zerspanungsparameter beeinflusst, z. B. führt eine höhere Schnittgeschwindigkeit zu erhöhten Prozesstemperaturen, während die Prozesskräfte aufgrund der thermischen Entfestigung gleich bleiben oder abnehmen. Im Gegensatz zur Schnittgeschwindigkeit erhöhen Vorschub und Werkzeugverschleiß die Prozesskräfte und damit die mechanische Oberflächenbelastung, während die Prozesstemperaturen durch Reibungswärme ansteigen. Daher sollte der durch den Fertigungsprozess entstandene Randschichtzustand in metallischen Werkstoffen bekannt sein [Sch+20; Sil20].

Tabelle 2.6 stellt einige Oberflächen- und Randzonenveränderungen in Abhängigkeit verschiedener Werkstoffe und der geometrischen Bestimmtheit der Schneide gegenüber.

Tabelle 2.6.: Übersicht der Oberflächenveränderung einiger spanender Produktionsmethoden [Pau+08]

Werkstoff	Drehen und Fräsen	Schleifen
nicht härtpbarer Stahl	R PV R&F	R PV –
<i>C 15</i>		
härtpbarer Stahl	R PV R&F MB M AM	R PV – MB M AM
<i>40 CrNiMo 7</i>		
Werkzeugstahl	R PV R&F MB M AM	R PV – MB M AM
<i>X 155 CrVMo 12-1</i>		
nichtrostender Edelstahl (martensitisch)	R PV R&F MB M AM	R PV – MB M AM
<i>X 10 Cr 13</i>		
nichtrostender Edelstahl (austenitisch)	R PV R&F	R PV –
<i>X 3 CrNiN 17-8</i>		
nichtrostender Sonderedelstahl	R PV R&F AS	R PV – AS
<i>X 5 CrNiCuNb 17-4</i>		
martensitisch härtpbarer (18%Ni) Stahl	R PV KA R&F AS	R PV KA – AS
<i>maragin steel, grade 250</i>		

Ni-Co-Legierung	WBZ	WBZ
<i>Inconel 718</i>	R	R
<i>Rene 41</i>	PV	PV
<i>HS 31</i>	R&F	–
<i>IN-100</i>	MB	MB
Titanlegierung	WBZ	WBZ
	R	R
<i>Ti-6Al-4V</i>	PV	PV
	R&F	–
hitzebeständige Legierungen	R	R
<i>TZM</i>	PV	PV
	R&F	–

R : Oberflächenrauheit	AM : Angelassener Martensit
PV : Plastische Verformung	AS : Anlasssprödigkeit
R&F : Risse und Faltungen	KA : Karbidauflösung
MB : Mikrobrüche	: Austenitrückwandlung
M : Martensit	WBZ : Wärmebeeinflusste Zone

2.3.2. Untersuchungen zur SI beim (BTA-)Tiefbohren

Wie einleitend erwähnt, wurden Bohrungen und Tiefbohrungen nur selten, im Gegensatz zu anderen Zerspanungsprozessen, hinsichtlich der Randzoneneigenschaften untersucht oder die Prozesse dahingehend optimiert. Gründe hierfür waren [RHV08]:

- Die Prozesssicherheit in Verbindung mit der Bohrungsgestalt wurden priorisiert.
- Die Oberflächen wurden nicht als kritisch eingestuft, besonders bei geringen Durchmessern.
- Die Oberflächen waren nicht zugänglich.
- Eine Analyse der gesamten Bohrungsqualität war nur mit einer zerstörenden Prüfung möglich.
- Nachbearbeitungsverfahren wurden entwickelt und eingesetzt um die Bohrungsoberfläche zu konditionieren.

Der Begriff der Bohrungsqualität wird häufig verwendet, um die Güte von Bohrungen zu beschreiben und zu bewerten. In **Abbildung 2.12** wird der Begriff der Bohrungsqualität in die Unterkategorien Bohrungsgeometrie (Synonym: Bohrungsgestalt) und Oberflächenbeschaffenheit aufgeteilt. Die Oberflächenbeschaffenheit kann für die weitere Diskussion vereinfacht mit dem Begriff der Surface Integrity (SI) gleichgesetzt werden, vgl. Kapitel 2.3.

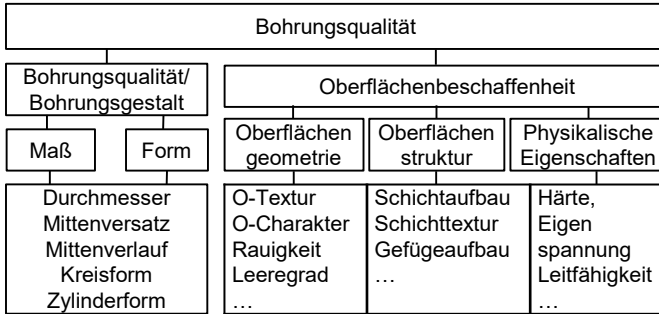


Abbildung 2.12.: Einteilung der Surface Integrity innerhalb der Bohrungsqualität [FB23]

In den 1980er Jahren wurden die ersten Untersuchungen bezüglich der Oberflächenbeschaffenheit/SI von BTA tiefgebohrten Proben durchgeführt. In den Arbeiten von *Fuß* und *Griffiths* wird der entstehende Bohrungsgrund mithilfe einer Bohrunterbrechungsvorrichtung untersucht. Durch den Führungsrückstand konnte der Bohrungsgrund in zwei Bereiche unterteilt werden. Ein Bereich, der nur von der Schneide beeinflusst wurde und ein Bereich, der von Außenschneide und Führungsleiste konditioniert wurde. Beide Bereiche weisen eine deutlich höhere Härte in der Randzone, als das Grundgefüge auf. Laut *Fuß* erzeugt die Konditionierung durch die Führungsleiste eine höhere Härte in der Randzone als es für den konventionellen gehärteten Zustand des Werkstoffs üblich ist [Fuß86]. Aus den Arbeiten lässt sich **Abbildung 2.13** ableiten, in der die zweistufige Konditionierung der Bohrungsfläche dargestellt ist.

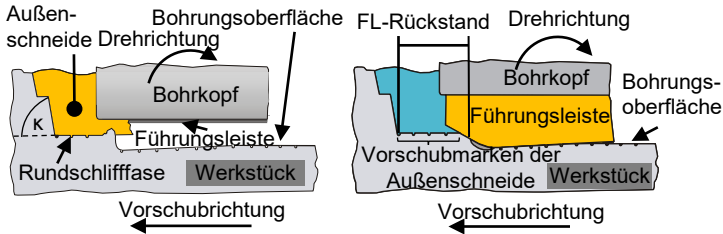


Abbildung 2.13.: Konditionierung der Bohrungs Oberfläche durch die Außenschneide und Führungsleiste(n), nach Fuß und Griffiths [Fuß86; GG85]

Fuß und *Griffith* sind ebenfalls die ersten Autoren, die von „weißen Schichten“ beim BTA-Tiefbohren berichten. Diese weißen Schichten weisen eine sehr hohe Härte auf und lassen sich nicht lichtmikroskopisch auflösen, daher erscheinen sie weiß. Beide konnten ebenfalls die drei charakteristischen Oberflächenstrukturen identifizieren, die beim BTA-Prozess entstehen können. Diese Oberflächenstrukturen sind in **Abbildung 2.14** schematisch dargestellt [Fuß86; GG85].

Ramakrishna und *Shunmugam* konnten die zweistufige Konditionierung der Oberfläche ebenfalls in ihren Untersuchungen nachweisen. Des Weiteren konnte ein Zusammenhang von höheren Härtewerten mit höheren Schnittgeschwindigkeiten gezeigt werden. Eigenspannungsmessungen zeigten, dass durch die Konditionierung der Schneide Zugeigenspannungen in die Oberfläche eingebracht wurden, die mit steigender Schnittgeschwindigkeit steigen. Nach dem Glätten und Einebnen durch die Führungsleiste(n) wurden in der Randzone Druckeigenspannungen nachgewiesen. Die Druckeigenspannungen durch die Führungsleisten wurden ebenfalls mit steigender Schnittgeschwindigkeit größer [RS87].

Abrahams setzte Führungsleisten mit angepasster Mikro- und Makrogestalt beim Bohren von X5CrNi18-10 ein. Unter anderem wurde der Führungsleistenradius in Umgangsrichtung verringert. Des Weiteren wurde anstelle der charakteristischen Fase im Einlaufbereich ein Radius genutzt. Die Mikrogestalt der Führungsleisten wurde durch das Kurzhub-Außen-Rundhonen, ugs. „Mikrofinishen“ oder „Superfinishen“ genannt, angepasst. Er konnte in der Randschicht eine Erhöhung der Mikrohärtigkeit durch Kaltverfestigung und eine deutliche plastische Verformung der Randzone nachweisen [Abr17].

Li konnte die ursprünglichen Ergebnisse von *Fuß* und *Griffith* beim BTA-Tiefbohren von SA-508-Gr. 3, einem Stahl für Hochdruckanwendungen in Kernkraftwerken, bestätigen. Die Dicke der beeinflussten Randschicht wird mit $s \approx 130 \mu\text{m}$ angegeben. Die Abhängigkeit der Druckeigenspannung von der

Schnittgeschwindigkeit wurde ebenfalls nachgewiesen. Vorschub und Bohrtiefe hatten keinen eindeutigen Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen [Li+23b].

Durch Elektronenrückstreubeugung (EBSD)-Messungen war es *Li* möglich, hochauflösende Rasterelektronenmikroskop (REM)-Bilder der Bohrungsrandzone aufzunehmen. Die konditionierten Oberflächen zeigten zwei Verformungsbereiche, eine rekristallisierte Schicht und plastische Deformationsschicht. Der Gradient des Gefüges wird durch die Schnittgeschwindigkeit und den Vorschub erheblich beeinflusst. Mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs nimmt die Dicke des gesamten Verformungsbereichs zu [Li+23a].

In Abbildung 2.14 sind die Erkenntnisse der vorangegangenen Untersuchungen auf Grundlage der drei charakteristischen resultierenden Oberflächentopographien beim BTA-Tiefbohren dargestellt. Hinzugefügt wurde eine Mikrostruktur mit einem Gefügegradienten in Richtung Oberfläche. Eigenspannungen und Mikrohärtigkeit sind qualitativ dargestellt. White Etching Layer (WEL) die „weißen Schichten“ sind angedeutet.

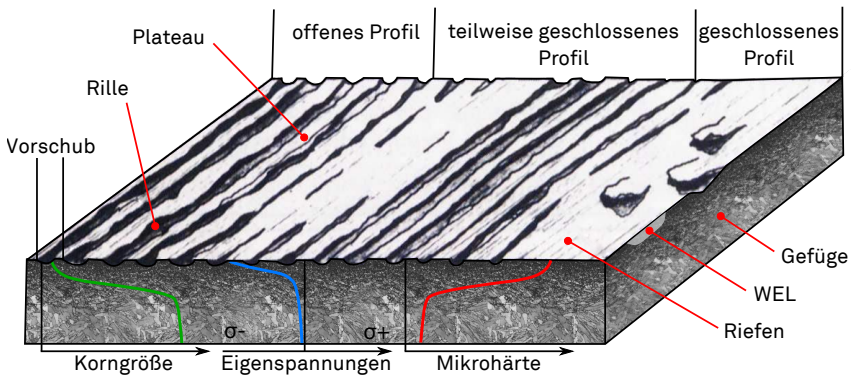


Abbildung 2.14.: Schematische Darstellung der SI einer Bohrungsrandzone nach einem (BTA-)Tiefbohrprozess, nach Fuß und Nickel [Fuß86; GG85; Nic23]

Baak und *Nickel* untersuchten die SI von ELB-Tiefgebohrten ($D_B = 5$ mm) Proben auf 42CrMo4+QT. Es konnten die gleichen Effekte wie beim BTA-Tiefbohren identifiziert werden. Zusätzlich wurde die Kühlstrategie variiert, was einen signifikanten Einfluss auf die Bildung von WEL gezeigt hat. Durch die

Korrelation von klassischen Analysemethoden für die SI mit mikromagnetischen Analysemethoden, war es den Autoren möglich, die SI von tiefgebohrten Proben zerstörungsfrei zu charakterisieren und diese Proben im Anschluss in Ermüdungstests auf ihre Dauerfestigkeit zu untersuchen. Proben mit WEL zeigten dabei ein anderes Ermüdungsverhalten als Proben ohne WEL. Das magnetische Verhalten der Proben hat sich während der Ermüdungsuntersuchungen ebenfalls geändert und konnte mittels magnetischen Barkhausenrauschen MBR und der Wirbelstromprüfung versuchsbegleitend und zerstörungsfrei analysiert werden [Baa23; Baa+23; Nic23].

2.3.3. Modellierung und Simulation von Tiefbohrprozessen

Die Modellierung und Simulation des (BTA)-Tiefbohrprozesses befasst sich in der Regel mit der thermomechanischen Belastung an der/den Schneide(n) und/oder Führungsleisten, dem dynamischen Verhalten des Werkzeugsystems oder der resultierenden Gestalt der Bohrung. Die Analyse dieser Merkmale und Eigenschaften ist aufgrund der Unzugänglichkeit der Bohrung nicht trivial. Aus diesem Grund konzentrieren sich einige Forschungsprojekte auf die Entwicklung von Simulationsmodellen von Tiefbohrprozessen, um die Prozesssicherheit zu erhöhen und kostspieligen Ausschuss zu reduzieren.

Bruchhaus nutzte die Finite Elemente Methode (FEM), um das Spannungsverhalten für verschiedene Führungsleistenformen zu analysieren. Die Simulation zeigte, dass eine abgerundete Führungsleistenstirnseite vorteilhaft ist. Außerdem simulierte *Bruchhaus* die Verformung des Bohrkopfes unter Belastung und erklärte damit die gemessenen Überschreitungen der Durchmesser toleranzen [Bru01]. *Biermann et al.* entwickelten ein Simulationsmodell auf der Basis eines diskreten Volumenmodells für das BTA-Tiefbohrverfahren. Mit dieser Simulation war es möglich, den Querschnitt der Bohrung zu berechnen. Mit diesen Querschnitten kann eine Bohrungsoberfläche für eine Analyse der dynamischen Störungen wie Rattern und Drall erzeugt werden [BSW09].

Weinert et al. erarbeiteten ein Finite Elemente Analyse (FEA) Modell zur Berechnung der Strukturmechanik des BTA-Werkzeugsystems einschließlich der Dämpfungswirkung der Stopfbuchse am BOZA (vgl. Abb 2.4). Das Modell wurde mit experimentellen Daten validiert, die eine Korrelation zwischen der Bohrtiefe und den modalen Dämpfungskoeffizienten zeigten [WWP05].

Simulationen zur Surface Integrity bei Tiefbohrverfahren wurden in der Vergangenheit nur selten untersucht. In neueren Forschungsarbeiten zur Surface integrity sind verstärkt Modellierungs- und Simulationsmethoden zum Einsatz gekommen. *Huang et al.* entwickelten ein analytisches 3D-Modell auf der Grund-

lage der Eigendehnungstheorie zur Berechnung des Eigenspannungszustands in der Oberflächenrandzone von BTA-Bohrproben. Des Weiteren konnten beide Mechanismen der Konditionierung der Oberfläche, an der Schneide und der Führungsleiste, modelliert werden. Der Eigenspannungszustand konnte qualitativ in der Bohrungsrandzone vorhergesagt werden [Hua+21].

Wegert et al. verwendeten FEM-Simulationen, um die Spanbildung beim ELB-Tiefbohren vorherzusagen. Außerdem wurde die thermische Belastung an der Schneidkante berechnet und mit experimentell ermittelten Werten validiert. Die Bohrungsrandzone zeigte in den Simulationen große Verformungen was unter anderem dazu geführt hat, dass hohe Druckeigenspannungen berechnet wurden [Weg+20b]. In weiteren Forschungsarbeiten implementierten *Guski et al.* die Coupled-Eulerian-Lagrangian (CEL)-Methode für den zuvor genannten Tiefbohrprozess. Sie waren in der Lage, den ELB-Prozess in 3D mit realistischen Parametern zu modellieren. Aufgrund des Weglassens des Kühlmittels in den Simulationen wurden einige Abweichungen von den experimentell gemessenen Größen beobachtet [Gus+22].

3. Motivation und Zielsetzung

Im Kontext der funktionsorientierten Produktion ist die Surface Integrity (SI) von entscheidender Bedeutung für die Funktionsfähigkeit und Leistungsfähigkeit der hergestellten Bauteile. Durch die Forderung nach immer effizienteren Prozessen z.B. in Turbinen, werden diese Bauteile immer größeren Belastungen ausgesetzt, bei gleichbleibenden oder steigenden Anforderungen an Lebensdauer und Sicherheit. BTA-tiefgebohrte Komponenten sind dabei häufig besonders sicherheitsrelevant, hoch belastet, ressourcen- und kostenintensiv. Beispiele finden sich in der Luft- und Raumfahrt z.B. Flugzeuglandebeine, in der Offshoreindustrie als Schwerstangen oder Wärmetauscher in der chemischen Industrie. Des Weiteren werden das BTA-Verfahren und verwandte Tiefbohrverfahren aufgrund der hohen Produktivität und vorteilhaften Oberflächenintegrität immer häufiger außerhalb der typischen l_B/D_B -Verhältnisse, für die die Verfahren ursprünglich entwickelt wurden, eingesetzt. Eine thermische oder mechanische Nachbearbeitung der Bauteile bzw. der Bohrungen ist in der Regel fester Bestandteil der Prozessroute zur Sicherstellung der gewünschten Oberflächenintegrität in der Bohrungsrandzone. Diese Nachbehandlung wird häufig durchgeführt ohne quantifizierbares Wissen über den Zustand der SI in der Bohrungsrandzone nach dem BTA-Tiefbohrprozess.

Hieraus ergibt sich die Zielsetzung dieser Arbeit: Die gezielte Erweiterung des Prozesswissens über die Oberflächenkonditionierung der Bohrungsrandzone im BTA-Tiefbohrprozess. Das Vorgehen, um dieses Prozesswissen zu erlangen und nutzbar zu machen, ist in **Abbildung 3.1** dargestellt. Der Zusammenhang zwischen Prozess, (Mikro-)Struktur und den resultierenden Eigenschaften der Oberfläche ist maßgeblich, um das Verständnis der Oberflächenkonditionierung im BTA-Tiefbohrprozess zu ermöglichen und zu quantifizieren.

Prozesseitig soll durch in-process-Messungen das thermomechanische Belastungskollektiv am Bohrkopf analysiert werden. Der Einfluss der Außenschneide und der Führungsleiste soll in Analogieversuchen separiert werden. Die Prozessdynamik wird in Abhängigkeit der eingestellten Prozessstellgrößen aufgenommen, analysiert und mit verfügbaren Schwingungsmodellen verglichen.

3. Motivation und Zielsetzung

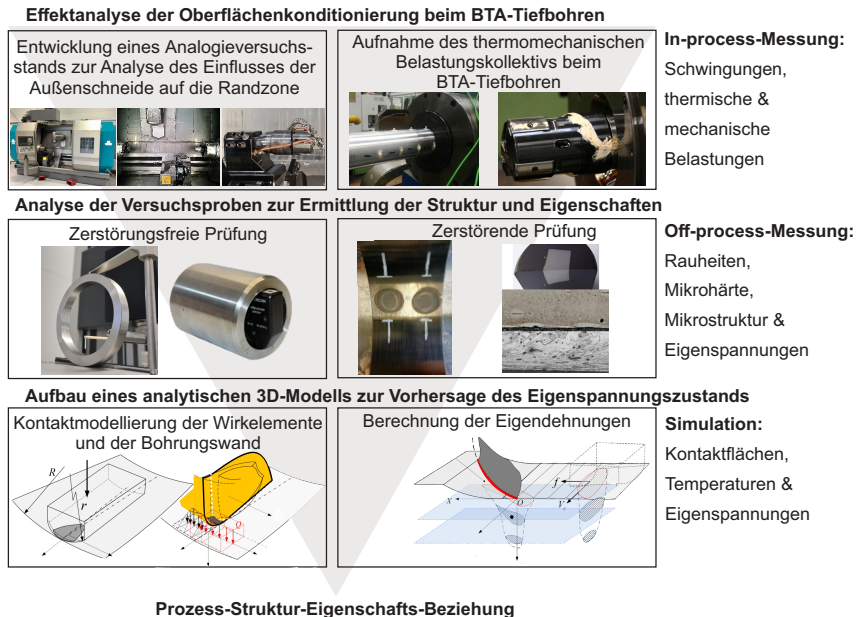


Abbildung 3.1.: Untersuchungen zur Oberflächenkonditionierung beim BTA-Tiefbohren

Werkstückseitig werden überwiegend off-process-Messungen und metallographische Analysen durchgeführt. Hierbei wird die entstehende Mikrostruktur der Randzone mit den Prozessstellgrößen und dem daraus resultierenden Lastkollektiv sowie dem Schwingungszustand korreliert. Nachfolgend werden die Eigenschaften der Oberfläche z.B. Eigenspannungen und Mikrohärte analysiert. Um das Prozesswissen effizient nutzbar zu machen, wird ein analytisches Simulationsmodell zur Vorhersage der resultierenden Randzonenintegrität entwickelt. Mit einem solchen Modell besteht die Möglichkeit, vor dem Prozess Vorhersagen zu den Randzoneneigenschaften zu generieren. Hierdurch können erforderliche Nachbearbeitungsschritte gezielter eingesetzt, oder im besten Fall, eingespart werden.

Durch die wechselseitige Verknüpfung der Simulation mit dem gewonnen Prozesswissen aus der Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung kann ein Kreislauf aufgebaut werden. Dieser Kreislauf ist in **Abbildung 3.2** dargestellt.

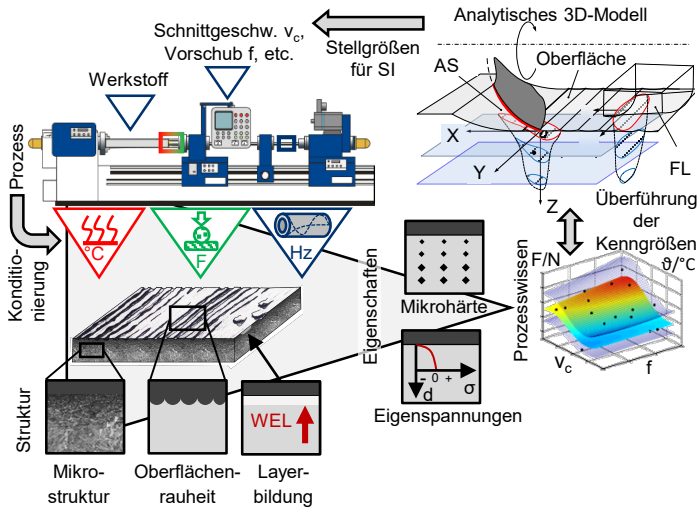


Abbildung 3.2.: Prozess-Struktur-Wechselwirkung beim BTA-Tiefbohren

Das Prozesswissen kann dazu genutzt werden, um die Simulation und das Modell zu validieren. Umgekehrt kann die Simulation dazu genutzt werden das Prozesswissen innerhalb und außerhalb der bekannten Prozessgrenzen zu erweitern. Daraus lassen sich Stellgrößen für den Prozess ableiten, um eine gewünschte Eigenschaft zu erzeugen, oder unerwünschte Eigenschaften zu vermeiden. Mit diesem Vorgehen können beim BTA-Tiefbohren kosten- und ressourcenintensive Vorversuche sowie Ausschussproduktion reduziert werden.

4. Experimentelle Randbedingungen

In diesem Kapitel werden die Werkstoffe und Betriebsmittel zur Durchführung der Untersuchungen beschrieben. Zu den wichtigsten Betriebsmitteln zählen die Maschinen und die Werkzeuge in. Die eingesetzten Mess- und Analysemethoden werden in **Kapitel 5** vorgestellt.

4.1. Versuchswerkstoffe

Im Zuge der Untersuchungen wurden zwei unterschiedliche Stahlwerkstoffe betrachtet. Bei dem ersten Werkstoff handelt es sich um einen niedriglegierten Vergütungsstahl 42CrMo4+QT in vergütetem Zustand. Diese Stahllegierung wird unter anderem im Automobil- und Flugzeugbau für Komponenten, die eine hohe Zähigkeit erfordern, eingesetzt [Klo18; KK08].

Tabelle 4.1.: Werkstoffeigenschaften von 42CrMo4+QT

Eigenschaft	42CrMo4+QT
Werkstoffnummer	: 1.7225 / AISI 4140
Dichte ρ	: 7,72 g/cm ³
Dehngrenze $R_{p0,2}$: 879 N/mm ²⁽¹⁾
Streckgrenze R_{eH}	: 891 N/mm ²⁽²⁾
Zugfestigkeit R_m	: 978 N/mm ²⁽¹⁾ ; 992 N/mm ²⁽²⁾
Bruchdehnung A_5	: 17,9 % ⁽¹⁾ ; 21 % ⁽²⁾
Härte nach Brinell HB	: 294 HB ⁽¹⁾ ; 313 HB ⁽²⁾
Austenitisierungstemp. ϑ	: $> A_{C3} = 780\text{ °C}$
Härtetemperatur ϑ_h	: $> A_{C3}$ ⁽¹⁾ ; 880 °C ⁽²⁾
Haltezeit t_h	: 105 min ⁽¹⁾ ; 13 min ⁽²⁾
Anlasstemperatur ϑ_a	: 640 °C ⁽¹⁾ ; 680 °C ⁽²⁾
Haltezeit t_h	: 205 min ⁽¹⁾ ; 25 min ⁽²⁾

^{1,2} Den Prüfergebnissen der verwendeten Chargen entnommen

Die chemische Zusammensetzung des niedriglegierten Vergütungsstahls ist in **Tabelle 4.2** dargestellt. Molybdän (Mo) verbessert die Härtebarkeit und verringert die Anlasssprödigkeit. Das Element Chrom (Cr) kann die Dehnung verringern, wodurch sich die Verschleißfestigkeit des Stahls erhöht [Klo18; KK08].

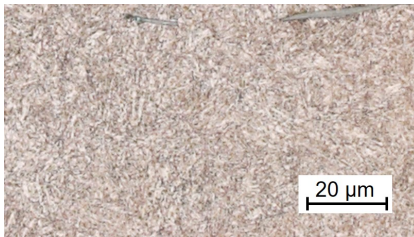
4. Experimentelle Randbedingungen

Tabelle 4.2.: Chemische Zusammensetzung von 42CrMo4+QT
(Angaben in Masse-%)

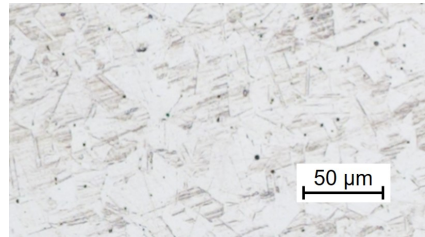
Element	C	Mn	Si	Cr	Mo	Cu	S
Min.	0,38	0,60	0,10	0,90	0,15	-	-
Charge 1	0,43	0,74	0,29	1,05	0,22	0,07	0,021
Charge 2	0,42	0,77	0,24	1,05	0,19	0,22	0,024
Max.	0,45	0,90	0,40	1,20	0,30	0,40	0,035

In **Abbildung 4.1a** ist das Gefüge des Versuchswerkstoffes 42CrMo4+QT dargestellt. Es handelt sich um ein charakteristisches feinkörniges und nadelförmiges Vergütungsgefüge.

Der zweite eingesetzte Werkstoff ist der rostfreier Edelstahl X2CrNi18-9 im lösungsgeglühten Zustand nach ASTM. Aufgrund der hohen Korrosionsbeständigkeit und guten Verarbeitungseigenschaften findet er in zahlreichen Gebieten Anwendung, wie zum Beispiel der Lebensmittelindustrie, der petrochemischen- bzw. Erdölindustrie oder dem Schiffsbau. **Abbildung 4.1b** zeigt das austenitische Gefüge des rostfreien Edelstahls. Als Austenit wird der γ -Mischkristall des Eisens bezeichnet. Karbidausscheidungen an den Korngrenzen, die Ausbildung von Zwillings Ebenen und geringe Anteile von δ -Ferrit sind charakteristisch für diesen Werkstoff.



(a) Gefügeschliff des Vergütungsstahls
42CrMo4+QT



(b) Gefügeschliff des Edelstahls
X2CrNi18-9

Abbildung 4.1.: Gefügequerschliffe der eingesetzten Versuchswerkstoffe

Durch Kaltverformung lassen sich die Festigkeitskennwerte, siehe **Tabelle 4.3**, teilweise signifikant erhöhen. Jedoch neigt der Werkstoff zur Bildung von verformungsinduzierten Martensit, wodurch die Dehnung stark abnimmt [Klo18; KG08].

Tabelle 4.3.: Werkstoffeigenschaften von X2CrNi18-9

Eigenschaft	X2CrNi18-9
Werkstoffnummer	: 1.4307 / AISI 304L
Dichte ρ	: 7,9 g/cm ³
Dehngrenze $R_{p0,2}$: 260 N/mm ²⁽¹⁾
Zugfestigkeit R_m	: 599 N/mm ²⁽¹⁾
Bruchdehnung A_5	: 57 % ⁽¹⁾
Härte nach Brinell	: 161 HB ⁽¹⁾
Lösungsglühtemperatur ϑ_l	: 1.100 °C ⁽¹⁾

¹ Dem Prüfzeugnis der verwendeten Charge entnommen

Die chemische Zusammensetzung der Legierung ist in **Tabelle 4.4** dargestellt. Durch den Nickelanteil in der Legierung wird die Austenitphase stabilisiert. Dadurch ist der Werkstoff nicht magnetisch. Dieser Werkstoff ist vergleichbar mit dem bekanntesten rostfreien Werkstoff X5CrNi18-10, welcher unter dem umgangssprachlichen Namen *V2A* bekannt ist. Lediglich der geringere maximale Kohlenstoffanteil unterscheidet den X2CrNi18-9 vom X5CrNi18-10. Durch den reduzierten Kohlenstoffanteil wird die Bildung von Chromkarbiden bei Temperaturen zwischen $\vartheta = 450 \dots 850$ °C, wie sie z.B. beim Schweißen auftreten können, reduziert. Durch die Bildung von Chromkarbiden können sog. chromverarmte Zonen im Gefüge entstehen, wodurch sich die Anfälligkeit für interkristalline Korrosion erhöht [vW01].

Tabelle 4.4.: Chemische Zusammensetzung von X2CrNi18-9
(Angaben in Masse-%)

Element	C	Mn	Si	Cr	P	Ni	S
Min.	-	-	-	17,50	-	8,00	-
Charge	0,01	1,7	0,24	18,15	0,028	8,13	0,026
Max.	0,03	2,0	1,0	19,50	0,045	10,5	0,03

4.2. Versuchsmaschinen

In diesem Abschnitt werden die Versuchsmaschinen für die BTA-Tiefbohrversuche und die Analogieversuche beschrieben.

4.2.1. Die BTA-Tiefbohrmaschine

Für die Durchführung der BTA-Tiefbohrexperimente wurde die *Giana GGB 560 CNC* des Unternehmens *Giuseppe Giana S.p.A. (Mailand, Italien)*, eine horizontale BTA-Tiefbohrmaschine genutzt. Durch die Werkstück- und Werkzeugspindel kann der BTA-Prozess mit rotierendem Werkstück oder rotierendem Werkzeug durchgeführt werden. BTA-Bohren mit drehendem Werkstück und Werkzeug im Gleich- und Gegenlauf ist ebenfalls mit der Maschine möglich. Die wichtigsten Kenndaten der Maschine sind in **Abbildung 4.2** abgebildet.



Abbildung 4.2.: Die Versuchsmaschine Giana GGB 560 CNC

Die maximale Spindeldrehzahl beträgt $n = 1.600 \text{ 1/min}$ bei einer Maschinengesamtlänge $l_{Ges} = 11.900 \text{ mm}$. Um während des Bohrprozesses eine ausreichende Versorgung mit Kühlschmierstoff (KSS) zu gewährleisten besitzt die Maschine eine leistungsfähige Pumpenanlage. Die Pumpenanlage liefert einen stufenlos einstellbaren Volumenstrom von $\dot{V} = 40..600 \text{ L/min}$ bei einem maximalen Druck

von $p = 40$ bar. Als Kühlschmierstoff kommt das Tiefbohröl *Berucut RMO TC 22* der Firma *Bechem (Hagen)* zum Einsatz. Damit das Tiefbohröl zur Wirkstelle gelangt, besitzt die Maschine einen Bohrölzuführapparat (BOZA). Für das Abdichten wird zwischen Bohrrohr und BOZA eine Stopfbuchse verwendet. Zwischen Werkstück und BOZA wird diese Aufgabe durch eine konische Werkstückaufnahme und einer Fase am Werkstück erfüllt. Dabei müssen die Steigungen der Fase und der konischen Werkstückaufnahme unterschiedlich sein [FB23].

4.2.2. Drehfräszentrum

Die Analogieversuche (**Kapitel 6**) wurden auf dem Drehfräszentrum *INDEX G250* der Firma *INDEX-Werke GmbH & Co. KG Hahn & Tessky (Esslingen)* durchgeführt, das in **Abbildung 4.3** dargestellt ist.

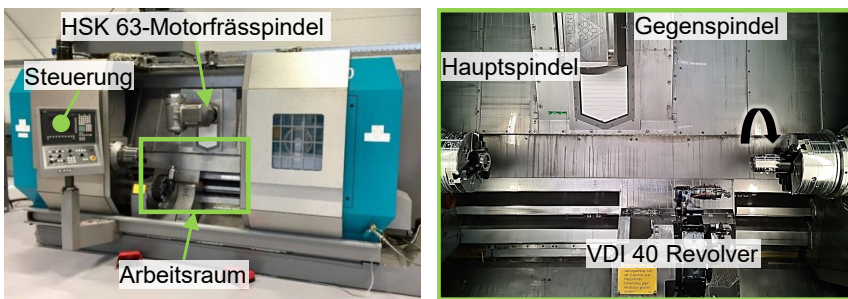


Abbildung 4.3.: Die Versuchsmaschine INDEX G250

Die Maschine besteht aus einer Haupt- und einer Gegenspindel, einer Frässpindel und einem VDI 40 Sternrevolver, die alle während der Versuche verwendet wurden. Bei der Steuerung handelt es sich um eine *Siemens Sinumerik 840D Powerline*, welche eine Mehrkanalprogrammierung ermöglicht. Die Gegenspindel kann wahlweise als Reitstock genutzt werden. Zusammen mit einer Lünette am Revolver ist die Bearbeitung von langen Bauteilen möglich. Beide Spindeln können als steuerbare Rundachsen genutzt werden und ermöglichen damit eine Komplettbearbeitung von Bauteilen und komplexe 5-Achs-Operationen mit der hydrostatisch gelagerten Motorfrässpindel. Des Weiteren sind sämtliche Plätze am Werkzeugrevolver angetrieben, wodurch simultane Dreh- und Fräsoperationen möglich sind. Eine angetriebene Schleifeinheit im Revolver ermöglicht zusätzlich

4. Experimentelle Randbedingungen

eine Feinstbearbeitung von Bauteiloberflächen. Die wichtigsten Kenndaten zur Maschine sind in **Tabelle 4.5** zu finden.

Tabelle 4.5.: Kenndaten der INDEX G250

Antriebsleistung der Haupt- Gegenspindel			
bei 100%/40% ED	P	=	44/60 kW
max. Drehzahl	n	=	3,500 1/min
max. Drehmoment	M	=	400...600 N m
max. Drehdurchmesser	D	=	560 mm
max. Werkstücklänge	l	=	1.400 mm
Motorfrässpindel			
Leistung	P	=	27,5 kW
Drehmoment	M	=	75...115 N m
Drehzahl	n	=	12.000 1/min
max. Kühlmitteldruck	p	=	80 bar

4.3. Versuchswerkzeuge

Sowohl für die Tiefbohrversuche, als auch für die Analogieversuche für den Einfluss der Außenschneide wurde der BTA-Vollbohrkopf *botek Typ 12* der Firma *botek Präzisionsbohrtechnik GmbH (Riederich)* aus **Abbildung 4.4** eingesetzt. Der Bohrkopf hat einen Durchmesser von $D = 60$ mm.

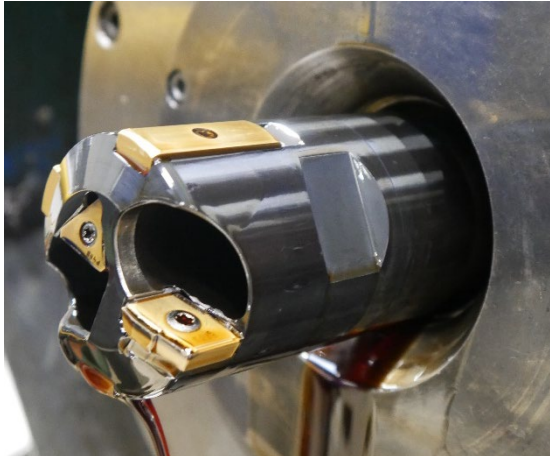


Abbildung 4.4.: Das Versuchswerkzeug Botek Typ 12 auf der Giana GGB 560

Der Bohrkopf ist für das Vollbohren ausgelegt und kann über ein eingängiges BTA-Gewinde auf ein Bohrrohr geschraubt werden. Die Führungsleisten und Schneiden (vgl. Kapitel 2.2) sind verschraubt und auswechselbar. Im Zuge der Untersuchungen konnten so verschiedene Führungsleisten- und Außenschneidenausführungen genutzt werden.




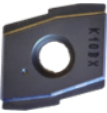
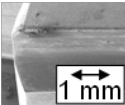
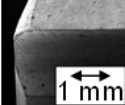
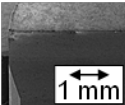
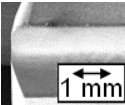
4.3.1. Schneiden- und Führungsleistenausführungen

Tabelle 4.6 zeigt die verschiedenen Wendeschneidplatten aus Hartmetall. Die Wendeschneidplatten unterscheiden sich in Bezug auf die Beschichtung, die Schneidkantenausführung und den Eckenradius. Der Unterschied zwischen den ersten beiden Außenschneiden ist die Beschichtung. Die erste Außenschneide ist mit Titanitrid (TiN) beschichtet, während die zweite Außenschneide unbeschichtet ist. Die Aufnahmen des Rasterelektronenmikroskops (REM) zeigen

4. Experimentelle Randbedingungen

den Eckenradius (r_c) und die abgerundete Schneidkante. Bei den ersten beiden Außenschneiden sind diese beiden Merkmale aufgrund des gleichen Präparationsverfahrens des Herstellers, bestehend aus Schleifen und Strahlen, sehr ähnlich. Die dritte Außenschneide hat den Präparationsprozess nicht komplett durchlaufen und befindet sich im geschliffenen Zustand, im Weiteren „schliffscharf“ genannt. Während die Abmessungen mit den übrigen Wendeschneidplatten nahezu gleich sind, sind Eckenradius und Schneidkantenradius (r_{CE}) kleiner, wie auf dem REM-Bild zu erkennen ist. Die vierte Außenschneide ist mit Aluminium-Titan-Nitrid (AlTiN) beschichtet und für die Zerspaltung von rostfreien Stählen ausgelegt. Die Wendeschneidplatte besteht aus einem K10-Hartmetall, welches aus feineren WC-Körnern, weniger Zusatzkarbiden und weniger Kobalt (Co) besteht als das P25-Hartmetall.

Tabelle 4.6.: Eingesetzte Außenschneiden

				
Hartmetall	P25	P25	P25	K10
Beschichtung	TiN	Keine	Keine	AlTiN
Schichtdicke	≈3 μm	-	-	≈3 μm
Schneidkanten- ausführung	verrundet	verrundet	scharf	verrundet
Schneidkantenra- dius (r_{CE})	≈33 μm	≈30 μm	< 2 μm	≈33 μm
Span- /Freiwinkel	0 °/ 12 °			
Eckenradius (r_c)	0,8 mm	0,8 mm	< 0,1 mm	0,8 mm
REM-Bild				

5. Mess- und Analysemethoden

5.1. Messung der Prozesskräfte am Bohrrohr

Die Kraftsituation am Bohrkopf und Bohrrohr ist bereits in Kapitel 2.2.1 beschrieben worden. Das Bohrmoment (M_B) und die Axialkraft (F_A) sind nicht direkt messbar. Um beide Größen zu bestimmen, muss die aus dem Bohrmoment resultierende Torsion und die aus der Axialkraft resultierende Stauchung des Bohrrohrs ermittelt werden. Torsion und Stauchung sorgen für eine Dehnung des Bohrrohrs. Diese Dehnung wird mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen (DMS), die direkt auf das Bohrrohr geklebt werden, ermittelt. DMS bestehen aus einer Trägerfolie, z.B. aus Polyimid und einer Messgitterfolie, z.B. aus Konstantan. Das Messgitter stellt einen dünnen mäanderförmigen Leiter dar, an dem eine Spannung anliegt. Durch die Verformung des Bohrröhres verformt sich der aufgeklebte DMS proportional mit, dadurch ändern sich Querschnitt und Länge der Messgitter und damit der elektrische Widerstand. Durch die Verschaltung der einzelnen DMS zu einer Wheatstonebrücke und Anlegen einer geringen Gleichspannung lassen sich kleinste Widerstandsänderungen messen, Temperatureinflüsse werden dabei kompensiert. Der Zusammenhang zwischen Dehnung des DMS und der Änderung des elektrischen Widerstands wird vom Hersteller mit dem "k-Faktor" angegeben [Hof; Kei17]. **Abbildung 5.1** zeigt die Messstelle, den Aufbau der Messkette und die DMS mit den Messgittern im Detail.

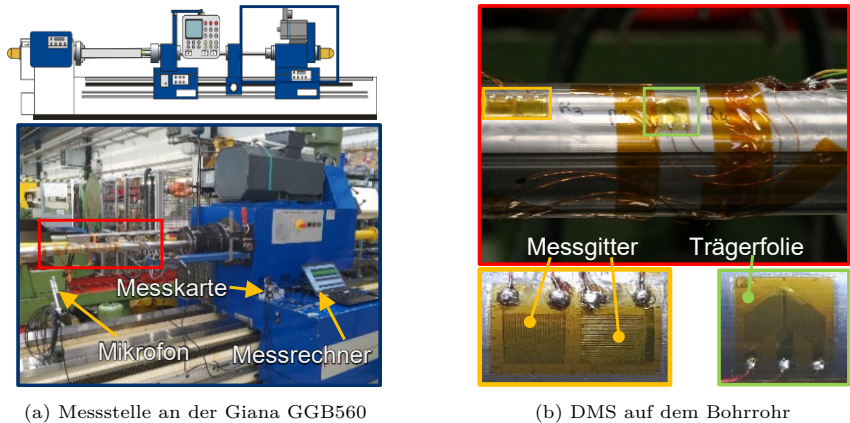
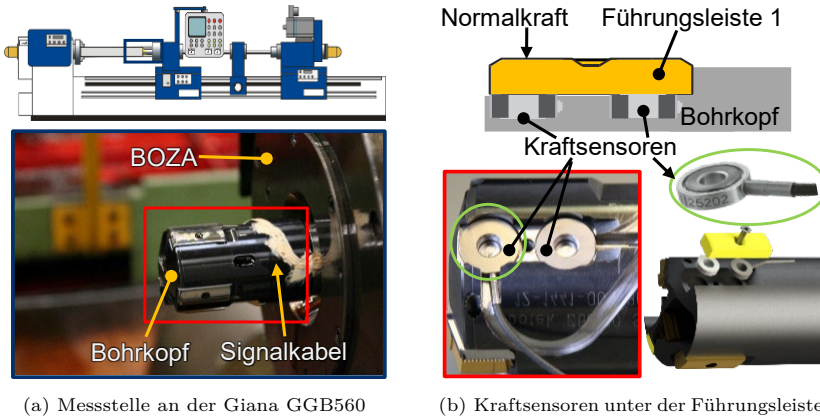


Abbildung 5.1.: Messaufbau zur Ermittlung der Axialkraft (F_A) und des Bohrmoments (M_B) mit Dehnungsmessstreifen (DMS)

Die gemessenen Spannungen werden über die Messkarte NI 9237 im Datenerfassungsmodul CDAQ-9174 der Firma *National Instruments Corporation* an den Messrechner weitergeleitet. Da die Messungen mit einer Abtastfrequenz von bis zu $F_{ab} = 25$ kHz stattfanden, ist eine Analyse der Frequenzen durch den Alias-Effekt auf $F = 12,5$ kHz begrenzt. Zur Einmessung der Dehnungsmessstreifen wurde ein definiertes Drehmoment und eine definierte Axialkraft auf den Bohrkopf aufgebracht, während die Werkzeugspindel arretiert war.

5.2. Messung der Führungsleistennormalkraft

Um Erkenntnisse über die Führungsleistennormalkräfte zu gewinnen, wurde ein modifizierter BTA-Vollbohrkopf vom *Typ 12* der Firma *botek Präzisionsbohrtechnik GmbH* eingesetzt. **Abbildung 5.2 (a)** zeigt den verbauten modifizierten Bohrkopf auf der BTA-Tiefbohrmaschine und den Aufbau und die Positionierung der Kraftsensoren unter der Führungsleiste (**Abbildung 5.2 (b)**).



(a) Messstelle an der Giana GGB560

(b) Kraftsensoren unter der Führungsleiste

Abbildung 5.2.: Modifizierter Bohrkopf zur Messung der Führungsleistennormalkraft

Zwei piezoelektrische Kraftsensoren (*SlimLine-Sensor (SLS) 9133B21*, Kistler Instrumente AG) mit einer maximalen Belastbarkeit von $F_N = 14 \text{ kN}$ wurden unter der ersten Führungsleiste integriert. Bei der notwendigen Modifikation des Führungsleistensitzes müssen einige wichtige Punkte beachtet werden.

Die Position der Führungsleiste am Umfang des Bohrkopfes darf im Vergleich zum Standardbohrkopf nicht verändert werden, um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Um die Sensoren korrekt unter der Führungsleiste zu positionieren, muss daher der Führungsleistensitz zurückgesetzt werden. Anschließend werden die Taschen für die Sensoren eingebracht. Beide Änderungen müssen in demselben Winkel wie die ursprüngliche Neigung des Führungsleistensitzes bearbeitet werden. Dadurch wird sichergestellt, dass die Kontaktsituation der Führungsleiste und der Bohrungswand erhalten bleibt. Jede Tasche muss dabei an den jeweiligen Sensorring angepasst werden.

Die Führungsleiste darf nur in Richtung der Normalkraft mit dem Sensor in Kontakt sein. Des Weiteren darf die Führungsleiste nur auf den Kraftmessringen aufliegen, um einen Kraftnebenschluss über den Führungsleistensitz zu verhindern.

Um den Anschluss der Sensoren zu gewährleisten, wurde eine Nut für die Kabel der Kraftmessringe in den Bohrkopf und das Bohrrohr gefräst. Dadurch konnten die empfindlichen Kabel der Kraftmessringe sicher aus der Bohrung und durch den BOZA geführt werden. Beide Nuten wurden anschließend mit einer ölresisten-

ten Abdichtmasse versiegelt. Vor jeder Messung wurden die Kraftmesssensoren über die Klemmschraube der Führungsleiste mit $F_N = 1 \text{ kN}$ vorgespannt. Das Signal aus den Kraftmesssensoren wird über einen Ladungsverstärker (*Typ 5018; Kistler Instrumente AG*) an dem Messrechner zur Aufnahme mit *SignalExpress* und Auswertung mit *Diadem – National Instruments Corporation* geleitet. Zur Ermittlung des Ansprechverhalten der Kraftringe muss die Führungsleiste mit einer definierten Referenzkraft (F_{Ref}) belastet werden. Diese Referenzmessungen wurden mit einem kalibrierten Referenzsensor vom *Typ 9331B* der Firma *Kistler Instrumente AG* durchgeführt. Zusätzlich lässt sich mit diesen Referenzmessungen ermitteln, ob ein Kraftnebenschluss vorliegt. Der Bohrkopf wurde zusammen mit dem Referenzsensor in einer Vorrichtung eingespannt und mit unterschiedlichen Referenzkräften F_{Ref} belastet. Durch den Aufbau konnte sichergestellt werden, dass die gesamte Kraft den Referenzsensor durchläuft und an verschiedenen Stellen der Führungsleiste eingeleitet wird, wie in **Abbildung 5.3 (a)** schematisch dargestellt.

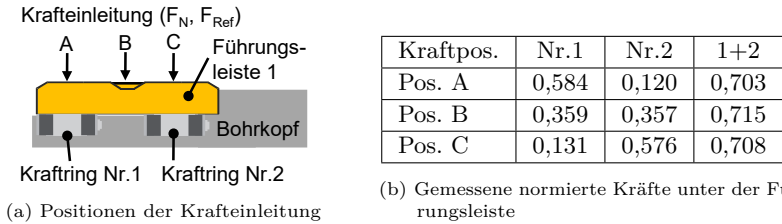


Abbildung 5.3.: Einmessen der Kraftmessringe unter der Führungsleiste

In **Abbildung 5.3 (b)** sind resultierenden Umrechnungsfaktoren bei einer normierten Referenzkraft $F_{Ref} = 1 \text{ kN}$. Durch die Referenzmessung wird deutlich, dass unabhängig von der Krafteinleitung entlang der Führungsleiste 70–72 % der eingeleiteten Referenzkraft gemessen werden. Durch die Verschraubung und die seitliche Abstützung der Führungsleiste entstehen zwei nicht vermeidbare Kraftnebenschlüsse, wodurch die Abweichung um $\sim 30 \%$ erklärt werden kann.

5.3. Einsatz der Schalldruckmessung

Wie in Kapitel 2.2.2 erwähnt wurde, können durch dynamischen Störungen während des BTA-Tiefbohrprozesses Schallemissionen auftreten. Neben der Ableitung der dynamischen Prozesseigenschaften aus den mechanischen Prozessgrößen, er-

folgt daher eine prozessbegleitende Aufnahme des Schalldrucks mithilfe eines Mikrofons. Ein Vorteil dieser Methode ist, dass sie kontaktlos und sehr flexibel ist, wodurch die Prozessführung unabhängig von der Messung ist. Durch die Kabel bei den Messungen mit DMS und piezoelektrischen Kraftsensoren kann ausschließlich mit rotierendem Bauteil gearbeitet werden. Das Mikrofon *4189-A-021* des Herstellers *Brüel & Kjær* wurde in einem Abstand von $a \approx 150$ mm zur Bohrstange positioniert. Die Positionierung erfolgte mithilfe eines an der Maschine angebrachten Magnetstativs. Zur Aufzeichnung wurde die Messkarte *NI 9234* im Datenerfassungsmodul *CDAQ-9174* der Firma *National Instruments Corporation* verwendet und an den Messrechner angeschlossen. Es wurde eine Abtastfrequenz von $F_{ab} = 25$ kHz gewählt. In Abbildung 5.1 (a) ist die Positionierung des Mikrofons im Messaufbau dargestellt.

5.4. Messung der Temperatur

Zur Messung der thermischen Belastung in der Randzone der Bohrungswand und in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück wurden zwei verschiedene Messprinzipien eingesetzt. Für die Messung der Temperaturen in der Randzone werden Thermoelemente in definierten Abständen zur Bohrungswand radial in der Probe appliziert und an das Temperaturmessmodul *National Instruments 9213* angeschlossen. Thermoelemente sind passive Temperatursensoren und können über den thermoelektrischen Effekt, dem sog. Seebeck-Effekt, die Temperatur in einem großen Messbereich ($\vartheta \approx -40 \dots 1.200$ °C) ermitteln. Die Applikation und thermische Kopplung der Thermoelemente ist dabei entscheidend für belastbare Messergebnisse (vgl. **Kapitel 5.4.1**).

Die Temperaturmessungen in der Kontaktzone wurden mit einem Quotientenpyrometer *FIRE-3* der Firma *en2Air* durchgeführt. Ein Quotientenpyrometer analysiert die entstehende Wärmestrahlung, welche über einen Lichtwellenleiter (LWL) mit einem Lichtwellenleiterdurchmesser $D_{LWL} = 330$ µm zur Auswerteeinheit übertragen wird. Der LWL wird dabei bis in den Bohrungsverlauf geführt und während des Versuchs durchbohrt. Auf die genauere Funktionsweise und die Signalverarbeitung wird in **Kapitel 5.4.2** eingegangen. **Abbildung 5.4** zeigt den Messaufbau für die Temperaturmessung schematisch.

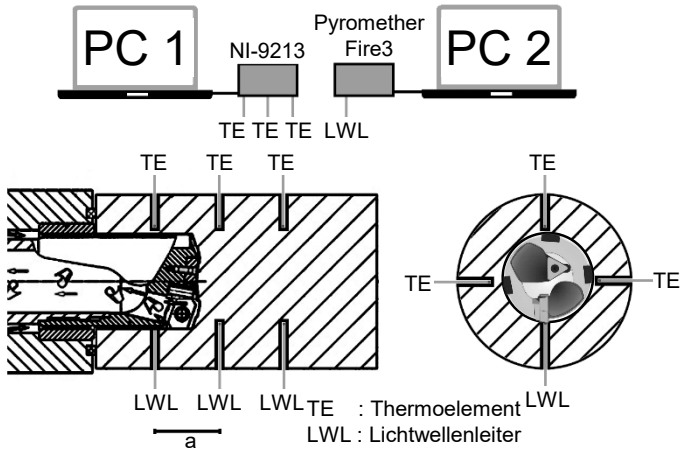


Abbildung 5.4.: Schematischer Aufbau der Temperaturmessung mit unterschiedlichen Messprinzipien

Jede Probe wurde präpariert, um bis zu acht Versuche durchzuführen. Die Proben wurden dafür auf der INDEX G250 (vgl. Kapitel 4.2.2) auf den Durchmesser $D = 75 \text{ mm}$ abgedreht und die Fase zur Aufnahme auf der Giana GGB 560 angebracht. Anschließend wurden entlang der Probenlänge an acht Stellen, im Abstand von $a = 50 \text{ mm}$, vier Bohrungen am Umfang für die Sensoren eingebracht. Dadurch muss die Probe während der Temperaturmessungen nicht ausgespannt werden, lediglich die Sensoren werden umgesetzt. Dieses Vorgehen ermöglicht eine effiziente Versuchsdurchführung bei möglichst definierter Lage der Bohrungen zur Bohrungswand.

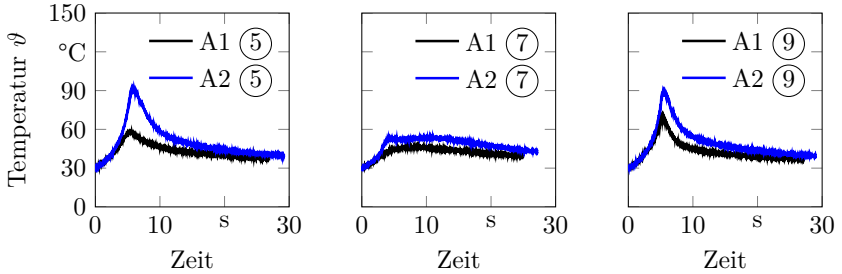
5.4.1. Vergleich der Applikationsmethoden für Thermoelemente

Im Zuge der Voruntersuchungen wurden zwei Thermoelemente mit den Durchmessern $D_{TE} = 250 \mu\text{m}$ und $D_{TE} = 500 \mu\text{m}$ mit einer Abtastfrequenz $F_{ab} = 100 \text{ Hz}$ eingesetzt. Der Durchmesser hat einen Einfluss auf das Ansprechverhalten des Sensors und auf die Handhabung während den Temperaturmessungen. Insgesamt neun Applikationsmethoden wurden für die Temperaturmessungen entwickelt und hinsichtlich ihrer Durchführbarkeit und Vor- sowie Nachteile bewertet, siehe **Anhang A.2**. Die Methoden beschreiben entweder Mikrobohrungen, in die das Thermoelemente direkt eingebracht werden kann, oder deutlich größere

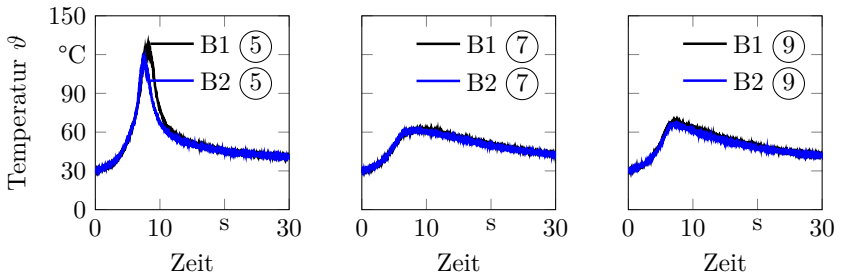
Bohrungen die mit Messingrohren und medizinischen Kanülen auf den richtigen Durchmesser verkleinert werden. Letzteres erhöht die Prozesssicherheit bei der Probenpräparation deutlich. Aus diesem Grund wurden für die Vorversuche die Konzepte ⑤, ⑦ und ⑨ ausgewählt. Die Ergebnisse der Vorversuche sind in **Abbildung 5.5** dargestellt.

Schnittgeschw.:	$v_c = 80 \text{ m/min}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = 0,2 \text{ mm}$	Beschichtung:	Keine
Abstand :	$a = \text{var.}$	Konzept:	var

Abstand zur Bohrungswand $a = 1 \text{ mm}$:



Abstand zur Bohrungswand $a = 0,5 \text{ mm}$:



Abstand zur Bohrungswand $a = 0,25 \text{ mm}$:

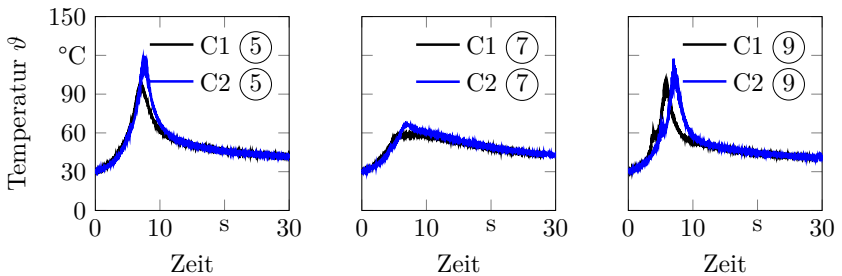


Abbildung 5.5.: Vergleich der Temperaturverläufe der Applikationskonzepte

Auffällig ist, dass Konzept ⑦ unabhängig vom radialen Abstand zur Bohrungswand die niedrigsten Temperaturen aufweist. Bei einem Abstand von $a = 0,25$ mm und $a = 1$ mm zeigt sich bei den Konzepten ⑤ und ⑨ nur ein geringer Unterschied in den maximal erfassten Temperaturen. Im Applikationskonzept ⑤ sind bei einem Abstand von $a = 0,5$ mm höhere Temperaturen messbar im Vergleich zum Konzept ⑨. Jedoch weist Konzept ⑨ eine höhere Prozesssicherheit auf, dank eines größeren Werkzeugdurchmessers von $D_B = 3$ mm im Gegensatz zu Konzept ⑤ mit $D_B = 1$ mm. Zusätzlich treten bei $a = 0,25$ mm aufgrund der geringen Ansprechzeit des Thermoelements mit $D_{TE} = 250$ μ m Anomalien in der Temperaturmessung auf, welche mit der Rotationsfrequenz des BTA-Bohrkopfs korrelieren und den Einfluss der Schneiden- und Führungsleistenposition auf die Bohrungsrandszone verdeutlichen. Aufgrund dieser Resultate, der Prozesssicherheit, dem Ansprechverhalten und den Maschinenanforderungen wurde das Applikationskonzept ⑨ gewählt.

5.4.2. Verarbeitung der thermischen Strahlung

Während bei herkömmlicher Messung der Infrarotstrahlung (IR) der Emissionskoeffizient (ε) der Oberfläche ermittelt werden muss, ist es mit Hilfe der faseroptischen Quotientenpyrometrie möglich, Temperaturen von Oberflächen mit niedrigen Emissionsgraden berührungslos zu bestimmen. Eine faseroptische Messung wurde entwickelt, um metallische Oberflächen mit eingeschränkter optischer Erreichbarkeit und variierendem Emissionsgrad zu untersuchen. Die faseroptische Temperaturerfassung ist mit sehr hoher zeitlicher (Abtastfrequenz $F_{ab} = 100$ kHz) und örtlicher Auflösung an mechanisch oder thermisch belasteten sowie schwer zugänglichen Stellen möglich [Lel07; MR01].

In **Abbildung 5.6** ist der Aufbau einer faseroptischen Messeinrichtung abgebildet. Ein Lichtwellenleiter (LWL) leitet die Infrarotstrahlung in das Pyrometer. Dort wird die Infrarotstrahlung mit einer Linse parallelisiert und die Farben mit einem dichroitischen Spiegel aufgeteilt. Bandpassfilter filtern zwei Wellenlängenbereiche heraus. Diese werden auf zwei Fotodetektoren fokussiert, an denen zwei Spannungen aufgebaut werden. Die Temperatur wird aus dem Verhältnis der spektralen Strahlungsintensitäten (resultierenden Spannungen) der beiden Wellenlängen berechnet.

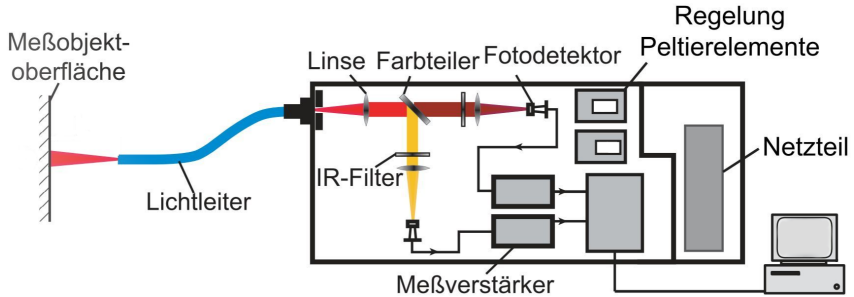


Abbildung 5.6.: Schematischer Aufbau des Quotientenpyrometers [Lel07]

Die an den Detektoren entstehenden Spannungen U_1 und U_2 werden jeweils mit einem Verstärkungsfaktor verrechnet und dann gespeichert. Zur Reduktion der großen Datenmengen, durch die hohe Abtastfrequenz und zur Eliminierung von Störsignalen während der Messung, wird ein Bandpassfilter auf die gemessenen Spannungen angewendet. Dieses Vorgehen sorgt für die Entfernung sämtlicher Messpunkte, deren Spannung innerhalb des Rauschpegels liegt aus dem erfassten Datensatz, wodurch das Signal-zu-Rauschen-Verhältnis vergrößert wird. Das Ergebnis ist in **Abbildung 5.7** zu sehen.

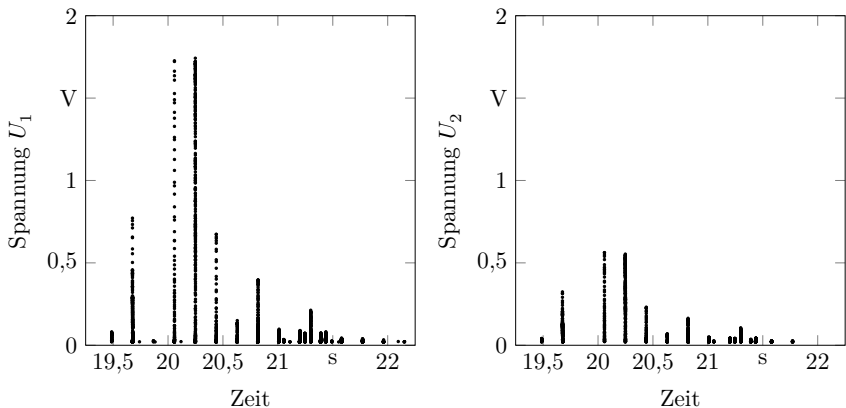


Abbildung 5.7.: Gefilterte Spannung aus beiden Messkanälen des Quotientenpyrometers

Die mit Hilfe der Fotodetektoren aufgenommenen, gefilterten, analogen Spannungen werden um die am Zwei-Farben-Quotientenpyrometer eingestellten Verstärkungsfaktoren (G_i) und dem detektierten Systemrauschen (z_i) der beiden Messkanäle mit der Gleichung 5.1 bereinigt.

$$U_{\text{clear},i} = \frac{U_i - z_i}{G_i} \quad (5.1)$$

Anschließend erfolgt die Temperaturberechnung unter Verwendung der Gleichung 5.2. Die bereinigten Spannungen ($U_{\text{clear},i}$) beider Messkanäle werden unter Berücksichtigung der Faktoren des Dämpfungspolynoms (p_j) des verwendeten Lichtwellenleiters dividiert, um die Temperatur an der Messstelle zu erhalten.

$$\vartheta_{LWL} = \sum_{j=0}^5 p_j \cdot \left(\frac{U_{\text{clear},1}}{U_{\text{clear},2}} \right)^j \quad (5.2)$$

Der theoretische Messfehler der Absoluttemperatur wird vom Hersteller für die meisten Oberflächen mit < 5 angegeben. Für polierte Oberflächen kann die Ungenauigkeit, laut Hersteller, höher sein. Da in den Versuchen ein Kontakt zwischen der Außenschneide und der Faser besteht, kann eine absolute Messunsicherheit von unter 5 angenommen werden [Lel07].

Die relative Temperaturgenauigkeit bzw. die Temporauflösung ist von den eingestellten Verstärkungsfaktoren, dem Durchmesser des LWL und dem Signal-zu-Rauschen-Verhältnis abhängig. Mit dem verwendeten Faserdurchmesser $D_{LWL} = 330 \mu\text{m}$, den eingestellten Verstärkungsfaktoren $G_1 = 1\text{E}8$ und $G_2 = 1\text{E}7$ und dem Einsatz des Bandpassfilters kann von einer Temporauflösung $T < 10 \text{K}$ für niedrige Temperaturen $\vartheta < 400^\circ\text{C}$ und $T < 1 \text{K}$ für Temperaturen ab $\vartheta > 600^\circ\text{C}$ ausgegangen werden [Lel07; MR01].

Nach der Umrechnung wird die Messzeit mithilfe des Zusammenhangs von Schnittgeschwindigkeit und Bohrkopfdurchmesser in Rotationen des Bohrkopfes transformiert. Hierdurch lassen sich die wiederkehrenden Überläufe der Außenschneide identifizieren, sowie Messsignale die zwischen zwei Außenschneidenüberläufen aufgenommen wurden. Aus den Überlegungen ergibt sich die Darstellung in **Abbildung 5.8** für die Auswertung der Wärmestrahlung in der Kontaktzone.

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN
Volumenstrom :	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	KSS:	RMO TC 22

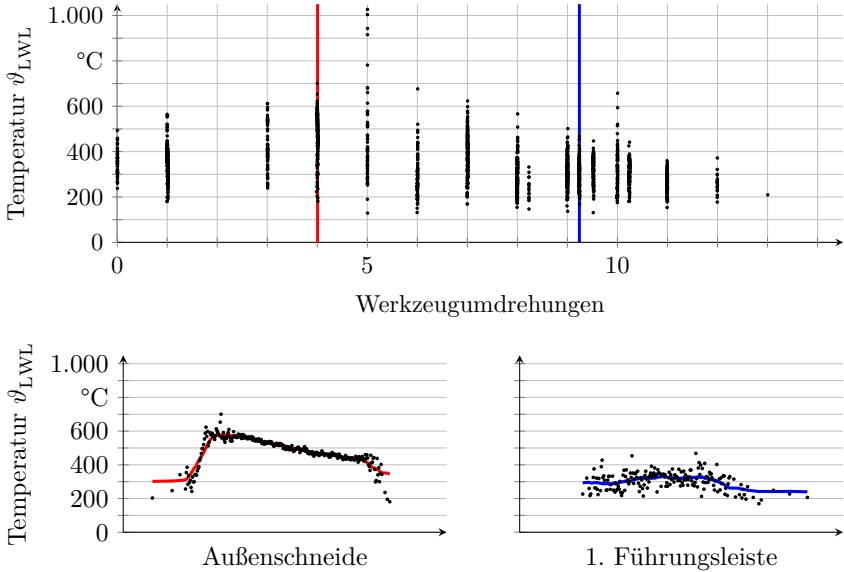


Abbildung 5.8.: Darstellung der Temperaturen in der Kontaktzone als Übersicht und Detailansicht

Die erste Gruppe an Messpunkten resultiert aus dem Erstkontakt mit der Außenschneide. Es ist der Start des Betrachtungszeitraums bzw. Umdrehung Nr. 0. Die periodisch auftretenden Messungen resultieren jeweils von einem Außenschneidenüberlauf. Messungen die ungefähr bei einer Viertel- oder halben Umdrehung ermittelt werden, resultieren von einem Überlauf der ersten beziehungsweise zweiten Führungsleiste. Aufgrund des Abstands zwischen den Führungsleisten und der äußeren Schneide (wie im Kapitel 2.3.2 dargelegt) können die Temperaturen der Führungsleiste erst nach einer definierten Anzahl von Werkzeugumdrehungen, abhängig vom Vorschub, ermittelt werden.

5.5. Metallographische Untersuchung der Bohrproben

Die Mikrostruktur der Bohrungsrandzonen ist zentraler Bestandteil der Surface Integrity (SI). Zur Analyse der Struktur müssen kleine Proben aus den Bohrproben herausgetrennt, warm eingebettet, präpariert und geätzt werden. Der Ablauf des Präparationsprozesses mit den dazugehörigen Geräten ist in **Abbildung 5.9** dargestellt. Die Proben wurden in Schnitt- und Vorschubrichtung eingebettet.



(a) Struers Cito Press -10



(b) Struers Tegramin 25



(c) Zeiss Axio Imager M1m



(d) Shimadzu HMV-G21 FA

Abbildung 5.9.: Prinzipieller Ablauf des Präparationsprozesses der Bohrproben für beide Werkstoffe

Mit dem Mikrohärteprüfsystem (Abbildung 5.9d) wurden die Bohrproben im Bereich der Randzone teilautomatisiert nach Vickers HV0,01 vermessen. Der Ablauf für das Schleifen, Polieren und Ätzen ist für beide Werkstoffe in **Tabelle 5.1** zusammengefasst.

Tabelle 5.1.: Schleif- und Polierstufen der Bohrproben

Schritt	42CrMo4+QT	X2CrNi18-9
Schleifen	SiC-Folie, Körnung 360, 520, 800, 1.200 μm	
Polieren	Diamantsuspension, Körnung 9, 6, 3, 1 μm	
Ätzen	Nitallösung	V2A-Beize

5.6. Eigenspannungsmessung mittels Röntgenbeugung

Neben Mikrostruktur und -härte sind die Eigenspannungen ebenfalls wichtiger Bestandteil der Surface Integrity (SI). Eigenspannungen sind, im Gegensatz zu Lastspannungen, diejenigen Spannungen, die in einem Bauteil auftreten, ohne dass äußere Kräfte, Momente oder Temperaturgradienten anliegen. Nach *Recht et al.* können Eigenspannungen in der Zerspannung immer auf einen der folgenden vier Mechanismen zurückgeführt werden [RHV08]:

- Plastische Verformung durch mechanische Belastung: Die äußere Eigenspannung ist eine Druckspannung, da die Oberflächenschicht durch eine mechanische Einwirkung verdichtet wird. Es gibt keine (oder nur sehr begrenzte) Erwärmungseffekte.
- Plastische Verformung durch thermische Belastung (ohne Phasenumwandlung): Die äußere Eigenspannung ist eine Zugspannung, weil sich die Oberfläche bei der Erwärmung stark ausdehnt, während der Untergrund dies nicht tut. Die Oberfläche wird durch Druck plastisch verformt. Beim Abkühlen strebt die Oberfläche danach, ihre ursprüngliche Gestalt wieder anzunehmen, was aufgrund der plastischen Verformung nicht mehr möglich ist. Daraus resultiert ein Zugspannungszustand.
- Plastische Verformung durch Phasenumwandlungen: Die Eigenspannung kann durch eine Volumenänderung aufgrund einer Phasenumwandlung verursacht werden. Wenn die Phasenumwandlung zu einer Volumenverringerng führt (z. B. die Umwandlung von Martensit in Austenit), zieht sich die Oberflächenschicht zusammen, das darunterliegende Grundmaterial widersetzt sich dieser Entwicklung. Das Ergebnis ist, dass die Oberflächenschicht unter Spannung steht, während die darunterliegende Schicht unter Druck steht. Wenn die Phasenumwandlung zu einer Volumenvergrößerung führt (z. B. die Umwandlung von Austenit in Martensit), wird die Eigenspannung auf Kompression beruhen. Dies ist bei konventionellen Wärmebehandlungen von Stahl der Fall. Ebenso verhält es sich beim Nitrieren oder Einsatzhärten, bei denen die Volumenzunahme durch Diffusion verursacht wird.
- Thermisch-plastische Verformung: In der Praxis tritt eine Kombination der vorgenannten Mechanismen auf, die entweder zu größeren Druck- oder Zugbeanspruchungen führt.

Die Verfahren zur Messung von Eigenspannungen lassen sich in zerstörende, teilzerstörende und zerstörungsfreie Methoden unterteilen. Aufgrund des relativ geringen Aufwands werden Eigenspannungen häufig über die zerstörende Bohrloch-Methode bestimmt. Hierbei werden DMS rosettenförmig auf dem zu messenden Bauteil appliziert. Durch sukzessives Einbringen einer Bohrung werden partielle Dehnungen ausgelöst, die durch die DMS registriert und in Eigenspannungen umgerechnet werden [JK12]. Zur Messung der Eigenspannungen in den BTA-Tiefgebohrten Proben wird die Röntgenbeugung (englisch: X-Ray-Diffraction XRD) eingesetzt. Das Verfahren beruht auf der Beugung

von Röntgenstrahlen am Atomgitter nach Bragg. Wird die emittierte Röntgenstrahlung mit einer Wellenlänge (λ) unter einem Braggwinkel (θ) (auch Glanzwinkel genannt) auf ein Kristallgitter gelenkt, so wird dieses mit einer bestimmten Intensität und dem doppelten Braggwinkel 2θ gebeugt. Die durch konstruktive Interferenzen und Beugung reflektierte Strahlung kann über einen Detektor erfasst und hierüber der Abstand der Gitterebenen bestimmt werden. Sollte das Kristallgitter durch Eigenspannungen belastet sein, ändert sich der Abstand der Gitterebenen. Mithilfe von Elastizitätskonstanten lässt sich der Eigenspannungszustand errechnen. Durch die Änderung der Kippwinkel von Probe und/oder Röntgenröhre und Detektor, lassen sich Eigenspannungen in verschiedenen Orientierungen ermitteln.

In **Abbildung 5.10** ist die Eigenspannungsmessung der BTA gebohrten Proben auf dem *Bruker D8 Discover* der *Bruker Corp. Billerica, MA, USA* gezeigt. Prinzipiell ist XRD ein zerstörungsfreies Prüfverfahren. Aufgrund der Gefahr durch die Röntgenstrahlung ist der Bauraum der Messgeräte häufig begrenzt, sodass große Bauteile zerteilt werden müssen. Je nach Bohrungsdurchmesser und Glanzwinkel müssen die Proben ebenfalls in Segmente geteilt werden, damit die Bohrungsrandzone analysiert werden kann. In diesem Fall mussten Ringe mit einer Länge $l = 50$ mm aus den BTA-Proben entnommen werden. Durch die relativ große Bohrung war es möglich die Bohrungsoberfläche zu analysieren, ohne die Ringe längs aufzutrennen.

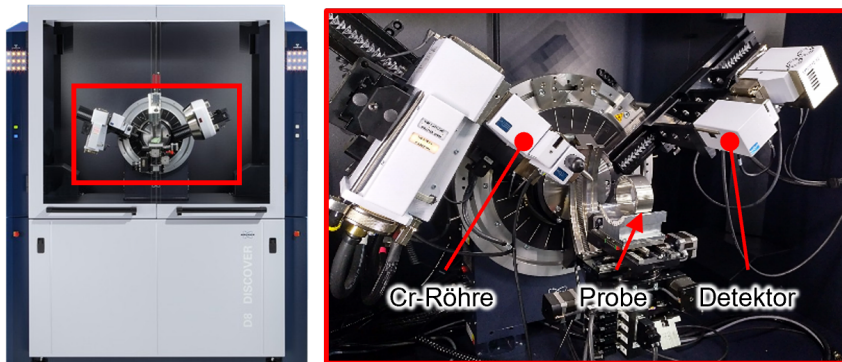


Abbildung 5.10.: Messaufbau mit ringförmiger Probe auf dem Bruker D8 Discover

Das dargestellte Diffraktometer arbeitet nach der $\sin^2(\psi)$ -Methode. Der Name leitet sich von der Größe der Iterationen ab, in welchen die Netzebenenabstände

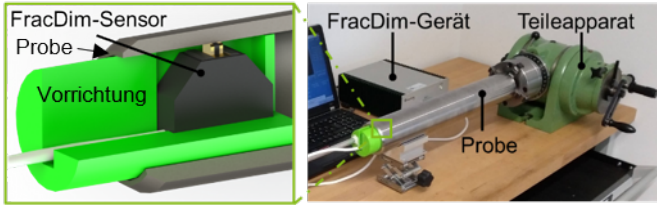
erfasst werden. Messungen können, je nach Größe des Messpunkts, wenige Minuten bis mehrere Stunden benötigen.

Eine neuere Methode, die jedoch weniger etabliert ist, ist die $\cos(\alpha)$ -Methode. Hiermit kann flexibler, ohne Umhausung, und schneller ($t \approx 60$ s in ferritischem Gefüge) die Eigenspannung gemessen werden. Dies gilt ebenfalls für eine Messung eines Tiefenverlaufes der Eigenspannungen. Für diese Untersuchung muss die Probe längs getrennt und nach jedem Messpunkt elektroliert werden, damit ein neuer Bereich der Randzone zugänglich ist. Durch dieses Vorgehen steigt der zeitliche und technische Aufwand der Untersuchung.

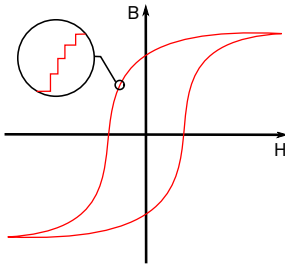
Die Eigenspannungsmessung mittels XRD wird aufgrund der zuvor beschriebenen Umstände als teilzerstörende für BTA-Tiefgebohrte Bauteile eingestuft. Jedoch kann auf Grundlage der metallurgischen Analysen und XRD-Messungen ein zerstörungsfreies Prüfverfahren qualifiziert werden, was im nächsten Kapitel beschrieben wird.

5.7. Zerstörungsfreie Analyse der Surface Integrity

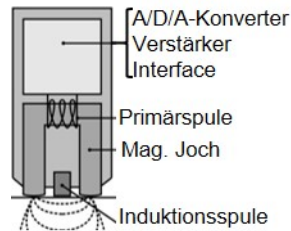
Für die zerstörungsfreie Analyse der SI wird ein mikro-magnetisches Verfahren eingesetzt. Das magnetische Barkhausenrauschen MBR ist eine zerstörungsfreie Prüfmethode, die zur schnellen und zuverlässigen Charakterisierung ferromagnetischer Werkstoffe eingesetzt werden kann, zum Beispiel zur Untersuchung der Härte von Eigenspannungen oder Gefügeveränderungen. Pro Messpunkt beträgt die Messzeit mit dem MBR nur wenige Sekunden und bietet damit Potential für die Analyse der Bohrungsrandzone auf der Maschine (off-process) oder für eine Prozessregelung (in-process). Durch den Bohrungsdurchmesser $D_B = 60$ mm konnte der MBR-Prüfkopf *FracDim* vom *Fraunhofer IKTS, Dresden* mit einer Vorrichtung genutzt werden, wie in **Abbildung 5.11a** gezeigt wird. Mit dem Messaufbau war es möglich die SI der Proben in Schnitt- und Vorschubrichtung zu analysieren.



(a) Messaufbau der MBR-Messungen



(b) Magnetische Hysteresekurve



(c) Aufbau eines MBR-Sensors

Abbildung 5.11.: Überblick der MBR-Messung der BTA-Proben

Das allgemeine Prinzip der MBR-Methode besteht in der Analyse der instationären Änderung der Größe und Ausrichtung magnetischer Domänen in einem Material, die sich aus einer Variation des angelegten Magnetfeldes ergibt (Abbildung 5.11c). Wenn eine periodisch wechselnde äußere Magnetisierungskraft auf ein ferromagnetisches Material einwirkt, bewegen sich die Blochwände, die diese magnetischen Domänen voneinander trennen, diskontinuierlich. Diese sog. Blochwandspünge treten stochastisch verteilt auf, dadurch ist das induzierte Spannungssignal ein Rauschsignal, das magnetische Barkhausenrauschen (vgl. Abbildung 5.11b).

Die Intensität dieser Bewegung der Blochwände erreicht ihr Maximum (M_{MAX}), wenn die Koerzitivfeldstärke (H_C) angelegt wird. Die Koerzitivfeldstärke ist die Feldstärke, um einen ferromagnetischen Werkstoff vollständig zu entmagnetisieren. Sie ist charakteristisch für ein Material und wird von mikrostrukturellen Eigenschaften wie Versetzungsdichte, Einschlüssen und anderen Gitterfehlern sowie von der Magnetostraktion beeinflusst [Sch+12]. Dieser Zustand ist in **Abbildung 5.12a** schematisch dargestellt.

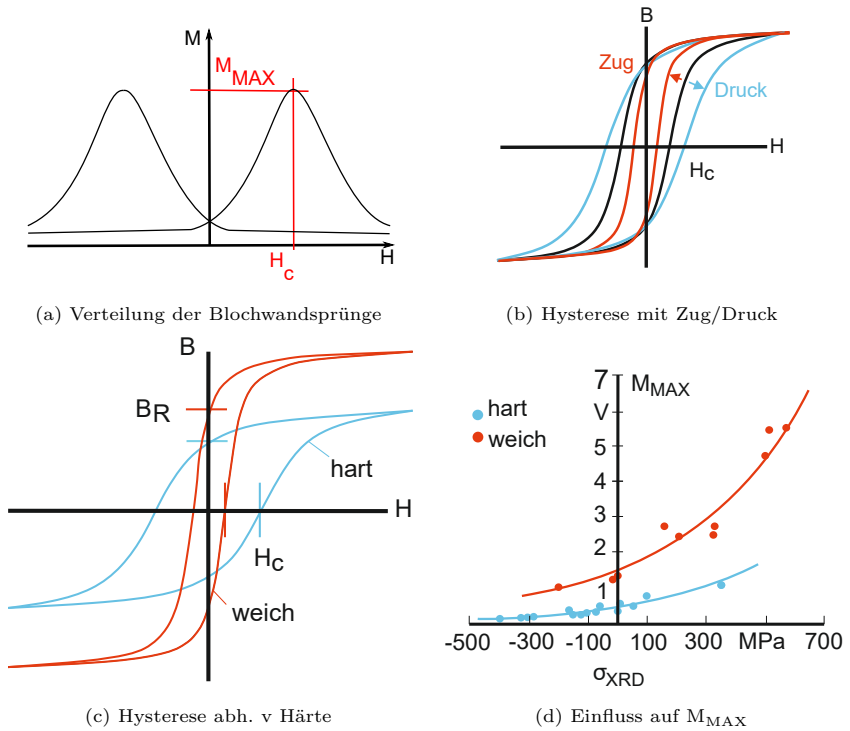


Abbildung 5.12.: Einfluss der SI auf das MBR nach [Alt90; Sch+12]

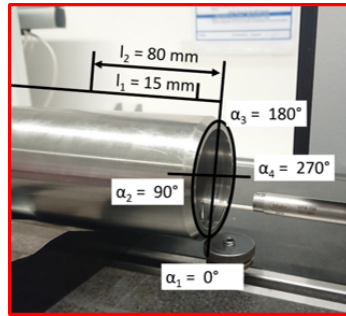
Aus der Abbildung wird deutlich, dass das MBR, bzw. M_{MAX} von mehreren Teilaspekten der SI beeinflusst wird. So wird aus der M_{MAX} -Amplitude z.B. nicht deutlich, ob es sich um einen harten Werkstoff mit Zugeigenspannungen, oder einen weichen Werkstoff mit Druckeigenspannungen handelt. Hieraus folgt, dass eine Effektseparierung erfolgen muss, um mit dem MBR Aussagen über die SI der BTA-gebohrten Proben treffen zu können. Um die einzelnen Effekte zu ermitteln und anschließend mit den M_{MAX} -Amplituden zu korrelieren, werden die zuvor besprochenen zerstörenden und teilzerstörenden Prüfverfahren eingesetzt.

5.8. Messung der Oberflächenrauheit

Für die taktilen Messungen kam das stationäre Rauheitsmessgerät *MahrSurf XR20* der Firma *Mahr GmbH (Göttingen)* zum Einsatz, siehe **Abbildung 5.13a**. Dabei wurden der Mittenrauwert (R_a) die Rautiefe (R_z) nach *DIN EN ISO 4287* bestimmt. Die Grenzwellenlänge (λ_c) wurde entsprechend dem Vorschub nach *DIN EN ISO 4288* gewählt.



(a) MarSurf XR20



(b) Aufbau und Messpositionen

Abbildung 5.13.: Aufbau der taktilen Rauheitsmessung der BTA-Proben

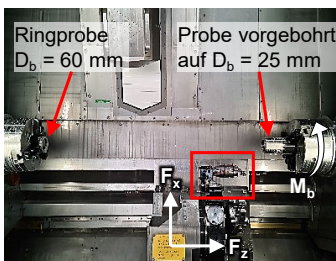
Die Oberflächenrauheit der BTA-Proben wird auf beiden Seiten in zwei Tiefen und in jedem Quadranten gemessen. Die deutlich kürzeren Ringproben aus dem Analogieversuchen werden analog in jedem Quadranten vermessen.

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

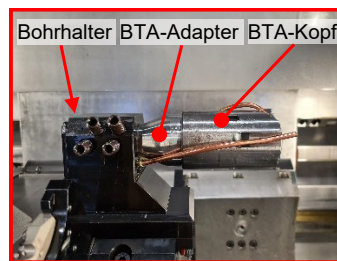
Aus den früheren Untersuchungen, die in Kapitel 2.3.2 beschrieben werden, wird deutlich, dass der endgültige Zustand der Bohroberfläche sowie der Bohrungsrandszone durch den Einfluss der Außenschneide und der Führungsleisten entsteht. Die Konditionierungseffekte der Außenschneide wurden bisher nur im Bereich des Führungsleistenrückstands (vgl. Abbildung 2.13) untersucht, wie z.B. von [RS87]. Dieser Bereich ist zu klein für umfangreiche Messungen der Oberfläche und der Randszone. Des Weiteren kann der Effekt der Rundschliffase nicht von dem Effekt der Führungsleisten unterschieden werden. Aus diesem Grund wurden Analogieversuche mit einem BTA-Bohrkopf ohne Führungsleisten auf dem Bearbeitungszentrum INDEX G250 (Kapitel 4.2.2) durchgeführt.

6.1. Analogieversuchsstand auf der INDEX G250

Abbildung 6.1 zeigt den Aufbau im Arbeitsraum der *INDEX G250* sowie das eingesetzte Werkzeug ohne Führungsleisten. Ohne den selbstführenden Effekt durch die Führungsleisten kann der Prozess nicht sicher und reproduzierbar durchgeführt werden. Um den BTA-Bohrkopf ohne Führungsleisten einsetzen zu können, müssen bestimmte Randbedingungen erfüllt sein. Durch den kurzen Aufbau aus Bohrhalter und BTA-Adapter ist das System weniger schwingungsanfällig und bietet eine ausreichende Steifigkeit, um die entstehenden Prozesskräfte bei isolierter Verwendung der Außenschneide aufzunehmen.



(a) Arbeitsraum der INDEX G250



(b) BTA-WKZ ohne Führungsleisten

Abbildung 6.1.: Versuchsaufbau der Analogieversuche

Da die Spanabfuhr durch den Bohrkopf und den Adapter nicht möglich ist, wurde die Probe auf einen Innendurchmesser $D_B = 25$ mm vorgebohrt und direkt vor dem Versuch $D_I = 55$ mm aufgefästä, um die Menge der entstehenden Späne zu reduzieren. Dies resultierte in einer Schnitttiefe für die Versuche von $a_p = 2,5$ mm. Nach dem Versuch fährt die Gegenspindel mit der Probe zur Hauptspindel. Dort wird der gebohrte Bereich von der Hauptspindel gespannt und abgestochen. Die entstehende Ringprobe hat einen Außendurchmesser $D_A = 79$ mm, einen endgültigen Bohrungsdurchmesser $D_B = 60$ mm und eine Dicke $s = 10$ mm.

6.1.1. Messung der Antriebsmomente mit der Tracefunktion

Um die Prozesskräfte zu ermitteln, werden die Drehmomente an den Antrieben (Spindeln) von drei Achsen gemessen. Dies ist mit der in der *Siemens Sinumerik 840Di* CNC-Steuerung implementierten Trace-Funktion möglich. Die Trace-Funktion kann Servo- und Antriebssignale der Maschine während der Bearbeitung aufzeichnen, wobei bis zu vier Signale gleichzeitig mit einem Puffer für je 2048 Werte aufgezeichnet werden können. Aufgrund der Prozessstellgrößenvariationen variiert die Versuchszeit und damit die Messzeit der einzelnen Versuche. Die längste Zeit bei den niedrigsten Prozessstellgrößen ($v_c = 60$ m/min; $f = 0,15$ mm) beträgt $t = 18,22$ s, während die kürzeste Versuchszeit bei den höchsten Prozessstellgrößen ($v_c = 100$ m/min; $f = 0,3$ mm) $t = 5,46$ s beträgt. Aufgrund der maximalen Anzahl von Werten pro Puffer berechnet die Funktion eine Abtastrate entsprechend der Messzeit. Die linearen Bewegungen in X- und Z-Richtung am Revolver werden durch Servomotoren erzeugt, die an einen Kugelgewindtrieb angeschlossen sind. In jedem Versuch wurden die Drehmomente an folgenden Antrieben aufgezeichnet und in die entsprechende Kraft umgerechnet:

- Gegenspindel:
Bohrmoment (M_B) $\rightarrow M_B = F_c \times \frac{D_B}{2} \Rightarrow$ Schnittkraft (F_c)
- Z-Achse:
Antriebsmoment Z-Achse (M_Z) $\rightarrow F_Z \Rightarrow$ Vorschubkraft (F_f)
- X-Achse:
Antriebsmoment X-Achse (M_X) $\rightarrow F_X \Rightarrow$ Passivkraft (F_p)

Die gemessenen Drehmomente an den Antrieben der X- und Z-Achse werden durch die Kugelgewindtriebe in Linearbewegungen mit korrespondierenden Kräften übersetzt. Mit **Gleichung 6.1** lassen sich die Momente in die resultierenden Kräfte umrechnen.

$$F_{p,f} = F_{X,Z} = \frac{2 \times \pi \times \eta \times M_{X,Z}}{\text{Ph} \times 10^{-3}} \quad (6.1)$$

Dabei ist η der Wirkungsgrad und Ph die Steigung des jeweiligen Kugelgewindetribs. Die Werte sind in **Tabelle 6.1** angegeben.

Tabelle 6.1.: Parameter der Kugelgewindetriebe

Achse	X-Achse	Z-Achse
Wirkungsgrad (η)	0,855	0,940
Steigung (Ph)	10 mm	20 mm

In **Abbildung 6.2** sind die gemessenen Drehmomente und berechneten Kräfte von zwei Versuchen gegenübergestellt. Die beiden Versuche sind Beispiele für die beiden häufigsten Messverläufe während der Experimente.

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

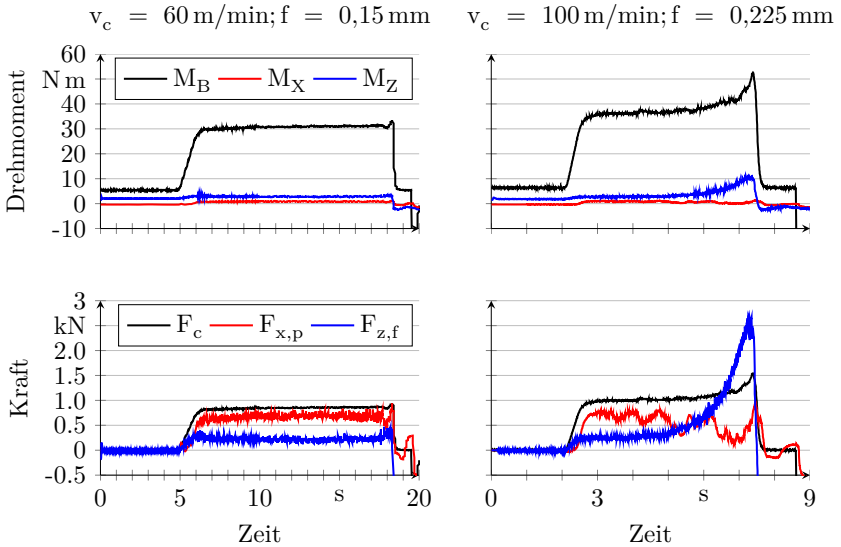


Abbildung 6.2.: Umrechnung der aufgenommenen Momente der Achsantriebe in die Prozesskräfte für einen Versuch ohne und mit Spänestau(rechts)

Der Versuch mit der niedrigeren Prozessstellgrößenkombination zeigt einen Messverlauf ohne Spänestau. Zu Beginn der Messung sind die Drehmomente im Freilauf, ohne Last, zu sehen. Für die Berechnung der Kräfte wird das Drehmoment im Freilauf vom Drehmoment subtrahiert. Im Vergleich zum Bohrmoment an der Gegenspindel sind die Drehmomente an den Achsantrieben deutlich geringer. Während des Versuchs erreichen alle Messschiebe ein konstantes Plateau, hier werden die Kräfte ermittelt. Die mittlere Schnittkraft beträgt $F_c = 756 \text{ N}$. Die Schnittkraft ist nur geringfügig größer als die mittlere Passivkraft $F_p = 669 \text{ N}$. Die durchschnittliche Kraft in Vorschubrichtung beträgt $F_f = 220 \text{ N}$ und ist trotz des größeren Drehmoments geringer als F_p . Durch die unterschiedlichen

Steigungen und Wirkungsgrade der Kugelgewindetriebe (vgl. Tabelle 6.1) ist das Niveau der Drehmomente nicht identisch mit dem der Kräfte.

Der Versuch mit den höheren Stellgrößen zeigt einen Messverlauf mit Spänestau. Während der Bearbeitung sammeln sich die Späne im Spanmaul des BTA-Kopfs und in der zuvor bearbeiteten Bohrung. Bei dem gezeigten Versuch drückt der Bohrkopf die Späne zusammen, was zu steigendem Bohrmoment und signifikant höheren Kräften in Vorschub- bzw. Z-Richtung führt. Die Schnittkraft erhöht sich nach Erreichen des Plateaus von $F_c = 998 \text{ N}$ um mehr als 50 % auf $F_c = 1.539 \text{ N}$. Die Kraft in Vorschubrichtung erreicht ein Maximum von $F_f = 2.760 \text{ N}$ und übertrifft die Schnittkraft. Dies entspricht einem Anstieg von etwa 1000 % gegenüber dem Plateauwert von $F_f = 270 \text{ N}$. Aufgrund der Kompression der Späne zeigt die Passivkraft einen unstetigen Verlauf und eine große Streuung. In der weiteren Auswertung wird bei einem Spänestau ein Durchschnittswert aus dem Plateau, in diesem Fall bei $t = 3...5 \text{ s}$, gebildet.

6.2. Analyse der Kräfte und Momente

Auf Basis der im Vorhinein gezeigten Ermittlung und Umrechnung der Prozesskräfte erfolgt die Durchführung der Experimente. Dabei werden die beiden Werkstoffe 42CrMo4 und X2CrNi18-9 (**Kapitel 4.1**) und verschiedene Schneidenausführungen (vgl. Tabelle 4.6) mit unterschiedlichen Prozessstellgrößen eingesetzt.

6.2.1. Einfluss der Prozessstellgrößen

Abbildung 6.3 zeigt die Prozesskräfte in Abhängigkeit der gewählten Stellgrößen. In jedem Versuch ist die Schnittkraft (F_c) die höchste Kraft und die Vorschubkraft (F_f) ist im Durchschnitt die niedrigste Kraft.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

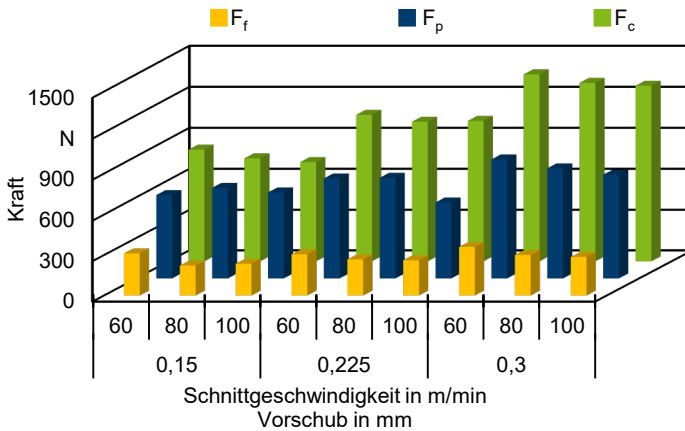


Abbildung 6.3.: Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Kräfte

Die Passivkraft ist stets deutlich größer als die Vorschubkraft. Bei konventionellen Drehprozessen übersteigt die Passivkraft die Vorschubkraft, wenn der Einstellwinkel (κ) des Werkzeugs kleiner als $\kappa < 90^\circ$ oder die Schnitttiefe $a_p < 0,75 \times r_c$ ist [Klo18]. Der Eckenradius (r_c) der Schneidplatte misst

$r_c = 0,8$ mm, während die Schnitttiefe in allen Versuchen $a_p = 2,5$ mm beträgt. Der Schneidkantenwinkel des Werkzeugs ist $\kappa = 72^\circ$ und damit deutlich geringer als 90° , wie in Abbildung 2.13 angedeutet ist. Der Einstellwinkel bestimmt den Anteil des Kraftvektors in Passiv- und Vorschubrichtung. Darüber hinaus steht die Rundschliffase (vgl. Abb 2.3b) dauerhaft in Kontakt mit der Bohroberfläche. Mit steigendem Bohrweg vergrößert sich die Kontaktfläche stetig, in Abhängigkeit des Vorschubs. Durch diese beiden Umstände kann die hohe Passivkraft erklärt werden.

Eine Steigerung des Vorschubs sorgt für eine Erhöhung der Kräfte. Eine Verdopplung des Vorschubs $f = 0,15 \rightarrow 0,3$ mm resultiert in einer Erhöhung der Schnittkraft um $F_c \sim +70\%$, die Passivkraft und die Vorschubkraft steigen dabei um $F_f \sim +20\%$. Durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit entstehen häufig höhere Temperaturen in der Wirkzone, welche aufgrund der thermischen Entfestigung oft zu geringeren Schnittkräften führen. Mit diesem Effekt lässt sich der geringe Abfall der Kräfte bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 60 \rightarrow 100$ m/min) erklären ($F_c \sim -7\%$, $F_p \sim -15\%$, $F_f \sim -20\%$). Eine Ausnahme bildet die Passivkraft bei dem Vorschub $f = 0,15$ mm.

6.2.2. Einfluss des Versuchswerkstoffs und der Schneidenausführung

Während der Analogieversuche werden pro Werkstoff drei Schneidenausführungen eingesetzt (vgl. Tabelle 4.6). Die unbeschichtete (Unb.) und die schlichscharfe (Scharf) Ausführung werden in beiden Werkstoffen eingesetzt, während die AlTiN-Beschichtung im austenitischen Werkstoff und die TiN-Beschichtung im Vergütungsstahl eingesetzt werden. **Abbildung 6.4** stellt die Schneiden in den jeweiligen Werkstoffen gegenüber. Es wurde der Parametersatz gewählt, der in beiden Werkstoffen getestet wird.

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

Schnittgeschw.:	$v_c = 100 \text{ m/min}$	Werkstoff:	var.
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Ausführung:	var.

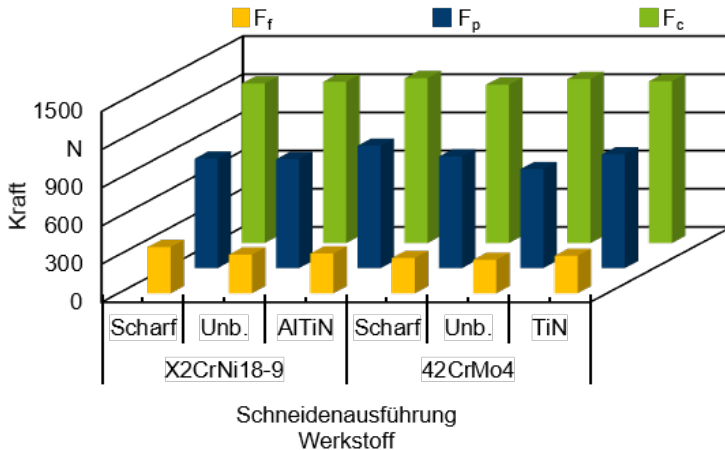


Abbildung 6.4.: Prozesskräfte der unterschiedlichen Schneidenausführungen in beiden Versuchswerkstoffen

Innerhalb der Werkstoffgruppen gibt es keine signifikanten Kraftunterschiede zwischen den Schneidenausführungen. Lediglich bei einzelnen Kraftkomponenten kommt es zu Unterschieden. Der größte Unterschied im austenitischen Werkstoff besteht zwischen der unbeschichteten und der schlichscharfen Schneide bei der Vorschubkraft. Bei Einsatz der schlichscharfen Schneide wird eine Erhöhung um $F_f \sim +20\%$ festgestellt, gleichzeitig sind die Passivkraft und Schnittkraft nahezu identisch. Der deutlichste Unterschied im Vergütungsstahl besteht zwischen der unbeschichteten und der TiN-Schneide. Mit der TiN-Schneide wird eine um $F_p \sim +15\%$ erhöhte Passivkraft gemessen. Die insignifikanten Unterschiede zwischen den Schneiden innerhalb der Werkstoffe kann zum Teil mit der geringen Versuchszeit erklärt werden. Durch den geringen Bohrweg $l_B = 10 \text{ mm}$ können Verschleißeinflüsse ausgeschlossen werden.

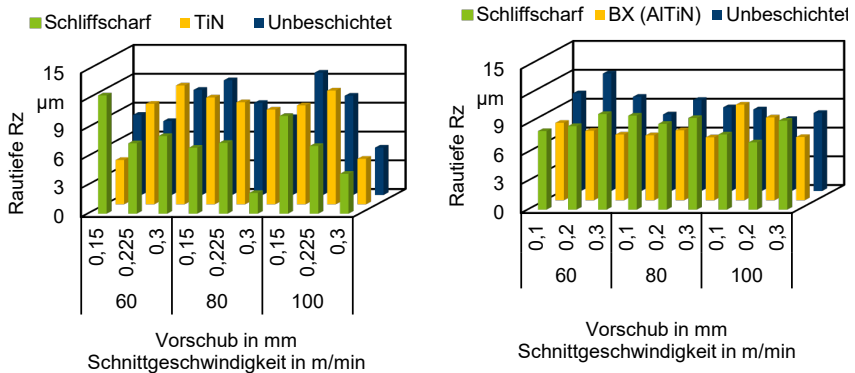
Werkstoffübergreifend besteht der größte relative Unterschied in der Vorschubkraft. Im Mittel ist die Vorschubkraft in X2CrNi18-9 um $F_f \sim +17,5\%$ höher als in 42CrMo4+QT. Die Passivkraft ist um $F_p \sim +5\%$ höher und die Schnittkraft

ist im Durchschnitt identisch beim Vergleich der Werkstoffe. Der austenitische Werkstoff weist eine geringere Dehngrenze, Zugfestigkeit und Härte auf. Vor dem Hintergrund sind die leicht erhöhten Prozesskräfte im Vergleich zum Vergütungsstahl nicht direkt plausibel. Die deutlich höhere Bruchdehnung gibt einen Hinweis auf die höhere Duktilität des Edelstahl. Gleichzeitig ist der austenitische Werkstoff für adhäsives Verhalten und hohe Reibwerte bekannt (vgl. Tabelle 2.2). Da während der Versuche ein Kontakt zwischen Bohrungswand und Rundschliffase besteht, entstehen dort erhöhte Reibkräfte in Vorschub- und Schnitttrichtung. Des Weiteren können Materialaufschmierungen auf der Nebenflechte oder an der Rundschliffase zu einer Verdickung führen, womit die höhere Passivkraft zu erklären ist.

6.3. Analyse der Oberflächenrauheit

Der Vergleich der Rautiefenmessung der Bohrungsoberflächen ist in **Abbildung 6.5** dargestellt. Jedes Diagramm fasst die Messungen der Proben aus einem Werkstoff zusammen. Jeder Werkstoff wird mit unterschiedlichen Prozessstellgrößen und Werkzeugausführungen bearbeitet. Sowohl die schlichscharfen, als auch die unbeschichteten Außenschneiden werden in beiden Werkstoffen eingesetzt. Des Weiteren wird dem Werkstoff entsprechend jeweils eine beschichtete Außenschneide eingesetzt. In dem Vergütungsstahl kommt eine Beschichtung aus Titanitrid (TiN) zum Einsatz. Die Außenschneide für den austenitischen Werkstoff ist mit Aluminium-Titan-Nitrid (AlTiN) beschichtet (vgl. Tabelle 4.6).

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	var.
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	var.



(a) Rautiefe der 42CrMo4 Proben

(b) Rautiefe X2CrNi18-9 Proben

Abbildung 6.5.: Ergebnisse der Rautiefenmessung der Analogieversuche

Ein signifikanter Einfluss der Prozessstellgrößen kann für keinen Werkstoff und keine Schneidenausführung ermittelt werden. So werden für den Vergütungsstahl die beiden geringsten Rautiefen $R_z = 2,2 \mu\text{m}$ mit der schlichscharfen Außenschneide bei $v_c = 80 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$ sowie $R_z = 4,1 \mu\text{m}$ bei $v_c = 100 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$ gemessen. Bei der zweiten Prozessstellgrößenkombination konnte mit allen Schneidenausführungen sehr geringe Rautiefen ermittelt werden. Bei

X2CrNi18-9 sind die beiden geringsten Rautiefen jeweils $R_z = 6,6 \mu\text{m}$ mit der BX(AlTiN)-beschichteten Schneide ebenfalls bei $v_c = 80 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$ und bei $v_c = 100 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$ gemessen worden.

Dem Vorschub und dem Eckenradius wird in der Literatur ein signifikanter Einfluss auf die Rauheit von gedrehten Oberflächen zugerechnet [Klo18]. In diesen Untersuchungen konnten diese Einflüsse nicht bestätigt werden. Die Messungen deuten darauf hin, dass die Außenschneide eine relativ gleichmäßige Oberfläche erzeugt. Es ist wahrscheinlich, dass die Rundschliffase eine glättende Wirkung auf die Oberfläche der Bohrungswand hat, ähnlich wie eine Wiper-Wendeschneidplatte oder eine Führungsleiste, wodurch der Einfluss des Vorschubs und des Eckenradius reduziert wird.

Wie in Kapitel 2.1 beschrieben, gibt die VDI-Richtlinie 3210 für das BTA-Tiefbohren mit Vollbohrwerkzeugen erreichbare Bohrungsrautiefe von $R_z = 16\text{--}5 \mu\text{m}$ an [VDI13b]. Alle untersuchten Proben erfüllen diese Richtlinie oder weisen teilweise sogar geringere Rautiefen als der geringste Richtwert auf. In den Proben aus 42CrMo4+QT werden die geringsten und die höchsten Rautiefen gemessen. Aufgrund dieser gegensätzlichen Ergebnisse kann kein signifikanter Einfluss des Versuchswerkstoffes auf die Oberflächenrauheit in den Analogieversuchen festgestellt werden.

6.4. Analyse der Oberflächenrandzone

Abbildung 6.6 zeigt die Schlibfbilder der 42CrMo4-Proben in Schnitt- und Vorschubrichtung. Das feine Vergütungsgefüge ist in beiden Richtungen gut zu erkennen. Die Schlibfe zeigen, dass sich während der Zerspanung, abhängig von der Wahl der Zerspanungsparameter weiße Ätzzschichten, sog. White Etching Layer (WEL), mit einer Dicke von bis zu ca. $s_{WEL} \approx 10 \mu\text{m}$ in der Bohrungsrandzone bilden.

Aus der Beobachtung der WEL in den Proben lässt sich schließen, dass sich beim BTA-Tiefbohren WEL bereits während des Schneideneingriffs bilden können bevor die Führungsleisten des Werkzeugs die bearbeitete Oberfläche und Randzone konditionieren.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

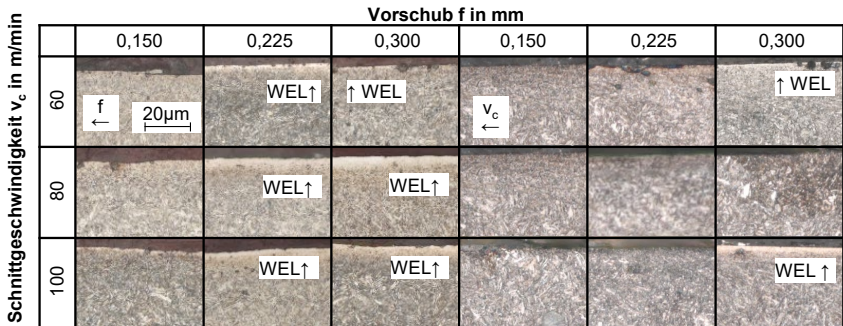


Abbildung 6.6.: Randzonen der Analogieproben aus 42CrMo4 in Vorschubrichtung und Schnitttrichtung

Die WEL sind unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit bei den höheren Vorschüben aufgetreten. Bei erhöhten Vorschüben wirken höhere Schnittkraft und Passivkraft auf die Bohrungs Oberfläche. Ein quantitativer Zusammenhang zwischen der Dicke des WEL und dem Vorschub bzw. der Kräfte kann nicht festgestellt werden.

Auffällig ist, dass die WEL deutlich besser in Vorschub-, als in Schnitttrichtung detektiert werden können. Von sechs detektierten WEL in Vorschubrichtung

konnten nur zwei in Schnittrichtung nachgewiesen werden. Neben der Entstehung scheint auch die Ausbildung der WEL durch den Vorschub beeinflusst zu werden. **Abbildung 6.7** gibt weitere Hinweise auf den Einfluss des Vorschubs auf die Bildung der WEL. Über den gesamten Weg in Vorschubrichtung ist ein fragmentarischer WEL zu erkennen.

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,225 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

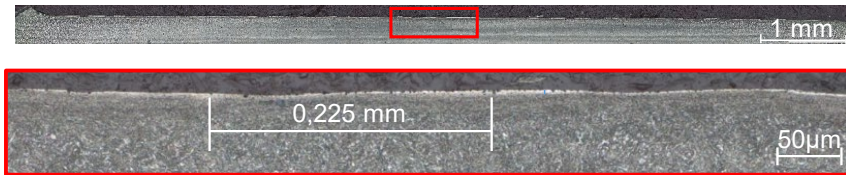


Abbildung 6.7.: Schliff in Vorschubrichtung über den gesamten Bohrweg einer Probe aus 42CrMo4+QT

In der Vergrößerung wird deutlich, dass die Bereiche mit WEL im Abstand des Vorschubs auftreten. Die Bildung der weißen Schicht ist scheinbar auf einen kleinen Bereich an der Nebenschneide oder Rundschliffase begrenzt. Dieser Bereich wandert während des Prozesses, durch den kontinuierlichen Vorschub helixförmig über die Bohrungswand. Die Schiffe der höchsten Stellgrößenkombination haben in beiden Richtungen durchgehende WEL gezeigt. Der Bereich, in dem sich der WEL an der Schneide bildet, kann demnach größer als der Vorschub werden.

In **Abbildung 6.8** sind die Schlibfbilder in Schnitt- und Vorschubrichtung des austenitischen Werkstoffs X2CrNi18-9 gezeigt. Im Gegensatz zu den Vergütungsstahlproben ist die deutlichste Beeinflussung der Randzone in Schnittrichtung zu sehen. In Vorschubrichtung ist das charakteristische Austenitgefüge mit den Zwillingskorngrenzen (vgl. Abb. 4.1b) deutlich sichtbar. Teilweise sind in dieser Ansicht dunkle Bereiche, in denen sich Gleitlinien bilden, in der Randzone vorhanden. Die länglichen dunklen Bereiche z.B. bei $v_c = 80 \text{ m/min}$ und $f = 0,2 \text{ mm}$ können als Seigerungen/Einschlüsse im Gefüge identifiziert werden. In Schnittrichtung sind die Gleitlinien deutlicher in der Randzone zu erkennen. Zum Teil

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

sind die Bereiche so ausgeprägt, dass das Grundgefüge nicht mehr zu erkennen ist. Die Einschlüsse stellen sich in dieser Ansicht als schwarze Punkte an den Korngrenzen dar. Hieraus lässt sich schließen, dass die Umformung der Bohrungsrandzone durch die Außenschneide in Schnittrichtung größer ist als in Vorschubrichtung.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	AlTiN

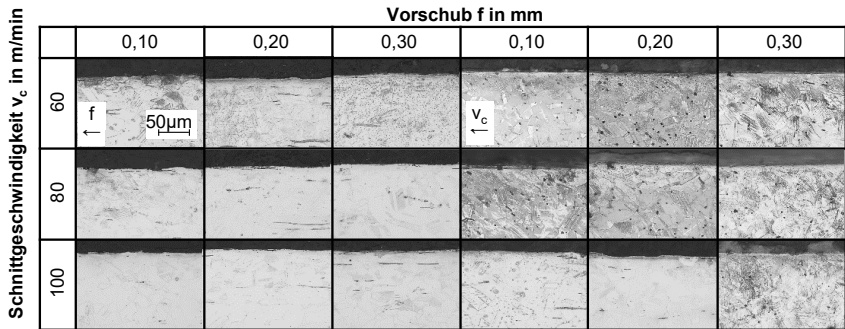


Abbildung 6.8.: Randzonen der Proben aus X2CrNi18-9 in Schnitt- und Vorschubrichtung

Es ist bekannt, dass an sich schneidenden Scherbändern/Gleitebenen die Keimbildung für α -Martensit, also eine Phasenumwandlung des Gefüges, begünstigt wird. Gleichzeitig hat die Temperatur während der Verformung einen signifikanten Einfluss auf die Phasenumwandlung von Austenit in Martensit. Die Bildung von verformungsinduziertem Martensit in der Randzone kann aufgrund der Schlibilder nicht ausgeschlossen werden, da martensitische Phasenanteile durch die verwendete Ätzung ebenfalls dunkel dargestellt werden. Des Weiteren ist die Erhöhung der Randzonenhärte durch die für diesen Werkstoff charakteristische Kaltverfestigung sehr wahrscheinlich [Nik08].

Um eine mögliche Martensitbildung in den Analogieproben zu quantifizieren, wurden Messungen mit einem Ferritscope durchgeführt. Ein Ferritscope misst, auf Grundlage der Wirbelstromprüfung, den ferromagnetischen Anteil des Gefüges, das sog. Ferrit-Äquivalent. Verformungsinduzierter Martensit ist ferromagnetisch

und wird daher bei der Messung in das Ferrit-Äquivalent eingerechnet. **Tabelle 6.2** stellt die Messungen der X2CrNi18-9-Proben mit einer lösungsgeglühten X2CrNi18-9-Probe und einer Probe aus 42CrMo4+QT gegenüber.

Tabelle 6.2.: Ferrit-Äquivalent in Prozent der Analogieproben im Vergleich

X2CrNi18-9	X2CrNi18-9+AT	42CrMo4+QT
0,32–0,55 %	0,10–0,25 %	95,12 %

Unter der Annahme, dass im lösungsgeglühten Zustand kein Martensit mehr vorliegt, kann das geringe Ferrit-Äquivalent nur mit dem Vorliegen von δ -Ferrit erklärt werden. Die ermittelten Werte deuten darauf hin, dass durch die Bearbeitung mit der Außenschneide ein geringer Anteil verformungsinduzierter Martensit umgewandelt wurde. Das Ferrit-Äquivalent beträgt dennoch nur ein Bruchteil von dem des Vergütungsstahls. Insgesamt ist der ferromagnetische Anteil zu gering, um zuverlässige Messungen mit dem magnetischen Barkhausenrauschen durchzuführen. Aus diesem Grund werden mit dem austenitischen Werkstoff keine Messungen zur Qualifizierung des MBR durchgeführt.

Aus den lichtmikroskopischen Untersuchungen wird deutlich, dass unabhängig des Werkstoffs eine Betrachtung der Randzonen in Vorschub- und Schnitttrichtung sinnvoll ist. Je nach Werkstoff ist der Konditionierungseffekt oder eine beginnende Phasenumwandlung der Randzone bereits bei geringeren Prozessstellgrößen in einer der beiden Richtungen erkennbar.

6.4.1. Analyse der Randzonenhärte

Zur Ermittlung der Randzonenhärte wurden in den Proben Mikrohärtmessungen nach Vickers HV 0,01 in einem Raster durchgeführt. Das Raster in den Vergütungsstahlproben besteht aus zehn Reihen in einem Abstand von $a = 100 \mu\text{m}$, jede Reihe beginnt $a = 5 \mu\text{m}$ unter der Bohrungsfläche. Darauf folgen sieben weiteren Messungen im Abstand $a = 15 \mu\text{m}$ zueinander.

Abbildung 6.9 zeigt die Ergebnisse der Raster-Mikrohärtmessungen. Direkt unter der Bohrungsfläche wurde in allen Proben ein signifikanter Anstieg der Härte festgestellt. In Proben, die mit höheren Prozessstellgrößen gebohrt wurden, kann die Aufhärtung bis zu $a = 20 \mu\text{m}$ unter der Bohrungsfläche festgestellt werden. In größeren Abständen weisen alle Proben die Grundhärte $H \approx 330 \text{ HV } 0,01$ auf. Die geringste Härtesteigerung wird bei der kleinsten Schnittgeschwindigkeit ermittelt. Die maximale Steigerung für $v_c = 60 \text{ m/min}$

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

beträgt ca. das Doppelte der Grundhärte $H \approx 660 \text{ HV } 0,01$.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

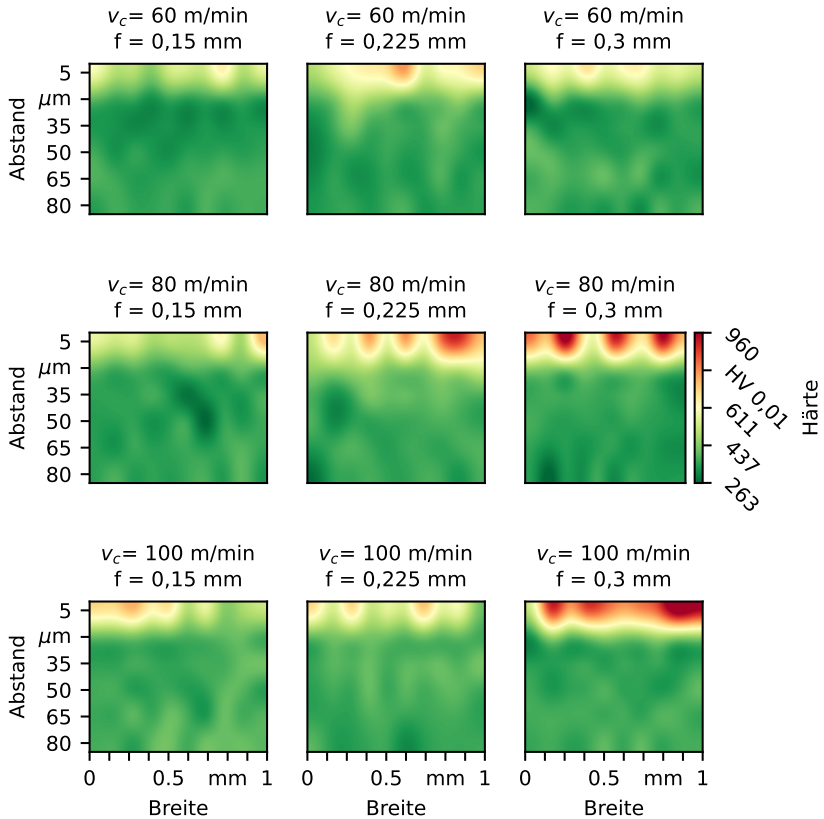


Abbildung 6.9.: Darstellung der Randzonenhärte der Vergütungsstahlproben

Mit erhöhten Prozessstellgrößen steigen die Aufhärtung und die Größe der beeinflussten Randzone signifikant. Proben mit einer WEL-Dicke von $s_{WEL} > 5 \mu\text{m}$ (vgl. Abb. 6.6) können eine Randzonenhärte aufweisen, die mehr als doppelt so hoch ist wie die Härte des Grundmaterials. Beim Einsatz der höchsten Parameter ($v_c = 100 \text{ m/min}$; $f = 0,3 \text{ mm}$) kann eine Härtesteigerung auf etwa das Dreifache der Grundhärte $H \approx 960 \text{ HV } 0,01$ festgestellt werden. Die Härte der Proben mit WEL ist in der Nähe der Bohrungsoberfläche höher als die der Proben ohne WEL. Neben der Bildung von WEL muss es einen zweiten Mechanismus zur Härtesteigerung in der Bohrungsrandzone geben (siehe **Kapitel 7.4.3**).

Abbildung 6.10 zeigt analog zu den Vergütungsstahlproben die Härtemessungen der Edelstahlproben. In den Schlibfbildern der austenitischen Proben ist eine tiefere Beeinflussung der Randzone als bei den Vergütungsstahlproben zu sehen (vgl. Abb. 6.8). Aus diesem Grund wurde das Raster der Messpunkte geändert. Das Raster besteht aus drei Reihen in einem Abstand von $a = 500 \mu\text{m}$, welche $a = 10 \mu\text{m}$ unter der Bohrungsoberfläche mit neun weiteren Messungen im Abstand $a = 20 \mu\text{m}$ angeordnet sind. Der größere Abstand zum Rand ist nötig, da der Werkstoff X2CrNi18-9 weicher ist als 42CrMo4+QT (Grundhärte X2CrNi18-9; $H \approx 220...250 \text{ HV } 0,01$).

Alle Proben weisen einen mehr oder weniger stark ausgeprägten Härtegradienten auf. Durch den Einsatz höherer Prozessstellgrößen steigt die maximale Randzonenhärte. Mit den geringsten Stellgrößen wird direkt unter der Bohrungsoberfläche mehr als das Doppelte der Grundhärte erreicht $H \approx 550 \text{ HV } 0,01$. Bei der höchsten Prozessstellgrößenkombination wird fast das Dreifache der Grundhärte $H \approx 742 \text{ HV } 0,01$ und in einem Abstand $a = 50 \mu\text{m}$ eine Härte von $H > 500 \text{ HV } 0,01$ erreicht. Die Aufhärtung ist auf die Kaltverfestigung des Werkstoffs zurückzuführen. Die Verformung ist direkt unter der Oberfläche am größten und nimmt mit zunehmendem Abstand ab. Direkt unter der Oberfläche können geringe Martensitanteile vorliegen, wodurch sich die sehr hohen Härten erklären.

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = \text{var}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	Unb. + poliert

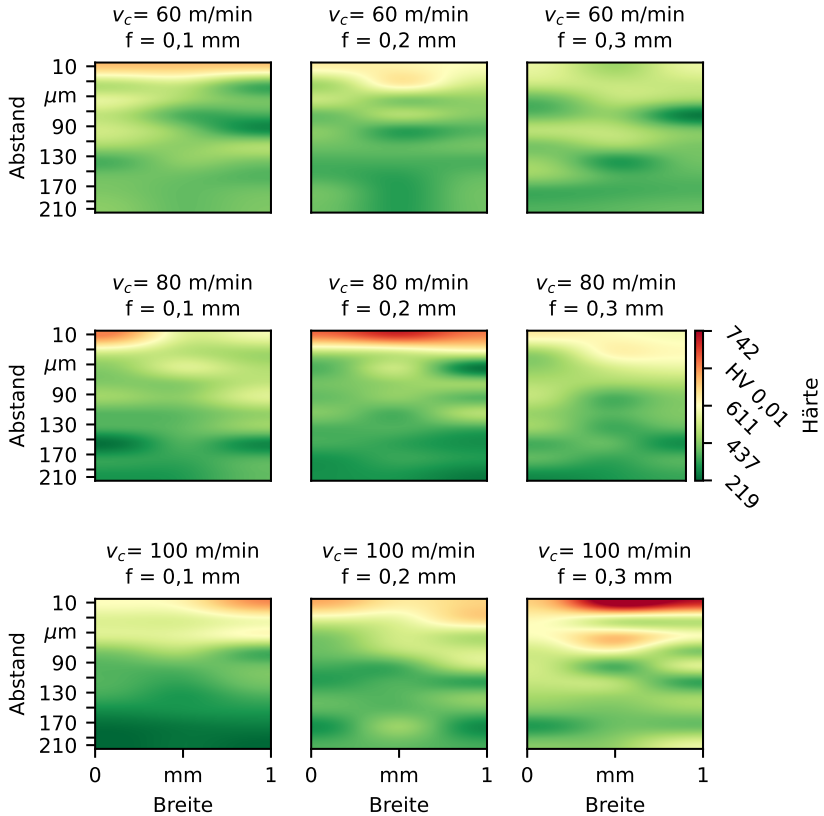


Abbildung 6.10.: Darstellung der Randzonenhärte der austenitischen Proben

6.4.2. Analyse der Eigenspannungen

Die Ergebnisse der XRD-Messungen der oberflächennahen Eigenspannungen sind in **Abbildungen 6.11** dargestellt. Alle Messungen sind in einer Bohrtiefe $l_B = 5 \text{ mm}$ ermittelt worden. Die Fehlerbalken geben den statistischen Fehler bei

der Berechnung der Intensität der Eigenspannung (σ) an. Überwiegend weisen die Proben Druckeigenspannungen in Umfangs- bzw. Schnitttrichtung auf. Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten ($v_c = 100$ m/min) und hohen Vorschüben werden bei den mit TiN-beschichteten und unbeschichteten Schneiden bearbeiteten Proben Zugeigenspannungen mit geringer Intensität beobachtet.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5$ mm	Ausführung:	var.

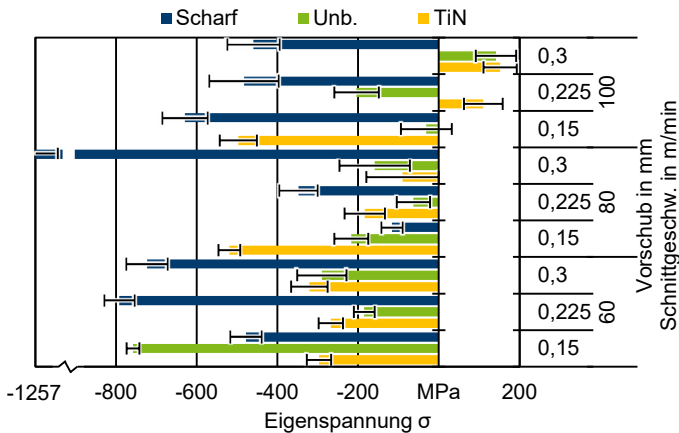


Abbildung 6.11.: Messung der oberflächennahen Eigenspannungen

Im unbeschichteten scharfen Zustand erzeugten die Außenschneiden stets Druckeigenspannungen von bis zu $\sigma \approx 1.250$ MPa ($v_c = 80$ m/min; $f = 0,3$ mm). Für sieben der neun untersuchten Parameterkombinationen führt die Außenschneide im schlicfscharfen Zustand zur höchsten Intensität der Druckeigenspannungen. Der Grund dafür kann in der thermomechanischen Belastung liegen, die durch die unterschiedlichen Schneidkantenausführungen auf die Randzone einwirken. *Outeiro* konnte nachweisen, dass im Orthogonalschnitt in einem C45-Vergütungsstahl erhöhte oberflächennahe Zugeigenspannungen mit größeren Schneidkantenradien auftreten. Je geringer der Schneidkantenradius, bzw. je schärfer die Schneidkante, desto ausgeprägter die Druckeigenspannungen in der Randzone ab einem Abstand von der Oberfläche $a > 25$ μm [Sil20; Out20].

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

Ein weiterer Grund könnte eine Unstetigkeit des Eigenspannungszustands über den Bohrweg sein. **Abbildung 6.12** zeigt die Eigenspannungsmessung entlang des Bohrwegs in Abständen von $a = 1$ mm. Aufgrund der Größe des Messflecks können der vorderste und hinterste Bereich der Probe nicht gemessen werden.

Schnittgeschw.:	$v_c = 80$ m/min	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,15$ mm	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5$ mm	Beschichtung:	TiN

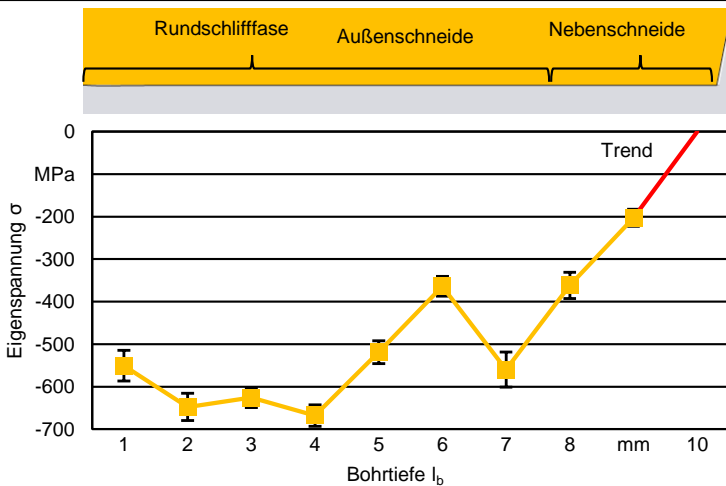


Abbildung 6.12.: Oberflächennahe Eigenspannungen entlang der Bohrtiefe

Das Diagramm zeigt, dass der Eigenspannungszustand sich nicht gleichförmig über den Außenschneideneingriff ausprägt. Jeder betrachtete Bereich der Oberfläche wurde unterschiedlich häufig von der Nebenschneide und der Rundschliffase überfahren, wodurch sich die unterschiedlichen Messwerte erklären lassen. Es ist zu erkennen, dass über den Bereich des Nebenschneideneingriffs eine Druckeigenspannung aufgebaut wird und über den Eingriffsbereich der Rundschliffase weitere Druckeigenspannungen eingebracht werden. Die drei Messpunkte am Ende der Probe deuten einen Trend in Richtung der Schneidenecke an. Der Trend lässt vermuten, dass initial durch die Schneide eine sehr leichte Druck- oder Zugeigenspannung eingebracht wird. Der Vorschub bestimmt wie häufig ein Bereich von der Nebenschneide und der Rundschliffase konditioniert wird. Der

Bereich bei dem Bohrweg $l_B = 9$ mm ist bereits sechsmal von der Außenschneide überlaufen. Aufgrund der gezeigten Zusammenhänge kann nicht ausgeschlossen werden, dass bei höheren Prozessstellgrößen auch Zugeigenspannungen in der Probenmitte vorliegen können.

6.4.3. Mikromagnetische Analyse der Randzone

Die Ergebnisse der XRD-Messungen und der Gefügeanalysen werden in **Abbildung 6.13** mit den Messungen des magnetischen Barkhausenrauschen MBR verglichen. Dabei sind die Balken die Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen und werden auf der linken Achse dargestellt, eine Schraffur steht für eine Randzone ohne WEL, die schwarzen Markierungen sind die MBR-Messungen und beziehen sich auf die rechte Achse.

Alle Proben mit WEL weisen geringere MBR-Amplituden von $M_{MAX} < 5$ mV, als Proben ohne WEL auf ($M_{MAX} \approx 9\text{--}17$ mV). Die unterschiedlichen Amplituden können aus der Mikrostruktur z.B. der Korngröße innerhalb der Bohrungsrandzone resultieren. Eine feinere Mikrostruktur führt zu einer höheren Anzahl von Korngrenzen sowie einer hohen Versetzungsdichte, wodurch die MBR-Amplitude beeinflusst wird (vgl. **Kapitel 5.7**). Die Mikrohärtigkeit ist abhängig von der Mikrostruktur des Gefüges und hat einen Einfluss auf die MBR-Amplitude. Ob die Randzonenhärtigkeit oder die Mikrostruktur das MBR-Signal stärker beeinflussen, lässt sich an den Versuchen mit den Prozessstellgrößen $v_c = 60$ m/min und $f = 0,3$ mm sowie $v_c = 100$ m/min und $f = 0,15$ mm herausfinden. Beide weisen sehr ähnliche Mikrohärtigkeitsverläufe auf; die MBR-Amplituden unterschieden sich jedoch signifikant. Die Auswertung der Mikrohärtigkeit deutet darauf hin, dass die WEL überwiegend aus Martensit bestehen, der magnetisch hart ist und daher zu relativ niedrigen MBR-Amplituden führt. Der WEL der Probe mit $v_c = 60$ m/min und $f = 0,3$ mm ist zu klein, um die durchgeführte Mikrohärtigkeitsmessung signifikant zu beeinflussen. Trotzdem zeigt die Probe vergleichbare MBR-Amplituden, wie Proben mit stark ausgeprägten WEL. Hieraus lässt sich schließen, dass ein WEL einen dominierenden Effekt auf das MBR-Signal hat.

6. Einfluss der Außenschneide auf die Surface Integrity

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Schnitttiefe :	$a_p = 2,5 \text{ mm}$	Beschichtung:	TiN

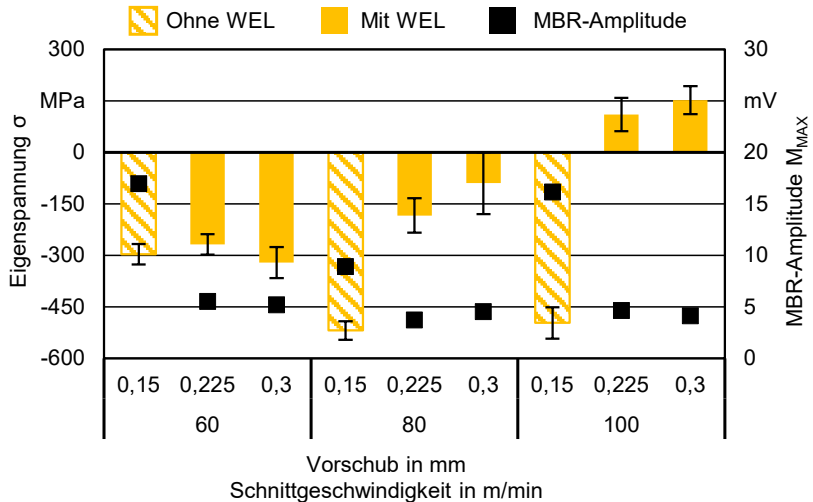


Abbildung 6.13.: Eigenspannung und WEL-Bildung im Vergleich mit der MBR-Amplitude

Die Ergebnisse der MBR-Analyse lassen keine eindeutige Korrelation zwischen dem Eigenspannungszustand und der MBR-Amplitude erkennen. Eine mit geringer Schnittgeschwindigkeit und hohem Vorschub ($v_c = 60 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$) gebohrte Probe zeigt trotz deutlich ausgeprägter Druckeigenstressungen in der Randzone ähnliche MBR-Amplituden wie eine mit den höchsten Parametern ($v_c = 100 \text{ m/min}$ und $f = 0,3 \text{ mm}$) gebohrte Probe, welche Zugeigenstressung aufweist. Auf der Grundlage dieser Ergebnisse kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die MBR-Analyse zur schnellen und zerstörungsfreien WEL-Detektion verwendet werden kann und dass das Vorhandensein von WEL den Einfluss anderer Eigenschaften auf die MBR-Amplitude überdecken kann. Diese Schlussfolgerung wird bei der Analyse der BTA-gebohrten Proben (**Kapitel 7.4.4**) ein weiteres Mal überprüft.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Beim BTA-Tiefbohren sind die Kräfte und Temperaturen, die auf die Wirkelemente einwirken, nicht auf punktuelle Bereiche beschränkt. Vielmehr erfolgt eine komplexe Verteilung von thermischen und mechanischen Belastungen entlang der dreidimensionalen Kontaktflächen der Werkzeugelemente. Diese Kontaktflächen an der Außenschneide und der ersten Führungsleiste sind beispielhaft in **Abbildung 7.1** darstellt.

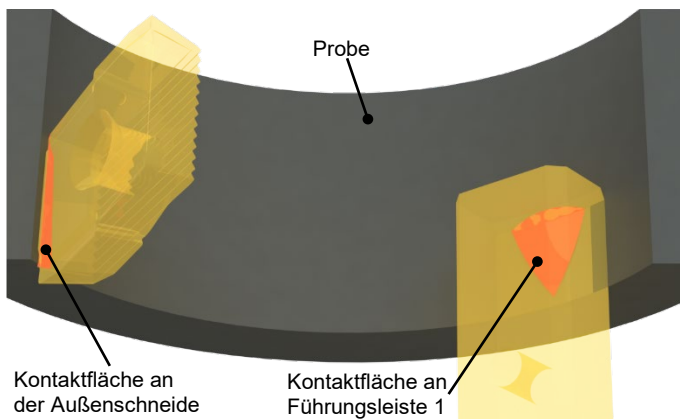


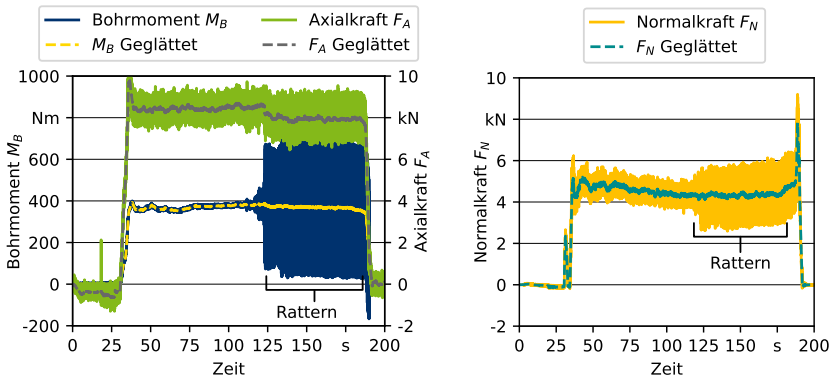
Abbildung 7.1.: Beispielhafte Kontaktflächen an der Außenschneide und der ersten Führungsleiste beim BTA-Tiefbohren

Diese Belastungsverteilung ist jedoch nicht homogen über die Flächen verteilt. In den anschließenden Untersuchungen werden diese komplexen Lastverteilungen oft durch einzelne Messwerte oder statistische Auswertungen vereinfacht dargestellt, um eine bessere Handhabbarkeit und Interpretation der Daten zu ermöglichen.

7.1. Analyse der mechanischen Prozesskenngrößen beim BTA-Tiefbohren

Abbildung 7.2 zeigt die in diesem Kapitel analysierten mechanischen Prozesskenngrößen und Prozesszustände. Grundsätzlich wird zwischen dem stabilen und dem dynamisch angeregten Zustand unterschieden. Diagramm 7.2a zeigt das Bohrmoment (M_B) und die Axialkraft (F_A) die am Bohrohr aufgenommen werden (vgl. Kapitel 5.1).

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek T. 12 mod
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN



(a) Bohrmoment und Axialkraft

(b) Führungsleistennormalkraft

Abbildung 7.2.: Axialkraft, Bohrmoment und Normalkraft unter der Führungsleiste in Abhängigkeit des Prozesszustands des BTA-Prozesses

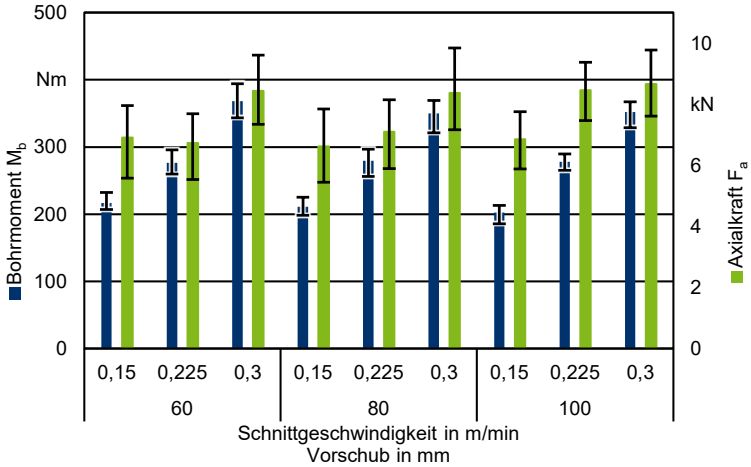
Daneben wird in Diagramm 7.2b die Führungsleistennormalkraft, die unter der ersten Führungsleiste gemessen wird, dargestellt. In beiden Diagrammen ist sowohl der stabile Bereich, als auch der dynamisch angeregte Bereich zu erkennen, der mit „Rattern“ gekennzeichnet ist. Alle mechanischen Prozesskenngrößen sind im dynamisch angeregten Zustand deutlich verändert. Aus diesem Grund muss das Verhalten der mechanischen Prozesskenngrößen im stabilen Zustand anders betrachtet werden als im instabilen Zustand.

7.1.1. Bohrmoment- und Axialkraftanalyse

Im stabilen Prozesszustand, ohne Ratterschwingungen, können die mechanischen Prozesskenngrößen wie in **Abbildung 7.3a** dargestellt werden. Die Balken zeigen den Mittelwert (geglättete Kurven in **Abbildung 7.2a**) an. Die Fehlerindikatoren zeigen die Schwankungsbreite um den Mittelwert an. Da keine Schwingungen oder andere äußere Einflüsse vorliegen, verteilen sich die Werte um den Mittelwert ähnlich einer Normalverteilung. In **Abbildung 7.3b** und **7.3c** sind diese Verteilungen des Bohrmoments und der Axialkraft aus einem festen Zeitraum in einem Histogramm aufgetragen. Die dargestellten mechanischen Prozesskenngrößen zeigen einen Einfluss des Vorschubs und der Schnittgeschwindigkeit auf das Bohrmoment. Eine Erhöhung des Vorschubs führt zu einer Steigerung des Bohrmoments, während das Bohrmoment bei einer Zunahme der Schnittgeschwindigkeit leicht abnimmt. Mit zunehmendem Vorschub steigt die Spannungsdicke, wodurch die Schnittkraft ansteigt. Im Gegensatz dazu führt eine höhere Schnittgeschwindigkeit, aufgrund der thermischen Entfestigung, zu einer leicht verminderten Schnittkraft. Die Momentengleichung 2.2 wird von der Schnittkraft direkt beeinflusst. Bei stabilen Prozessbedingungen ist es plausibel, dass das Bohrmoment sich analog zur Schnittkraft verhält.

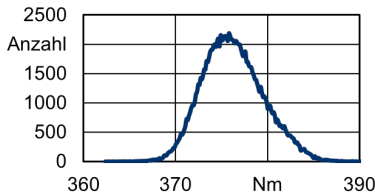
7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek T. 12 mod
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

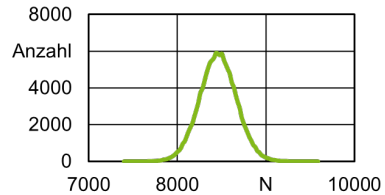


(a) Bohrmoment und Axialkraft

Histogramm aus Abbildung 7.2 aus dem Zeitraum $t = 80 \dots 120 \text{ s}$



(b) Verteilung des Bohrmoments



(c) Verteilung der Axialkraft

Abbildung 7.3.: Mechanische Prozesskenngrößen in Abhängigkeit der Prozessstellgrößen

Die Axialkraft nimmt ebenfalls bei steigendem Vorschub zu. Dieses Verhalten lässt sich analog zum Bohrmoment erklären. In der empirisch ermittelten Formel 2.3 für die Axialkraft ist der Vorschub einer der Haupteinflussfaktoren. Die Histogramme in **Abbildung 7.4** zeigen die Häufigkeit des gemessenen

Bohrmomentes und der Axialkraft im schwingenden Prozesszustand aus Abbildung 7.2a. Die Verteilung der Axialkraft in diesem Zeitraum unterscheidet sich von der Verteilung im stabilen Zustand. Das Maximum ist in Richtung der geringen Kräfte verschoben. Dort wo das Maximum im stabilen Zustand liegt, ist in diesem Fall ein Sattelpunkt. Durch die Anregung des Systems ändert sich die Verteilung der Werte. In diesem Fall ist die Ähnlichkeit zur Verteilung im stabilen Zustand noch erkennbar.

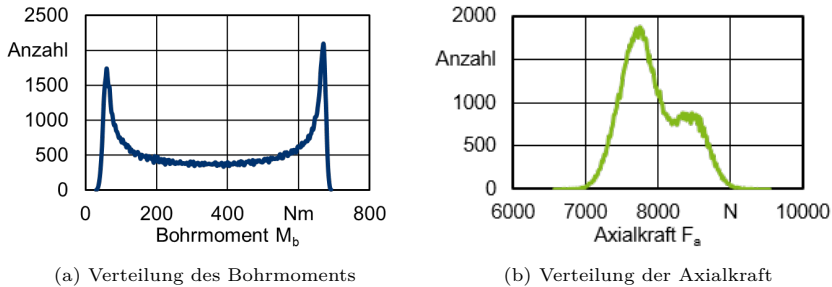


Abbildung 7.4.: Histogramm aus Abbildung 7.2 aus dem Zeitraum $t = 145\text{--}175\text{ s}$

Durch auftretende Torsionsschwingungen ändert sich die Verteilung des Bohr­moments deutlich im Gegensatz zum stabilen Zustand. Die Verteilung weist zwei deutliche Maxima an den Enden auf. Dennoch beträgt auch in diesem Zustand das durchschnittliche Bohr­moment $M_B = 370\text{ N m}$. Durch die Torsionsschwin­gungen erreichen mehr als 30% der Messwerte über $M_B = 555\text{ N m}$, was 150% des durchschnittlichen Bohr­moments entspricht. Durch diesen Vergleich wird deutlich, dass eine Darstellung, wie in Abbildung 7.2a, im dynamisch angeregten Fall das Bohr­moment nur unzureichend beschreibt. Aus diesem Grund wird im Folgenden eine andere Darstellungsform gewählt.

In **Abbildung 7.5** sind das Bohr­moment und die Axialkraft, aus der zweiten 42CrMo4+QT-Versuchsreihe, als Violinen-Plot dargestellt. Es handelt sich um eine quantitative Datenvisualisierung, die neben dem Mittelwert und der Schwan­kungsbreite auch die Messwertverteilung zeigt. Wie zuvor gezeigt, kann hieraus auf den dynamischen Zustand des Prozesses geschlossen werden.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek T. 12 mod
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

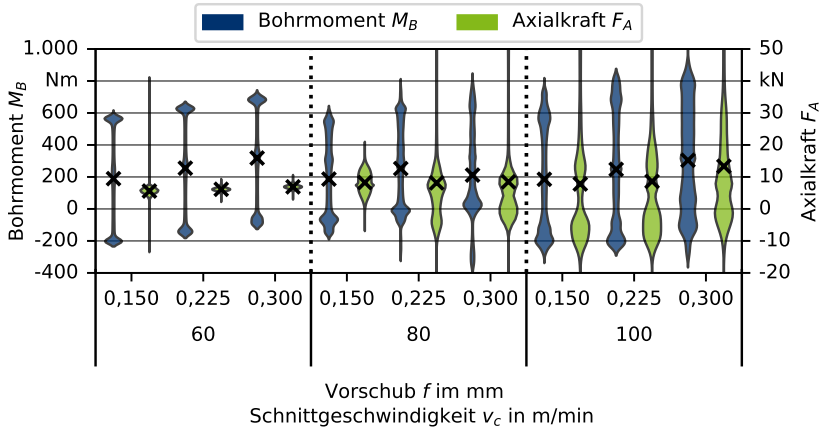


Abbildung 7.5.: Übersichtsdarstellung des Bohrmoments und der Axialkraft mit Violinen-Plots

In der Abbildung liegen bei jeder Parametervariation Ratterschwingungen vor, wie an den Verteilungen des Bohrmoments erkennbar ist. Das Bohrmoment steigt mit der Erhöhung des Vorschubs wie bei dem stabilen Prozess in Abbildung 7.3a. Durch die Violinen-Plots wird z.B. bei einer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 60$ m/min deutlich, dass ein signifikanter Anteil der Messwerte weit über dem durchschnittlichen Bohrmoment liegt. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf das mittlere Bohrmoment ist in diesen Messungen nicht zu erkennen, dafür steigt die Schwankungsbreite mit der Schnittgeschwindigkeit. In den Axialkraftmessungen werden die Schwingungen erst ab einer Schnittgeschwindigkeit $v_c \geq 80$ m/min deutlich. Die Gesamtschwankungsbreite erreicht bis zu $\Delta F_A \approx 70$ kN, die meisten Messwerte liegen im Bereich $F_A = -10 \dots 30$ kN. Die ermittelten Axialkräfte zeigen eine ungewöhnlich hohe Schwankungsbreite, während die durchschnittlichen Axialkräfte auf einem normalen Niveau liegen. Es ist anzunehmen, dass die DMS in axialer Richtung durch die starken Schwingungen überlastet wurden und dadurch die hohen Schwankungsbreiten gemessen wurden. Eine detaillierte Betrachtung mit Bezug zum Bohrmoment und den

Ratterschwingungen wird in Kapitel 7.2 durchgeführt. Der Einfluss des Vorschubs ist wie im stabilen Zustand vorhanden.

Analog zu den Experimenten mit dem Werkstoff 42CrMo4+QT präsentiert **Abbildung 7.6** die Messergebnisse für Bohrmomente und Axialkräfte der Proben aus X2CrNi18-9. Es ist ersichtlich, dass nahezu alle Bohrmomente Schwingungen aufweisen. Die Torsionsschwingungen sind ausnahmslos unmittelbar nach der Anbohrphase aufgetreten.

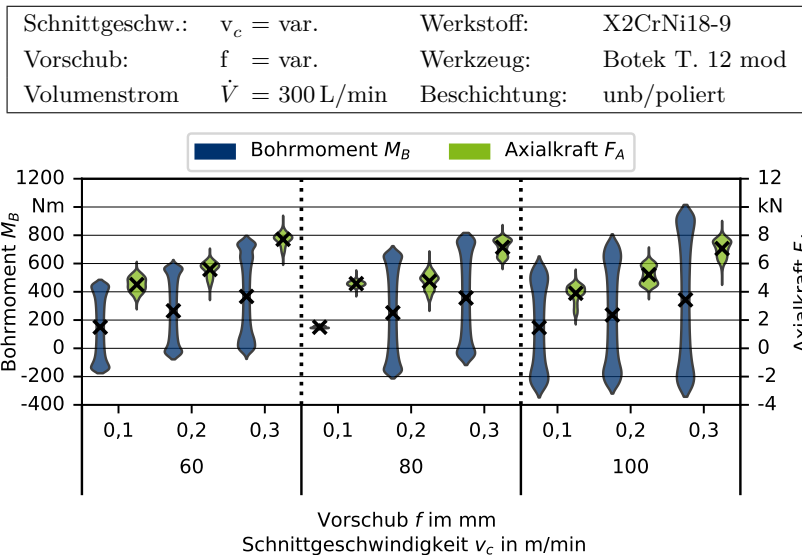


Abbildung 7.6.: Übersichtsdarstellung des Bohrmoments und der Axialkraft beim BTA-Tiefbohren des austenitischen Werkstoffs

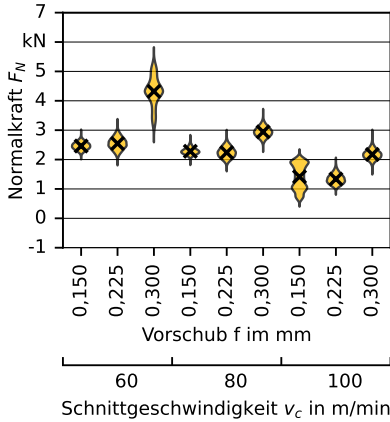
Die Erkenntnisse bezüglich des Einflusses von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit lassen sich bei diesem Werkstoff in gleicher Weise wie zuvor für 42CrMo4+QT feststellen. Mit zunehmendem Vorschub steigt das Bohrmoment. In Bezug auf die Schnittgeschwindigkeit zeigt sich eine leichte Abnahme des Bohrmoments bei Erhöhung derselben. Während die höchsten Vorschübe ein vergleichbares mittleres Bohrmoment in Bezug zu 42CrMo4+QT erreichen, sind die Bohrmomente für geringe Vorschübe niedriger. Diese Beobachtung lässt sich mit den

Werkstoffeigenschaften erklären. Aufgrund der geringeren Festigkeit des austenitischen Werkstoffs wird weniger Energie bzw. Kraft benötigt um das Material zu trennen. Gleichzeitig weist der austenitische Werkstoff eine ausgeprägte adhäsive Neigung auf, wodurch die Reibungskräfte an den Führungsleisten steigen und damit das Bohrmoment erhöht wird (vgl. Gleichung 2.2) [Bru01; Abr17]. Obwohl die Bohrmomente für die verschiedenen Messungen etwa gleich sind, liegen die durchschnittlichen Axialkräfte für die Proben aus den Versuchsreihen mit 42CrMo4+QT um $F_A \sim 4...24\%$ höher als bei den Vergleichsproben aus X2CrNi18-9. Da das Bohrmoment aus den Anteilen für Zerspanung, Reibung und Umformung besteht und für beide Werkstoffe konstant bleibt, müssen sich andere Komponenten ändern, wenn der Anteil der Zerspanung in Form der Axialkraft steigt. Der Anstieg der Reibung und der damit verbundenen Umformung lässt sich durch die Anhaftung von Material an den Führungsleisten erklären. Werkstoffpartikel haften an den Schneiden und insbesondere an den Führungsleisten, was zu Schwankungen in den Kräften und zur Anregung von Torsionsschwingungen führt.

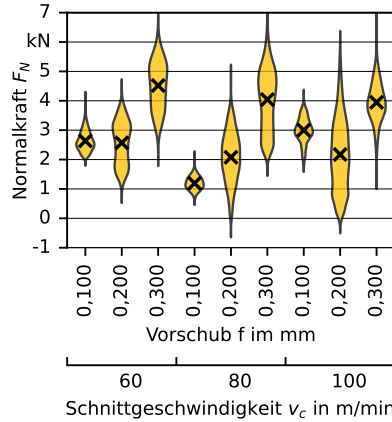
7.1.2. Analyse der Führungsleistennormalkraft

Die Normalkraft an der ersten Führungsleiste ist ein wichtiger mechanischer Faktor im thermomechanischen Belastungskollektiv und trägt zur Konditionierung der Bohrungsrandzone durch Einebnung und Glättung bei. In **Abbildung 7.7** sind die Messungen der Normalkraft aus den Versuchsreihen mit 42CrMo4+QT und X2CrNi18-9 gezeigt. In der ersten Versuchsreihe mit dem Vergütungsstahl sind nur bei der Stellgrößenkombination $v_c = 60$ m/min und $f = 0,3$ mm Ratterschwingungen aufgetreten (vgl. **Abbildung 7.2**), wie an der erhöhten Schwankungsbreite zu erkennen ist. Die Versuchsreihe mit den austenitischen Werkstoff hat lediglich bei der Kombination $v_c = 80$ m/min und $f = 0,1$ mm keine Ratterschwingungen gezeigt. Bei diesem Versuch ist die Schwankungsbreite am geringsten.

Schnittgeschw.: $v_c = \text{var.}$	Werkstoff: var.
Vorschub: $f = \text{var.}$	Werkzeug: Botek T. 12 mod
Volumenstrom $\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung: var.



(a) Werkstoff: 42CrMo4+QT



(b) Werkstoff: X2CrNi18-9

Abbildung 7.7.: Ergebnisse der Normalkraftmessung an der ersten Führungsleiste

Der Vergleich der Prozessstellgrößen zeigt eine Abhängigkeit der gemittelten Normalkraft zum Vorschub und der Schnittgeschwindigkeit. Eine Erhöhung des Vorschubs resultiert in einer Zunahme der Normalkraft. Da die Schnittkraft einen signifikanten Einfluss auf die Führungsleistennormalkraft der ersten Führungsleiste hat (Gleichung 2.5), zeigt sich derselbe Zusammenhang wie beim Bohrmoment, den Schnittkräften und dem Vorschub. Bei steigender Schnittgeschwindigkeit ist eine deutliche Senkung der mittleren Normalkraft für den Werkstoff 42CrMo4 zu beobachten. Im austenitischen Werkstoff ist eine leichte Reduktion der Normalkräfte, mit steigender Schnittgeschwindigkeit, zu erkennen. Da das Bohrmoment durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit sinkt (vgl. Kapitel 7.1.1), ist von einer Senkung der Normalkraft durch die thermische Entfestigung auszugehen. Das Verhalten der mittleren Normalkraft, eine Reduktion um $F_N \sim -40\%$ von $F_N = 2.480 \text{ N} \rightarrow 1.433 \text{ N}$ durch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 60 \text{ m/min} \rightarrow v_c = 100 \text{ m/min}$ im Werkstoff 42CrMo4, kann mit der thermischen Entfestigung allein nicht erklärt werden. Eine Erklärung bietet die Betrachtung der resultierenden Radialkraft beim BTA-Tiefbohren.

Die Richtung der Radialkraft am Bohrkopf ändert sich, wodurch die zweite Führungsleiste im Verhältnis stärker belastet wird. Bei Untersuchungen von *Abrahams* konnte in Analogieversuchen eine Orientierungsänderung der Radialkraft beobachtet werden [Abr17].

Die durchschnittliche Normalkraft ist beim BTA-Tiefbohren von X2CrNi18-9 gegenüber den Messungen in 42CrMo4+QT höher. Im Vergleich der Kräfte beim höchsten Vorschub $f = 0,3 \text{ mm}$ wird der Unterschied am deutlichsten. Die erhöhten mittleren Normalkräfte werden zum Teil durch das Rattern des Prozesses ausgelöst, wie die Verteilungen andeuten. Aufgrund der erwähnten Adhäsion sind Materialanhafungen an den Führungsleisten möglich. Dadurch kann die Führungsleiste über den Bohrweg Material ansammeln und temporär eine größere Höhe erreichen, woraus höhere Normal- und Reibungskräfte rühren.

7.2. Analyse der Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren

In diesem Kapitel werden Ergebnisse aus zwei unterschiedlichen Versuchsreihen genutzt, um die Prozessdynamik umfangreich zu beschreiben. Durch unterschiedliche Messmethoden und Abweichungen im Versuchsaufbau gelten für jede Versuchsreihe andere Randbedingungen, die in **Tabelle 7.1** zusammengefasst sind.

Tabelle 7.1.: Randbedingungen der Versuchsreihen

Merkmal	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 2
Werkstoff	42CrMo4+QT	42CrMo4+QT & X2CrNi18-9
Messgrößen	$M_B, F_A, \text{Schalldruck } (p_a)$	M_B, F_A, F_N
Abtastfrequenz	$F_{ab} = 25 \text{ kHz}$	$F_{ab} = 5 \text{ kHz}$
Torsionseigenfrequenzen	$\omega_{1;2;3} = 255; 766; 1.277 \text{ Hz}$	$\omega_{1;2;3} = 243; 728; 1.213 \text{ Hz}$

Die Torsionseigenfrequenzen der Versuchsaufbauten werden durch Messungen mit unterschiedlichen Methoden bestimmt. Der verwendete Ansatz für Versuchsreihe 2 ist der kontinuierliche Ansatz (Anhang A.1), indem der Bohrkopf als Vereinfachung zur Bohrröhrlänge hinzugerechnet wird.

Für Versuchsreihe 1 wird der Ansatz eines diskreten Modells nach *Webber* genutzt [Web07]. Für die Berechnung wird das Bohrröhr in ein System mit $N = 60$

Freiheitsgraden eingeteilt. Beim Vergleich mit der Berechnung durch den kontinuierlichen Ansatz ergibt sich eine Abweichung von weniger als 1%. Wird das letzte Element durch das angepasste Bohrkopf-Element ersetzt, verringern sich die ersten drei Torsionseigenfrequenzen um $\omega_{1,2,3} \sim -5,5\%$, im Vergleich zum kontinuierlichen Ansatz mit den Randbedingungen aus Versuchsreihe 2.

In **Abbildung 7.8** sind die Ergebnisse zur Schwingungsanalyse eines Versuchs aus Versuchsreihe 2 gezeigt. Es handelt sich um die Betrachtung der mit Rattern gekennzeichneten Bereiche aus Abbildung 7.2. Auf der linken Seite sind die während des Bohrprozess aufgenommenen mechanischen Prozesskenngrößen zu sehen. Auf der rechten Seite sind die Spektrogramme der angeregten Bereiche gezeigt. Zum Erstellen der Spektrogramme werden lediglich die Amplituden und nicht die Phasen berücksichtigt. Die Fast-Fourier-Transformation (FFT) wird mit einer Fensterbreite von 2.048 Datenpunkten verwendet, der Überlappungsgrad beträgt 25%. Durch die Abtastfrequenz ergibt sich die maximal ermittelbare Frequenz von $F = 2,5\text{kHz}$.

Bei der Analyse des Bohrmoments wird die zweite Eigenfrequenz (ω_2) als dominante Schwingung ermittelt. Das Spektrogramm der Normalkraft und der F_A zeigen ebenfalls ω_2 als dominante Eigenfrequenz. Zusätzlich sind in beiden Spektrogrammen doppelte und dreifache der ω_2 deutlich zu erkennen. Aus früheren Untersuchungen ist bekannt, dass die dominante Torsionsschwingung in der Regel eine der drei ersten Eigenfrequenzen ist und weitere Vielfache dieser dominanten Frequenz auftreten können, vgl. Kapitel 2.2.2.

Die gemessene dominante Frequenz ist keine Eigenfrequenz des Bohrrohrs in axialer Richtung. Hier muss es zu einer Beeinflussung durch die Ratterschwingungen kommen. Durch die Torsion des Bohrrohrs kann die Axialkraft auf zwei Arten beeinflusst werden. Zum einen kann durch die Verdrillung eine kleine Längenänderung des Bohrrohrs auftreten z.B. durch den sog. Poynting-Effekt ein Effekt der zweiten Ordnung in der Elastizitätstheorie, wodurch die Axialkraft, bzw. die Dehnung und damit die DMS in axialer Richtung, beeinflusst werden [BB88; Szo94]. Zum anderen vibriert die Schneide in Schnittrichtung durch das Rattern. Hierdurch kann die Zerspankraft mit den einzelnen Komponenten periodischen Schwankungen unterliegen. Durch die schwankende Vorschubkraft kann eine Schwingung in Vorschub- bzw. Axialrichtung des Bohrrohrs erzwungen werden.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek T. 12 mod
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

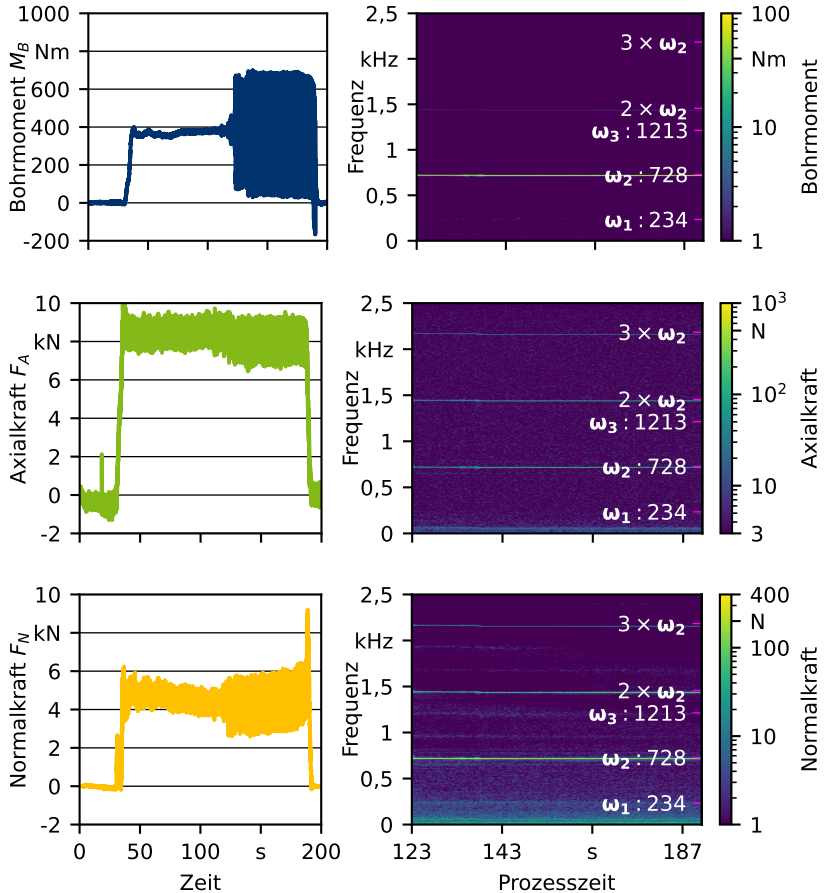


Abbildung 7.8.: Spektrogramme des Bohrmoments, Axialkraft und der Normalkraft unter der ersten Führungsleiste in 42CrMo4+QT

Die Führungsleistennormalkraft steht in direkter Abhängigkeit zur Schnittkraft und damit zum Bohrmoment, vgl. Gleichung 2.5. Schwankt das Bohrmoment muss die Normalkraft ebenfalls schwanken.

Zu bemerken ist, dass die Vielfachen der zweiten Eigenfrequenz nicht im Messschrieb des Bohrmoments ermittelt werden können, dafür in den anderen mechanischen Prozesskenngrößen sichtbar sind. Es ist möglich, dass die Vielfachen der Torsionseigenschwingungen im Bohrmomentmessschrieb vorhanden sind. Durch die gewählte Analyseverfahren werden diese aufgrund der logarithmischen Skalierung nicht darstellbar. Alternativ besteht die Möglichkeit, dass sich die Vielfachen der Eigenschwingung nur in Axialrichtung ausbilden und anschließend auf die Normalkraft übertragen. Durch die stirnseitige Fase der Führungsleiste (Abb. 2.13) wandelt sich eine Belastung in axialer Richtung teilweise in einen Anteil der Normalkraft um.

Abbildung 7.9 zeigt die Spektrogramme eines Versuchs im austenitischen Werkstoff. Durch die Adhäsionsneigung neigt der BTA-Prozess beim Bohren dieses Materials zu Ratterschwingungen. Im Gegensatz zu Abbildung 7.8 wird hier die gesamte Prozesszeit ausgewertet, da die Ratterschwingungen direkt nach dem Anbohrvorgang begonnen haben. Die Zeitachse der Normalkraft unterscheidet sich von den anderen beiden Zeitachsen, da die Messungen aufgrund der unterschiedlichen Messprinzipien nicht gleichzeitig gestartet und beendet wurden.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek T. 12 mod
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	BX/poliert

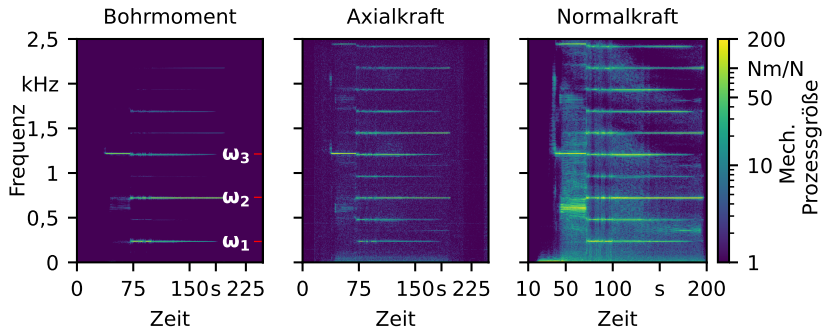


Abbildung 7.9.: Spektrogramme des Bohrmoments, Axialkraft und der Normalkraft unter der ersten Führungsleiste in X2CrNi18-9

Die Analyse der Diagramme zeigt, dass alle Spektrogramme nach der Anbohrphase Schwingungen aufweisen, die sich abwechselnd durch den gesamten Verlauf des BTA-Tiefbohrprozesses erstrecken. Es treten Frequenzen auf, in denen das System erst später anfängt zu schwingen und die Amplitude über die Zeit steigt. Nicht alle Frequenzen halten bis zum Ende des Prozesses an. Zustandsänderungen, die von der Prozesszeit oder der Bohrtiefe abhängen, führen zu einem Wechsel des Schwingverhaltens des Systems, wie schon *Webber* erkannte [Web07]. Im Messschrieb des Bohrmoments lassen sich die ersten drei Torsionseigenfrequenzen gut erkennen. Auffällig ist, dass zuerst die dritte Eigenfrequenz $\omega_3 = 1.213 \text{ Hz}$ dominant auftritt. Ab $t = 75 \text{ s}$ treten zeitgleich die Eigenfrequenzen $\omega_{1,2} = 234; 728 \text{ Hz}$ auf. Anschließend fällt die Amplitude von ω_3 deutlich $M_{B,\omega_3} = 220 \rightarrow 20 \text{ Nm}$. Danach nimmt die Amplitude bei ω_3 kontinuierlich ab, nach ca. $t = 175 \text{ s}$ kann keine Amplitude mehr detektiert werden. Die erste Eigenfrequenz weist nach $t = 75 \text{ s}$ die höchste Amplitude auf $M_{B,\omega_1} = 240 \text{ Nm}$, nach $t = 175 \text{ s}$ ist diese nicht mehr detektierbar, analog zu ω_3 . Zum Ende des Bohrwegs ist die Amplitude von ω_2 auf $M_{B,\omega_2} = 228 \text{ Nm}$ gestiegen und tritt als einzige Eigenfrequenz auf.

Die Eigenfrequenzen treten in den Spektrogrammen der Axial- und Normalkraft in derselben Reihenfolge auf. Des Weiteren sind in diesen beiden Spektrogrammen

die Vielfachen der drei Eigenfrequenzen abgebildet. Im Bohrmoment sind diese nicht erkennbar, analog zu dem Versuch in Abbildung 7.8. Die Amplituden der jeweiligen Vielfachen zeigen das gleiche Verhalten wie die Eigenfrequenzen im Bohrmoment. Die Vielfachen der ersten und dritten Eigenfrequenz unterscheiden sich sowohl in der Axialkraft als auch in der Normalkraft deutlich von denen der zweiten Eigenfrequenz.

Die Auswertung zeigt, dass die dominante Eigenschwingung im Bohrmoment auch die dominante Schwingung in der Axialkraft und in der Normalkraft ist. In der Axialkraft können Vielfache der Eigenschwingungen auftreten, die sich auf die Normalkraft an der ersten Führungsleiste übertragen.

Die Ergebnisse in **Abbildung 7.10** stellen die Spektrogramme des Bohrmoments und der Axialkraft dem aufgezeichneten Schalldruck (Kapitel 5.3) gegenüber. Durch den Einsatz der DMS wird dem Prozess ein Freiheitsgrad entzogen, da ein rotierendes Bohrohr die Verkabelung der DMS beschädigen würde. Die Schallanalyse kann unabhängig von der genutzten Bohrtechnik eingesetzt werden. Sie bietet potenziell eine schnelle und unkomplizierte Möglichkeit, den dynamischen Zustand des BTA-Prozesses zu analysieren.

Im Spektrogramm des Bohrmoments sind die ersten drei Torsionseigenfrequenzen, sowie das zweite Vielfache von M_{B,ω_1} und M_{B,ω_2} deutlich zu erkennen. Die erste Torsionseigenfrequenz ist in diesem Fall dominant. In der Schwingungsanalyse der Axialkraft sind die gleichen Frequenzen und weitere Vielfache zu sehen. Ein Unterschied zu den vorherigen Analysen ist, dass das zweite Vielfache der ersten Eigenfrequenz die höchste Amplitude aufweist und damit die dominante Frequenz ist. Das Spektrogramm des Schalldrucks zeigt ebenfalls die ersten drei Eigenschwingungen. In diesem Fall ist die zweite Eigenfrequenz M_{B,ω_2} die dominante Frequenz, die über den Bohrweg eine sich verringernde Amplitude aufweist. Dieses Beispiel zeigt, dass die dominante Eigenfrequenz in den verschiedenen Prozesskenngrößen unterschiedlich sein kann. Weiter wird gezeigt, dass mithilfe der Schallanalyse die relevanten Prozessschwingungen identifiziert werden können. Schon durch die Analyse der Schallemissionen beim Rattern lassen sich Aussagen über die Kräfte am Bohrkopf ableiten. Wie sich die auftretenden Frequenzen auf die Randzone der Bohrungen auswirken, wird in **Kapitel 7.4.1** erklärt.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = 60 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,3 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

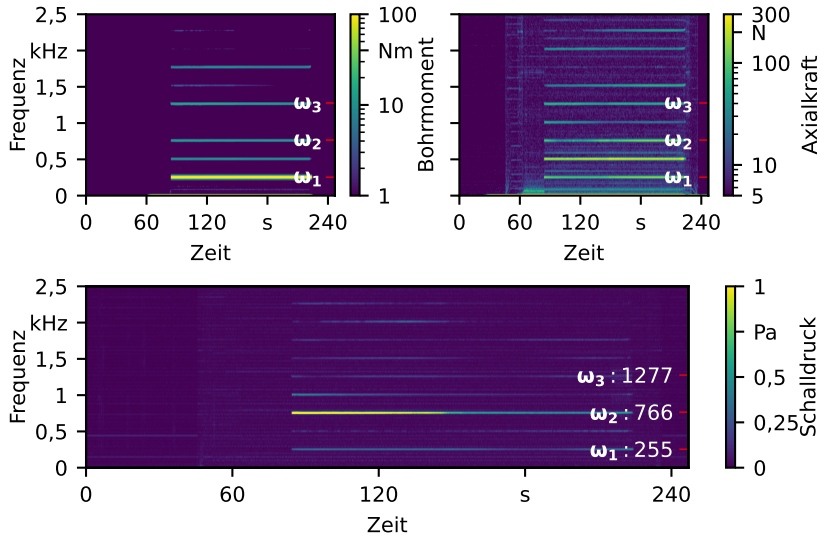


Abbildung 7.10.: Spektrogramme des Bohrmoments, Axialkraft und des Schalldrucks

7.3. Analyse der auftretenden Temperaturen beim BTA-Tiefbohren

Die gemessenen Temperaturen im Werkstoff 42CrMo4+QT wurden in **Abbildung 7.11** dargestellt. Dabei wurden die Temperaturen in der Kontaktzone der Außenschnaide und in der Bohrungsrandzone mittels Quotientenpyrometer bzw. Thermoelementen bestimmt. Die Diagramme sind jeweils mit einem Piktogramm der eingesetzten Messmethode (vgl. Kap. 5.4) versehen.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

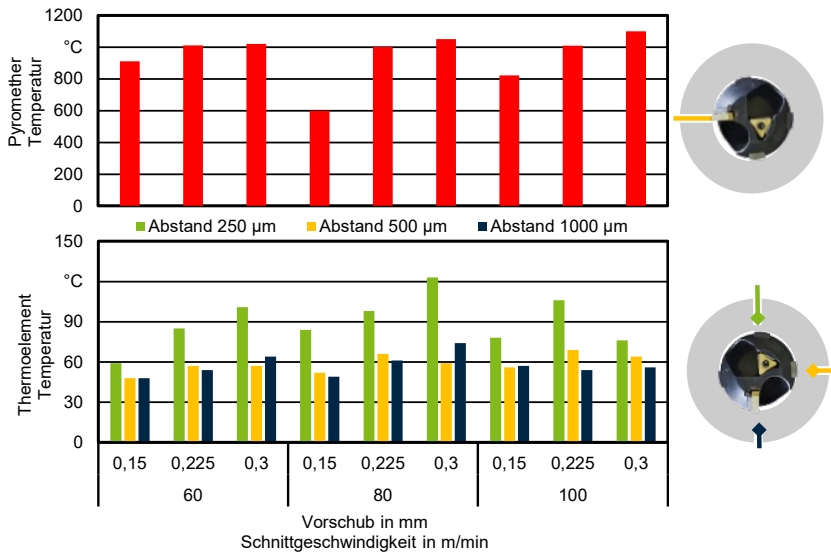


Abbildung 7.11.: Temperaturen in der Kontaktzone und der Bohrungsrandzone bei BTA-Tiefbohren von 42CrMo4+QT

Die Temperaturen an der Außenschnaide zeigen eine steigende Tendenz mit höheren Prozessstellgrößen. Bei der Schnittgeschwindigkeit $v_c = 100 \text{ m/min}$ ist ein signifikanter Anstieg der Temperatur $\vartheta_{AS} = 822 \rightarrow 1.100 \text{ °C}$ zu erkennen, wenn der Vorschub erhöht wird. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit ist

am deutlichsten bei dem höchsten Vorschub $f = 0,3 \text{ mm}$ zu erkennen. Wird die Schnittgeschwindigkeit erhöht $v_c = 60 \rightarrow 100 \text{ m/min}$, steigt die Temperatur in der Kontaktzone $\vartheta_{AS} = 1.020 \rightarrow 1.100 \text{ }^\circ\text{C}$. Im Falle des mittleren Vorschubs wurden für alle Schnittgeschwindigkeiten ähnliche Temperaturen ermittelt. Beim geringsten Vorschub sind die Messungen nicht eindeutig.

Die Messungen der Thermoelemente in der Bohrungsrandzone zeigen, dass bei größeren Abständen zur Bohrungswand ($a = 0,5; 1 \text{ mm}$) die Prozessstellgrößen keinen signifikanten Einfluss auf die Temperatur haben. Zwischen der kleinsten und größten Stellgrößenkombination wird ein leichter Temperaturanstieg in den beiden Abständen ermittelt $\vartheta_{500 \mu\text{m}} = 48 \rightarrow 64 \text{ }^\circ\text{C}$ und $\vartheta_{1.000 \mu\text{m}} = 48 \rightarrow 56 \text{ }^\circ\text{C}$. Jedoch ist bei dem geringsten Abstand ($a = 0,25 \text{ mm}$) ein deutlicher Einfluss des Vorschubs erkennbar. Die Temperaturen steigen mit zunehmendem Vorschub deutlich an, insbesondere bei den Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 60; 80 \text{ m/min}$. Die Messergebnisse zeigen ein ähnliches Temperaturverhalten an der Außenschneide und in der Bohrungsrandzone. Es gibt erhebliche Unterschiede im Temperaturniveau, welche zu einem ausgeprägten Temperaturgradienten in der Randzone führen. In der Kontaktzone können Temperaturen $\vartheta_{AS} \geq 1.000 \text{ }^\circ\text{C}$ ermittelt werden, während in einem Abstand $a = 0,25 \text{ mm}$ maximal $\vartheta_{250 \mu\text{m}} = 123 \text{ }^\circ\text{C}$ gemessen werden. Mit steigenden Prozessstellgrößen wird mehr Wärme in die Randzone eingebracht. Es ist zu beachten, dass die Tiefe, in der die Temperaturerhöhung messbar ist, begrenzt ist.

Die gemessenen Temperaturen im Werkstoff X2CrNi18-9 sind in **Abbildung 7.12** gezeigt. Die Darstellung ist analog zu der Auswertung für den Vergütungsstahl. Die Untersuchungen zeigen, dass die Temperatur der Außenschneide maßgeblich von der Prozessführung beeinflusst wird. Bei der niedrigsten Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 60 \text{ m/min}$ überschreitet die gemessene Temperatur $\vartheta_{AS} = 600 \text{ }^\circ\text{C}$ nicht. Höhere Geschwindigkeiten in Verbindung mit größeren Vorschüben bewirken einen Anstieg der Temperaturen bis auf $\vartheta_{AS} = 1.058 \text{ }^\circ\text{C}$.

7.3. Analyse der auftretenden Temperaturen beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	X2CrNo18-9
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	AlTiN

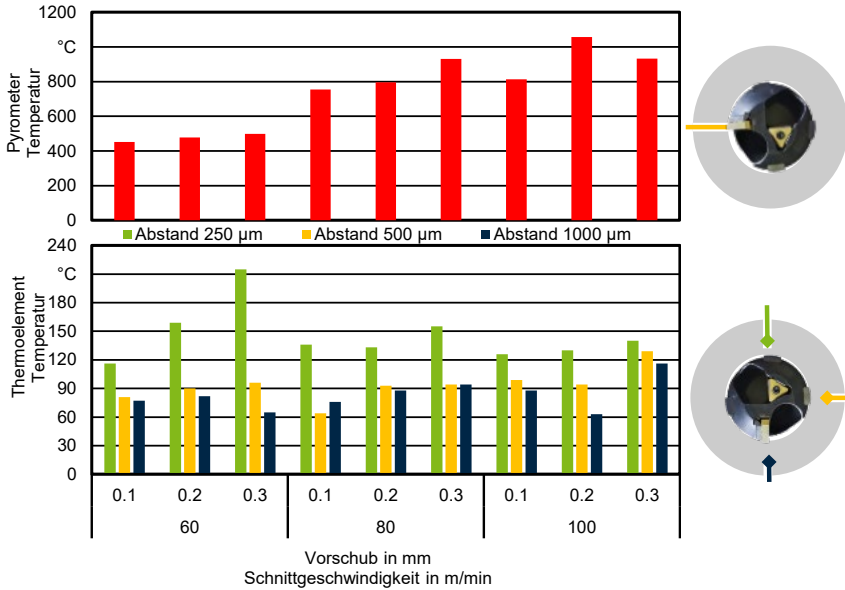


Abbildung 7.12.: Temperaturen in der Kontaktzone und der Bohrungsrandzone bei BTA-Tiefbohren von X2CrNi18-9

Der Einfluss des Vorschubs auf die Messungen der Thermolemente ist bei geringer Entfernung zur Bohrungswand deutlich erkennbar. Abstände $a > 0,25 \text{ mm}$ zeigen keine signifikante Abhängigkeit der Thermolemente von den Prozessstellgrößen. Dies liegt daran, dass die Wärmeabfuhr durch das Bohröl erfolgt, wie bereits in den vorangehenden Untersuchungen beschrieben. Mit einem Vorschub $f = 0,3 \text{ mm}$ werden in einem Abstand $a = 0,25 \text{ mm}$ $\vartheta_{250 \mu\text{m}} = 215 \text{ °C}$ gemessen. Das Verhalten korreliert nicht mit den ermittelten Temperaturen an der Außenschneide. Die ermittelten Temperaturen steigen stellgrößenübergreifend mit einer Vorschuberrhöhung, jedoch sinken sie mit einer Schnittgeschwindigkeitserhöhung. Dies lässt darauf schließen, dass die Temperaturen in der Randzone nicht signifikant von der Temperatur der Außenschneide abhängen, sondern von der

Temperatur in der Führungsleistenkontaktzone. Abbildung 5.5 C1-⑨ und C2-⑨ zeigen, dass der Einfluss der Führungsleiste bei allen Messungen mit $a = 0,25$ mm stärker ausgeprägt ist als der Einfluss der Außenschneide. Die erhöhten Normalkräfte bei höheren Vorschüben (Abb. 7.7b) und die Adhäsionsneigung des Werkstoffs führen zu hohen Temperaturen in der Randzone aufgrund größerer Reibung an den Führungsleisten.

Der Abstand der Thermoelemente zur Bohrungswand beeinflusst die detektierten Temperaturen unabhängig von den Prozessstellgrößen. *Hagemeyer* zeigte, dass der größte Teil der Wärme aus der Wirkzone der Führungsleiste an das Werkstück abgegeben wird [Hag93]. Das Werkstück gibt einen vergleichsweise kleinen Teil seiner Wärmeenergie an die Umgebung ab. Der Großteil der Wärmeenergie wird vom Werkstück an das Bohröl abgegeben (siehe Abb. 2.11). Dieses Erkenntnis zeigt sich qualitativ in den mit dem Abstand zur Bohrungswand fallenden Temperaturen, unabhängig von den Prozessstellgrößen oder dem untersuchten Werkstoff. Daraus lässt sich schließen, dass auch eine thermische Beeinflussung der Randzone eine begrenzte Tiefe haben muss.

Es ist aus den Ergebnissen der Untersuchung der Bohrungsrandzone erkennbar, dass beim BTA-Bohren von X2CrNi18-9 die Führungsleisten einen größeren Einfluss auf die Temperatur in der Bohrungsrandzone haben als die Außenschneide. Bei der Bearbeitung von 42CrMo4+QT ist wahrscheinlich der größere Einfluss durch die Außenschneide zu verzeichnen. Die ermittelten Temperaturen in der Randzone sind in beiden Werkstoffen deutlich geringer als in der Kontaktzone. Hieraus lassen sich die Temperaturgradienten T_g zwischen der Kontaktzone und dem jeweiligen Messpunkt in der Randzone ermitteln. Hohe Temperaturen, Temperaturgradienten und Abkühlraten können in der Bohrungsrandzone zu thermisch induzierten Effekten führen.

7.4. Analyse der Bohrungsrandzonen

7.4.1. Analyse der Oberflächen

Rattermarken auf der Bohrungsoberfläche

Der Schwingungszustand des Prozesses hat, wie zuvor gezeigt, Einfluss auf die mechanischen Prozesskenngrößen und kann über die Schallemissionen zum Teil charakterisiert werden. Des Weiteren kann sich der Schwingungszustand auf der Bohrungs Oberfläche widerspiegeln. In **Abbildung 7.13** sind Aufnahmen von drei Bohrproben aus Versuchsreihe 1 (Tabelle 7.1) bei einer Bohrtiefe $l_B \approx 125$ mm dargestellt. Die sog. Rattermarken sind deutlich erkennbar. Die Muster unterschieden sich in ihrer Orientierung und den Abständen zwischen den Marken.

Schnittgeschw.: $v_c = \text{var.}$		Werkstoff: 42CrMo4+QT	
Vorschub: $f = 0,15$ mm		Werkzeug: Botek Typ 12	
Volumenstrom $\dot{V} = 300$ L/min		Beschichtung: unb.	

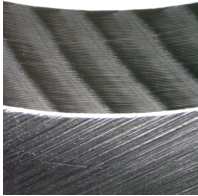
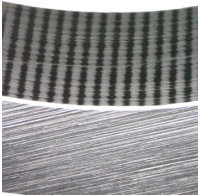
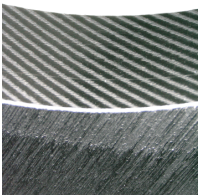


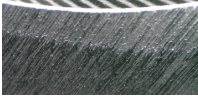
		Schnittgeschwindigkeit v_c		
		60 m/min	80 m/min	100 m/min
Vorschub	f			
	v_c			

Abbildung 7.13.: Rattermarken auf der Bohrungs Oberfläche

Zusätzlich zur Darstellung der Marken wurden diese in ihrer Ausprägung in Schnittrichtung auf der Bohrungs Oberfläche gezählt. In **Abbildung 7.14** ist die Markenanzahl (N_M) der Prüfkörper in Abhängigkeit von den Prozessstellgrößen und der Beschichtung der Wirkelemente dargestellt. Die N_M der mit $v_c = 60$ m/min gefertigten Bohrungs Oberflächen, ist deutlich geringer, als die der höheren Schnittgeschwindigkeiten. Die dominante Torsionseigenfrequenz bei den Versuchen mit $v_c = 60$ m/min betrug $\omega_1 = 255$ Hz. Bei den höheren

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschwindigkeiten ist die dritte Torsionseigenfrequenz $\omega_3 = 1.277$ Hz die dominante Eigenfrequenz in den Bohrmomentmessungen.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	var.

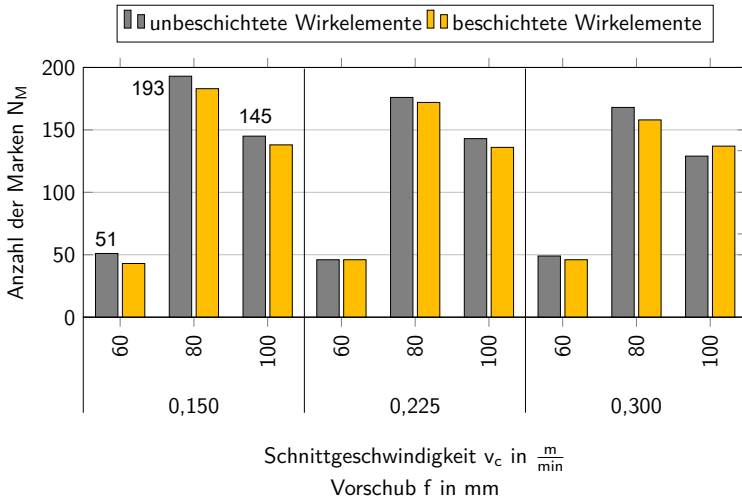


Abbildung 7.14.: Anzahl der Rattermarken auf der Bohrungs Oberfläche

Die Anzahl der Rattermarken ist abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und der dominierenden Torsionseigenfrequenz. Um einen Zusammenhang zwischen der Markenanzahl auf der Bohrungs Oberfläche N_M , der Drehzahl (n) und der dominanten Eigenfrequenz (ω) zu beschreiben wird **Formel 7.1** genutzt.

$$N_M = \frac{\omega}{n} \times 60 \frac{s}{min} \quad (7.1)$$

Die Formel basiert auf der Hypothese, dass die Rattermarken aus der oszillierenden Bewegung des Bohrkopfs in und entgegen der Schnitttrichtung resultieren. Dafür wird die Anzahl der Oszillationen pro Umdrehung berechnet und als Markenanzahl angenommen. Die **Abbildung 7.15** stellt den Zusammenhang als Diagramm dar. Die theoretisch erzeugten Rattermarken befinden sich auf unterschiedlichen Geraden, in Abhängigkeit der dominanten Eigenfrequenz und

der Drehzahl. Als zusätzliche X-Achse ist die Schnittgeschwindigkeit für den Werkzeugdurchmesser $D = 60 \text{ mm}$ oberhalb hinzugefügt. Die ersten drei Torsionseigenfrequenzen sind auf der rechten Y-Achse aufgetragen.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,15 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	unb.

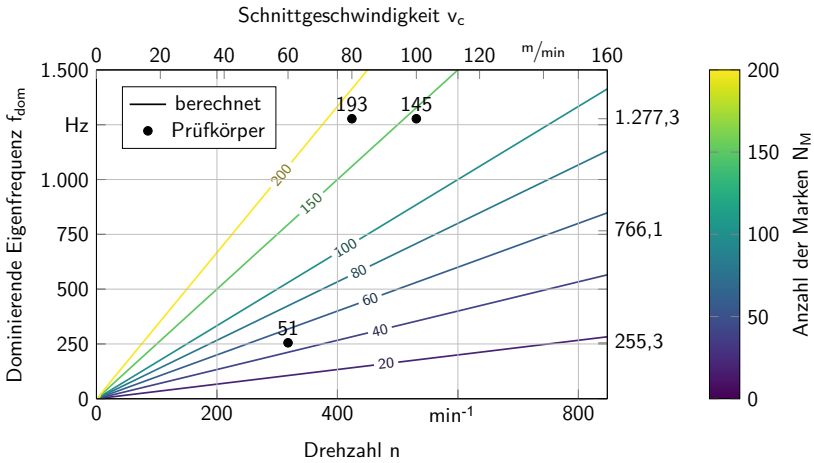


Abbildung 7.15.: Vergleich der berechneten und ermittelten Rattermarken

Die gezählten Rattermarken aus Abbildung 7.13 werden in das Diagramm als schwarze Punkte eingetragen. Der beschriebene Zusammenhang kann für die ermittelten Rattermarken bestätigt werden. Beginnend mit den Berechnungen der Torsionseigenfrequenzen nach *Webber*, zeigen die Untersuchungen einen Zusammenhang zwischen den Schallemissionen, der mechanischen Belastung am Bohrer, der Normkraft an der Führungsleiste und den Rattermarken auf der Bohroberfläche.

Aus dem Modell nach *Webber* und dem Zusammenhang zwischen Rattermarken, Torsionseigenfrequenzen und Schnittgeschwindigkeit wurde die Berechnungssoftware DTECT entwickelt. Diese Software zur Berechnung der Torsionseigenfrequenzen von BTA-Werkzeugsystemen und den möglichen Rattermarken ist in **Anhang A.3** ausführlich beschrieben.

Analyse der Oberflächenrauheit

In **Abbildung 7.16** sind die Ergebnisse der Rauheitsmessungen der BTA-tiefgebohrten Proben dargestellt. In den Diagrammen werden die untersuchten Werkstoffe miteinander verglichen, wobei deutliche Unterschiede zu erkennen sind. Des Weiteren haben die Prozessstellgrößen anders als bei den Rautiefenmessungen der Analogieversuche (Abb. 6.5), einen Einfluss auf die Oberflächenrauheit.

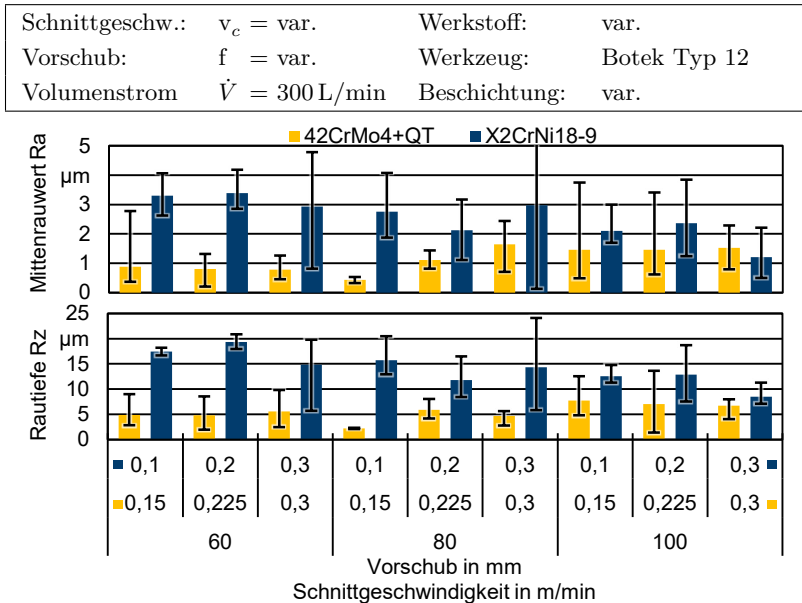


Abbildung 7.16.: Vergleich der Oberflächenrauheiten BTA-tiefgebohrter Proben

Die austenitischen Proben zeigen deutlich höhere Rautiefen, Mittentrauertwerte und Varianzen. Diese höheren Rauheitskenngrößen lassen sich durch das adhäsive Verhalten des austenitischen Materials erklären, welches dazu führt, dass Werkstoffteilchen an den Führungsleisten haften und dadurch die entstandene Werkstoffoberfläche beschädigen. Lediglich bei den höchsten Prozessstellgrößen sind die Werte beider Werkstoffe ähnlich. Die Rauheitskenngrößen des Werkstoffs 42CrMo4+QT steigen bei steigender Schnittgeschwindigkeit leicht an, während die Rauheitskenngrößen der X2CrNi18-9-Proben fallen. In den Analogieversu-

chen, bei denen nur die Außenschneide genutzt wurde, konnte kein signifikanter Unterschied zwischen den Werkstoffen festgestellt werden. In diesem Fall erreichen nach dem BTA-Tiefbohren alle Proben aus 42CrMo4+QT die von der VDI-Richtlinie angegebene Rautiefe $R_z = 16\text{--}5\ \mu\text{m}$ für das BTA-Vollbohren [VDI13b]. Beim BTA-Vollbohren der austenitischen Proben kann die vom VDI angegebene Rautiefe nur mit den Stellgrößenkombinationen $v_c = 100\ \text{m/min}$ und $f = 0,1\ \text{mm}$ sowie $v_c = 100\ \text{m/min}$ und $f = 0,3\ \text{mm}$ erreicht werden. Alle anderen Stellgrößenkombinationen überschreiben den VDI-Rautiefenbereich wenigstens einmal.

7.4.2. Analyse der Mikrostruktur in der Bohrungsrandzone

Abbildung 7.17 zeigt die Schiffe in Schnittrichtung der 42CrMo4+QT-Proben. Diese zeigen ein Vergütungsgefüge. Direkt unterhalb der Bohrungsoberfläche wird der Einfluss des BTA-Tiefbohrens deutlich. Bei geringen Vorschüben und Schnittgeschwindigkeiten ist in der Bohrungsrandzone nahezu keine Veränderung des Gefüges erkennbar.

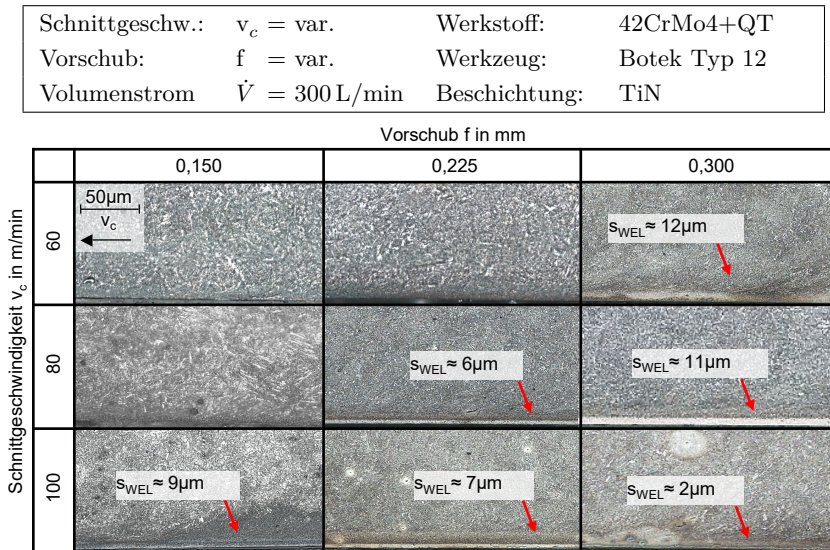


Abbildung 7.17.: Randzonen der BTA-Tiefgebohrten Proben aus 42CrMo4+QT

Bei den Prozessstellgrößen $v_c = 60 \text{ m/min}$ und $f = 0,225 \text{ mm}$ ist direkt unter der Oberfläche ein dunkler Bereich von ca. $s \approx 5 \mu\text{m}$ ausgebildet. Das Gefüge in diesem Bereich ist deutlich feiner und homogener als das Grundgefüge. Bei der genutzten Vergrößerung ist keine Struktur erkennbar. Das feinere Gefüge wird auch als Fragmentschicht oder Anlassschicht bezeichnet [Cro+88]. Bei noch höheren Prozessstellgrößenkombinationen bildet sich direkt unterhalb der Bohrungsoberfläche ein WEL. Es ist nicht ersichtlich, dass ein direkter Zusammenhang zwischen der Dicke der WEL und den Prozessstellgrößen besteht. An den WEL schließt sich, ähnlich wie bei den Prozessstellgrößen $v_c = 60 \text{ m/min}$ und $f = 0,225 \text{ mm}$, eine dunkel geätzte Anlassschicht an. Diese Übergangsschicht im Gefüge weist eine deutlich plastische Materialverformung auf. Dunkle Schichten, die an WEL angrenzen, wurden in den Untersuchungen von *Hosseini et al.* nur dann gefunden, wenn die WEL durch den Mechanismus der Phasenumwandlung entstanden sind [Hos+12]. Der Aufbau aus drei Phasen (WEL, Anlassschicht und Grundgefüge) unterscheidet die BTA-Schliffe von denen aus den Analogieversuchen (Kap. 6.4). Der Grund hierfür ist der zusätzliche Einfluss der Führungsleisten, der die Bohrungswand nach der Außenschneide ein weiteres Mal thermisch und mechanisch konditioniert. Für die Bildung der WEL sind Temperaturen oberhalb der Austenitisierungstemperatur im Material gefolgt von einer hohen Abkühlrate, oder starken plastischen Verformungen in Verbindung mit dynamischer Rekristallisation erforderlich. Wie in Kapitel 7.3 gezeigt wird, können Temperaturen über der Austenitisierungstemperatur in der Kontaktzone und ein ausgeprägter Temperaturgradient in der Randzone entstehen. Die Randzone wird prozessbedingt nach jedem Schneiden- oder Führungsleistenüberlauf von dem Bohrlöf abgeschreckt, wodurch die (Neu-)Bildung von Martensit möglich ist [IS16; Cro+88].

Durch die plastische Verformung an der Außenschneide und den Führungsleisten häufen sich die Versetzungen innerhalb der Körner in der Bohrungsrandozone. Dies führt zu Bereichen mit hoher Versetzungsdichte. Dadurch wird die Bildung neuer Korngrenzen innerhalb der ursprünglichen Körner erleichtert [Bro+18].

Abbildung 7.18 stellt zwei Gefügeschliffe in Vorschub- und Schnittrichtung in einem größeren Ausschnitt gegenüber. Es handelt sich um eine Probe aus Versuchsreihe 1, die Rattermarken aufweist. Der Einfluss des Vorschubs, der bereits in den Analogieversuchen beschrieben wurde (Kap. 6.4), kann ebenfalls bei den BTA-Proben gezeigt werden. Die Dicke des WEL ändert sich periodisch mit dem eingestellten Vorschub. In diesem Fall ändert sich die Dicke der WEL ebenfalls in Schnittrichtung. Zwischen den mit A und B markierten Stellen nimmt die Dicke der WEL zu und fällt dann wieder ab. Dies ist auf die Ratterschwingungen zurückzuführen. Basierend auf diesen Ergebnissen kann angenommen werden,

dass die entstehenden WEL entlang der BTA-Tiefbohrung eine helixförmige Struktur aufweisen können.

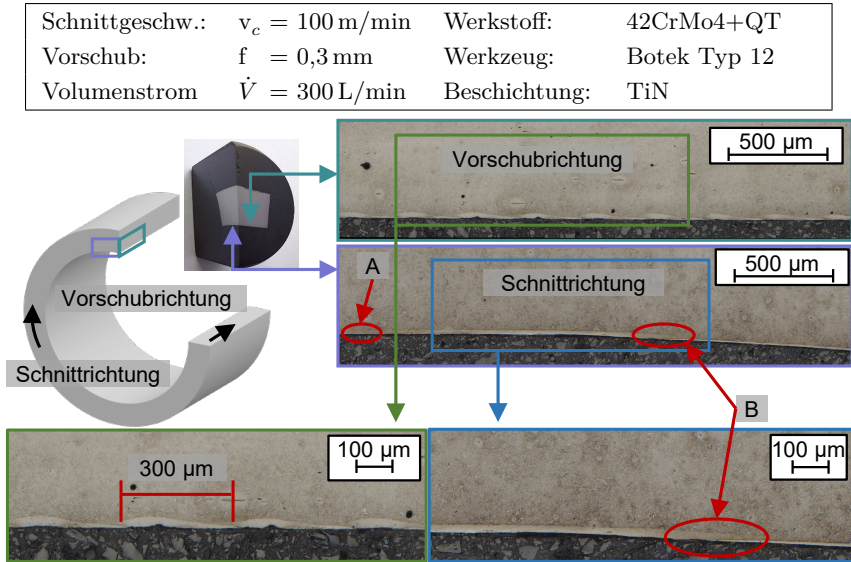


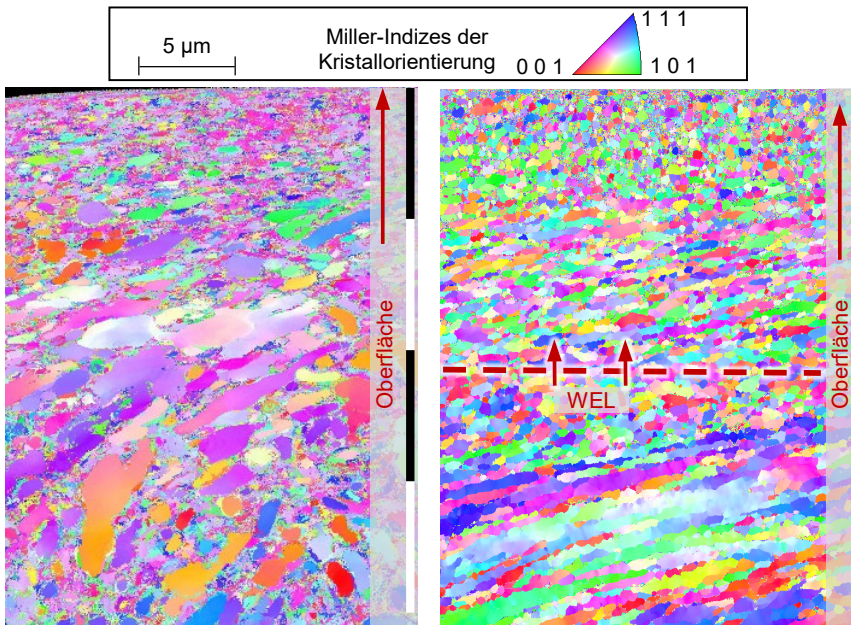
Abbildung 7.18.: Gefügeschliffe der BTA-Tiefgebohrten Proben in Schnitttrichtung und Vorschubrichtung

Um den Aufbau der Randzone, besonders der WEL, besser zu verstehen, wurden Elektronenrückstreuung (EBSD)-Untersuchungen an den Proben durchgeführt. Die **Abbildung 7.19** zeigt die Ergebnisse zweier Analysen. Beide Proben weisen direkt unter der Oberfläche ein deutlich feineres Gefüge auf als das Grundgefüge. Die Probe mit dem WEL (Abb. 7.19b) verfügt über sehr kleine Körner bis zu einem Abstand von ca. $s_{WEL} \approx 12 \mu\text{m}$, was der lichtmikroskopisch ermittelten Dicke des WEL in dieser Probe entspricht (siehe Abbildung 7.17). In der oberen Hälfte des WEL erscheinen die Körner im Gefüge nahezu kreisrund. In der unteren Hälfte des WEL nehmen die Verzerrung und die Größe der Körner zu. Unterhalb des WEL ist ein stark verzerrtes Gefüge zu beobachten, das durch die Zerspannung der Außenschniede und das Einebnen und Glätten der Führungsleisten entsteht. Die Probe ohne WEL (Abb. 7.19a) weist ein ähnlich

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

feines Gefüge auf. Allerdings sind die Körner unter der Oberfläche deutlich stärker verzerrt. Die Einflusszone der plastischen Verformung in Schnittrichtung scheint geringer zu sein als bei der Probe mit WEL.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN



(a) $v_c = 60 \text{ m/min}$; $f = 0,15 \text{ mm}$ ohne WEL (b) $v_c = 80 \text{ m/min}$; $f = 0,3 \text{ mm}$ mit WEL

Abbildung 7.19.: EBSD-Analyse der Bohrungsrandzone mit und ohne WEL

Die EBSD-Messungen zeigen, dass der WEL ein nanokristallines Gefüge aufweist. Die homogene Struktur des WEL deutet darauf hin, dass eine Neubildung der Körner in diesem Bereich stattgefunden hat. Die Temperaturmessungen aus Kapitel 7.3 haben gezeigt, dass mit diesen Stellgrößen eine Temperatur, in der Kontaktzone von Außenschneide und Bohrungsrandzone, von $\vartheta_{AS} \sim 1.050^\circ\text{C}$ auftreten kann. Die ermittelte Temperatur überschreitet die Austenitisierungstem-

peratur des Vergütungsstahls ($A_{C3} = 780\text{ °C}$), wodurch eine Phasenumwandlung möglich wird. Des Weiteren ist eine dunkel geätzte Fragmentschicht direkt hinter dem WEL vorhanden (vgl. Abbildung 7.17), was zusätzlich auf eine Phasenumwandlung hindeutet.

Die EBSD-Messung der Probe ohne WEL zeigt ein feines und verformtes Gefüge in der Bohrungsrandzone im Gegensatz zum Grundgefüge. Obwohl für diese Stellgrößen ebenfalls Temperaturen oberhalb der Austenitisierungstemperatur gemessen wurden ($\vartheta_{AS} \sim 910\text{ °C}$), können in der Randzone kein WEL oder eine dunkle Fragmentschicht nachgewiesen werden. Die Kornfeinung kann in diesem Fall durch die starke plastische Deformation erklärt werden. Durch die feinere Struktur in der Randzone ist in diesem Bereich, aufgrund des Hall-Patch-Effekts, eine höhere Härte zu erwarten als im Grundgefüge. Die Randzonenhärte wird in **Kapitel 7.4.3** analysiert.

Die **Abbildung 7.20** zeigt Gefügebilder der Bohrungsrandzone des X2CrNi18-9. Die Gefügebilder weisen allgemein ein austenitisches Gefüge auf, welches durch Zwillingskorngrenzen charakterisiert wird. In der Randzone wurde das Gefüge bei allen Proben plastisch verformt. Die Verformung ist deutlich ausgeprägter als bei den Analogieproben. Es zeigt sich, dass die plastische Verformung hauptsächlich durch die Führungsleisten verursacht wird. In den verformten Zonen sind keine Korngrenzen mehr erkennbar, wodurch das Gefüge schwer zu charakterisieren ist. Durch die Schnittbewegung wird das Gefüge „umgekämmt“, wodurch es an ein kaltgewalztes Gefüge erinnert. Die Breite dieses beeinflussten Randgefüges beträgt bei allen Stellgrößenvariationen nahezu $s \approx 35\text{ }\mu\text{m}$. Außerhalb dieses Randgefüges sind neben dem austenitischen Gefüge unregelmäßig verteilte dunkle Bereiche mit Gleitlinien sichtbar. Es ist wahrscheinlich, dass dort Martensit gebildet wurde. In diesem Bereich ist mit einer höheren Härte zu rechnen.

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	unb./poliert

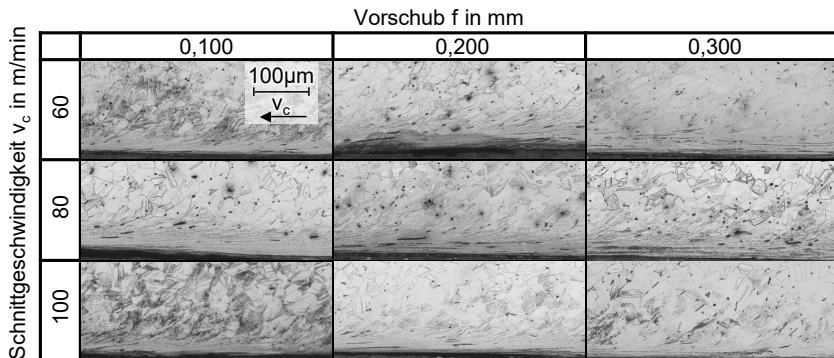


Abbildung 7.20.: Gefügeschliffe der BTA-Tiefgebohrten austenitischen Proben in Schnitttrichtung

7.4.3. Analyse der Mikrohärtigkeit in der Bohrungsrandzone

Die **Abbildung 7.21** stellt die Ergebnisse der Mikrohärtemessungen in der Bohrungsrandzone in den Vergütungsstahlproben dar. Bei allen Proben wird ein Härteanstieg in der Bohrungsrandzone festgestellt und bestätigt damit den Schluss aus den EBSD-Messungen. Der ermittelte Härtegradient variiert jedoch erheblich zwischen den Proben. Bohrungsrandzonen, die einen WEL aufwiesen, zeigen eine sehr deutliche Aufhärtung, während Proben ohne WEL einen geringeren Härteanstieg in der Nähe der Bohrungsoberfläche aufweisen. Bei den Proben ohne WEL wird eine Härte $H \approx 550 \text{ HV } 0,01$ bei einem Abstand $a = 5 \mu\text{m}$ zur Oberfläche gemessen. Alle Proben mit WEL weisen den dreischichtigen Aufbau der Randzone auf, bestehend aus der hochharten nanokristallinen Neuhärtungszone, einer feinkörnigen Anlasszone mit erhöhter Härte und dem Grundmaterial (vgl. **Kapitel 7.4.2**). Im Bereich von $a = 5 \mu\text{m}$ Abstand zur Bohrungsoberfläche werden Mikrohärtigkeiten von $H \approx 900 \dots 1400 \text{ HV } 0,01$ gemessen. Das entspricht in einigen Fällen mehr als dem Vierfachen der Grundhärte und übersteigt deutlich die maximale erreichbare Härte von $H = 655 \text{ HV } 0,01$, die im ZTU Diagramm für diesen Werkstoff angegeben ist [IS16].

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

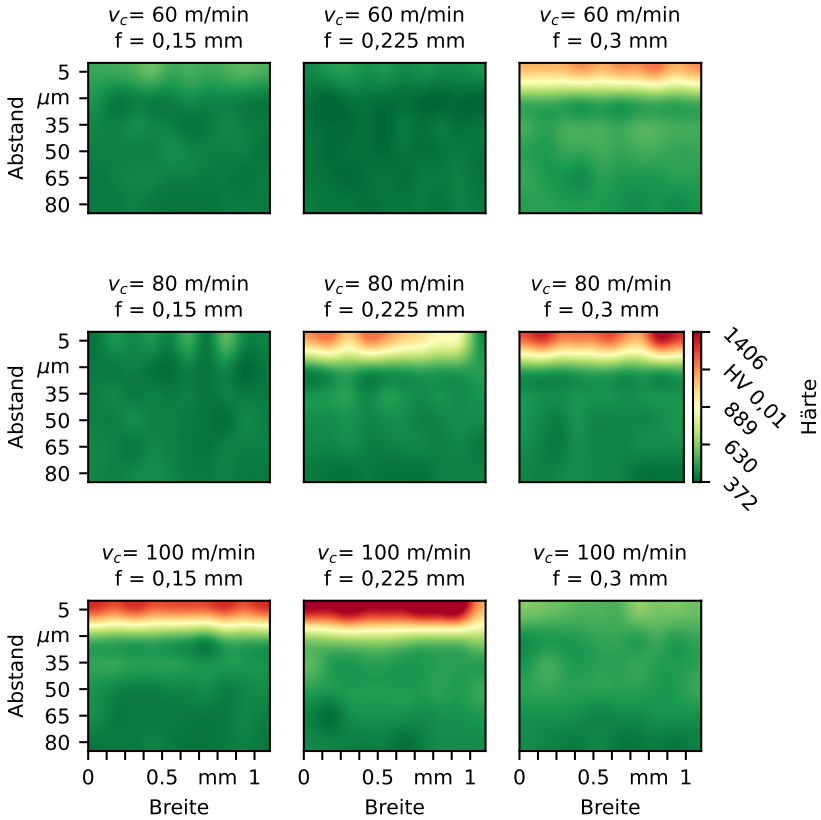


Abbildung 7.21.: Darstellung der Randzonenhärte der BTA-gebohrten Vergütungsstahlproben

Die einzige Ausnahme ist die Probe, die mit den höchsten Prozessstellgrößen gebohrt wurde. Hier wird eine geringere Aufhärtung gemessen als bei den restlichen Proben mit WEL. Der Grund dafür liegt in der geringen Dicke des

WEL $s_{WEL} \approx 2 \mu\text{m}$. Hierdurch liegt der erste Messeindruck nicht im harten nanokristallinen Gefüge des WEL. Unabhängig von der Layerbildung wird ab einem Abstand von $a = 50 \mu\text{m}$ bei jeder Probe die Grundhärte $H \approx 330 \text{ HV } 0,01$ gemessen. Durch die Konditionierung der Bohrungsrandzone mit den Führungsleisten wird der Effekt der Aufhärtung, im Vergleich zu den Analogieversuchen, signifikant verstärkt. Der Zusammenhang zwischen hohen Prozessstellgrößen, Bildung von WEL und hoher Randzonenhärte ist zu erkennen.

Die Messungen an den austenitischen Proben in **Abbildung 7.22** weisen ebenfalls eine Aufhärtung der Bohrungsrandzone auf. Die Maximal ermittelte Härte $H \approx 880 \text{ HV } 0,01$ ist höher als bei den Analogieversuchen. Die plastische Verformung der Randzone wird durch den Einfluss der Führungsleisten erhöht, wodurch es eine erhöhte Kaltverfestigung gibt. Anhand der Messungen kann keine direkte Abhängigkeit der Härte und der Prozessstellgrößen festgestellt werden.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	X2CrNi18-9
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	unb./poliert

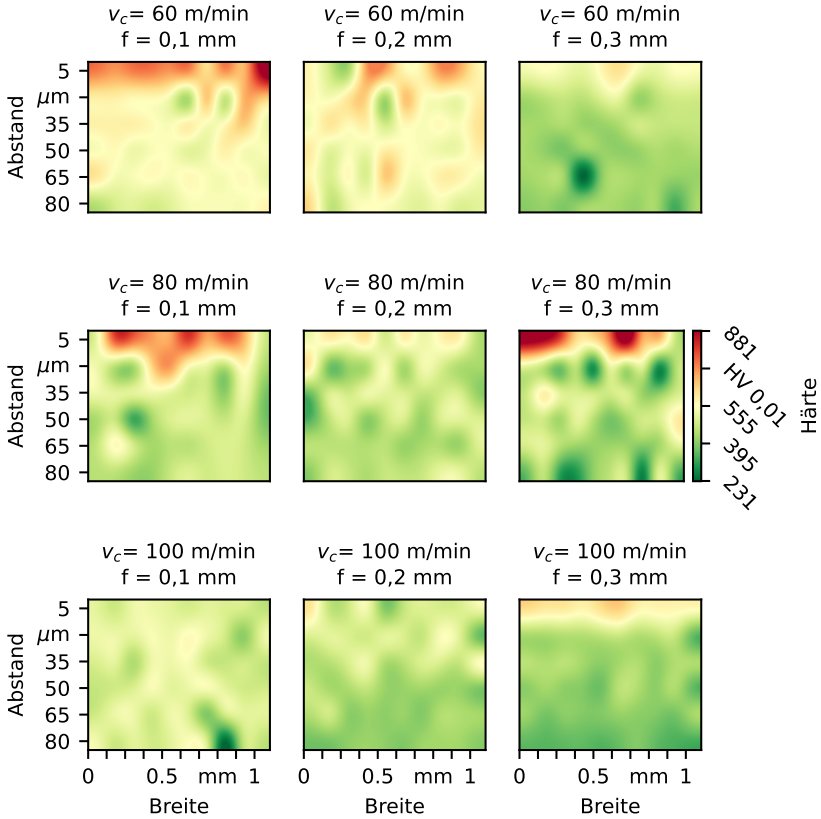


Abbildung 7.22.: Darstellung der Randzonenhärte der BTA-gebohrten austenitischen Proben

Der Härteverlauf nimmt nicht stetig mit steigendem Abstand von der Bohroberfläche ab. Die inhomogene Härteverteilung kann damit begründet werden, dass aufgrund der erhöhten Temperaturen in der Randzone keine ausgeprägte

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Martensitbildung erfolgen kann, sondern nur vereinzelt Martensit gebildet wird. Die Gefügeschliffe zeigen ebenfalls eine inhomogene Verteilung der Bereiche, in denen eine Martensitbildung möglich ist. Messungen mit einem Ferritscope (Tab 6.2 in Kap 6.4) deuten ebenfalls darauf hin, dass eine Martensitbildung möglich ist. Einzelne Prüfeindrücke können eine höhere Härte zeigen, wenn diese martensitisches Gefüge treffen.

7.4.4. Eigenspannungen

Zur Analyse des Eigenspannungszustandes, der beim BTA-Tiefbohren in die Bohrungsrandszone eingebracht wird, wurden Eigenspannungstiefenprofile bei verschiedenen Bohrtiefen ($l_B = 157$ mm und $l_B = 173$ mm) aufgenommen. Die Ergebnisse werden in **Abbildung 7.23** dargestellt. Für die Charakterisierung der Proben in axialer Richtung und für das elektrochemische Polieren muss die Bohroberfläche zugänglich sein. Aus diesem Grund wurden die Proben in Halbschalen getrennt. Um den Einfluss des Auftrennens der Proben auf den Eigenspannungszustand zu analysieren, wurden die Eigenspannungen vor und nach dem Trennen untersucht. Es wurde festgestellt, dass während des Trennens keine wesentliche Veränderung der Eigenspannungen auftritt. Die Probe stammt aus Versuchsreihe 2 und weist keinen WEL auf. Der Versuch verlief schwingungsfrei.

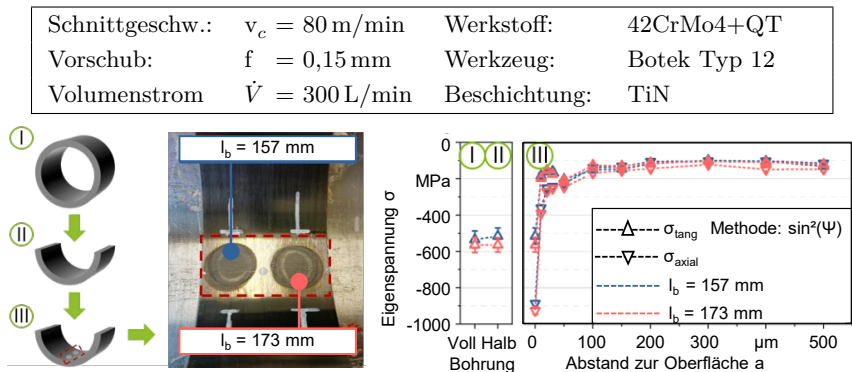


Abbildung 7.23.: Eigenspannungstiefenprofile in axialer und tangentialer Richtung an zwei Bohrtiefen vor (I) und nach dem Auftrennen (II) sowie nach dem elektrochemischen Polieren (III)

Die Analyse der aufgezeichneten Eigenspannungstiefenprofile lässt den Schluss zu, dass während der Bearbeitung hohe oberflächennahe Druckeigenspannungen in axialer und tangentialer Richtung in der Bohrungsrandzone aufgebaut werden. In axialer bzw. Vorschubrichtung wurden Druckeigenspannungen mit einer Intensität von $\sigma \approx -900$ MPa registriert. In tangentialer bzw. Schnitttrichtung haben sie eine Intensität von $\sigma \approx -550$ MPa. Bereits nach der ersten elektrochemischen Polierstufe bei einem Abstand von $a = 10 \mu\text{m}$ wird eine deutliche Abnahme der Intensität der Druckeigenspannungen gemessen. Bei größeren Abständen zur Oberfläche von $a > 100 \mu\text{m}$ bleiben die Eigenspannungen in axialer und tangentialer Richtung auf einem konstanten Niveau. Es wurden keine signifikanten Unterschiede zwischen den Eigenspannungszuständen in beiden Bohrtiefen festgestellt.

Abbildung 7.24 zeigt die Eigenspannungstiefenverläufe von zwei Proben. Die Probe, die mit der geringeren Schnittgeschwindigkeit gebohrt wurde, weist keinen WEL auf. Bei dieser Probe sind Druckeigenspannungen in axialer und tangentialer Richtung vorhanden. Die Intensität der Druckeigenspannung nimmt stetig ab, bis zu einer Tiefe von $a \approx 25 \mu\text{m}$, wo sie etwa $\sigma \approx 0$ MPa erreicht.

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

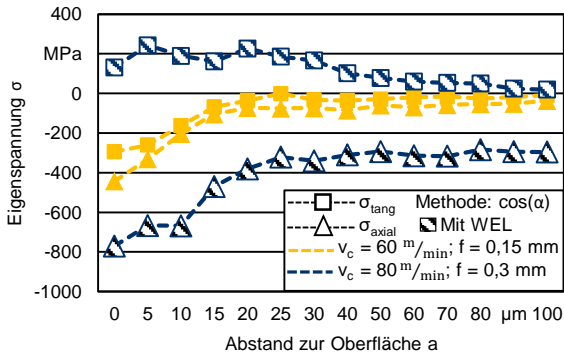


Abbildung 7.24.: Eigenspannungstiefenprofile in axialer und tangentialer Richtung von zwei Proben aus ratternden BTA-Prozessen

Die Intensität der axialen Eigenspannungen für die Probe mit einem WEL fällt nur innerhalb der ersten $a \approx 10 \mu\text{m}$ leicht ab, bis auf das Oberflächenniveau der Probe ohne WEL. Nach dieser Tiefe ist ein stärkerer Rückgang der Druckeigenspannung zu beobachten. Der Grund dafür liegt in der vollständigen Entfernung des WEL, der eine Dicke von $s_{WEL} \approx 11 \mu\text{m}$ aufweist. Die Eigenspannungen in tangentialer Richtung sind Zugspannungen und weisen direkt an der Oberfläche $\sigma \approx 100 \dots 250 \text{ MPa}$ auf. Diese Intensität bleibt bis zu einem Abstand $a \approx 40 \mu\text{m}$ konstant und fällt dann auf $\sigma \approx 0 \text{ MPa}$ ab. Auffällig ist, dass das Abtragen des WEL in diesem Fall kaum Auswirkungen hat, anders als bei den Eigenspannungen in Vorschubrichtung. Das Beispiel zeigt, dass die Eigenspannungen in der Bohrungsrandszone je nach betrachteter Orientierung unterschiedliche Niveaus aufweisen können.

Die **Abbildung 7.25** stellt die Mikrostruktur in der Randzone sowie die gemessenen Eigenspannungen und die MBR-Amplitude der BTA-Tiefgebohrten Proben in Abhängigkeit von den Prozessstellgrößen gegenüber. Für jede Prozessstellgrößenkombination wurden Druckeigenspannungen ermittelt, die um das Doppelte oder Dreifache höher sind als in den Analogieversuchen (vgl. Diagramm 6.13).

Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = \text{var.}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

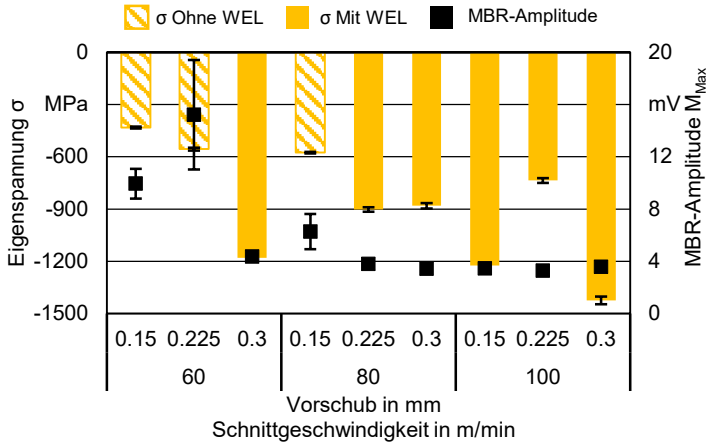


Abbildung 7.25.: Eigenspannungen in Vorschubrichtung, MBR-Amplituden und WEL-Bildung der BTA-Tiefgebohrten Vergütungsstahlproben aus Versuchsreihe 2

Die elastische und plastische Verformung unter der Führungsleiste ist, neben der Temperatur, für diesen Effekt mit verantwortlich. Trotz der deutlich höheren Druckeigenspannungen bei den BTA-gebohrten Proben weisen die Proben mit WEL ähnliche Amplituden ($M_{MAX} < 5 \text{ mV}$) wie die WEL-Proben aus den Analogieversuchen auf. Diese Ergebnisse bestätigen die Schlussfolgerungen aus den Analogieversuchen:

- Das MBR eignet sich zur Detektion von WEL in der Bohrungsrandzone
- Ist ein WEL vorhanden, dominiert dieser alle weiteren Einflüsse auf das Messsignal z.B. durch die Härte oder die Eigenspannungen

Einfluss der Ratterschwingungen auf die Eigenspannungen

Die **Abbildung 7.26** zeigt die ermittelte Amplitude des MBR am Anfang und in der Mitte der Bohrung, gemessen am Umfang der Bohrung. Zur besseren

7. Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren

Darstellung und aus Symmetriegründen ist der halbe Umfang dargestellt. In der Mitte der Bohrung sind Rattermarken zu erkennen. Mit dem Zusammenhang aus Kapitel 7.4.1 und der daraus entwickelten Software ergibt sich eine theoretische Markenanzahl von $N_M = 40,95$ aufgerundet $N_M = 41$.

Schnittgeschw.:	$v_c = 65 \text{ m/min}$	Werkstoff:	42CrMo4+QT
Vorschub:	$f = 0,15 \text{ mm}$	Werkzeug:	Botek Typ 12
Volumenstrom	$\dot{V} = 300 \text{ L/min}$	Beschichtung:	TiN

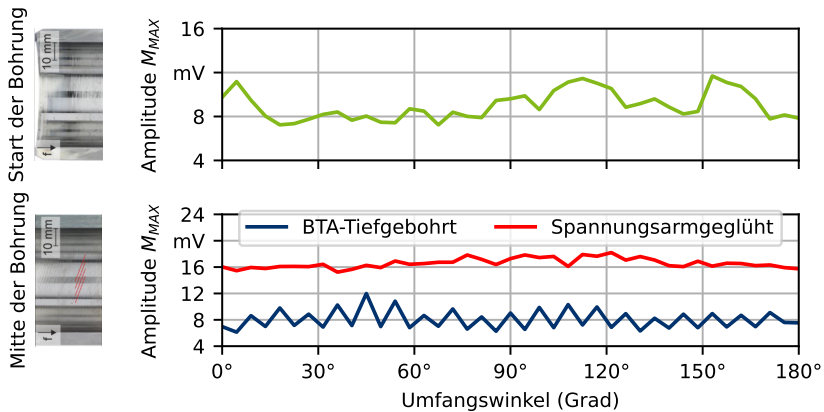


Abbildung 7.26.: Einfluss der Rattermarken und des Spannungsarmglühens auf das MBR

Die Anzahl der ermittelten Maxima ($N_M = 20$) entspricht der Hälfte der sichtbaren Rattermarken an der Bohrungswand. Die Amplitude schwankt um $M_{MAX} = 8 \text{ mV}$. Es lässt sich schlussfolgern, dass die Periodizität der M_{MAX} -Amplitude auf Torsionseinschwingungen zurückzuführen ist, welche die Rattermarken verursachen. Zu Beginn der Bohrung sind keine Rattermarken sichtbar und in diesem Stadium des Prozesses ist keine Periodizität des MBR-Signals zu erkennen. Am Start der Bohrung tritt eine aperiodische Variation des MBR-Signals zwischen $M_{MAX} = 5,5 \dots 12 \text{ mV}$ auf. Aufgrund der vorangegangenen Messungen (vgl. Abb. 7.25) wird von keinem WEL in der Randzone ausgegangen, da die gemessenen MBR-Amplituden deutlich über dem charakteristischen Wert $M_{MAX} > 5 \text{ mV}$ liegen. Das Probenstück der Bohrungsmitte wurde nach der

ersten MBR-Messung spannungsarmgeglüht bei $\vartheta_{SR} = 580\text{ °C}$ für $t = 2\text{ h}$. Die anschließende Messung zeigt eine deutlich erhöhte Amplitude $M_{MAX} \approx 16\text{ mV}$, was auf eine Reduktion der Druckeigenspannung durch das Glühen hindeutet. Die Periodizität des Signals und damit der Einfluss des Ratterns ist ebenfalls nicht mehr vorhanden. Des Weiteren ist davon auszugehen, dass es zu einer Rekristallisation im Gefüge gekommen ist, da der Temperaturbereich für das Rekristallisationsglühen mit dem Spannungsarmglühen überlappt [KG08].

In **Abbildung 7.25** wird ein Bereich der zuvor analysierten Proben mit dem XRD vermessen, um die Eigenspannungsmessungen mit den MBR-Messungen zu vergleichen. Bei der Analyse des Starts der Bohrung werden nur geringfügige Änderungen der M_{MAX} -Amplitude und der Eigenspannungen am Bohrungsumfang festgestellt.

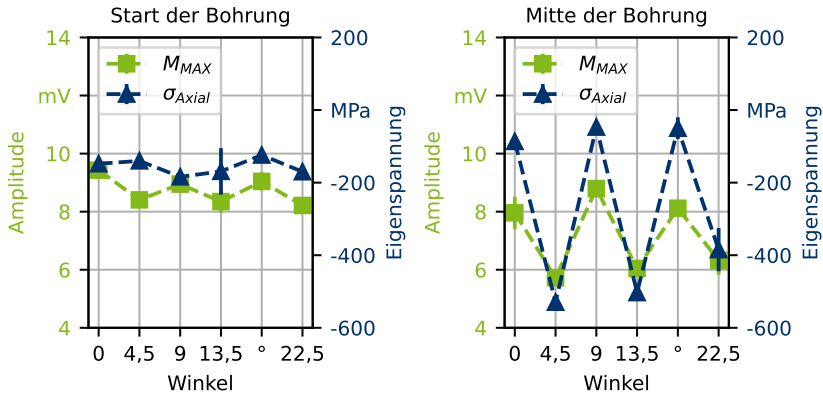


Abbildung 7.27.: Vergleich der MBR-Messungen mit XRD-Messungen in einem kleinen Winkelbereich in zwei Bohrtiefen

Am Start der Bohrung werden Druckeigenspannungen mit einer Intensität von $\sigma_{Axial} = -184 \dots -124\text{ MPa}$ gemessen. Die ermittelten MBR-Amplituden weisen nur geringe Schwankungen auf, mit einem Durchschnitt von $M_{MAX} \approx 8,5\text{ mV}$. In der Mitte der Bohrung ist die Periodizität von M_{MAX} zu erkennen. Darüber hinaus wurde auch eine deutliche Periodizität in den Eigenspannungen beobachtet. Die Druckeigenspannungen und Barkhausenamplituden schwanken phasengleich zwischen $\sigma_{Axial} = -259 \dots -47\text{ MPa}$ und zwischen $M_{MAX} = 5,7 \dots 8,7\text{ mV}$. Aus diesen Ergebnissen lässt sich schließen, dass die dynamischen Effekte, die während des

Bohrprozesses auftreten, einen Einfluss auf den Eigenspannungszustand in der Bohrungsrandzone haben. Es ist bekannt, dass es eine eindeutige Korrelation zwischen dem Eigenspannungszustand und der MBR-Amplitude gibt. *Jiles et al.* haben darauf hingewiesen, dass ein Anstieg der Druckeigenspannungen zu einer Abnahme der MBR-Amplitude führt [Jil89].

8. Aufbau eines Modells zur Vorhersage der Kräfte, Temperaturen und resultierenden Randzoneneigenschaften

Die Modellierung der Randzonenbeeinflussung stellt durch die Überlagerung der Wirkmechanismen an Außenschneide und Führungsleiste eine Herausforderung dar. Im Folgenden wird ein Modell vorgestellt, um den BTA-Tiefbohrprozess und die resultierende Randzone zu simulieren. Folgende Vereinfachungen werden dabei angenommen:

- Durch das Ausnutzen von Symmetrieeigenschaften erfolgt eine Reduktion des betrachteten Bauteilmodells:
 - Bei schwingungsfreien BTA-Prozessen ist die SI gleichförmig über den Umfang ausgeprägt, daher muss nur ein kleiner Teil in Umfangsrichtung betrachtet werden.
 - Die SI ändert sich periodisch mit dem Vorschub, dadurch muss wenigstens der doppelte Vorschub pro Umdrehung betrachtet werden.
- Der Materialabtrag durch die Zentrumsschneide des BTA-Bohrkopfes kann ohne Beeinträchtigung der Modellgültigkeit vernachlässigt werden.
- Nur ein Teil der Hauptschneide, die Schneidenecke und die Nebenschneide werden betrachtet.
- Verglichen mit den Abmessungen des BTA-Kopfes sind die Bereiche der Wechselwirkung zwischen den Wirkelementen und der Bohrungsrandzone relativ klein, wodurch die Kontaktflächen von Außenschneide und Führungsleiste in einer Halbraumebene simuliert werden.
 - Durch diese Vereinfachung werden die Bewegungen von Außenschneide und Führungsleiste ebenfalls in dem ebenen Halbraum simuliert.
- Die mechanischen/thermischen Effekte an der Hauptschneide werden durch äquivalente mechanische/thermische Effekte an der Nebenschneide approximiert.
- Die Rundschliffphase an der Außenschneide wird nicht berücksichtigt.
- Das Bohröl wird nicht berücksichtigt.

8.1. Analytischer Ansatz

In Zusammenarbeit mit *Dr. Xinda Huang* wurde ein analytisches 3D-Modell erstellt, um das Belastungskollektiv der Bohrungsrandzone zu beschreiben [Hua+21]. Die Idee der äquivalenten mechanischen/thermischen Belastung wird hier für die Modellierung des Schneideneingriffs in der Nähe der Schneidenecke verwendet. Für die Konditionierung durch die Führungsleiste wird ein Kontaktmodell für den Kontaktbereich zwischen der Führungsleiste und der Bohrung entwickelt. Dabei wird eine Druckverteilung berechnet. Anschließend wird die inkrementelle plastische Verformungsanalyse für die dreidimensionale Belastung mit einem modifizierten McDowell-Hybridalgorithmus auf der Grundlage einer elastischen Feldannäherung durchgeführt [McD97]. Schließlich wird die Eigendehnungstheorie genutzt, um das Eigenspannungsfeld in der bearbeiteten Oberfläche vorherzusagen. Dabei werden die unelastischen Restbeanspruchungen berücksichtigt, die in der inkrementellen Analyse aufsummiert werden.

Das analytische 3D-Modell

Die **Abbildung 8.1** beschreibt ein analytisches 3D-System für die Berechnung der Eigenspannungen auf Grundlage sich bewegender thermischer und mechanischer Lasten. In diesem Modell wird ein bewegliches, auf die Kontaktfläche fixiertes Koordinatensystem angenommen. Es werden die bekannten Mechanismen betrachtet, die Eigendehnungen hervorrufen, einschließlich der plastischen Dehnung, der thermischen Dehnung oder der möglichen Phasenübergangsdehnung in den beiden Wechselwirkungszonen.

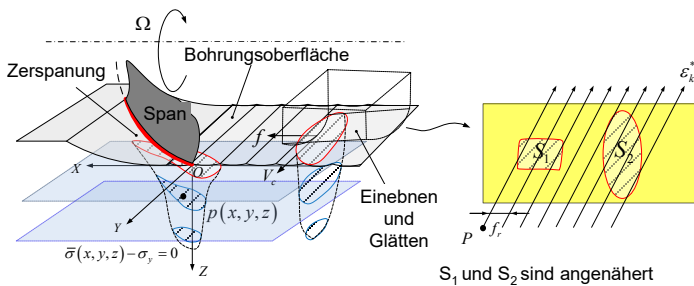


Abbildung 8.1.: Darstellung des analytischen 3D-Modells zur Berechnung der Eigenspannungen beim BTA-Tiefbohren [Hua+21]

Ein beliebiger Materialpunkt P unterhalb der Werkstückoberfläche durchläuft die effektiven Interaktionszonen mehrmals. Währenddessen entstehen unelastische Dehnungen, welche eine Art von Fehlstelle zwischen dem eingespannten Material und der umgebenden Matrix darstellen. Diese Fehlstellen erzeugen Eigenspannungen im elastischen Festkörper. Die Eigendehnungstheorie hat sich als leistungsfähige analytische Lösung für dieses Problem erwiesen. Der Zusammenhang zwischen der Dehnung (ε_{kl}^*) und den inneren Spannungen (σ_{ij}^r) kann beschrieben werden als:

$$\sigma_{ij}^r = D_{ijkl}^* \times \varepsilon_{kl}^* \quad (8.1)$$

$$D_{ijkl}^* = C_{ijkl}(S_{ijkl} - 1) \quad (8.2)$$

Wobei S_{ijkl} den Eshelby-Tensor und C_{ijkl} den Elastizitätsmodul-Tensor darstellt. Die Einflusskoeffizientenmatrix D_{ijkl}^* kann explizit mit einer analytischen Lösung erhalten werden. In diesem Fall ist die zweidimensionale Eigendehnungstheorie eine Lösung, da die Belastung für jeden beliebigen Punkt entlang der Schnitttrichtung (Y) als identisch angenommen werden kann, was bedeutet, dass der endgültige Spannungszustand des Halbraums als ein Fall von ebener Dehnung in der X-Z-Ebene behandelt werden kann. In Kombination mit dem oben erwähnten 3D-Modellierungssystem wird die analytische Vorhersage der Eigenspannung für BTA-Tiefbohrungen möglich.

Thermomechanische Belastung durch die Außenschneide

Für die 3D-Eigenspannungsmodellierung durch die Außenschneide wird ein hybrides Modell von *Valiorgue* genutzt. In **Abbildung 8.2** wird eine mechanische/thermische Belastungsannahme wie beim Drehen für die Modellierung der Wechselwirkung zwischen der Nebenschneide und der Bohrungsoberfläche gewählt [Val+12].

8. Aufbau eines Modells zur Vorhersage der Kräfte, Temperaturen und resultierenden Randzoneeneigenschaften

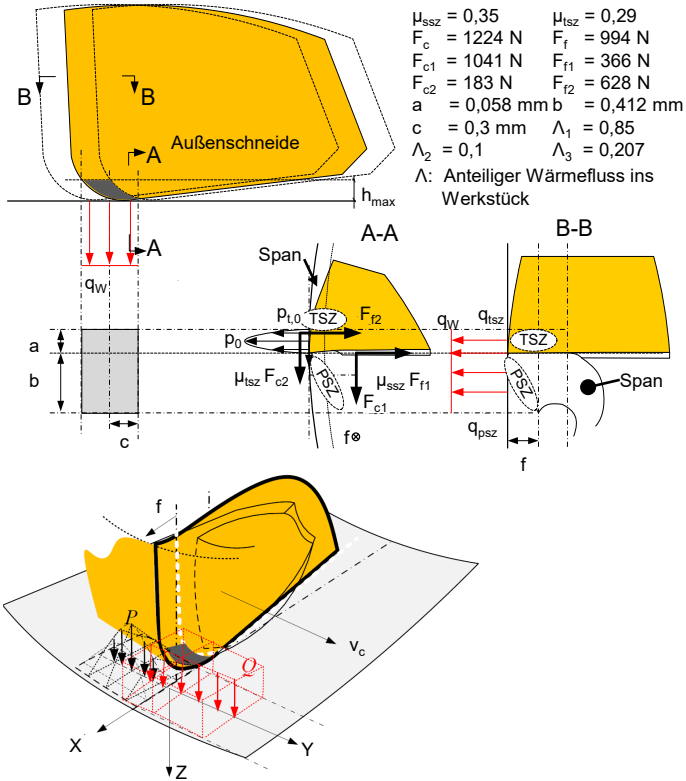


Abbildung 8.2.: Übertragung des hybriden Modells nach Valiorgue auf die Außenschneide beim BTA-Tiefbohren [Val+12; Hua+21]

Dabei sind $F_{c1}, F_{f1}, F_{c2}, F_{f2}$ die Anteile der Schnittkraft und Vorschubkraft an der Spanfläche und der Nebenfreifläche, mit den jeweiligen Reibkoeffizienten μ_{ssz} und μ_{tsz} . Zu den charakteristischen Abmessungen der Belastungszone gehören die Kontaktbreite a auf der Freifläche, die verformte Spandicke b und der Beeinflussungsradius c in Vorschubrichtung. Die anteiligen Wärmeflüsse Λ_1 aus der Spanverformung, Λ_2 aus der primären Scherzone PSZ und Λ_3 aus der tertiären Scherzone TSZ sind für **Formel 8.5** angegeben. Es wird davon ausgegangen, dass eine gleichmäßig verteilte thermische Belastung sowohl in der PSZ als auch in der TSZ vorliegt. In der TSZ wird auf der Nebenfreifläche

eine parabelförmig verteilte mechanische Belastung aufgebracht. Der normale p_0 und tangentiale Druck $p_{t,0}$ auf die Kontaktzone wird auf der Grundlage der Hertzischen Kontakttheorie abgeleitet:

$$p(x) = \frac{2F_f}{\pi(a/2)^2} \sqrt{(a/2)^2 - x^2} \quad (8.3)$$

$$p_t(x) = \mu_{tsz} p(x) \quad (8.4)$$

Der Wärmefluss q_0 in der PSZ und der TSZ kann über folgende Formel berechnet werden:

$$q_0 = \frac{1}{2(a+b)c} (F_{c2} v_c A_3 + F_{c1} v_c A_1 A_2) \quad (8.5)$$

Für die beweglichen mechanischen Lasten kann eine halbanalytische Lösung für das elastische Spannungsfeld (**Abbildung 8.3b**) gefunden werden, die auf der analytischen Lösung aus der Kontaktmechanik für ein rechteckiges Bauteil unter gleichmäßigem Druck beruht (Gleichung 8.6) [Joh85].

Für die thermische Belastung wird die Theorie der beweglichen Wärmequelle von *Carslaw* und *Jaeger* verwendet (**Abbildung 8.3a**). Bei der stabilisierten Wärmeleitung mit einer rechteckigen Wärmequelle ergibt sich die grundlegende Lösung für den Temperaturanstieg θ in Form des Integrals der Fehlerfunktion erf(x) (Gleichung 8.7) [CJ11]:

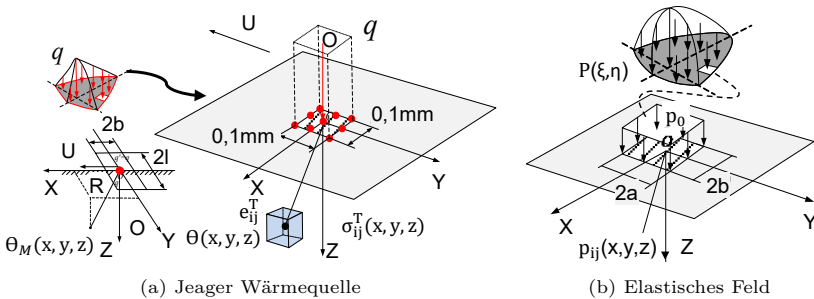


Abbildung 8.3.: Darstellung der Lösungen für eine sich bewegende rechteckige Wärmequelle und ein elastisches Feld mit rechteckiger Kontaktfläche [Hua+21]

8. Aufbau eines Modells zur Vorhersage der Kräfte, Temperaturen und resultierenden Randzoneeigenschaften

$$\overline{\sigma_{ij}(x,y,z)} = \iint P(\xi,\eta)p_{ij}(x,y,z)d\xi d\eta \quad (8.6)$$

$$\Theta = \frac{q}{2\rho c U \sqrt{2\pi}} \int_0^\infty \frac{e^{-Z^2}}{\sqrt{u}} \left(\operatorname{erf}\left(\frac{Y+L}{\sqrt{2u}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{Y-L}{\sqrt{2u}}\right) \right) \left(\operatorname{erf}\left(\frac{X+B+u}{\sqrt{2u}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{X-B+u}{\sqrt{2u}}\right) \right) du \quad (8.7)$$

$$X = \frac{Ux}{2a}; Y = \frac{Uy}{2a}; Z = \frac{Uz}{2a}; L = \frac{Ul}{2a}; B = \frac{Ub}{2a}; a = \frac{\lambda}{\rho c}$$

Wobei U die Geschwindigkeit der sich bewegenden Wärmequelle ist, ρ ist die Dichte und c die spezifische Wärmekapazität des Werkstücks. Da thermische Dehnung eine Art von Eigendehnung ist kann eine aus der thermischen Dehnung resultierende Eigenspannung mit der 3D-Eigendehnungstheorie errechnet werden [Liu+12; NOM87].

Kontakt der Führungsleiste

Um die plastische Verformung durch die Führungsleiste zu modellieren, sind die Druckverteilung und die Größe der Kontaktfläche erforderlich. In **Abbildung 8.4** ist die Herleitung der Kontaktzone zwischen Führungsleiste und Bohrungswand auf Grundlage der Führungsleistennormalkräfte aus Kapitel 7.1.2, gezeigt. Folgende Beziehungen gelten für die Herleitung:

$$a \approx \sqrt{\rho\delta}; b \approx \delta \cot \alpha; c \approx \delta \tan \beta; \rho \approx \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r} \right) \quad (8.8)$$

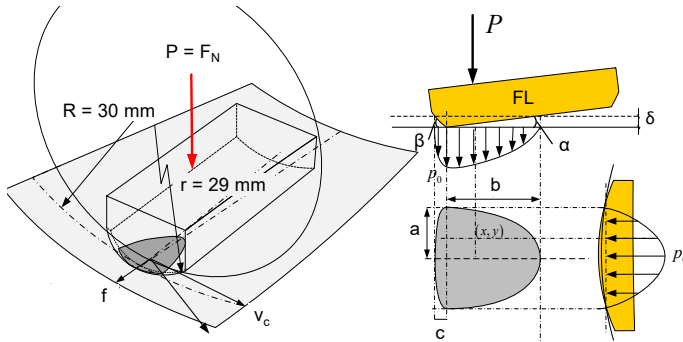


Abbildung 8.4.: Darstellung des Führungsleistenkontakts [Hua+21]

Auf der Grundlage der Beziehung zwischen der angenommenen elliptischen Druckverteilung und der Verschiebung in der Kontaktmechanik [Joh85] wird eine implizite Gleichung zur Abschätzung der Eindringtiefe δ mit der gemessenen Normalkraft vorgestellt. $K(e)$ eine elliptische Integralfunktion erster Ordnung und ν die Poissonzahl bzw. Querkontraktionszahl:

$$\frac{(1 - \nu^2)F_N}{E} K \left(\sqrt{1 - \frac{\delta}{\rho} \cot^2 \alpha} \right) = \frac{\pi}{3} \sqrt{\rho\delta}^{3/2} \quad (8.9)$$

Für den dreidimensionalen Fall wird der ursprüngliche McDowell Algorithmus modifiziert. Die Hauptidee besteht darin, die inkrementellen Dehnungskomponenten in X und Y gleichzeitig zu überlagern:

$$\dot{\epsilon}_{xx} = \psi \dot{\epsilon}_{xx}^{elast.}; \dot{\epsilon}_{yy} = \psi \dot{\epsilon}_{yy}^{elast.}; \psi = 1 - \exp\left(-\kappa \left(\frac{3h}{2G}\right)\right) \quad (8.10)$$

ψ ist die Überlagerungsfunktion in Abhängigkeit vom Verfestigungsmodul h . Nach der unelastischen Dehnung, die durch die inkrementelle plastische Analyse erzielt wird, bilden sich in der Halbebene des Werkstücks zweidimensionale Eigenspannungen. Die Eigenspannung kann effizient durch Berechnung der Eigendehnung mit der Einflusskoeffizientenmatrix aufgrund eines einzelnen rechteckigen Einschlusses mit gleichförmiger Eigendehnung berechnet werden:

$$\sigma_{ij}^r = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N D_{ijkl} (x - x_m, z - z_n) \varepsilon_{kl}^*(m, n) \quad (8.11)$$

Die Ergebnisse der numerischen Simulation sind in **Abbildung 8.5** dargestellt. Es handelt sich um die Eigenspannungstiefenverläufe in Y- bzw. Schmittrichtung nach der Konditionierung durch die Schneide (a) sowie nach der sequenziellen Konditionierung durch Schneide und Führungsleiste (b). Die genutzten Parameter sind der **Tabelle 8.1** zu entnehmen.

Tabelle 8.1.: Simulationsparameter für das analytische 3D-Modell

Parameter	Außenschneide	Führungsleiste
Schnittgeschwindigkeit	$v_c = 60$ m/min	$v_c = 60$ m/min
Vorschub	$f = 0,15$ mm	$f = 0,15$ mm
Kontaktzone	$a = 0,058$ mm	$a = 4,2$ mm
	$b = 0,412$ mm	$b = 0,57$ mm
	$c = 0,15$ mm	$c = 0,006$ mm
E-Modul / Eindringtiefe	$E = 210$ GPa	$\delta = 0,01$ mm
G-Modul / Normalkraft	$G = 810$ GPa	$F_N = 2.484$ N
Poissonzahl / Winkel	$\nu = 0,3$	$\alpha; \beta = 1; 30^\circ$
Kontaktzonendruck	$p_{max} = 3.284$ MPa	$p_{max} = 974$ MPa
Wärmefluss / Schrittweite	$q_0 = 448$ W/mm ²	$\Delta y = 0,002$ mm

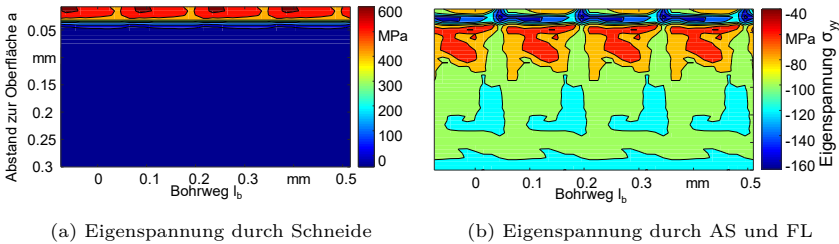


Abbildung 8.5.: Eigenspannungen in Schnittrichtung des 3D-Analytischen Modells [Hua+21]

Beide Eigenspannungsdiagramme zeigen ein periodisches Verhalten mit wiederkehrenden Mustern, das mit dem Vorschub $f = 0,15$ mm übereinstimmt. In der Randzone wurden für die Konditionierung durch die Schneide Zugeigenspannungen mit hoher Intensität berechnet. Nach den Überläufen der Führungsleiste, ergeben sich periodisch ausgeprägte Druckeigenspannungen geringerer Intensität in der Randzone. Durch die Führungsleiste wird die Randzone in einem deutlich größeren Abstand zur Oberfläche konditioniert als durch die Schneide allein. Die Eigenspannungen über den Bohrweg verhalten sich ebenfalls periodisch in Abhängigkeit des Vorschubs. Dieses periodische Verhalten wurde in den Analogieversuchen (Kapitel 6.4) und den BTA-Versuchen (Kapitel 7.4.2) nachgewiesen.

8. Aufbau eines Modells zur Vorhersage der Kräfte, Temperaturen und resultierenden Randzoneeigenschaften

Zwei Eigenspannungstiefenverlaufskurven, generiert aus den vorherigen Diagrammen (Abbildung 8.5), sind in **Abbildung 8.6** dargestellt. Des Weiteren sind zwei Verlaufskurven, in Schnitt- und Vorschubrichtung, des realen Versuchs mit den gleichen Prozessstellgrößen als Vergleich eingefügt (vgl. Abb. 7.24). Es ist gut zu erkennen, dass durch den Einfluss der Führungsleiste hohe Druckeigenspannungen in die Randzone eingebracht werden. Da trotz der hohen Zugeigenspannungen durch die Konditionierung der Schneide nach dem Prozess Druckeigenspannungen vorliegen. Die Intensität der simulierten Druckeigenspannung ist deutlich geringer als in den beiden realen Messungen. Ab einem Abstand zu Oberfläche $a > 10 \mu\text{m}$ stimmen die Eigenspannungsverläufe gut überein. Ein Grund für die Abweichung liegt in der Modellierung der Konditionierung durch die Außenschneide. Für den Einfluss der Außenschneide wird nur der Eingriff an der Nebenschneide betrachtet, die Rundschliffase wird nicht dargestellt. Des Weiteren wird der Einfluss des Bohröls auf die Abkühlrate der Randzone nicht berücksichtigt. Insgesamt stellt das analytische Modell einen geeigneten Ansatz dar, um Eigenspannungsverläufe in Abhängigkeit der Schnittparameter beim BTA-Tiefbohren vorherzusagen.

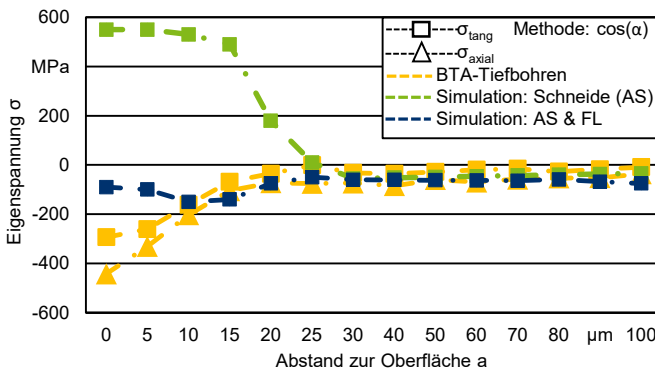


Abbildung 8.6.: Vergleich der Eigenspannungsverlaufskurven aus dem analytischen 3D-Modell mit realen Messungen [Hua+21]

9. Zusammenfassung, Fazit und Ausblick

Die Surface Integrity (SI) der gefertigten Bauteile spielt in der funktionsorientierten Produktion von Hochleistungskomponenten eine entscheidende Rolle. Die unterschiedlichen Fertigungsprozesse zeichnen sich i.d.R. durch einen charakteristischen Oberflächenkonditionierungseffekt aus. Beim BTA-Tiefbohren wird die Oberflächenkonditionierung durch zwei Effekte maßgeblich beeinflusst. Zum einen die Konditionierung durch den Zerspanprozess an der Außenschneide und der Rundschliffphase. Zum anderen die Verformungen durch das Einebnen und Glätten der Führungsleisten.

Um diese beiden Effekte zu separieren, wurden Analogieversuche durchgeführt, in denen zunächst ausschließlich der Effekt der Außenschneide auf die SI untersucht werden konnte. Die Aufnahme der Prozesskräfte wurde in diesem Fall ohne externe Messtechnik, nur über die Servoantriebe der Maschinenachsen realisiert. Bei beiden untersuchten Werkstoffen war die Passivkraft stets größer als die Vorschubkraft. Durch den Einstellwinkel $\kappa = 70^\circ$ der Schneide ergibt sich, durch die Orientierung der Schneidkante zur Bohrungsachse das Verhältnis von $F_p/F_f > 1$. Ein höherer Vorschub hat zu einer signifikanten Erhöhung aller Prozesskräfte geführt. Eine Änderung der Schnittgeschwindigkeit zeigte nur einen geringen Einfluss auf die Kräfte.

Bei den Vergütungsstahlproben konnte in Quer- und Längsschliffen bei höheren Vorschüben die Bildung von White Etching Layer (WEL) nachgewiesen werden. Die Dicke der WEL schwankt periodisch entlang der Bohrtiefe in Abhängigkeit des Vorschubs. Des Weiteren konnte durch die Konditionierung der Außenschneide eine Erhöhung der Randzonenhärte in den Proben auf das Doppelte und im Falle eines entstandenen WEL bis auf das Dreifache der Grundhärte festgestellt werden. Eigenspannungsmessungen zeigten, dass überwiegend Druckeigenspannungen mit Intensitäten von $\sigma = -150 \dots -500$ MPa durch die Außenschneide in der Randzone entstehen. Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben konnten Zugeigenspannungen $\sigma = 0 \dots 150$ MPa gemessen werden. Messungen entlang des Bohrwegs haben gezeigt, dass sich der Eigenspannungszustand nicht gleichförmig über den Außenschneideeingriff ausbildet. Die Intensität der eingebrachten Druckeigenspannung stieg vom Eingriff der Nebenschneide bis zum Kontakt der Rundschliffphase. Zugeigenspannungen, die im Zuge der Zerspannung direkt an der Schneidenecke entstehen, können nicht ausgeschlossen werden.

Bei den austenitischen Proben konnte in der Randzone ebenfalls das Doppelte bis Dreifache der Grundhärte ermittelt werden. Messungen mit einem Ferriscope deuten auf geringe Martensitbildung in Verbindung mit Kaltverfestigung hin.

Zur Ermittlung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim BTA-Tiefbohren wurden modifizierte Werkstücke und ein angepasster Bohrkopf für in-process-Messungen verwendet. Dadurch war es möglich, neben der Axialkraft und dem Bohrmoment am Bohrrohr, die Temperaturen in der Wirkzone der Außenschneide und die Führungsleistennormalkräfte prozessbegleitend zu ermitteln. Die thermische Belastung stieg mit höheren Prozessstellgrößen. Beim BTA-Tiefbohren beider Werkstoffe werden in der Kontaktzone von Außenschneide und Bohrungswand Temperaturen von $\vartheta > 1.000\text{ }^{\circ}\text{C}$ gemessen. Temperaturmessungen in der Bohrungsrandzone gaben Aufschluss über den Wärmefluss und beschrieben den erheblichen durchschnittlichen Temperaturgradient vom $T_g > 3,5\text{ K}/\mu\text{m}$ bis zu einem Abstand unter der Oberfläche von $a = 250\text{ }\mu\text{m}$. Des Weiteren zeigten diese Messungen, dass im austenitischen Werkstoff die Führungsleisten einen größeren Einfluss als die Außenschneide auf die eingebrachte Wärmemenge haben. Die mechanischen Prozesskenngrößen stiegen mit dem Vorschub und verringerten sich leicht mit steigender Schnittgeschwindigkeit, analog zu den Analogieversuchen. Sobald Ratterschwingungen auftreten, sind die Messwerte der mechanischen Prozesskennwerte nicht mehr quasi-normalverteilt. Durch eine statistische Darstellung und Analyse der Messwerte konnte gezeigt werden, dass im Falle eines ratternden Prozesses mehr als 30 % der Bohrmomentmesswerte bei über 150 % des mittleren Bohrmoments liegen.

Die auftretenden Torsionseigenfrequenzen konnten in den Messungen des Bohrmoments, der Axialkraft und der Führungsleistennormalkraft ermittelt werden. Häufig wurden in den letzten beiden Messschritten zusätzlich Vielfache der auftretenden Torsionseigenfrequenzen ermittelt. Spektrogramme der mechanischen Prozesskennwerte und des Schalldrucks haben gezeigt, dass die dominante Torsionseigenfrequenz eines ratternden Prozesses nicht in allen Signalen die dominante Frequenz sein muss. Stattdessen kann eine andere Torsionseigenfrequenz, oder ein Vielfaches einer Torsionseigenfrequenz, die höchste Amplitude aufweisen. Die Randzonen der BTA-gebohrten Proben wiesen bei höheren Schnittwerten stark ausgeprägte WEL auf. Bei geringeren Schnittwerten war eine nahezu strukturlose Anlasssschicht in der Randzone zu sehen. Diese Schicht schließt sich ebenfalls an die WEL an. Die ermittelte Randzonenhärte der Vergütungsstahlproben konnte innerhalb des WEL bis zu $H = 1.400\text{ HV}_{0,01}$, ungefähr das Vierfache der Grundhärte, erreichen. In der Anlasssschicht wurden Härten bis zum Dreifachen der Grundhärte erreicht. EBSD-Messungen zeigten, dass die Anlasssschicht

ein deutlich verformteres und feineres Gefüge als das Grundgefüge aufwies. Die WEL zeigten ein homogenes nanokristallines Gefüge, welches wahrscheinlich durch eine Phasenumwandlung entstand. Das Gefüge des austenitischen Werkstoffs war in der Randzone in den ersten $a = 50 \mu\text{m}$ derart plastisch verformt, dass es gewalztem Gefüge nahekommt und keine Korngrenzen erkennbar waren. Die erreichte Randzonenhärte war höher als in den Analogieversuchen, jedoch inhomogen verteilt. Dies deutet auf eine inhomogene Martensitbildung durch plastische Verformung in Verbindung mit einer erhöhten Temperatur.

In allen BTA-gebohrten Proben wurden deutlich höhere Druckeigenstressungen gemessen $\sigma = 400 \dots 1.400 \text{ MPa}$ als mit ausschließlichen Kontakt der Außenschneide, was den signifikanten Einfluss der Führungsleiste auf die SI zeigt. Tiefenprofile der Eigenstressungen ergaben, dass diese nach $a = 25\text{--}40 \mu\text{m}$ gegen einen konstanten Wert nahe $\sigma = 0 \text{ MPa}$ konvergieren. Proben mit WEL zeigten höhere Druckeigenstressungen als Proben ohne WEL. Parallel durchgeführte MBR-Messungen konnten die Proben mit WEL von denen ohne WEL differenzieren. Messungen entlang des Bohrungsumfangs einer Probe, aus einem ratternden Prozess, zeigten eine Abhängigkeit der Eigenstressungen und des MBR-Signals von den Rattermarken auf der Oberfläche. Hier konnte ebenfalls die Abhängigkeit der M_{MAX} -Amplitude von der Intensität der Druckeigenstressung beobachtet werden.

Auf Grundlage des Torsionsschwingungsmodells von *Webber* können die möglichen Torsionsschwingungen berechnet werden. In den Schwingungsanalysen der ratternden Prozesse konnten die berechneten Schwingungen nachgewiesen werden. Durch die Auswertung der entstandenen Rattermarken konnte ein Zusammenhang zwischen der dominanten Eigenfrequenz, der Drehzahl und den Rattermarken gefunden werden. Die Anwendung DTECT wurde entwickelt mit dem Ziel, das Torsionsschwingungsmodell von *Webber* um den Zusammenhang der auftretenden Rattermarken zu erweitern. Die Software ermöglicht, durch Eingabe der Randbedingungen, die Berechnung der Eigenfrequenzen sowie die daraus resultierenden möglichen Rattermarken.

Zur Vorhersage der Eigenstressungen in der Bohrungsrandzone wurde ein analytisches 3D-Modell auf Grundlage der Eigendehnungstheorie entwickelt und mit experimentellen Eigenstressungsmesswerten gegenübergestellt. Dabei wurden die Kontaktsituation der Außenschneide und der Führungsleiste separat modelliert. Thermische und mechanische Einflüsse, sowie die charakteristischen wiederholten Überläufe der Wirkelemente wurden simuliert. Der Druckeigenstressungszustand konnte qualitativ realitätskonform berechnet werden. Bis zu einem Abstand von $a = 10 \mu\text{m}$ unterhalb der Oberfläche bestehen Intensitätsunterschiede zwischen den Messungen und der Simulation, danach stimmen die Eigenstressungsverläufe

auch quantitativ überein.

Eine Entwicklung für zukünftige Untersuchungen, die aus dem zugrundeliegenden Forschungsprojekt resultiert, ist in **Abbildung 9.1** gezeigt. Es handelt sich um einen MBR-Sensor, der in einen BTA-Kopf integriert wurde. Mit diesem Sonderwerkzeug soll zukünftig versucht werden, die Entstehung von WEL während des Prozesses zu detektieren und auf Grundlage des MBR-Signals, in Verbindung mit der Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung, eine Prozessregelung, zur gezielten Bildung oder Vermeidung von WEL aufzubauen.

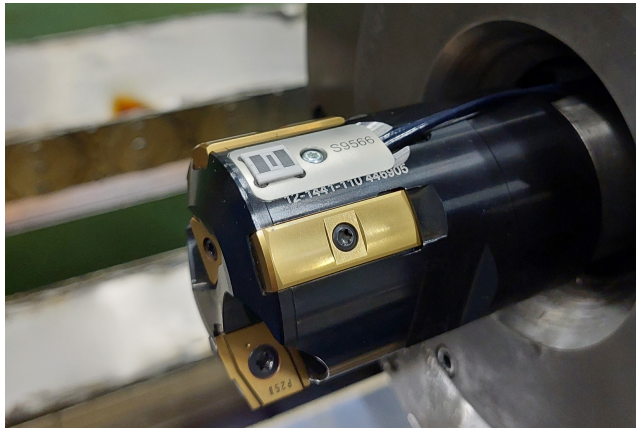


Abbildung 9.1.: BTA-Bohrkopf mit integriertem MBR-Sensor

Insgesamt kann die Integration von Oberflächenintegritätsaspekten in den BTA-Tiefbohrprozess im Rahmen funktionsorientierter Fertigung dazu beitragen, präzisere, effizientere und nachhaltigere Fertigungsketten zu entwickeln. Der Fokus auf Oberflächenintegrität kann nicht nur die Leistung von Bauteilen verbessern, sondern auch einen Beitrag zu den weltweiten Anstrengungen für ressourceneffiziente und nachhaltige Produktionsprozesse leisten.

A. Anhang

A.1. Lösung der eindimensionalen Wellengleichung

Durch die Verbindung der kinematischen Beziehung für den Stab $\varepsilon = \frac{du}{dx}$ und dem Elastizitätsgesetz $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha_T \times \Delta T$, ergibt sich das Elastizitätsgesetz für den Stab [GHW14]:

$$\frac{du}{dx} = \frac{N}{E \times A} + \alpha_T \times \Delta T \quad \text{mit} \quad \Delta T = 0 \rightarrow N = E \times A \times u' \quad (\text{A.1})$$

Die **Gleichung A.1** verbindet die Stabverschiebung (u) mit der Normalkraft (N). Für Längs- und Dehnschwingungen in einem homogenen Stab kann die Funktion $u(x,t)$, zur Beschreibung der Verschiebung der Querschnitte, aufgestellt werden. Das Bewegungsgesetz lautet [Gro+14]:

$$\rho \times A \times dx \times \ddot{u} = -N + \left(N + \frac{\delta N}{\delta x} dx \right) \rightarrow \rho \times A \times \ddot{u} = N' \quad (\text{A.2})$$

Werden Gleichung A.1 und A.2 über die Normalkraft zusammengeführt, ergibt sich die eindimensionale Wellengleichung.

$$E \times A \times u'' = N' = \rho \times A \times \ddot{u} \rightarrow \rho \times \ddot{u} = E \times u'' \rightarrow \frac{\delta^2 u}{\delta x^2} = \frac{\delta^2 u}{\delta t^2} \times \frac{1}{c^2} \quad (\text{A.3})$$

mit $c^2 = \frac{E}{\rho}$

Analog zum Drallsatz in Kapitel Gleichung kann diese Formel mit dem Bernoulli-Ansatz gelöst werden [Gro+14].

$$u(x,t) = U(x) \times \cos(\omega t - \alpha) \quad (\text{A.4})$$

Das Einsetzen in Wellengleichung ergibt eine Differentialgleichung:

$$\frac{d^2 U}{dx^2} + \left(\frac{\omega}{c} \right)^2 \times U = 0 \quad (\text{A.5})$$

Die allgemeine Lösung für diese Gleichung ist:

$$U(x) = B \times \cos\left(\frac{\omega}{c} \times x\right) + C \times \sin\left(\frac{\omega}{c} \times x\right) \quad (\text{A.6})$$

Gleichung A.6 einsetzen in Gleichung A.4 ergibt:

$$u(x,t) = \left(B \times \cos\left(\frac{\omega}{c} \times x\right) + C \times \sin\left(\frac{\omega}{c} \times x\right) \right) \times \cos(\omega t - \alpha) \quad (\text{A.7})$$

Die Lösung dieser Gleichung unterscheidet sich je nach betrachteter Lagersituation des Stabs. In **Abbildung A.1** sind drei Lagersituationen dargestellt.

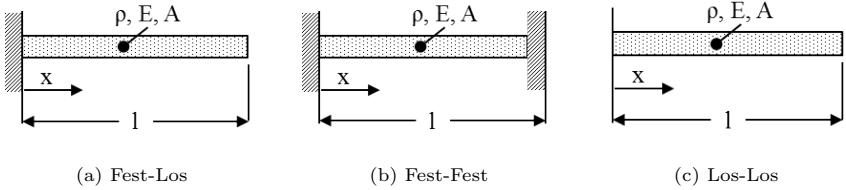


Abbildung A.1.: Lagersituationen des Stabes (nach [Gro+14]).

Im Folgenden werden für jede Lagersituation die Randbedingungen und die Eigenfunktion bzw. die Eigenschwingungen hergeleitet. Für einen einseitig eingespannten Stab (Abbildung A.1(a)) gelten die Randbedingungen:

$$\begin{aligned} u(0,t) = 0 &\quad \rightarrow \quad U(0) = 0 \quad \rightarrow \quad B = 0 \\ u'(l,t) = 0 &\quad \rightarrow \quad U'(l) = 0 \quad \rightarrow \quad C \times \frac{\omega}{c} \times \sin\left(\frac{\omega}{c} \times l\right) = 0 \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

Mit $C \neq 0$ und $\omega > 0$ folgt:

$$\cos\left(\frac{\omega}{c} \times l\right) = 0 \quad \text{mit} \quad c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (\text{A.9})$$

Damit diese Randbedingung erfüllt ist, muss für ω bzw. für die Eigenfunktionen gelten:

$$\begin{aligned} \omega_k &= \frac{2 \times k - 1}{2} \times \pi \sqrt{\frac{E}{\rho \times l^2}} \\ U_k(x) &= C_k \times \sin\left(\frac{2 \times k - 1}{2} \times \frac{\pi \times x}{l}\right), \quad k = 1, 2, \dots \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

Die Randbedingungen für einen beidseitig eingespannten Stab sind (Abbildung A.1 (b)):

$$U(0) = 0 \quad \rightarrow \quad B = 0, \quad U(l) = 0 \quad \rightarrow \quad \sin\left(\frac{\omega}{c} \times l\right) = 0 \quad (\text{A.11})$$

Daraus folgt für ω und die Eigenfunktionen $U_k(x)$:

$$\omega_k = k \times \pi \times \sqrt{\frac{E}{\rho \times l^2}}, \quad U_k(x) = C_k \times \sin\left(\frac{k \times \pi \times x}{l}\right), \quad k = 1, 2, \dots \quad (\text{A.12})$$

Analog ergeben sich für einen freien Stab (Abbildung A.1(c)) folgende Randbedingungen:

$$U'(0) = 0 \quad \rightarrow \quad C = 0, \quad U'(l) = 0 \quad \rightarrow \quad \sin\left(\frac{\omega}{c} \times l\right) = 0 \quad (\text{A.13})$$

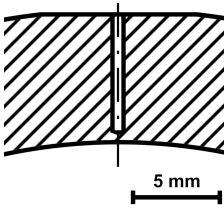
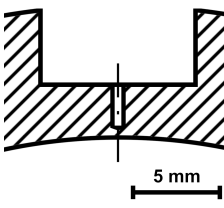
Für ω und die Eigenfunktionen $U_k(x)$:

$$\omega_k = k \times \pi \times \sqrt{\frac{E}{\rho \times l^2}}, \quad U_k(x) = B_k \times \cos\left(\frac{k \times \pi \times x}{l}\right), \quad k = 1, 2, \dots \quad (\text{A.14})$$

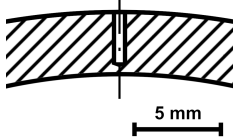
Die Eigenschwingungen (ω_k) der Lagersituationen "Fest-Fest" und "Los-Los" sind gleich. Die Eigenfunktionen ($U_k(x)$) unterscheiden sich jedoch.

A.2. Applikationsmöglichkeiten der Thermoelemente

Tabelle A.1.: Übersicht über Konzepte zur Messmittelapplikation

	<p>① Mikroborenen (500 μm)</p> <p><u>Benötigtes Equipment:</u> Werkzeugmaschine mit $n = 19.000 \text{ 1/min}$ VHM Fräs Werkzeug, Pilotbohrer, Mikrobohrer $d_{\text{Wkz}} = 0,75 \text{ mm}$ mit langer Nut</p> <p><u>Prozessroute:</u> Anspiegeln \rightarrow Pilotbohren \rightarrow Mikrotiefbohren</p> <p><u>Vor- und Nachteile des Konzepts:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ⊕ vergleichsweise geringer Vorbereitungs Aufwand ⊖ Drehzahl übersteigt Max. der Vorbereitungsma- schine ⊖ Mikrotiefbohrwerkzeug benötigt ⊖ hohe Anforderungen an Tiefbohrprozess
	<p>② Nutfräsen in das Probenwerkstück und Mikroborenen (500 μm)</p> <p><u>Benötigtes Equipment:</u> Werkzeugmaschine mit $n = 19.000 \text{ 1/min}$, VHM Fräs Werkzeug, Mikrobohrer $d_{\text{Wkz}} = 0,75 \text{ mm}$, Pilotbohrer</p> <p><u>Prozessroute:</u> Fräsen der Probe \rightarrow Pilotbohren \rightarrow Mikroborenen</p> <p><u>Vor- und Nachteile des Konzepts:</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ⊕ vergleichsweise geringer Vorbereitungs Aufwand ⊖ Drehzahl übersteigt Max. der Vorbereitungsma- schine ⊖ Mikrobohrwerkzeug benötigt ⊖ starke Veränderung der Probengeometrie

③ Abdrehen der Probe und Mikrobohren (500 μm)



Benötigtes Equipment:

Werkzeugmaschine mit $n = 19.000 \text{ 1/min}$,
Drehprozess, VHM-Fräser,
Pilotbohrer, Mikrobohrer $d_{\text{Wkz}} = 0,75 \text{ mm}$

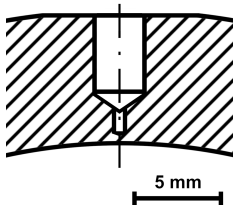
Prozessroute:

Längsdrehen \rightarrow Planfräsen \rightarrow Pilotbohren
 \rightarrow Mikrobohren

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊖ Zusätzlicher Drehprozess
- ⊖ Drehzahl übersteigt Max. der Vorbereitungsmaschine
- ⊖ Mikrobohrwerkzeug benötigt
- ⊖ starke Veränderung der Probengeometrie

④ Bohren und Mikrobohren (500 μm)



Benötigtes Equipment:

Werkzeugmaschine mit $n = 19.000 \text{ 1/min}$
VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug,
Mikrobohrer $d_{\text{Wkz}} = 0,75 \text{ mm}$

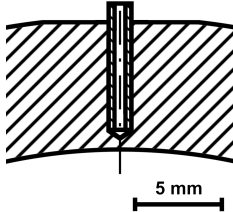
Prozessroute:

Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Mikrobohren

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊕ vergleichsweise geringer Vorbereitungsaufwand
- ⊖ Drehzahl übersteigt Max. der Vorbereitungsmaschine
- ⊖ zusätzlicher Bohrprozess
- ⊖ schwierige Applikation des Messelements

⑤ Verkleinerung durch Messingrohr 1 mm auf 0,6 mm (500 μm)



Benötigtes Equipment:

Werkzeugmaschine mit $n = 12.000$ 1/min

VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug

$d_{\text{Wkz}} = 1$ mm,

Messingrohr, Säge

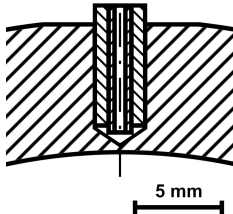
Prozessroute:

Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Rohr einbringen

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊕ geringe Kosten
- ⊖ Veränderung des umgebenden Werkstoffs
- ⊖ hohe Anforderungen an Bohrprozess

⑥ Verkleinerung durch Messingrohre 3 mm auf 0,6 mm (500 μm)



Benötigtes Equipment:

Werkzeugmaschine mit $n = 3.200$ 1/min

VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug

$d_{\text{Wkz}} = 3$ mm,

Messingrohre, Säge

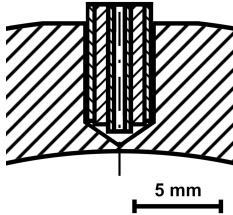
Prozessroute:

Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Rohre einbringen

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊕ geringe Kosten
- ⊕ geringere Drehzahlanforderung an Werkzeugmaschine
- ⊖ Veränderung des umgebenden Werkstoffs
- ⊖ vergleichsweise hoher Vorbereitungsaufwand

⑦ Verkleinerung durch Messingrohre von 4 mm auf 0,6 mm (500 μm)



Benötigtes Equipment:

Werkzeugmaschine mit $n = 2.400$ 1/min
 VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug
 $d_{\text{Wkz}} = 4$ mm,
 Messingrohre, Säge

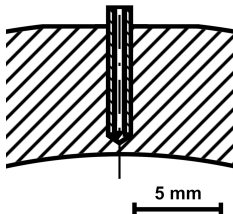
Prozessroute:

Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Rohre einbringen

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊕ geringe Kosten
- ⊕ geringe Drehzahlanforderung an Werkzeugmaschine
- ⊖ Veränderung des umgebenden Werkstoffs
- ⊖ vergleichsweise hoher Vorbereitungsaufwand

⑧ Verkleinerung einer 1 mm Bohrung mit einer Kanüle (250 μm)



Benötigtes Equipment:

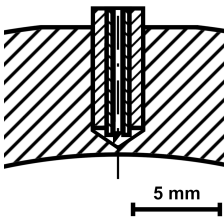
Werkzeugmaschine mit $n = 12.000$ 1/min
 VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug
 $d_{\text{Wkz}} = 1$ mm,
 Messingrohr, Kanüle, Säge

Prozessroute:

Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Rohr und Kanüle einbringen

Vor- und Nachteile des Konzepts:

- ⊕ Verringerung des Thermoelementdurchmessers
- ⊖ vergleichsweise hoher Vorbereitungsaufwand
- ⊖ Veränderung des umgebenden Werkstoffs
- ⊖ hohe Anforderungen an Bohrprozess

<p>⑨ Verkleinerung einer 3 mm Bohrung mit einer Kanüle (250 μm)</p>	
	<p><u>Benötigtes Equipment:</u> Werkzeugmaschine mit $n = 3.200 \text{ 1/min}$ VHM-Fräswerkzeug, VHM-Bohrwerkzeug $d_{\text{Wkz}} = 3 \text{ mm}$, Messingrohre, Kanüle, Säge</p>
	<p><u>Prozessroute:</u> Anspiegeln \rightarrow Bohren \rightarrow Rohre und Kanüle einbringen</p> <p><u>Vor- und Nachteile des Konzepts:</u> \oplus Verringerung des Thermoelementdurchmessers \oplus geringe Drehzahlanforderung an Werkzeugmaschine \ominus vergleichsweise hoher Vorbereitungsaufwand \ominus Veränderung des umgebenden Werkstoffs</p>

A.3. Deep-hole Torsional Eigenfrequency Calculation Tool (DTECT)

DTECT ist eine Software zur Berechnung der Torsionseigenfrequenzen und der auftretenden Rattermarken beim BTA-Tiefbohren. Die Berechnung erfolgt auf Grundlage des diskreten Torsionsschwingungsmodells nach *Webber*. Dabei handelt es sich um eine Approximierung des kontinuierlichen Modells in ein lineares, zeitinvariantes, konservatives System mit N Freiheitsgraden [Web07].

Abbildung A.2 zeigt die Eingabemaske der Software. Hier werden die Anzahl der Freiheitsgrade/Elemente, die Dimensionen des Bohrrohrs und optional des Bohrkopfs angegeben. Für die Berechnung der Rattermarken kann die Schnittgeschwindigkeit angegeben werden.

Geometrische Randbedingungen	
Bohrrohrlänge in mm:	3250
Außendurchmesser in mm:	51
Innendurchmesser in mm:	39
Physikalische Randbedingungen	
Anzahl der Elemente:	60
Schubmodul in MPa:	81538
Dichte in kg/m^3 :	7850
Bohrkopf	
	<input checked="" type="checkbox"/> Bohrkopf berücksichtigen
Bohrkopfnendurchmesser in mm:	60
Gesamtlänge des Bohrkopfs in mm:	97
Länge Gewinde des Bohrkopfs in mm:	40
Bohrkopfgewicht mit Wirkelementen in g:	898
Rattermarken	
Explizite Berechnung für Schnittgeschwindigkeit in m/min:	63
<input type="button" value="Beenden"/> <input type="button" value="Berechnen"/>	

Abbildung A.2.: DTECT-Software: Eingabemaske.

Die Ergebnisdarstellung der Software ist in **Abbildung A.3** gezeigt. Die ersten drei Eigenfrequenzen und die daraus theoretisch resultierende Anzahl der Rattermarken (nach Formel 7.1) werden ausgegeben. Das erste Diagramm zeigt die Entwicklung der approximierten Eigenfrequenzen mit steigender Elementanzahl bzw. Auflösung des Systems. Mit wachsender Anzahl der Elemente konvergiert jede der berechneten Eigenfrequenzen gegen einen Grenzwert. Bei weniger als $N = 20$ Elementen sind Abweichungen von dem jeweiligen Grenzwert relativ

groß. Besonders der Einfluss des Bohrkopfes ist in dem Berechnungsmodell bei wenigen Elementen dominant und führt zu Abweichungen.

Das zweite Diagramm zeigt die drei Eigenfrequenzkurven im Raum der Schnittgeschwindigkeit und der Markenanzahl. Im Prinzip ist es eine Darstellung der Gleichung 7.1 mit drei definierten Eigenfrequenzen. Mit der Darstellung kann nachvollzogen werden, wie sich die Anzahl der Rattermarken Anpassung der Schnittgeschwindigkeit potenziell ändern könnte.

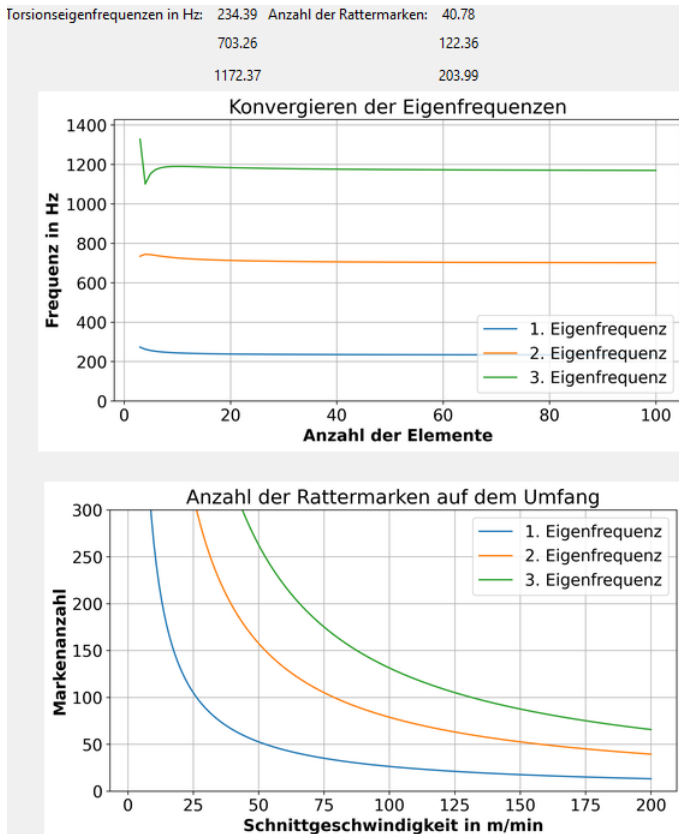


Abbildung A.3.: DTECT-Software: Ergebnisseausgabe.

Literatur

- [Abr17] H. Abrahams. *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle*. Bd. 88. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan Verlag, 2017. ISBN: 978-3-8027-8792-8.
- [Alt90] I. Altpeter. „Spannungsmessung und Zementitgehaltsbestimmung in Eisenwerkstoffen mittels dynamischer magnetischer und magnetoelastischer Messgrößen“. Dissertation. Saarbrücken: Universität des Saarlandes, 1990.
- [Arc59] J. F. Archard. „The temperature of rubbing surfaces“. In: *Wear* 2.6 (1959), S. 438–455. ISSN: 00431648. DOI: 10.1016/0043-1648(59)90159-0.
- [AW04] Y. Altintas und M. Weck. „Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding“. In: *CIRP Annals* 53.2 (2004), S. 619–642. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60032-8.
- [Baa+23] N. Baak, F. Walther, J. Nickel und D. Biermann. „Monitoring of the fatigue state of single-lip deep-drilled specimens made of the quenched and tempered steel AISI 4140 using micromagnetic methods“. In: *Tagungsband 5. Niedersächsisches Symposium Materialtechnik* (2023). DOI: 10.21268/20230711-6.
- [Baa23] N. Baak. *Mikromagnetische Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens und der Eigenspannungsrelaxation tiefgebohrter Proben des Vergütungsstahls 42CrMo4*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2023. ISBN: 978-3-658-41678-2. DOI: 10.1007/978-3-658-41679-9.
- [BB21] M. Bücken und D. Biermann. „Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718“. Dissertation. Dortmund: Technische Universität Dortmund und Vulkan-Verlag GmbH, 2021.
- [BB88] J. Betten und M. Borrmann. „Der Poynting-Effekt als Ursache einer werkstoffbedingten Anisotropie“. In: *Forschung im Ingenieurwesen* 54.1 (1988), S. 16–18. ISSN: 0015-7899. DOI: 10.1007/BF02574555.

- [Ber87] K. Bergmann. „Reibung von Führungsleisten beim Tiefbohren“. In: *TZ für Metallbearbeitung* (1987), S. 26–29.
- [Bie+18] D. Biermann, F. Bleicher, U. Heisel, F. Klocke, H.-C. Möhring und A. Shih. „Deep hole drilling“. In: *CIRP Annals* 67.2 (2018), S. 673–694. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2018.05.007.
- [BKK09] D. Biermann, M. Kersting und N. Kessler. „Process adapted structure optimization of deep hole drilling tools“. In: *CIRP Annals* 58.1 (2009), S. 89–92. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2009.03.102.
- [Ble+23] F. Bleicher, D. Biermann, W.-G. Drossel, H.-C. Moehring und Y. Altintas. „Sensor and actuator integrated tooling systems“. In: *CIRP Annals* 72.2 (2023), S. 673–696. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2023.05.009.
- [Bol91] D. Bolle. *Ein System zur automatischen Dämpfung von Ratterschwingungen beim BTA-Tiefbohren*. Dissertationen der Universität Dortmund. na, 1991. URL: https://books.google.de/books?id=SY_WSgAACAAJ.
- [Bro+18] M. Brown, D. Wright, R. M'Saoubi, J. McGourlay, M. Wallis, A. Mantle, P. Crawforth und H. Ghadbeigi. „Destructive and non-destructive testing methods for characterization and detection of machining-induced white layer: A review paper“. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 23 (2018), S. 39–53. ISSN: 17555817. DOI: 10.1016/j.cirpj.2018.10.001.
- [Bru01] T. Bruchhaus. *Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen*. Essen: Vulkan-Verlag, 2001.
- [BSW09] D. Biermann, A. Sacharow und K. Wohlgemuth. „Simulation of the BTA deep-hole drilling process“. In: *Production Engineering* 3.4-5 (2009), S. 339–346. ISSN: 0944-6524. DOI: 10.1007/s11740-009-0176-y.
- [CJ11] H. S. Carslaw und J. C. Jaeger. *Conduction of heat in solids*. 2. ed., repr. Oxford science publications. Oxford: Clarendon Press, 2011. ISBN: 9780198533689.

- [COS85] S. Chandrashekar, M. O. M. Osman und T. S. Sankar. „An experimental investigation for the stochastic modelling of the resultant force system in BTA deep hole machining“. In: *International Journal of Production Research* 23.4 (1985), S. 657–673. ISSN: 0020-7543. DOI: 10.1080/00207548508904736.
- [Cro+88] L. Cronjäger, H. Fuß, B. Buse und E. Doege. „Leistungsfähige Tiefbohrwerkzeuge - Folgerungen aus der Betrachtung des Verschleißvorganges“. In: *CIRP Annals* 37.1 (1988), S. 83–87. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)61591-1.
- [DIN03] DIN e.V. *Fertigungsverfahren Spanen: Teil_2: Bohren, Senken, Reiben; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin, 2003. DOI: 10.31030/9500666.
- [FB23] H. Fuß und B. Buse. *Tiefbohren.Info: Ein Service der BGTB GmbH*. Hrsg. von BGTB GmbH, Dortmund. 2023. URL: <http://www.tiefbohren.info/> (besucht am 10.04.2023).
- [FK64] M. Field und J. F. Kahles. *The surface integrity of machined and ground high strength steels*. 1964.
- [Fuß86] H. Fuß. *Aspekte zur Beeinflussung der Qualität von BTA-Tiefbohrungen*. 1986.
- [GG85] B. J. Griffiths und R. J. Grieve. „The role of the burnishing pads in the mechanics of the deep drilling process“. In: *International Journal of Production Research* 23.4 (1985), S. 647–655. ISSN: 0020-7543. DOI: 10.1080/00207548508904735.
- [GG93] B. J. Griffiths und R. J. Grieve. „Modelling Complex Force Systems, Part 2: A Decomposition of the Pad Forces in Deep Drilling“. In: *Journal of Engineering for Industry* 115.2 (1993), S. 177–183. ISSN: 0022-0817. DOI: 10.1115/1.2901648.
- [GHW14] D. Gross, W. Hauger und P. Wriggers. *Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, numerische Methoden*. 9., aktualisierte Aufl. Bd. 4. Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer Vieweg, 2014. ISBN: 978-3-642-40999-8.
- [GLO94] Y. B. Gessesse, V. N. Latinovic und M. O. M. Osman. „On the Problem of Spiralling in BTA Deep-Hole Machining“. In: *Journal of Engineering for Industry* 116.2 (1994), S. 161–165. ISSN: 0022-0817. DOI: 10.1115/1.2901926.

- [Gre70] B. Greuner. *Beitrag zur Frage der Kräfte an Schneide und Führungsleisten an ein schneidigen hartmetallbestückten Tiefbohrwerkzeugen*. 1970.
- [Gri01] B. Griffiths. *Manufacturing Surface Technology: Surface Integrity & Functional Performance (Manufacturing engineering modular series)*. Elsevier, 2001. ISBN: 978-1-85718-029-9.
- [Gri75] B. J. Griffiths. „Deep hole drilling and boring. A review of current processes and their applications“. In: *Production Engineer* 54.2 (1975), S. 97. ISSN: 00329851. DOI: 10.1049/tpe.1975.0044.
- [Gri93] B. J. Griffiths. „Modelling Complex Force Systems, Part 1: The Cutting and Pad Forces in Deep Drilling“. In: *Journal of Engineering for Industry* 115.2 (1993), S. 169–176. ISSN: 0022-0817. DOI: 10.1115/1.2901647.
- [Gro+14] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall. *Elastostatik*. 12., aktualisierte Aufl. Bd. Bd. 2. Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer Vieweg, 2014. ISBN: 978-3-642-40966-0.
- [Gus+22] V. Guski, R. Wegert, S. Schmauder und H.-C. Möhring. „Correlation between subsurface properties, the thermo-mechanical process conditions and machining parameters using the CEL simulation method“. In: *Procedia CIRP* 108 (2022), S. 100–105. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2022.03.021.
- [Hag93] C. Hagemeyer. *Eine tribologische Studie zum Einsatz von Führungsleisten aus Keramik und Cermet beim BTA-Tiefbohren: Zugl.: Dortmund, Univ., Diss., 1993*. Als Ms. gedr. Bd. 293. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik. Düsseldorf: VDI-Verl., 1993. ISBN: 9783181493021.
- [Hof] K. Hoffmann. *Anwendung der Wheatstoneschen Brückenschaltung*. Hrsg. von HBM Test and Measurement. URL: <https://www.hbm.com/fileadmin/mediapool/hbmdoc/technical/T01267.pdf>.
- [Hos+12] S. B. Hosseini, K. Rytberg, J. Kaminski und U. Klement. „Characterization of the Surface Integrity Induced by Hard Turning of Bainitic and Martensitic AISI 52100 Steel“. In: *Procedia CIRP* 1 (2012), S. 494–499. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.088.

- [Hua+21] X. Huang, R. Schmidt, S. Strodick, F. Walther, D. Biermann und A. Zabel. „Simulation and modeling of the residual stress state in the sub-surface zone of BTA deep-hole drilled specimens with eigenstrain theory“. In: *Procedia CIRP* 102 (2021), S. 150–155. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2021.09.026.
- [IB16] I. Iovkov und D. Biermann. „Technologische Analyse des Tiefbohrrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs“. Dissertation. Vulkan-Verlag GmbH, 2016.
- [IS16] B. Ilschner und R. F. Singer. *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. ISBN: 978-3-642-53890-2. DOI: 10.1007/978-3-642-53891-9.
- [Jaw+11] I. S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M’Saoubi, D. K. Aspinwall, J. C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello und A. D. Jayal. „Surface integrity in material removal processes: Recent advances“. In: *CIRP Annals* 60.2 (2011), S. 603–626. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
- [Jil89] D. C. Jiles. „The effect of stress on magnetic Barkhausen activity in ferromagnetic steels“. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 25.5 (1989), S. 3455–3457. ISSN: 00189464. DOI: 10.1109/20.42333.
- [JK12] N. Jost und R. Klink, Hrsg. 1. *Pforzheimer Werkstofftag: Band 144 der Publikationsserie Focus Werkstoffe*. Bd. 144. 2012. URL: https://www.hs-pforzheim.de/fileadmin/user_upload/uploads_redakteur/Die_Hochschule/0effentlichkeit/05.Publikationen/Beitraege/Nr144.pdf.
- [Joh85] K. L. Johnson. *Contact mechanics*. Cambridge: Cambridge University Press, 1985. ISBN: 9781139171731. DOI: 10.1017/CB09781139171731.
- [K S+81] K. Sakuma, K. Taguchi, A. Katsuki und H. Takeyama. „Self-Guiding Action of Deep-Hole-Drilling Tools“. In: *CIRP Annals* 30.1 (1981), S. 311–315. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60948-2. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607609482>.
- [Kar+22] B. Karpuschewski, T. Kinner-Becker, A. Klink, L. Langenhorst, J. Mayer, D. Meyer, T. Radel, S. Reese und J. Sölter. „Process Signatures–Knowledge-based approach towards function-oriented

- manufacturing“. In: *Procedia CIRP* 108 (2022), S. 624–629. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2022.01.001.
- [Kei17] S. Keil. „Grundlagen der Dehnungsmessstreifen-Technologie“. In: *Dehnungsmessstreifen*. Hrsg. von S. Keil. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017, S. 13–99. ISBN: 978-3-658-13611-6. DOI: 10.1007/978-3-658-13612-3_2.
- [Ker09] M. Kersting. *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren: Zugl.: Dortmund, Techn. Univ., Diss., 2009*. Bd. 47. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan-Verl., 2009. ISBN: 3802787498.
- [Kes11] N. Kessler. *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren: Zugl.: Dortmund, Techn. Univ., Diss., 2011*. Bd. 59. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan-Verl., 2011. ISBN: 978-3-8027-8763-8.
- [KG08] F. Klocke und K. Gerschwiler. *Merkblatt 137: Zerspanen von Stahl*. Hrsg. von Stahl-Informations-Zentrum. 2008. URL: <https://describd.com/doc/44398408/MB137-Zerspanen-Von-Stahl#> (besucht am 09.04.2023).
- [KK08] F. Klocke und W. König. *Fertigungsverfahren 1*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008. ISBN: 978-3-540-23458-6. DOI: 10.1007/978-3-540-35834-3.
- [Klo18] F. Klocke. *Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. 9. Auflage 2018. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018. ISBN: 978-3-662-54207-1.
- [Lel07] V. Lel. *FIRE-3: Faseroptisches Zwei-Farben Pyromether*. Aachen, 2007. URL: <https://www.yumpu.com/de/document/read/7917421/weitere-informationen-zum-fire-3-pyrometer-lehrstuhl-fur-warme>.
- [Li+23a] B. Li, C. Huang, Z. Tang, Z. Chen, H. Liu, Z. Chen, J. Niu und Z. Wang. „Effect of drilling parameters on the hole surface integrity of low alloy steel for nuclear power during BTA deep hole drilling“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 127.1-2 (2023), S. 565–577. ISSN: 0268-3768. DOI: 10.1007/s00170-023-11530-x.

- [Li+23b] X. Li, C. Zhai, W. He, Y. Lu und B. Zhang. „Experimental Investigation of Tool Wear and Machining Quality of BTA Deep-Hole Drilling in Low-Carbon Alloy Steel SA-5083“. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 16.20 (2023). ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma16206686.
- [Lia+21] Z. Liao, A. La Monaca, J. Murray, A. Speidel, D. Ushmaev, A. Clare, D. Axinte und R. M’Saoubi. „Surface integrity in metal machining - Part I: Fundamentals of surface characteristics and formation mechanisms“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 162 (2021), S. 103687. ISSN: 08906955. DOI: 10.1016/j.ijmactools.2020.103687.
- [Liu+12] S. Liu, X. Jin, Z. Wang, L. M. Keer und Q. Wang. „Analytical solution for elastic fields caused by eigenstrains in a half-space and numerical implementation based on FFT“. In: *International Journal of Plasticity* 35 (2012), S. 135–154. ISSN: 07496419. DOI: 10.1016/j.ijplas.2012.03.002.
- [McD97] D. L. McDowell. „An approximate algorithm for elastic-plastic two-dimensional rolling/sliding contact“. In: *Wear* 211.2 (1997), S. 237–246. ISSN: 00431648. DOI: 10.1016/S0043-1648(97)00117-8.
- [Mic+22] S. Michel, M. Kurkowski, M. Fuß, D. Biermann und M. Stommel. „Lightweight FRP Drill Tubes for Vibration Damping in BTA Deep Hole Drilling“. In: *Production at the Leading Edge of Technology*. Hrsg. von B.-A. Behrens, A. Brosius, W.-G. Drossel, W. Hintze, S. Ihlenfeldt und P. Nyhuis. Lecture Notes in Production Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2022, S. 221–229. ISBN: 978-3-030-78423-2. DOI: 10.1007/978-3-030-78424-9_25.
- [MR01] B. Müller und U. Renz. „Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities“. In: *Review of Scientific Instruments* 72.8 (2001), S. 3366–3374. ISSN: 0034-6748. DOI: 10.1063/1.1384448.
- [Nic23] J. Nickel. *Analyse und Modellierung der thermomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl*. 1. Auflage. Bd. 108. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan-Verlag GmbH, 2023. ISBN: 3802789245.
- [Nik08] I. Nikitin. *Zur Verbesserung des Ermüdungsverhaltens des austenitischen Stahls X5CrNi18-10 im Temperaturbereich 25-600°C durch mechanische Randschichtverfestigungsverfahren: Zugl.: Kassel,*

- Univ., Diss., 2007*. Bd. 10. Forschungsberichte aus dem Institut für Werkstofftechnik - Metallische Werkstoffe der Universität Kassel. Kassel: Kassel Univ. Press, 2008. ISBN: 3899583558.
- [NOM87] S. Nemat-Nasser, G. Æ. Oravas und T. Mura. *Micromechanics of defects in solids*. Bd. 3. Dordrecht: Springer Netherlands, 1987. ISBN: 978-90-247-3256-2. DOI: 10.1007/978-94-009-3489-4.
- [Out20] J. C. Outeiro. „Residual stresses in machining“. In: *Mechanics of Materials in Modern Manufacturing Methods and Processing Techniques*. Elsevier, 2020, S. 297–360. ISBN: 9780128182321. DOI: 10.1016/B978-0-12-818232-1.00011-4.
- [Pau+08] E. Paucksch, S. Holsten, M. Linß und F. Tikal. *Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. Wiesbaden: Morgan Kaufmann, 2008. ISBN: 978-3-8348-0279-8.
- [RB01] R. Richardson und R. Bhatti. „A review of research into the role of guide pads in BTA deep-hole machining“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 110.1 (2001), S. 61–69. ISSN: 09240136. DOI: 10.1016/S0924-0136(00)00733-0.
- [RHV08] J. Rech, H. Hamdi und S. Valette. „Workpiece Surface Integrity“. In: *Machining*. London: Springer London, 2008, S. 59–96. ISBN: 978-1-84800-212-8. DOI: 10.1007/978-1-84800-213-5_3.
- [Roy+22] M. Roy, D. Yubero, R. Badyka, W. Cui, R. Ramadhan, M. Slim und H. Leemereize. *EASI-STRESS - European Activity for Standardization of Industrial residual STRESS characterization: Best practices guidelines*. Hrsg. von CORDIS. www.easi-stress.eu, 2022. URL: <https://ec.europa.eu/research/participants/documents/downloadPublic?documentIds=080166e5e9208ead&appId=PPGMS> (besucht am 2023).
- [Roz+23] J. Rozo Vasquez, B. Arian, L. Kersting, W. Homberg, A. Trächtler und F. Walther. „D1.1 - Qualification of Barkhausen noise and eddy current based sensors for online monitoring of strain-induced alpha-martensite formation during flow forming“. In: *Lectures*. AMA Service GmbH, Von-Münchhausen-Str. 49, 31515 Wunstorf, Germany, 2023, S. 197–198. DOI: 10.5162/SMSI2023/D1.1.

- [RS87] P. Rao und M. S. Shunmugam. „Investigations into surface topography, microhardness and residual stress in Boring Trepanning Association machining“. In: *Wear* 119.1 (1987), S. 89–100. ISSN: 00431648. DOI: 10.1016/0043-1648(87)90100-1.
- [Sch+12] E. Schneider, P. Bindseil, C. Boller und W. Kurz. „Stand der Entwicklungen zur zerstörungsfreien Bestimmung der Längsspannung in Bewehrungsstäben von Betonbauwerken“. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 107.4 (2012), S. 244–254. ISSN: 0005-9900. DOI: 10.1002/best.201100083.
- [Sch+20] V. Schulze, F. Zanger, B. Stampfer, J. Seewig, J. Uebel, A. Zabel, B. Wolter und D. Böttger. „Surface conditioning in machining processes“. In: *tm - Technisches Messen* 87.11 (2020), S. 661–673. ISSN: 0171-8096. DOI: 10.1515/teme-2020-0044.
- [Seb+17] M. Sebastiani, J. Lord, A. Korsunsky, E. Bitzek, D. Rostislav, D. Vogel, R. Spolenak, L. Depero, k. Fadenberger, T. Winkler, N. Kiran, S. Bansropun und K. Durst. *ISTRESS: Pre-standardisation of incremental FIB micro-milling for intrinsic stress evaluation at the sub-micron scale*. Hrsg. von CORDIS. Italy, 2017. URL: <https://cordis.europa.eu/project/id/604646/reporting> (besucht am 2023).
- [Sil20] V. V. Silberschmidt. *Mechanics of materials in modern manufacturing methods and processing techniques*. Elsevier series in mechanics of advanced materials. Amsterdam, Oxford und Cambridge, MA: Elsevier, 2020. ISBN: 978-0-12-818232-1.
- [Sta+21] B. Stampfer, G. González, M. Gerstenmeyer und V. Schulze. „The Present State of Surface Conditioning in Cutting and Grinding“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 5.3 (2021), S. 92. DOI: 10.3390/jmmp5030092.
- [Sto78] R. Stockert. „Beitrag zur optimalen Auslegung von Tiefbohrwerkzeugen“. Diss. Univ. Dortmund: Universität Dortmund, 1978.
- [Str75] P. Streicher. *Tiefbohren der Metalle: Verfahrenstechnische und konstruktive Probleme: Teilw. zugl.: Stuttgart, Diss., 1972*. Bd. 2. Werkzeugmaschine international. Würzburg: Vogel-Verl., 1975. ISBN: 380230540X.

- [SW77] R. Stockert und U. Weber. „Untersuchung der Energieverhaeltnisse beim Tiefbohren mit einschneidigen BTA-Vollbohrkoepfen“. In: *Kurzberichte der Hochschulgruppe Fertigungstechnik der Technischen Hochschulen und Universitäten der BRD* 18 (1977), S. 461–462.
- [Szo94] Z. Szolgay. „Zur überlagerten Torsions- und Zugbelastung von Wellen“. In: *Technische Mechanik - European Journal of Engineering Mechanics* Vol. 14 No.2 (1994), S. 115–124. URL: <https://journals.ub.ovgu.de/index.php/techmech/article/view/1297>.
- [TB80] H. K. Tönshoff und E. Brinksmeier. „Determination of the Mechanical and Thermal Influences on Machined Surfaces by Microhardness and Residual Stress Analysis“. In: *CIRP Annals* 29.2 (1980), S. 519–530. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/s0007-8506(16)30036-1.
- [Tha83] T. P. Thai. „Beitrag zur Untersuchung der selbsterregten Schwingungen von Tiefbohrwerkzeugen.“ Dissertation. Dortmund: Universität Dortmund, 1983.
- [Val+12] F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, P. Gilles und J. M. Bergheau. „3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an AISI304L stainless steel“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 53.1 (2012), S. 77–90. ISSN: 08906955. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.09.011.
- [VDI13a] VDI e.V. *3209-1 Tiefbohren mit äußerer Zuführung des Kühlschmierstoffes (BTA- und ähnliche Verfahren): Deep hole boring systems with external supply of coolant*. Hrsg. von Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2013.
- [VDI13b] VDI e.V. *3210-1 Tiefbohrverfahren: Deep-hole drilling*. Hrsg. von Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2013.
- [VDI14] VDI e.V. *3209-2 Tiefbohren: Richtwerte für das Schälen und Glattwalzen von Bohrungen*. Hrsg. von Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2014.
- [VDI15] VDI e.V. *3211 Tiefbohren auf Bearbeitungszentren: Deep hole drilling on machining centres*. Hrsg. von Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2015.

- [Vol+21] W. Volk, I. Gilch, A. Nürnberger, S. Prauser und J. Stahl. „Gezielte Nutzung umformtechnisch induzierter Eigenspannungen in metallischen Bauteilen“. In: *Forschung im Ingenieurwesen* 85.3 (2021), S. 703–707. ISSN: 0015-7899. DOI: 10.1007/s10010-021-00489-4.
- [vW01] A. van Bennekom und F. Wilke. *Vergleichbarkeit zwischen Werkstoffen 1.4301 und 1.4307*. Hrsg. von Krupp Edelstahlprofile. 2001. URL: https://www.edelstahl-rostofffrei.de/fileadmin/user_upload/ISER/downloads/Vergleich_4301_4307.pdf (besucht am 09. 04. 2023).
- [Wag23] M. Wagenhahn. *Das Tibo Baukastensystem im Überblick*. Hrsg. von L. Augustin. 2023. URL: <https://tibo.com/de/produkte> (besucht am 07. 11. 2023).
- [Web07] O. Webber. *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Bd. 39. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan-Verl., 2007. ISBN: 3802787390.
- [Web78] U. Weber. *Beitrag zur messtechnischen Erfassung des Tiefbohrprozesses: Dissertation*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 1978.
- [Weg+20a] R. Wegert, V. Guski, H.-C. Möhring und S. Schmauder. „Temperature monitoring in the subsurface during single lip deep hole drilling“. In: *tm - Technisches Messen* 87.12 (2020), S. 757–767. ISSN: 0171-8096. DOI: 10.1515/teme-2020-0055.
- [Weg+20b] R. Wegert, V. Guski, S. Schmauder und H.-C. Möhring. „Effects on surface and peripheral zone during single lip deep hole drilling“. In: *Procedia CIRP* 87 (2020), S. 113–118. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2020.02.025.
- [Weg+21] R. Wegert, V. Guski, H.-C. Moehring und S. Schmauder. „IN-PROCESS MEASUREMENT AND NUMERICAL DETERMINATION OF THE TEMPERATURE IN THE CONTACT ZONE DURING SINGLE LIP DEEP HOLE DRILLING“. In: *MM Science Journal* 2021.3 (2021), S. 4556–4562. ISSN: 18031269. DOI: 10.17973/MMSJ.2021_7_2021059.
- [Wit07] S. Wittkop. *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Bd. Bd. 40. Schriftenreihe des ISF. Essen: Vulkan-Verl., 2007. ISBN: 9783802787409.
- [WT77] M. Weck und K. Teipel. *Dynamisches Verhalten spanender Werkzeugmaschinen: Einflußgrößen, Beurteilungsverfahren, Meßtechnik*. Berlin: Springer, 1977. ISBN: 3540084681.

- [WWP05] K. Weinert, O. Webber und C. Peters. „On the Influence of Drilling Depth Dependent Modal Damping on Chatter Vibration in BTA Deep Hole Drilling“. In: *CIRP Annals* 54.1 (2005), S. 363–366. ISSN: 00078506. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60123-1.
- [Zab+21a] A. Zabel, S. Strodick, R. Schmidt, F. Walther, D. Biermann, R. Wegert, R. Eisseler, H.-C. Möhring, V. Guski und S. Schmauder. „Oberflächenkonditionierung beim Tiefbohren – Teil 1/Surface conditioning in deep hole drilling“. In: *wt Werkstattstechnik online* 111.01-02 (2021), S. 52–58. ISSN: 14364980. DOI: 10.37544/1436-4980-2021-01-02-56.
- [Zab+21b] A. Zabel, S. Strodick, R. Schmidt, F. Walther, D. Biermann, R. Wegert, R. Eisseler, H.-C. Möhring, V. Guski und S. Schmauder. „Oberflächenkonditionierung beim Tiefbohren – Teil 2/Surface conditioning during deep drilling“. In: *wt Werkstattstechnik online* 111.03 (2021), S. 118–123. ISSN: 14364980. DOI: 10.37544/1436-4980-2021-03-26.

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 den Kapiteln dieser Dissertation. Den Bearbeitern gilt an dieser Stelle mein besonderer Dank für Ihren Fleiß und Einsatz, um zum Gelingen dieser wissenschaftlichen Arbeit beizutragen.

Kapitel	Studentische Arbeit
Kapitel 5&7	Bachelorarbeit von Christoph Jäckel, TU Dortmund, September 2020, Thema: „Einfluss der Prozessparameter auf die mechanische Werkzeugbelastung und den Randschichtzustand beim BTA-Tiefbohren“
Kapitel 5&7	Bachelorarbeit von Jan Lucas Brause, TU Dortmund, Februar 2021, Thema: „Ermittlung und Analyse der thermischen Belastung in der Bohrungsrandzone beim BTA-Tiefbohren“
Kapitel 6	Bachelorarbeit von Sema Akbulut, TU Dortmund, Dezember 2021, Thema: „Einfluss der Außenschneidgestalt auf die Oberflächenrandzone beim BTA-Tiefbohren“
Kapitel 7	Masterarbeit von Jan Lucas Brause, TU Dortmund, Januar 2023, Thema: „Analyse der Prozesskräfte und Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren und Qualifizierung mikromagnetischer Prüfsysteme zur in-Prozess Charakterisierung der Surface Integrity“
Kapitel 8	Bachelorarbeit von Philipp Meier, TU Dortmund, Februar 2024, Thema: „Entwicklung und Validierung eines BTA-Tiefbohrmodells auf Basis der CEL-Methode“

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 111 Meijer, A.: Werkzeug- und Prozessentwicklung für das Mikroartfräsen von pulvermetallurgischem Schnellarbeitsstahl, Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8927-4
- Band 110 Alammari, Y.: Fundamental Investigations on Interrupted Machining of Challenging Materials with MQL, Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8926-7
- Band 109 Kipp, M.: Feinstbearbeitung von Hartmetall unter Einsatz elastisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge zur Präparation von Spannuten Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8925-0
- Band 108 Nickel, J.: Analyse und Modellierung der thermomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl Dissertation (2023), Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen. ISBN: 978-3-8027-8924-3
- Band 107 Zelinko, A.: Magnetabrasives Polieren auf Bearbeitungszentren Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2022, ISBN 978-3-8027-8923-6

- Band 106 Bucker, M.: Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718 Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN 978-3-8027-8922-9
- Band 105 Jaeger, J.-P.: Wendeltiefbohren kleinster Durchmesser in schwer zerspanbare Werkstoffe mit kryogener Minimalmengenschmierung Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN: 978-3-8027-8921-2
- Band 104 Bathe, T.: Untersuchungen zur Topographie- und Umfangsgestalt-optimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN: 978-3-8027-8920-5
- Band 103 Hannich, S.: Experimentelle und simulative Untersuchungen zum stirnseitigen Fließbohren von Leichtbauwerkstoffen Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN: 978-3-8027-8919-9
- Band 102 Kansteiner, M.: Grundlagenuntersuchungen zum Einsatzverhalten von diamantimprägnierten Werkzeugen beim Kernbohren von hochfestem Beton Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8918-2
- Band 101 Fuß, M.: Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von tiefen nicht kreisförmigen Bohrungen Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8917-5
- Band 100 Metzger, M.: Innenkonturieren und Walzen tiefgebohrter Grundbohrungen Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8916-8
- Band 99 Aßmuth, R.: Schneidkantenpräparation durch Druckluft-Nassstrahlspanen mit Industrierobotern Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8915-1

- 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 95 Schumann, S.: Mehrskalige Modellierung und Simulation des Hochleistungs-Innenrundschälchleifens Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8914-4
- 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 Mikrofinishen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN: 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: Technologische Analyse des Tiefbohrrens 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 80 Odendahl, S.: Entwicklung eines multiskaligen Simulationssystems zur Analyse und Optimierung von Zerspanprozessen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN: 978-3-8027-8786-7
- 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 Span-nuten 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-Schälschleifen 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 fünfachsigem 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 fünfachsiges 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 Fräswerkzeugen 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 Aluminium-matrixstrangpressprofile. 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: 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: 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: 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: 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsiges FräSEN von Freiformflächen. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN: 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: Simulation und Optimierung der mehrachsigen FräSBearbeitung. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN: 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, 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: 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: 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: 978-3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN: 978-3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN: 978-3-8027-8726-9
- 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 Fräswerkzeugen beim Fräsen von Freiformflächen. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN: 3-8027-8720-x
- Band 19 Opalla, D.: Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendeborern. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN: 3-8027-8716-1

- Band 18 Löbbecke, 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-Verbundwerkstoffen. 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 Modellbau. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2001, ISBN: 3-8027-8714-5
- Band 13 Bruchhaus, T.: Tribologische Untersuchungen zur Optimierung von BTA-Tiefbohrwerkzeugen. 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 Wendeschneidplatten-Bohrern bei reduziertem 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 Werkzeugschleifen. 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 Einlippentiefbohrers. 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-Einsteckschleifen 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