

Jan Nickel

**Analyse und Modellierung der
thermomechanischen Beeinflussung
der Randzoneneigenschaften beim
Einlippentiefbohren von Bauteilen
aus Vergütungsstahl**

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

Analyse und Modellierung der thermomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

Jan Robert Nickel M.Sc.

aus Dortmund

Tag der mündlichen Prüfung: 19. April 2023

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther

Dortmund, 2023

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: 978-3-8027-8924-3

Danksagung

Die vorliegende Dissertationsschrift entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Mein herzlicher Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit, die fachliche und persönliche Betreuung sowie das entgegengebrachte Vertrauen während meiner Zeit am ISF. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther, Leiter des Lehrstuhls für Werkstoffprüftechnik (WPT) der TU Dortmund, danke ich für die Übernahme des Korreferats sowie die hervorragende Zusammenarbeit in dem der Arbeit zugrundeliegenden gemeinsamen Forschungsprojekt. Weiterer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Hans-Christian Möhring für die Mitwirkung in der Prüfungskommission sowie apl. Prof. PD Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Diese Arbeit basiert auf Ergebnissen und Erkenntnissen, die im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Grundlagenprojekts „Untersuchungen zum Einfluss der spanenden Bearbeitung und des Schwefelgehalts auf die Schwingfestigkeit des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT“ erarbeitet wurden. Für die Förderung dieses Kooperationsprojekts zwischen dem ISF und dem WPT bedanke ich mich bei der DFG. Meinem Projektpartner vom WPT, Dr.-Ing. Nikolas Baak, danke ich für die exzellente Zusammenarbeit und den wertvollen wissenschaftlichen Austausch. Zusätzlich möchte ich Dr.-Ing. Philipp Jakob (Fa. botek Präzisionsbohrtechnik GmbH) und Dr.-Ing. Philipp Niederhofer (Fa. Deutsche Edelstahlwerke Specialty Steel GmbH & Co. KG) für ihre Unterstützung im Rahmen des Forschungsprojekts danken.

Den Kollegen des Instituts danke ich für die Hilfsbereitschaft, freundschaftliche Arbeitsatmosphäre, wertvolle Unterstützung und den Austausch über die rein beruflichen Themen hinaus. Besonders bedanken möchte ich mich bei den aktuellen und ehemaligen Kollegen aus der Abteilung Zerspanung, die mich auf dem Weg zur Promotion und insbesondere in der entscheidenden Phase meiner Arbeit unterstützt, motiviert und mir den Freiraum für das Anfertigen der Dissertationsschrift geschaffen haben. Hervorzuheben sind dabei Pascal Volke, Sebastian Berger, Gabriel Brock, Robert Schmidt, Jannis Saelzer, Sebastian Michel, Tobias Wolf, Dr.-Ing. Ivan Iovkov, Dr.-Ing. Henning Hartmann, die unter anderem durch den Austausch in zahlreichen Diskussionen, das Einbringen von Ideen, die Unterstützung bei der Durchsicht der Arbeit oder bei der Einführung in die Simulation einen wertvollen Beitrag für das Gelingen dieser Arbeit geleistet haben.

Für die Unterstützung bei der Durchführung experimenteller Arbeiten bedanke ich mich bei den technischen Angestellten, den studentischen und wissenschaftlichen Hilfskräften sowie Bachelor- und Masterarbeitern. Hierbei gilt ein besonderer Dank Markus Goracy, Fabian Granieczny, Philip Gasterstädt, Jan Lukas Schmidt, Noel Coria und Julian Brexel.

Meinen Eltern danke ich für die Unterstützung und den Rückhalt, die mir die Kraft und das Selbstvertrauen auf meiner akademischen Reise und allen weiteren Lebenslagen gegeben haben. Ein ganz besonderer Dank gilt meiner wundervollen Frau Sabine für die entgegengebrachte Liebe und Geduld in herausfordernden Momenten. Meinem Sohn Henry danke ich für die willkommene Ablenkung und die wertvollen Auszeiten, die mir viel Freude und neue Energie gegeben haben. Danke für Eure Unterstützung!

Kurzfassung

Die Randzoneneigenschaften von Bauteilen sind entscheidend für deren Funktionseigenschaften und werden durch die bei der Fertigung eingesetzten Bearbeitungsprozesse maßgeblich beeinflusst. Insbesondere bei spanenden Fertigungsverfahren wie dem Bohren entstehen durch die, während des Prozesses auftretenden, thermomechanischen Belastungen Veränderungen, sowohl an der Bohrungsoberfläche als auch im Randzonengefüge. Die mechanischen Lasten können dabei eine plastische Deformation des Randzonengefüges verursachen und damit verbunden zu einer Einebnung der Bohrungsoberfläche, Gefügeverfeinerung, Verfestigungseffekten sowie der Entstehung von Druckeigenstressungen beitragen. Zu hohe thermische Lasten können hingegen zu ermüdungsfestigkeitsmindernden Defekten in der Bauteilrandzone führen, wie der Bildung von Neuhärtungsschichten, die als „white-etching layer“ bezeichnet werden.

In dieser Dissertation wird das Ziel verfolgt, durch technologische Untersuchungen grundlegende Erkenntnisse zur prozessbedingten Randzonenbeeinflussung beim Einlippentiefbohren des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT zu erlangen. Dabei liegt ein Fokus auf der Analyse der prozessbedingten mechanischen und thermischen Randzonenbelastungen, die bei unterschiedlichen Prozessparametern auf die Bohrungsrandzone wirken. Die resultierenden Randzoneneigenschaften werden analysiert und hinsichtlich der Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit bewertet. Die grundlegenden Erkenntnisse und Ergebnisse der technologischen Untersuchungen dienen als Grundlage für Modelle, um die prozessbedingten Randzonenveränderungen beim Einlippentiefbohren mittels Finite-Elemente-Simulation vorherzusagen.

Das Einlippentiefbohren wurde dabei als Verfahren mit besonders hohem Potential zur mechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften identifiziert, da aufgrund des asymmetrischen Werkzeugaufbaus eine relativ hohe Passivkraft am Werkzeugkopf entsteht, die über Führungsleisten an die Bohrungswand übertragen wird. Durch die Analyse der thermomechanischen Werkzeug- und Randzonenbelastungen mittels eines dafür entwickelten Versuchsaufbaus werden geeignete Prozessparameter identifiziert, um bereits während des Tiefbohrens die Randzonenintegrität gezielt zu beeinflussen und damit verbundene Funktionseigenschaften einzustellen. Zur Abdeckung eines breiten Spektrums an Prozessbedingungen, werden Untersuchungen unter Variation der Werkzeuggestalt, der Schnittwerte und der Kühlschmierstrategie durchgeführt und die jeweiligen Auswirkungen auf das thermomechanische Belastungskollektiv in Verbindung mit den Beurteilungskriterien der Randzoneneigenschaften analysiert.

Die Finite-Elemente-Simulation des Einlippentiefbohrprozesses ermöglicht eine Vorhersage der resultierenden Randzonenveränderungen. Durch die Simulationen des Spanbildungsvorgangs an der Werkzeugschneide können die auf die Bohrungsrandzone wirkenden Temperaturen vorhergesagt und eine zu hohe thermische Randzonenbelastung durch die Wahl entsprechender Schnittwerte vermieden werden. Die Simulation der mechanischen Randzonenbeeinflussung durch die Führungsleisten ermöglicht eine Vorhersage der Eigenspannungsverläufe in der Bohrungswand und ermöglicht eine Gegenüberstellung mit Randzonnennachbehandlungsverfahren wie der hydraulischen Autofrettage. Die Erkenntnisse der technologischen und numerischen Untersuchungen stellen die Grundlage dar, um bereits während des Tiefbohrens die angestrebte Randzonenintegrität einzustellen und so kosten- und ressourcenintensive nachgelagerte Verfahren zur Randzonnennachbehandlung einzusparen.

Abstract

The surface integrity of components is crucial for their functional properties and is significantly influenced by the manufacturing processes applied during production. Particularly for machining processes such as drilling, the thermomechanical process-loads cause changes on the bore surface and in the subsurface microstructure. The mechanical loads induce a plastic deformation of the microstructure and thus can contribute to burnishing of the bore's surface as well as microstructure refinement, hardening and the formation of residual compressive stresses in the subsurface. Excessive thermal loads, on the other hand, can lead to defects in the component edge zone that reduce fatigue strength, such as the formation of re-hardening effects known as "white-etching layers" formation.

The aim of this thesis is to gain fundamental insights into the process-related impact on the surface integrity during single-lip deep hole drilling of quenched and tempered AISI 4140 (42CrMo4+QT) steel by technological investigations. Thereby, the focus is on the analysis of the process-induced mechanical and thermal loads acting on the bore's surface and subsurface at different process parameters. The resulting surface integrity properties are analysed and evaluated regarding the effects on fatigue strength. The conclusions and results of the technological investigations provide the basis for the development of a modelling approach to predict the process-related surface integrity changes in single-lip deep hole drilling using finite element simulation.

Single-lip deep hole drilling was identified as a process with particularly high potential to mechanically influence the surface-integrity, since the asymmetrical design of the tool results in process forces that are transmitted to the bore wall via guide-pads. By analysing the thermomechanical process-loads using a test setup developed for this purpose, process parameters are identified in order to specifically enhance the surface integrity properties during single-lip deep hole drilling and increase the associated functional properties. In order to cover a wide range of process conditions, investigations are carried out under variation of tool design, cutting values and coolant strategy with the respective effects on the thermomechanical loads being analysed in conjunction with the evaluation criteria of the surface-integrity.

A finite element simulation and analysis of the single-lip deep hole drilling process enables the prediction of process-related changes of the surface integrity properties. The simulation of the chip formation process at the tool's cutting edge allows to predict the temperatures acting on the bore's surface and subsurface and thus to avoid excessive thermal loads by selection of respective cutting values. A simulation of the mechanical loads acting at the guide pads onto the bore's subsurface microstructure allows a prediction of the residual stress profiles in the bore wall. The results of the technological and numerical investigations provide the basis for achieving the desired surface integrity already during the single-lip deep hole drilling process, thus saving cost- and resource-intensive downstream processes for surface post-treatment.

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen.....	III
Abkürzungen.....	VII
1 Einleitung.....	1
2 Grundlagen und Stand der Forschung	3
2.1 Vergütungsstähle.....	3
2.1.1 Anwendungseigenschaften.....	3
2.1.2 Einfluss des Schwefelgehalts	5
2.1.3 Wärmebehandlung und Gefügeumwandlung.....	6
2.2 Spanende Bearbeitung von Vergütungsstählen.....	8
2.2.1 Allgemeine zerspanungstechnische Grundlagen	8
2.3 Einlippentiefbohren.....	10
2.3.1 Thermomechanische Belastungen beim Einlippentiefbohren... 17	
2.3.2 Einfluss der spanenden Bearbeitung auf die Randzonenintegrität	19
2.4 Randzonenbeeinflussung bei Zerspanprozessen.....	22
2.4.1 Erfassung der thermomechanischen Belastungen beim Bohren.....	25
2.4.2 Temperaturmessung beim Bohren	28
2.5 Ermüdungsfestigkeit	29
2.5.1 Randzonennachbehandlungsverfahren.....	30
2.5.2 Methoden zur Analyse Ermüdungsfestigkeit.....	32
2.6 Modellierung von Zerspanprozessen	33
2.6.1 Simulation zerspanungsbedingter Randzonenverän- derungen.....	33
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	36
4 Experimentelle Rahmenbedingungen.....	38
4.1 Einlippentiefbohrversuche	38
4.1.1 Versuchswerkstoffe und Werkzeuge	38
4.1.2 Versuchsmaschinen.....	41
4.1.3 Tiefbohr- und Zugproben.....	45
4.2 Mess- und Analysetechnik	46
Thermomechanische Werkzeug- und Randzonenbeeinflussung	47
4.2.1 Randzoneneigenschaften und Schwingfestigkeit.....	50
4.2.2 Bohrungsqualität	51
4.2.3 Randzonenverfestigung und -aufhärtung.....	51
4.2.4 Eigenspannungen	53
4.2.5 Werkstoffprüfung.....	54

5	Technologische Untersuchungen zum Einfluss des Einlippentiefbohrens auf die Bohrungsrandzonenintegrität	57
5.1	Einfluss der Werkzeuggestalt	57
5.1.1	Mechanische Werkzeug- und Bohrungsrandzonenbelastung....	57
5.1.2	Spanbildung.....	60
5.1.3	Bohrungsqualität und Verfestigung des Randzonengefüges....	62
5.1.4	Auswahl eines Referenzwerkzeugs	68
5.2	Einfluss der Schnittwerte auf die mechanische Randzonenbelastung.....	69
5.2.1	Bohrungsqualität und Spanbruch	70
5.2.2	Mechanische Belastungen von Werkzeug und Bohrungsrandzone.....	72
5.2.3	Schnittwerteeinfluss bei Legierungsvarianten mit variierendem Schwefelgehalt	78
5.2.4	Randzoneneigenschaften bei variierenden Schnittwerten	79
5.2.5	Differenzierung des Einflusses der Werkzeugschneide und der Führungsleisten auf die Bohrungsrandzone	83
5.2.6	Untersuchung des resultierenden Eigenspannungszustands und der Ermüdungsfestigkeit.....	86
5.2.7	Zwischenfazit und Auswahl von Referenzschnittwerten	90
5.3	Analyse des Schnittwerteeinflusses mit Fokus auf der thermischen Randzonenbelastung.....	92
5.3.1	Auswertung der Temperaturen und Diskussion	97
5.4	Einfluss unterschiedlicher Kühlschmierkonzepte auf die thermomechanische Randzonenbelastung.....	99
5.4.1	Analyse der Randzonengefügestruktur.....	103
5.4.2	Messung der Eigenspannungszustände	107
5.5	Diskussion und Zusammenfassung zur Untersuchung der thermischen Randzonenbelastung.....	109
6	Modellierung des thermomechanischen Einflusses des Einlippentiefbohrens auf die Randzonenintegrität.....	112
6.1	Simulative Randbedingungen.....	112
6.1.1	Fließspannungsmodell.....	112
6.1.2	Aufbau der Spanbildungssimulation	114
6.1.3	Aufbau der Simulation zur Vorhersage der durch den Führungsleistenkontakt beim Einlippentiefbohren und die Autofrettage erzielter Eigenspannungen	119
6.1.4	Modellierung des Kontakts zwischen Führungsleisten und Bohrungsrandzone.....	120
6.2	Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulation.....	121
6.2.1	Vorhersage der thermischen Randzonenbeeinflussung.....	122

6.2.2	Auswertung und Validierung der Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulation	124
6.3	Ergebnisse der Modellierung der mechanischen Randzonenbeeinflussung	126
6.3.1	Eigen Spannungszustand nach der Autofrettage	126
6.3.2	Eigen Spannungszustand nach dem Führungsleistenkontakt beim Einlippentiefbohren.....	127
6.3.3	Vergleich der modellierten Eigen Spannungstiefenverläufe	128
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	129
8	Literaturverzeichnis	133

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	MPa	Fließspannungsparameter Fließbeginn
A_1	°C	Obere Austenit Umwandlungstemperatur
A_3	°C	Untere Austenit Umwandlungstemperatur
a_{BW}	µm	Abstand zur Bohrungswand
A_K	mm ²	Kontaktfläche
A_q	mm ²	Querschnittsfläche
B	MPa	Fließspannungsparameter Verfestigungsfaktor
b	mm	Kreisbogen / Kontaktlänge der Führungsleisten
C	-	Fließspannungsparameter Dehnratenfaktor
c_p	J/(kg·K)	Spezifische Wärmekapazität
C_w	J/K	Wärmekapazität
D	mm	Durchmesser
d_a	mm	Außendurchmesser
d_{BA}	µm	Durchmesser Bohrungsaustritt
d_E	mm	Durchmesser der Einspannhülse
d_{ELB}	mm	Durchmesser Einlippenbohrer/-bohrung
d_F	mm	Faserdurchmesser
d_i	mm	Innendurchmesser
$d_{Messfleck}$	mm	Durchmesser des Messflecks
d_{TBP}	mm	Durchmesser Tiefbohrprobe
d_{ZP}	mm	Durchmesser Zugprobe
E	GPa	Elastizitätsmodul
e_{min}	mm	Minimale Elementkantenlänge
f_{cyc}	Hz	Prüffrequenz
F_f	N	Vorschubkraft
F_N	N	Normalkraft
f_p	Hz	Abtastfrequenz der pyrometrischen Temperaturmessung
$F_{Prüf}$	N	Prüfkraft
F_R	N	Reibkraft
h	mm	Spanungsdicke
H	mm	Abstand zur Rotationsachse
H_m	HV0,01	Mikrohärte
HV	HV	Vickershärte
IB	°	Integralbreite
l_B	mm	Bohr(ungs)tiefe
l_f	mm	Bohrweg
l_F	mm	Länge des Faserüberstands
l_{ges}	mm	Gesamtlänge
l_K	mm	Länge des Bohrkopfes
l_M	mm	Messlänge / Messtiefe
l_{PB}	mm	Länge der Pilotbohrung
l_s	mm	Sickenlänge
m	-	Fließspannungsparameter Temperaturexponent
M_B	Nm	Bohrmoment
M_s	°C	Martensit Umwandlungstemperatur
n	-	Fließspannungsparameter Verfestigungsexponent
\varnothing_K	mm	Kollimatordurchmesser

P_a	W	Wirkleistung
p_{Aut}	MPa	Autofrettagedruck
p_d	MPa	Dynamischer Betriebsdruck
$p_{d,A}$	MPa	Dynamischer Betriebsdruck nach Autofrettage
p_K	MPa	Flächenpressung
p_{max}	MPa	Maximaler Druck
Q	W	Wärmemenge
Q_{KSS}	J	Wärmemenge, die durch KSS abgeführt wird
Q_{SP}	J	Wärmemenge, die durch die Späne abgeführt wird
Q_U	J	Wärmemenge, die durch die Umgebung abgeführt wird
q_{wp}	W/mm ²	Wärmestromdichte des Werkstücks
Q_{WST}	J	Wärmemenge, die durch das Werkstück abgeführt wird
Q_{WZ}	J	Wärmemenge, die durch das Werkzeug abgeführt wird
R	μm	Rundheit
r	mm	Radius
R_σ	-	Spannungsverhältnis
R_a	μm	Arithmetischer Mittenrauwert
r_{AS}	mm	Radius der Außenschneide
R_m	MPa	Zugfestigkeit
R_{max}	μm	Maximale Rautiefe
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
t	s	Zeit / Zeitpunkt
T	°C	Temperatur
t_E	s	Eindringzeit
T_{FL}	°C	Führungsleistentemperatur
T_h	°C	Homologe Temperatur
t_h	s	Eingriffszeit / Zeit pro Bohrung
T_{KSS}	°C	Kühlschmierstofftemperatur
T_m	°C	Schmelztemperatur
T_{PM}	°C	Mittels Pyrometrie gemessene Temperatur
T_r	°C	Referenztemperatur
T_{RF}	°C	Rundschliffasentemperatur
T_{SF+FF}	°C	Span- und Freiflächentemperatur
T_{Sim}	°C	Simulierte Temperatur
$T_{Sim,100}$	°C	Simulierte Temperatur im Abstand von 100 μm zur Oberfläche
$T_{Sim,PM}$	°C	Simulierte Temperatur - Mittelwert über Strecke von 330 μm
T_{SP}	°C	Spantemperatur
T_{TE}	°C	Experimentell ermittelte Temperatur mittel Thermo-element
T_U	°C	Umgebungstemperatur
T_{Wst}	°C	Werkstücktemperatur
U	V	Spannung
U_{AC}	V	Wechselspannungspotential
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit

\dot{V}_{Luft}	m ³ /h	Volumenstrom der Luft
$v_{o,krit}$	°C/s	Obere kritische Abkühlgeschwindigkeit
$\dot{V}_{Öl}$	ml/h	Volumenstrom des MMS-Öls
$v_{u,krit}$	°C/s	Untere kritische Abkühlgeschwindigkeit
W_a	J	Wirkarbeit
W_{ST}	°	Winkel Spanteiler
Z	%	Brucheinschnürung
α	°	Mittelpunktswinkel
α_d	K ⁻¹	Wärmeausdehnungskoeffizient
α_w	W/(m ² ·K)	Wärmeübergangskoeffizient
γ	°	Spanwinkel
γ^{SF}	°	Spanwinkel am Spanformer
δ	°	Lagewinkel der Führungsleisten
ΔD	mm	Durchmesserabweichung
δ_{FL}	µm	Eindringtiefe der Führungsleiste in das Werkstück
Δm	mm	Mittenverlauf
ΔN	-	Zyklen mit konstanter Spannungsamplitude beim LSV
ΔR	mm	Rundheitsabweichung
ΔT	K	Temperaturänderung
$\Delta \sigma_a$	MPa	Inkrement der Spannungsamplitude
ε	-	Dehnung
$\varepsilon_{a,p}$	-	Plastische Dehnungsamplitude
ε_m	-	Emissivität
ε_t	-	Dehnung in tangentialer Richtung
ε_z	-	Dehnung in axialer Richtung / Längsrichtung
$\dot{\varepsilon}$	s ⁻¹	Dehnrage
$\dot{\varepsilon}_0$	s ⁻¹	Referenzdehnrage
$\dot{\varepsilon}_v$	s ⁻¹	Vergleichsdehnrage
η_{wp}	%	Anteiliger Wärmestrom ins Werkstück
Θ	°	Winkel zur Gitterebene bei der Bragg-Reflexion
κ	°	Einstellwinkel
λ	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Reibungszahl
ν	-	Querkontraktionszahl
$\nu_{Öl}$	mm ² /s	Viskosität
ρ	kg/m ³	Dichte
σ	MPa	Spannung
σ_a	MPa	Spannungsamplitude
$\sigma_{a, Start}$	MPa	Anfangsspannung
$\sigma_{a,f}$	MPa	Bruchspannungsamplitude
σ_m	MPa	Mittelspannung
σ_n	MPa	Normalspannung
σ_o	MPa	Oberspannung
σ_t	MPa	Spannungen in tangentialer Richtung
σ_u	MPa	Unterspannung
σ_z	MPa	Spannungen in axialer Richtung / Längsrichtung
τ	MPa	Scherspannung
τ_r	MPa	Reibspannung
ψ_0	°	Verkipfungswinkel
ω_s	rad·s ⁻¹	Spindelgeschwindigkeit

γ	-	Scherdehnung
$\dot{\gamma}$	s^{-1}	Scherdehnrate

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
A	Austenit
ALE	Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-Methode
AlTiN	Aluminium-Titan-Nitrit
Ans.	Anschliff
BTA	Boring and Trepanning Association
CNC	Computerized Numerical Control
DMS	Dehnungsmessstreifen
D-S	Debye-Scherrer
EBSD	Electron backscatter diffraction
ELB	Einlippenbohrer/n
ESV	Einstufenversuche
F	Ferrit
FF	Freifläche
FL	Führungsleiste/n
Gew.	Gewicht
HS	Hauptschneide
ISF	Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund
JC	Johnson und Cook
kfz	Kubisch-flächenzentriert
KI	Künstliche Intelligenz
krz	Kubisch-raumzentriert
KSS	Kühlschmierstoff(e) / Kühlschmierstrategie(en)
LSV	Laststeigerungsversuche
MnS	Mangansulfid
Mo	Molybdän
NI	National Instruments®
NS	Nebenschneide
P	Perlit
PC	Personal Computer
QB	Querbohrung
REM	Rasterelektronenmikroskop
RSF	Rundschliffphase
SD	Standardabweichung
SF	Spanfläche
SHPB	Split-Hopkinson-Pressure-Bar
SPP	Schwerpunktprogramm der Deutschen Forschungsgemeinschaft
TE	Thermoelement
Ti	Titan
TiN	Titan-Nitrid
TU	Technische Universität
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WEL	White etching layer
WLP	Wärmeleitpaste
WPT	Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik der TU Dortmund
Wst	Werkstück
WZ	Werkzeug
XRD	X-ray diffraction
Zr	Zirconium

1 Einleitung

In zahlreichen industriellen Anwendungen werden Vergütungsstähle zur Fertigung von Komponenten eingesetzt, die hohen mechanischen und dynamischen Belastungen ausgesetzt sind. Eine der am häufigsten eingesetzten Stahlliegierungen dieser Werkstoffklasse ist der Vergütungsstahl 42CrMo4+QT (AISI4140). Dieser findet häufig Anwendung in der Automobilindustrie, beispielweise in Komponenten des Antriebsstrangs, wie Pleuel und Kurbelwellen, in Kraftstoffeinspritzsystemen (z. B. Common-Rails), aber auch im allgemeinen Maschinen- und Anlagenbau. Gesteigerte mechanische und zyklische Belastungen innerhalb der jeweiligen Anwendungsgebiete, beispielsweise durch technologische Trends wie das Downsizing von Motorenkomponenten vor dem Hintergrund des Leichtbaus sowie die Erhöhung des Einspritzdrucks zur Steigerung der Motoreffizienz, erhöhen sich die Anforderungen an die Belastbarkeit von Komponenten. Um den Anforderungen an die Leistung, Zuverlässigkeit und Haltbarkeit von Bauteilen, bei gleichzeitig hohem Kostendruck sowie Aspekten der Ressourceneffizienz und Umweltschonung gerecht zu werden, gibt es eine hohe Motivation, die verwendeten Werkstoffe sowie Fertigungsprozesse stetig weiterzuentwickeln [MSa08]. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der funktionsorientierten Auslegung von Fertigungsverfahren.

Die Funktionseigenschaften spanend hergestellter Bauteile werden entscheidend durch die, im Fertigungsprozess erzeugten, Randzoneneigenschaften beeinflusst. Während des Zerspanprozesses führen die thermomechanischen Belastungen, denen die Oberfläche und Randzone ausgesetzt sind, zwangsläufig zu Veränderungen der Randzoneneigenschaften [Tem06; Rec08]. Unter dem englischen Begriff „surface integrity“, der den Randzonenzustand und die durch den Bearbeitungsprozess erzeugte Veränderungen zusammenfasst, wurden die Beziehungen zwischen den Parametern des Bearbeitungsprozesses, der Art der erzeugten Oberflächenveränderungen und ihrer Auswirkung auf die Funktionseigenschaften von Bauteilen in zahlreichen Forschungsarbeiten untersucht [Fie64; MSa08; Jaw11] und sind bis heute Gegenstand aktueller Forschungsprojekte [Bro22; Sch22b; Str22].

Das Einlippentiefbohren ist ein spanendes Fertigungsverfahren mit großer Relevanz für die Fertigung von Bauteilen mit Bohrungen, die ein großes Länge zu Durchmesser (l/D) Verhältnis aufweisen. Die dabei auftretenden prozessbedingten Einflüsse auf die Bohrungsrandzone, insbesondere mit Fokus auf den Ermüdungseigenschaften, sind bisher wenig erforscht und stellen daher den Untersuchungsschwerpunkt dieser Arbeit dar. Einlippentiefbohren wird unter anderem zur Erzeugung von Bohrungen für Hydrauliksysteme (z. B. Hydraulikpumpen und -ventile oder Komponenten von Einspritzsystemen) eingesetzt, bei denen die erzeugte Bohrungsrandzone im späteren Einsatz meist hohen dynamischen Drücken ausgesetzt ist. Zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit solcher Bauteile werden konventionell Randzonennachbehandlungsverfahren, wie die hydraulische Autofrettage, eingesetzt, um Druckeigenspannungen in die Bohrungsrandzone einzubringen, die den später durch den Betriebsdruck auftretenden Zugspannungen entgegenwirken. Diese Verfahren sind jedoch mit einem hohen Zeit- und Kostenaufwand verbunden. Motiviert durch die Möglichkeit, über das Induzieren von Druckeigenspannungen durch plastische Deformation des Bohrungsrandzonengefüges eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit zu erzielen, wurde das Einlippentiefbohren als Verfahren mit hohem Potential identifiziert, ähnliche Effekte bereits während des Zerspanprozesses zu erzielen. Durch einen asymmetrischen Werkzeugaufbau des führungsleistengestützten Einlippentiefbohrers wird ein großer Teil der auftretenden Prozesskräfte über Führungsleisten an die Bohrungswand übertragen. Das resultiert in verfahrenstypischen Pressglättungseffekten an der Bohrungsoberfläche, was mit Veränderungen des Randzonengefüges einhergeht.

Ziel dieser Arbeit ist, durch das grundlegende Verständnis der thermomechanischen Effekte, die während der Zerspanung auf die Randzone einwirken, zu ermöglichen, bereits während des Tiefbohrens die angestrebte Randzonenintegrität und damit verbundene Funktionseigenschaften gezielt einzustellen. Die Bauteilfestigkeit kompromittierende Defekte in der Randzone, wie die Bildung von spröden Neuhärtungsschichten, der sogenannten „white-etching layer“ (WEL), sollen dabei vermieden werden. Durch die Identifizierung geeigneter Prozessparameter wird das Ziel verfolgt, Ressourcen und Kosten, die mit aufwändigen Prozessen zur Randzonennachbehandlung verbunden sind, einsparen zu können.

Das Einlippentiefbohren ist ein Verfahren mit besonderer Komplexität bei dem eine Randzonenbeeinflussung sowohl durch die Werkzeugschneide als auch durch die Führungsleisten stattfindet. Die Unzugänglichkeit der Wirkstelle in der erzeugten Bohrung stellt zusätzlich eine Herausforderung bei der Messung der thermomechanischen Belastungen der Randzone dar. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Versuchsaufbau entwickelt und eingesetzt, mit dem eine In-Prozess Messung der mechanischen Belastungen sowie der in der Wirk- und Randzone auftretenden Temperaturen während des Tiefbohrens ermöglicht wird. Die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, der damit einhergehenden Höhe der thermomechanischen Lasten, den erzielten Randzoneneigenschaften und der daraus resultierenden Schwingfestigkeit werden experimentell untersucht. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen werden für die Entwicklung und Validierung einer FEM-Simulation genutzt, mit der die thermomechanische Randzonenbeeinflussung an der Schneide und an den Führungsleisten beim Einlippentiefbohren vorhergesagt werden kann.

Die Untersuchungen wurden im Rahmen eines durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Kooperationsprojekts zwischen dem Institut für Spanende Fertigung (ISF) und dem Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) der Technischen Universität (TU) Dortmund durchgeführt. Für die Ergebnisse der Werkstoffprüfung wird auf die im Rahmen des Projekts entstandenen gemeinsamen Veröffentlichungen sowie auf die Dissertation von Nikolas Baak (WPT) verwiesen.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

2.1 Vergütungsstähle

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Grundlagenuntersuchungen zur Beeinflussung der Schwingfestigkeit durch das Tiefbohren beziehen sich auf die industriell besonders relevante Werkstoffgruppe der Vergütungsstähle. Diese werden oft im Maschinen- und Fahrzeugbau eingesetzt, insbesondere aufgrund ihrer hohen Festigkeit und dynamischen Beanspruchbarkeit. Zudem bieten sie den Vorteil, dass sich die Gebrauchseigenschaften durch die chemische Legierungszusammensetzung und Wärmebehandlungsverfahren an die Anforderungen unterschiedlicher Anwendungsfälle anpassen lassen. Durch die Kombination aus Härten und Anlassen der Vergütungsstähle werden die mechanischen Eigenschaften der Bauteile eingestellt. Dabei kann eine gute Zähigkeit in Kombination mit einer gegebenen Zugfestigkeit erreicht werden. Die Werte der einstellbaren Zugfestigkeit im angelassenen Zustand reichen von etwa $R_m = 500 \dots 1.450$ MPa [Bar18]. Zum Erreichen der erforderlichen Härtewirkung ist ein Kohlenstoffgehalt von mindestens 0,2 % erforderlich. Beim Vergüten von Material mit größeren Querschnitten, muss eine gleichmäßige Durchhärtung gewährleistet sein, um die mechanischen Eigenschaften über den gesamten Querschnitt möglichst homogen einzustellen. Hierfür werden insbesondere bei Bauteilen mit größerem Querschnitt niedriglegierte Stähle eingesetzt. Diese, aus einer früheren Definition für Stahlsorten übernommene Bezeichnung bezieht sich auf Stähle, bei denen der Gesamtanteil der neben dem Eisen enthaltenen Legierungselemente bei unter 5 % liegt. Der gegenüber unlegierten Stählen erhöhte Gehalt an Legierungselementen wie beispielsweise Chrom oder Nickel setzen die kritische Abkühlgeschwindigkeit beim Härten herab und ermöglichen, dass auch im Kernbereich von Werkstücken mit größerem Querschnitt die Abkühlgeschwindigkeit ausreicht, um ein hochfestes Vergütungsgefüge zu erzeugen. So lässt sich nur mit vergüteten Stählen ein homogenes Gefüge mit hoher Festigkeit und Zähigkeit bei Werkstückquerschnitten von mehr als 40 mm erzielen [Rug13]. Im folgenden Kapitel werden die spezifischen Werkstoffeigenschaften des Vergütungsstahls näher beschrieben, die insbesondere von der Wärmebehandlung, dem Vergüten, beeinflusst werden. Durch den auf die Wärmebehandlung folgenden Zerspanprozess können die eingestellten Werkstoffeigenschaften durch prozessbedingte thermische und mechanische Lasten verändert werden, weswegen auf den Einfluss von Wärmebehandlungen auf das Werkstoffgefüge und die damit verbundenen Eigenschaften eingegangen wird. Zusätzlich wird insbesondere der Einfluss des Schwefelgehalts im Werkstoff beschrieben, da dieser die erzielbare Schwingfestigkeit von Bauteilen aus Vergütungsstahl beeinflusst.

2.1.1 Anwendungseigenschaften

Im Automobil-, Maschinen- und Anlagenbau finden sich aufgrund der guten Festigkeitseigenschaften zahlreiche Komponenten, bei denen Vergütungsstähle eingesetzt werden. Wegen der Fähigkeit zur elastischen Aufnahme hoher Spannungen werden diese Stähle im Automobilbau häufig für Komponenten im Antriebsstrang von Fahrzeugen eingesetzt. Beispiele sind Kurbelwellen, Pleuel, Common-Rails, Injektordüsen, Kipphebelwellen, Zahnräder und Zahnstangen [Fel11; Rug13; Bar18]. Im allgemeinen Maschinen- und Anlagenbau finden sich Anwendungen dieser Stähle unter anderem im Rohrleitungsbau, in Hydrauliksystemen, bei Turbinenteilen sowie in der Werkzeugindustrie [Fel11; Arn13; Bar18].

Aufgrund stetig steigender Anforderungen an die Werkstoffeigenschaften werden Stahllegierungen weiterentwickelt, um etwa eine Verbesserung der Verarbeitbarkeit oder Steigerung der Widerstandsfähigkeit gegenüber den Einsatzbelastungen zu erzielen. Bereits bei der Rohstahlerzeugung ist die Reduzierung des Kohlenstoffgehalts und entsprechender Eisenbegleiter wie Phosphor, Schwefel, Mangan und Silicium von großer Relevanz. Diese Elemente tragen zu einer Versprödung des Stahls bei und werden daher durch einen Verbrennungsprozess, dem sogenannten Frischen, aus dem Roheisen entfernt [Bar18]. Um den Reinheitsgrad und damit die Gebrauchseigenschaften des Stahls weiter zu verbessern, wird die Sekundärmetallurgie eingesetzt. Dabei wird über zusätzliche Verfahrensschritte im Anschluss an die Stahlherstellung in einem Hochofen, Konverter oder Elektro-Lichtbogenofen eine besonders hochwertige und reine Stahlqualität erzielt [Rug13]. Die Trennung der ofengebundenen Primärmetallurgie ermöglicht, die sekundärmetallurgischen Maßnahmen in einem separaten Gefäß (Pfanne) und dadurch unter günstigeren Bedingungen durchzuführen. Zu den gängigsten Verfahren zählen dabei das Injektionsverfahren, das Vakuumverfahren und das Umschmelzverfahren, mit steigendem erzielbaren Reinheitsgrad in dieser Reihenfolge [Bar18]. Die Sekundärmetallurgie ermöglicht, die Temperaturen und Verteilung der Legierungselemente in der Schmelze zu homogenisieren sowie eine hochgenaue Einstellung der Legierungszusammensetzung. Des Weiteren kann durch Entkohlung, Entschwefelung, Entphosphorung, Entfernen von Spurenelementen, Entgasung, Desoxidation, Einschlusseinformung, Verbesserung des Reinheitsgrades und Beeinflussung des Erstarrungsgefüges die Qualität der Stähle deutlich gesteigert werden [Rug13]. Bei den Umschmelzverfahren werden die bereits abgegossenen Blöcke in wassergekühlten, kupfernen Kokillen umgeschmolzen, um schädliche Spurenelemente zu entfernen und gerichtet erstarrte Blöcke herzustellen, die möglichst frei von Blockseigerungen, Innenfehlern, Lunkern und nichtmetallischen Einschlüssen sind. Der Schwefelgehalt von Stahllegierungen kann über Umschmelzverfahren auf sehr geringe Werte reduziert werden [Bar18].

Der Rohstahl wird über das Gießen in eine bestimmte Form und Abmessung gebracht. Das am häufigsten eingesetzte Gießverfahren ist dabei mit weltweit 90 % und deutschlandweit 96 % das Stranggießen [Heg20]. Da die Löslichkeit von Schwefel in der Stahlschmelze höher ist als im erstarrten Stahl, erhöht sich während der Erstarrung die Ausscheidung metallischer Sulfide, die eine Neigung zur Bildung von Seigerungen haben und die Werkstoffqualität herabsetzen können. Dabei ist es entscheidend, dass die Bildung von Eisensulfiden (FeS) als Kombination von Eisen und Schwefel vermieden wird. Bei der Warmumformung im Temperaturbereich zwischen $T = 800 \text{ °C}$ und 1000 °C kann es aufgrund von Eisenoxideinschlüssen zu Brüchen an den Korngrenzen, sog. Rotbruch kommen. Um diese Gefahr zu vermeiden, wird der noch in der Schmelze enthaltene Schwefel durch die Zugabe von Mangan abgebunden. Aufgrund der höheren Affinität des Schwefels zu Mangan bilden sich Mangansulfide (MnS), die erst bei Temperaturen von über $T = 1200 \text{ °C}$ zu Rissbildung neigen und daher für die Warmumformung ein geringeres Risiko darstellen [Wei07; Bar18].

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf dem Vergütungsstahl 42CrMo4 (AISI4140). Insbesondere mit Bezug zu dessen Einsatzgebieten in Anwendungen, bei denen die Widerstandsfähigkeit gegenüber dynamischen Belastungen eine entscheidende Rolle spielt, ist die chemische Zusammensetzung und Reinheit des Stahls von Bedeutung. Die im Stahl enthaltenen oxidischen und sulfidischen Einschlüsse tragen entscheidend zur Ermüdung und mechanischen Anisotropie des Werkstoffs bei. Durch die Sekundärmetallurgie können Einschlüsse deutlich reduziert werden. Es ist jedoch weder praktisch noch wirtschaftlich möglich, diese Defekte komplett zu vermeiden [Cyr09]. Ein für die Schwingfestigkeit

besonders kritisches Element ist Schwefel, da sich durch die Kombination mit Mangan, welches ebenfalls als Legierungselement im Werkstoff enthalten ist, Mangansulfide bilden. Auch bei relativ niedrigen einstellbaren Schwefelgehalten wirkt sich die verbleibende Größe, Form, Häufigkeit und Verteilung der Mangansulfide auf die spezifischen Werkstoffigenschaften aus [Kie01].

2.1.2 Einfluss des Schwefelgehalts

Die plastische Verformbarkeit von Metallen wird durch duktilen Bruch begrenzt. Nichtmetallische Einschlüsse in Form von Oxiden und Sulfiden spielen eine wichtige Rolle, da sich in diesen Partikeln der zweiten Phase Hohlräume bilden. Es ist bekannt, dass die Bruchdehnung mit zunehmendem Volumenanteil der Einschlüsse stark abnimmt. Wichtige Parameter der Einschlusscharakteristik sind Volumenanteil, Größe, Abstand, Form und Zusammensetzung der Einschlüsse. Die Form hat einen großen Einfluss auf die Bruchneigung. So sind in Zugrichtung verlängerte Einschlüsse weniger schädlich als platten- oder stabförmige Einschlüsse, die senkrecht zu dieser Richtung ausgerichtet sind. Die grundlegenden Vorgänge beim Werkstoffversagen durch einen duktilen Bruch sind die Keimbildung, das Wachstum und die Koaleszenz von Hohlräumen. Einschlüsse bilden dabei Fehlstellen im Gefüge, was bei der Verformung der Matrix zu Spannungs- und Dehnungskonzentrationen führt, die durch Dekohäsion zwischen Matrix und Partikeln oder durch Bruch der Einschlusspartikel Hohlräume erzeugen können. Diese Hohlräume bilden sich zuerst an MnS-Einschlüssen, dann an kleineren Oxideinschlüssen [Kie78; Kie01]. *Kiessling* stellte fest, dass es eine Mindestteilchengröße von 0,1 μm zu geben scheint, unterhalb derer sich keine Hohlräume bilden [Kie01]. Die während der Deformation entstehenden Hohlräume wachsen, bis sie zusammentreffen und ihre erweichende Wirkung auf die Matrix so groß ist, dass eine plötzliche Dehnungslokalisierung auftritt, die zum Versagen führt [Kie01; Mel79].

Aus der Sicht der Bruchmechanik sind nichtmetallische Einschlüsse gleichbedeutend mit kleinen Defekten oder Rissen. Die relativ weichen Sulfideinschlüsse sind verformbar und werden in Walzrichtung gestreckt, was zu unterschiedlichen Querschnitten dieser Einschlüsse in Längs- und Querrichtung führt. Untersuchungen an Proben mit hohem Schwefelgehalt zeigen eine geringere Duktilität von quer gegenüber längs zur Walzrichtung aus einem gewalzten Stahl herausgeschnittenen Proben, insbesondere bei hoher Härte [Nis72]. *Temmel et al.* stellten bei Untersuchungen an Proben aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4 mit unterschiedlichem Schwefelgehalt fest, dass die Variante mit geringerem Schwefelgehalt sowohl in Längs-, als auch in Querrichtung ein besseres Ermüdungsverhalten sowie eine geringere Streuung der erreichten Lastspielzahlen im Ermüdungsversuch erreichte. Beide untersuchten Varianten wiesen dabei eine deutliche Anisotropie im Ermüdungsverhalten auf. Das Material mit höherem Schwefelgehalt zeigte jedoch ein etwas ausgeprägteres anisotropes Verhalten, was auf die höhere MnS-Population zurückgeführt werden konnte. In den Untersuchungen wurde die geringere Ermüdungsfestigkeit des Werkstoffs mit höherem Schwefelgehalt auf die größere Menge und Größe der MnS-Einschlüsse zurückgeführt. Hierdurch wird die Dekohäsion an den Grenzflächen zwischen den MnS-Einschlüssen und der Stahlmatrix, speziell in Querrichtung, verstärkt [Tem06]. Ein weiterer relevanter Aspekt für die Schwingfestigkeit ist die Position von Einschlüssen. So haben Einschlüsse in der Nähe einer freien Oberfläche eine stärkere negative Auswirkung auf die Ermüdungsgrenze [Mur89]. Die sulfidischen Einschlüsse können sich außerdem in Clustern konzentrieren, was die Ermüdungsfestigkeit ebenfalls stark reduziert. Einschlüsse mit geringem Abstand begünstigen die Rissausbreitung und das Zusammenwachsen von kleinen Rissen zu größeren Rissen [Kie01; Cyr09].

Trotz der negativen Auswirkungen von Einschlüssen auf die Gebrauchseigenschaften von Stahllegierungen, sind, je nach Anwendungszweck, bestimmte Einschlüsse erwünscht, um die Bearbeitbarkeit der Werkstoffe zu verbessern oder wirtschaftlich zu ermöglichen. So zählt Schwefel neben weiteren Elementen wie Blei, Bismut, Mangan, Silizium, Calcium oder Tellur zu den die Zerspanbarkeit begünstigenden Elementen [Gob09; Klo08]. Blei wird bis zu einem Anteil von $Pb = 0,35$ Gew.-% oft Automatenstählen zulegiert, um die nötige Prozessstabilität und Wirtschaftlichkeit bei hochautomatisierter Serienfertigung auf Drehautomaten zu gewährleisten. Bleieinschlüsse haben einen niedrigen Schmelzpunkt und bilden einen schützenden Bleifilm zwischen Werkzeug und Werkstoff, wodurch der Werkzeugverschleiß reduziert werden kann. Zusätzlich tragen die weichen Einschlüsse zu einer deutlichen Verbesserung des Spanbruchs bei und sorgen für eine Reduzierung der mechanischen Werkzeugbelastung von bis zu 50 % [Klo08]. Die durch den Schwefelgehalt erzielte Verbesserung der Zerspanbarkeit wird hauptsächlich durch die zuvor beschriebenen Effekte erzielt. Insbesondere der Spanbruch wird durch die als Defekte im Werkstoffgefüge wirkenden MnS-Einschlüsse gefördert [Gob09].

Dem industriellen Interesse an einer Verbesserung der Schwingfestigkeit von Stählen durch Erhöhung des sulfidischen Reinheitsgrades stehen die Schwierigkeiten gegenüber, die ein geringer Schwefelgehalt bezüglich der Zerspanbarkeit mit sich bringt. Der Schwefelgehalt ist somit speziell für Bauteile von Bedeutung, die hohen Belastungen ausgesetzt sind und die in der Herstellung spanend bearbeitet werden müssen [Fel11]. Um die Bearbeitung hochfester, schwefelarmer Stähle wirtschaftlich zu ermöglichen, führte *Felderkhoff* Untersuchungen zum Einfluss des Schwefelgehalts von rückgeschwefelten und schwefelarmen Vergütungsstählen auf die Zerspanbarkeit durch. Durch die Analyse der technologischen Wirkzusammenhänge des Schwefelgehalts auf den Zerspanprozess konnten die Herausforderungen bei der Zerspannung identifiziert und die Bearbeitung durch Anpassung der Werkzeuge und Prozessgestaltung ermöglicht und optimiert werden. Die Untersuchungen wurden sowohl für das Drehen, als auch Tiefbohren mit Wendel- und Einlippenbohren durchgeführt. Für das Einlippentiefbohren zeigte sich, dass eine fehlende reibungsmindernde Wirkung bei geringerem Schwefelgehalt in einem stärkeren Werkzeugverschleiß resultiert. Auch der Spanbruch verschlechterte sich bei reduziertem Schwefelgehalt. Durch den Einsatz von beschichteten Hochleistungswerkzeugen mit modifiziertem Schneidenschliff konnte der Spanbruch deutlich verbessert und der Werkzeugverschleiß reduziert werden. Zusätzlich ermöglichte diese Modifikation des Anschliffs eine wesentliche Steigerung des Vorschubs bei der Bohrbearbeitung und eine damit verbundene Steigerung der Wirtschaftlichkeit des Einlippentiefbohrprozesses [Fel11]. Die Erkenntnisse dieser Untersuchungen wurden bei der Auswahl der Werkzeugvarianten und des initialen Schnittwertebereichs für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen berücksichtigt.

2.1.3 Wärmebehandlung und Gefügeumwandlung

Die Bezeichnung Vergütungsstähle beschreibt die Eignung dieser Werkstückgruppe zum Vergüten, was eine kombinierte Wärmebehandlung aus dem Härten und dem Hochanlassen beschreibt. Durch diese Wärmebehandlung wird ein insbesondere für hochbelastete Bauteile benötigtes Eigenschaftsprofil aus hoher Festigkeit bei gleichzeitig guter Zähigkeit eingestellt, indem das zuvor beim Härten entstandene martensitische Gefüge verändert und die Zähigkeit des Stahls verbessert wird [Arn13].

Beim Härten wird der Werkstoff auf eine Temperatur oberhalb der vom Kohlenstoffgehalt abhängigen Austenitisierungstemperatur A_{c3} erhitzt und nach einer gewissen Haltezeit

abgeschreckt [Arn13]. Für den Vergütungsstahl 42CrMo4 liegt die Austenitisierungstemperatur im Bereich von $A_1 = 735^\circ\text{C}$ und $A_3 = 780^\circ\text{C}$ [DEW22]. Die Temperaturen A_1 und A_3 beziehen sich auf die entsprechenden Linien im Eisen-Kohlenstoffdiagramm für beginnenden und vollständige Austenitisierung des Stahlwerkstoffs in Abhängigkeit des Kohlenstoffgehalts. Durch die beim anschließenden Abschrecken erzielte Abkühlgeschwindigkeit wird das Gefüge im Werkstoff eingestellt. Bei sehr hohen Abkühlraten wird eine Gefügeumwandlung von austenitischem in ein teilweise oder vollständig martensitisches Gefüge erzielt. Die Abkühlgeschwindigkeit kann unter anderem durch die Wahl eines entsprechenden Abkühlmediums beeinflusst werden [Bar18; Arn13]. Die Zusammenhänge zwischen Abkühlgeschwindigkeiten bei der Austenitumwandlung und den resultierenden Gefügeständen bei Raumtemperatur sowie die Verbindung zu den im Eisen-Kohlenstoff-Diagramm enthaltenen Linien für die kritischen Umwandlungstemperaturen sind in **Abbildung 2-1** dargestellt.

Die Abkühlgeschwindigkeit beeinflusst maßgeblich die Austenitumwandlung und es können sich verschiedene Gefügezusammensetzungen mit unterschiedlichen Eigenschaften bei gleicher Legierungszusammensetzung des Werkstoffs bilden. Bei Erreichen der oberen kritischen Abkühlgeschwindigkeit $v_{o,krit}$ wird das Gefüge vollständig in Martensit umgewandelt. Die Abkühlgeschwindigkeit ist dabei so groß, dass der im Austenit mit kubisch-flächenzentrierter-Gitterstruktur (kfz) gelöste Kohlenstoff bei der Umwandlung im kubisch-raumzentrierten Gitter (krz) des Martensits zwangsgelöst wird. Hierdurch entsteht eine Verzerrung des Martensitgitters, wodurch die hohe Härte, allerdings auch eine hohe Sprödigkeit, erzeugt wird. Daher ist für den industriellen Einsatz in der Regel ein Anlassen, als zusätzlicher Schritt in der Wärmebehandlung, zur Entspannung des Gefüges vorgesehen [Bar18; Arn13].

Neben der Temperatur als treibende Kraft für die Gefügeumwandlung kann die mechanisch eingebrachte Dehnung eine Gefügeumwandlung von (Rest-)Austenit zu Martensit hervorrufen. Mit zunehmender Dehnung erhöht sich innerhalb des Gefüges die Anzahl der Scherbänder und damit Martensitkeime, aus denen sich Verformungsmartensit bildet. Dabei ist auch die Dehnrage von Bedeutung, da sich die Umformgeschwindigkeit des Gefüges einerseits direkt auf die Martensitbildung auswirkt, diese aber auch indirekt begünstigt, da die Gefügeumwandlung durch die dehnrageabhängige Eigenerwärmung des Werkstoffs begünstigt wird [Mül11]. Sowohl thermisch, als auch mechanisch verursachte Gefügeveränderungen können durch Zerspanprozesse infolge der auftretenden thermo-mechanischen Lasten verursacht werden [Jaw11].

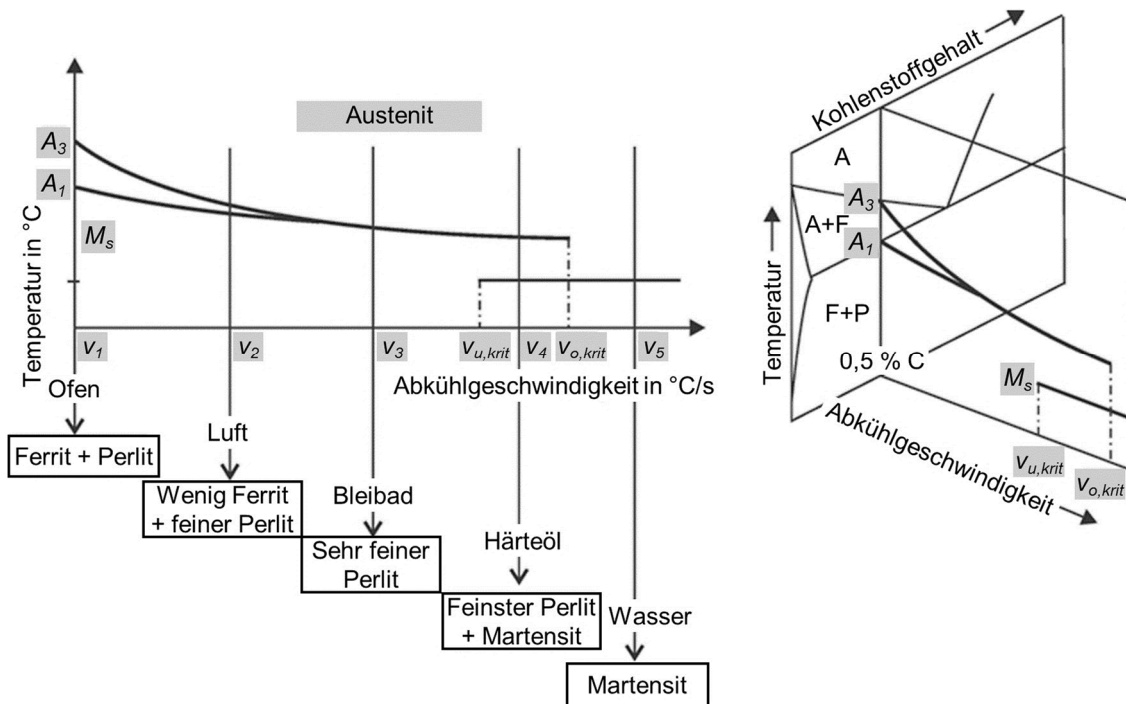


Abbildung 2-1: Einfluss der Abkühlgeschwindigkeit auf die Austenitumwandlung bei Vergütungsstählen in Korrelation zum Eisen-Kohlenstoff Diagramm [Arn13]

2.2 Spanende Bearbeitung von Vergütungsstählen

Die spanende Bearbeitung von Bauteilen ist nach wie vor von entscheidender Bedeutung für die Produktion komplexer Bauteile mit hohen Fertigungstoleranzen. Trotz des Trends zur endkonturnahen Fertigung über entsprechende Ur- und Umformprozesse sowie die Weiterentwicklungen der Verfahren zur additiven Fertigung, waren 2020 noch etwa die Hälfte der von der deutschen Werkzeugmaschinenindustrie verkauften Maschinen spanende oder andere abtragende Fertigungsmaschinen [VDW20]. In der industriellen Produktion wird mehrheitlich Stahl als einer der wichtigsten Werkstoffe eingesetzt. Auf die stahlintensivsten Branchen, darunter die Automobilindustrie, der Maschinenbau und die allgemeine Stahl- und Metallbearbeitung, entfielen 2021 rund zwei Drittel der Industriearbeitsplätze in Deutschland [Wir21]. Bei der Verarbeitung der Stahlwerkstoffe mittels spanender Fertigungsverfahren ist die Zerspanbarkeit von entscheidender Bedeutung, die maßgeblich durch die Werkstoffeigenschaften bestimmt wird. Zerspanprozesse sollten daher individuell auf die jeweiligen Anforderungen bei der Zerspannung eines spezifischen Werkstoffs angepasst werden, um eine möglichst hohe Produktivität und Wirtschaftlichkeit der Prozesse zu erzielen. Zur Beurteilung der Zerspanbarkeit werden häufig die Bewertungsgrößen Zerspankraft, Werkzeugstandzeit, Oberflächengüte des Werkstücks und Spanform herangezogen [Klo08]. In Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus zusätzlich auf den Randzonen und damit verbunden Funktionseigenschaften von Werkstücken.

2.2.1 Allgemeine zerspanungstechnische Grundlagen

Der Zerspanungsprozess wird nach DIN 8589 beschrieben als ein Vorgang, bei dem durch die Schneiden eines Werkzeuges von einem Werkstück Werkstoffschichten in

Form von Spänen auf mechanischem Wege abgetrennt werden. Beim Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide, zu dem das in dieser Arbeit behandelte Verfahren Einlippentiefbohren gehört, wird ein Werkzeug verwendet, dessen Schneidenanzahl, Geometrie der Schneidkeile und Lage der Schneiden zum Werkstück bestimmt sind [DIN 8589]. Die grundlegenden Vorgänge in der Wirkzone des Zerspanprozesses wurden von *Warnecke* in einem Scherzonenmodell skizziert [War74]. Diese Darstellung der des orthogonalen Schnitts dient als Basis für **Abbildung 2-2**, in der das Scherzonenmodell ergänzt ist um die in den Prozess eingebrachten Wirkarbeit und des in der Wirkzone stattfindenden Wärmeübergangs im tribologischen System bestehend aus Werkzeug, Werkstoff, Span und Kühlschmierstoff (KSS). Die stärkste plastische Verformung des Werkstückstoffs im Spanbildungsprozess findet in der primären Scherzone durch die dort auftretende Schubspannung und damit verbundene Scherung statt. In der Verformungsvorlaufzone ist die Verformung im Vergleich dazu deutlich geringer, allerdings entstehen in diesem Bereich bleibende plastische Verformungen, die die Randzonenbeeinflussung maßgeblich bestimmen [War74; Den10]. Die Zerspanungsarbeit (Wirkarbeit) W_a wird durch die plastische Verformungsarbeit in der primären Scherzone (1), die Trennarbeit an der Schneidkante (2), die Reibung zwischen Werkzeug und Span bzw. Werkstück in der sekundären Scherzone an der Spanfläche (3) sowie sekundären Scherzone an der Freifläche (4) und der inneren Reibung des Werkstoffs in der Verformungsvorlaufzone zum Großteil in Wärme dissipiert [Söh03]. Ein hoher Anteil dieser thermischen Energie wird über den Span abtransportiert [Den10]. Der Rest wird über Konduktion in das Werkzeug oder Werkstück geleitet, sowie über die Umgebungsmedien Kühlschmierstoff und Luft abgeführt [Kro54; Ris06]. Die aus der Literatur zu entnehmenden Werte für die Aufteilung der Wärmeströme variieren stark. Der Wärmeeintrag in das Werkstück beim Bohren wird auf 10...35 % der gesamten Zerspanungsenergie geschätzt [Fle07].

Tabelle 2-1: Richtwerte für die Leistungsfähigkeit der Tiefbohrverfahren bei der Bearbeitung von Stahl nach [VDI 3210]

Tiefbohrverfahren	Bohrungsdurchmesser	Bohrungstiefe	Erzielbare Bohrungstoleranz (bei einem Arbeitsgang)	Bohrungsrautiefe	Bohrungsmittenverlauf (bei rotierendem Werkstück)	
	D in mm	l_B in mm		Rz in μm	m bei 1 m Tiefe in mm	D in mm
ELB	0,8...40	100...200 x D	IT 10 bis IT 8	16...5	0,5	20
BTA	6,3...180	100...200 x D	IT 10 bis IT 8	16...5	0,25	40
Ejektor	18,4...180	100...200 x D	IT 10 bis IT 8	16...5	0,25	40

Typische Anwendungsgebiete für das Einlippenbohren finden sich im allgemeinen Maschinen- und Anlagenbau, beispielsweise bei der Fertigung von Ringmatrizen für Pelletierpressen, von Kühlbohrungen im Werkzeug- und Formenbau oder bei der Herstellung von hydraulischen oder pneumatischen Versorgungsbohrungen, wie in Ventilen für Hydrauliksysteme [Drä98; Fel11]. In der Automobilindustrie wird das Einlippenbohren unter anderem bei Motoren- und Getriebekomponenten, wie Ventilen, Einspritzdüsen, Common-Rails und für Bohrungen in Kurbelwellen eingesetzt [Löb03; Wit07; Kir16]. Die für dieses Verfahren eingesetzten Einlippenbohrer sind einschneidige Werkzeuge, die typischerweise aus einem Hartmetall oder hartmetallbestückten Bohrkopf mit Führungsleisten und einem Profilverrohr als Werkzeugschaft bestehen. Über eine Einspannhülse wird das Bohrmoment von der Werkzeugaufnahme auf das Werkzeug übertragen. Aufgrund des asymmetrischen Aufbaus der Werkzeuge ist zum Anbohren des Werkstücks eine Anbohrführung notwendig. Je nach Maschinenspezifikation kann hierfür eine Bohrbuchse oder eine zuvor eingebrachte Pilotbohrung verwendet werden (vgl. **Abbildung 2-3**). Der Kühlschmierstoff wird beim Einlippentiefbohren durch den Werkzeugschaft an die Wirkstelle geführt und sorgt neben seiner Kühl- und Schmierwirkung für den kontinuierlichen Spanabfluss durch den äußeren Spanraum [VDI 3208].

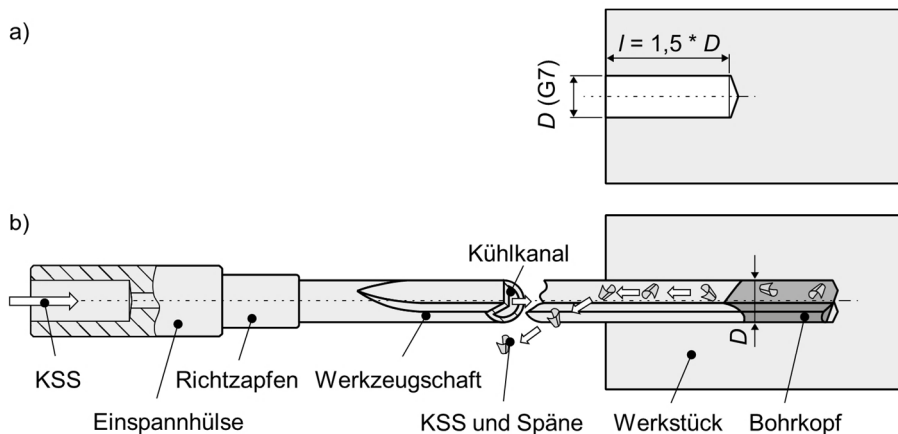


Abbildung 2-3: Anbohren mit Pilotbohrung a), Werkzeugaufbau eines Einlippenbohrers b) nach [VDI3208]

Bei der Gestaltung der Kühlkanäle im Bohrkopf kann zwischen Varianten mit zwei kreisrunden Kühlkanälen und Varianten mit einem nierenförmigen Kühlkanal unterschieden werden. Untersuchungen von *Eichler* zeigen, dass der erzielbare KSS-Volumenstrom von der Querschnittsfläche der jeweiligen Kühlkanalform abhängig ist [Eic96]. Zusätzlich müssen die Auswirkungen auf die Torsions- und Biegesteifigkeit bei der Ausgestaltung der Kühlkanäle berücksichtigt werden [Hau92; Eic96]. Für Vollhartmetall-Einlippenbohrer im kleineren Durchmesserbereich zeigte eine (optimierte) Nierenform gegenüber

Zweiloch-Bohrköpfen die besten Ergebnisse hinsichtlich Durchflussmenge und dynamischer Stabilität [Eic96]. Bei Werkzeugen mit größeren Durchmessern werden aus Kostengründen oft aufgelötete Bohrköpfe eingesetzt, bei denen zwei kreisrunde Kühlkanäle üblich sind [Ast14]. **Abbildung 2-4** zeigt die grundlegende Geometrie eines Vollhartmetall ELB-Bohrkopfes mit nierenförmigem Kühlkanalquerschnitt.

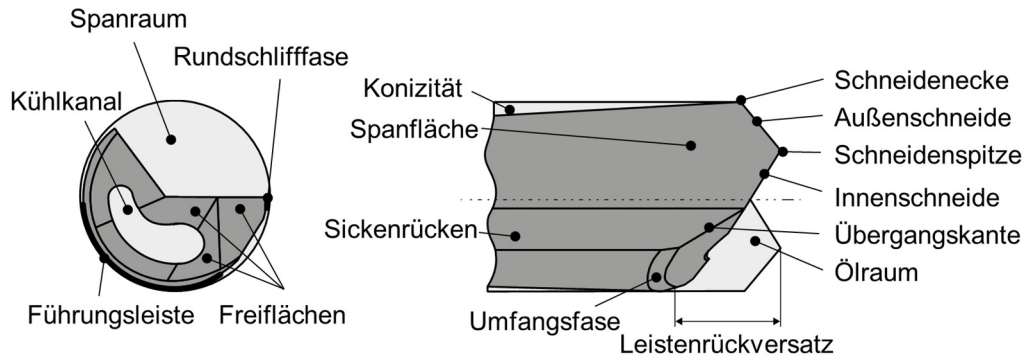
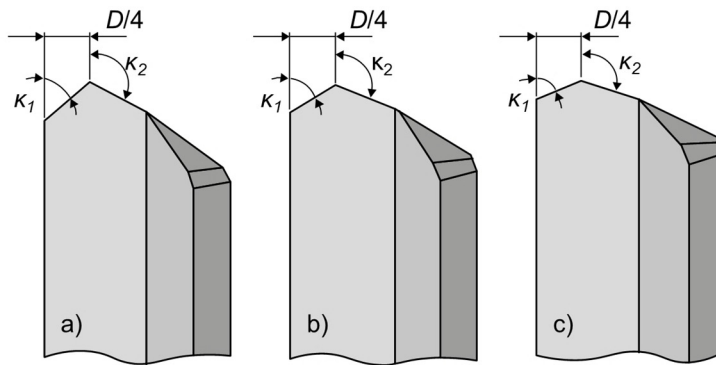
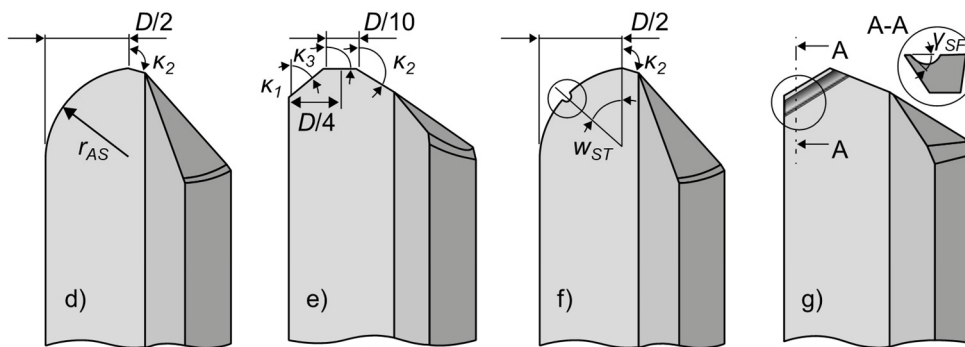


Abbildung 2-4: Grundlegender Werkzeugaufbau eines Vollhartmetall Einlippenbohrers nach [VDI 3208; Kir16]

Während bei Wendelbohrern oft positive Spanwinkel durch den Werkzeuganschiff realisiert werden, ist der Spanwinkel bei ELB typischerweise $\gamma = 0^\circ$. Die Hauptschneide des Werkzeugs kann bei einem Standardanschiff in eine Außen- und Innenschneide unterteilt werden, die gemeinsam die Schneidenspitze ausbilden. Die Schneidenspitze hat beim Standardanschiff typischerweise einen Abstand von $0,25 \cdot D$ zur Schneidenecke. Je nach Werkzeugdurchmesser werden die Einstellwinkel der Außenschneide in einem Bereich zwischen $\kappa_1 = 50^\circ \dots 70^\circ$ und der Innenschneide $\kappa_2 = 105^\circ \dots 120^\circ$ variiert. Der axiale Abstand der Führungsleisten zur Schneidenspitze wird als Leistenrückversatz oder Führungsleistenrückstand bezeichnet [VDI 3208; Top01]. Einlippenbohrer sind konisch geschliffen, um das Reibmoment am Bohrkopf zu reduzieren. Aufgrund von thermischen Einflüssen während des Bohrprozesses neigt das Werkstückmaterial zur thermischen Ausdehnung und kann eine Reduzierung der erzeugten Bohrungsdurchmesser verursachen. Über die Konizität des Bohrers wird die Gefahr des Festklemmens des Werkzeugs reduziert [Top01; VDI 3208; Koe04]. Durch fortschreitende technologische Entwicklungen haben sich neben den gemäß VDI (Verein Deutscher Ingenieure)-Richtlinie zum Tiefbohren mit Einlippenbohrern üblichen Standardanschliffen inzwischen weitere Anschliffe etabliert [VDI 3208] (**Abbildung 2-5**). Diese Sonderanschliffe sind auf spezielle Anforderungen und Bearbeitungsaufgaben angepasst. So kann über einen Radiusanschiff mit bogenförmiger Außenschneide ein Bohrungsgrund mit halbkreisförmigem Querschnitt erzeugt werden, wodurch bei Bohrungen für Hochdruckanwendungen die Kerbwirkung am Bohrungsgrund reduziert wird. Des Weiteren kann über den Anschiff ein höherer Vorschub ermöglicht oder über einen Spanteiler oder Spanformer der Spanbruch begünstigt werden [Ran03; Dee09; Dee10].

**Standardanschliffe:**

Anschliff a)	$D = 1 \dots 4 \text{ mm}$	$\kappa_1 = 50^\circ$; $\kappa_2 = 120^\circ$
Anschliff b)	$D = 4 \dots 20 \text{ mm}$	$\kappa_1 = 60^\circ$; $\kappa_2 = 110^\circ$
Anschliff c)	$D = 20 \dots 40 \text{ mm}$	$\kappa_1 = 70^\circ$; $\kappa_2 = 105^\circ$

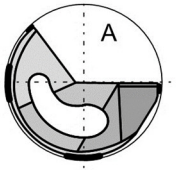
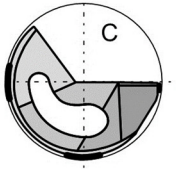
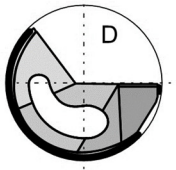
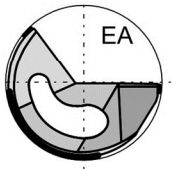
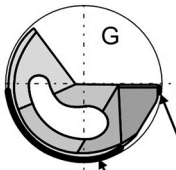
**Modifizierte Anschliffe:**

Anschliff d)	Radiusanschiff mit bogenförmiger Außenschneide	$r_{AS} = D/2$
		$\kappa_2 = 105^\circ$
Anschliff e)	Anschliff mit einer dritten Teilschneide	$\kappa_1 = 50^\circ \dots 70^\circ$
		$\kappa_2 = 105^\circ \dots 120^\circ$
		$\kappa_3 = 80^\circ \dots 100^\circ$
Anschliff f)	Radiusanschiff mit Spanteiler	$W_{ST} = 20^\circ \dots 60^\circ$
Anschliff g)	Anschliff mit Spanformer; Spanwinkel:	$V_{SF} = 10^\circ \dots 30^\circ$

Abbildung 2-5: ELB Schneidengestalt der Standardanschliffe nach VDI 3208 und gängige anwendungsangepasste Sonderanschliffe [VDI 3208; Ran03; Dee09; Dee10; Kir16]

Die einschneidigen Bohrwerkzeuge, die für die Erzeugung von Bohrungen mit hohen l/D -Verhältnissen eingesetzt werden, verfügen verfahrensbedingt über eine geringe Biegesteifigkeit des Bohrschaftes und müssen daher in der Nähe der Spanentstehungsstelle abgestützt werden. Hierzu verfügt der Bohrkopf über Führungsleisten, welche die Resultierende aus den Zerspankraftkomponenten Schnitt- und Passivkraft an die Bohrungswand übertragen und so das Werkzeug abstützen und in der Bohrung führen [Pfl76]. Je nach Einsatzzweck und damit verbundenen Anforderungen werden unterschiedliche Anordnungen der Führungsleisten eingesetzt, welche die Umfangsform des Bohrkopfes definieren [VDI 3208]. Die gängigsten Umfangsformen und vorgesehene Einsatzzwecke gemäß dieser VDI-Richtlinie sind in **Abbildung 2-6** skizziert. Die Anforderungen an die Führungsleisten werden von *Pfleghar* einerseits mit einer möglichst minimalen Flächenpressung beschrieben, die an den einzelnen Führungsleisten gleich groß ist, um ein günstiges und gleichmäßiges Verschleißverhalten zu erzielen. Andererseits soll die Abstützung des Bohrkopfes in der Bohrung gewährleistet und die Lage somit möglichst stabil sein. Durch die Auswahl einer, zu dem am Bohrkopf herrschenden Kräftesystem, passenden Anordnung der Führungsleisten, kann die Stabilität des Bohrkopfes erhöht werden,

sodass der Rundheitsfehler, die Durchmesserabweichung und die Streuung der Durchmesserwerte der erzeugten Bohrungen reduziert werden können [Pfl76]. Eine Variation der Anzahl und Form der Führungsleisten wirkt sich dabei auf die Kräfteverhältnisse am Bohrkopf aus. Bei der Wahl einer Umfangsform mit schmalen Führungsleisten verringert sich die Kontaktzone und die Flächenpressung zwischen Führungsleisten und Bohrungswand erhöht sich. Dies kann zu einem tieferen Eindringen der Führungsleisten in die Bohrungswand und damit verbunden stärker Pressglättung führen [Wit07; Bie11].

Umfangsformen	Werkstoffe	Bemerkung
	Bevorzugt Aluminium, Stahl und Messing	Bei ungünstigen Anbohrverhältnissen (z.B. unterbrochene Bohrungen, schräge Flächen, Überbohren von Unterbrechungen)
	Stahl	Gute Führung, da hintere Führungsleiste noch über $D/2$, einsetzbar für die meisten Bearbeitungsaufgaben
	Grauguss und weiches Aluminium	Werkstoffe mit guter Schmierfähigkeit
	Guss und weiche Materialien	Geeignet für ungünstige Anbohrverhältnisse und Überkreuzbohren
	Stahl, Guss und Aluminium	Hintere Führungsleiste unter $D/2$, normale Anbohrverhältnisse, kleine Bohrungsdurchmesser, geringe Neigung zum Klemmen auch bei kleiner Konizität

Führungsleisten (FL)

Abbildung 2-6: Anordnung der Führungsleisten nach [VDI3208]

Die Schneiden und Führungsleisten sind während der Zerspanung hohen mechanischen, thermischen und chemischen Beanspruchungen ausgesetzt. Um eine hohe Leistungsfähigkeit der Werkzeuge bei gleichzeitig hoher Verschleißbeständigkeit zu ermöglichen, müssen die Werkstoffe der ELB geeignete Eigenschaften aufweisen. Beschichtetes Hartmetall bietet für diese Anforderungen eine gute Kombination aus hoher Härte und Druckfestigkeit, hoher Biegefestigkeit und Zähigkeit sowie Warmfestigkeit, thermischer Wechselbeständigkeit und chemischer Beständigkeit. Die Beschichtung der Werkzeuge ermöglicht eine Verbesserung der Kontakteigenschaften und kann zur Steigerung der Leistungsfähigkeit der Werkzeuge und Prozesssicherheit beitragen. Die Beschichtung kann dabei als eine Hartstoffschicht gegen abrasiven Verschleiß, eine Sperrschicht für adhäsiven Verschleiß bei Schneid- und Werkstückstoffen mit hoher Affinität zueinander, eine ther-

mische Sperrschicht zur Absenkung der Werkzeugtemperatur und eine reibungsmindernde Schicht zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften am Werkzeugkopf wirken [Wei99]. Eine Übersicht typischer Beschichtungen ist in **Tabelle 2-2** gegeben. Die Beschichtungen können mittels chemischer oder physikalischer Gasphasenabscheidung im CVD (engl. chemical vapour deposition) -Verfahren oder PVD (engl. physical vapour deposition) -Verfahren auf das Substrat des Werkzeugs aufgebracht werden. Dabei werden oft Schichtsysteme bestehend aus mehrlagigen Beschichtungen realisiert, um Eigenschaften unterschiedlicher Beschichtungen zu kombinieren [Sta14]. Bei Einlippentiefbohrern mit kleinen Durchmessern wird aufgrund der Versprödungsgefahr des Hartmetalls und der für das CVD Verfahren zu geringen Schneidkantenverrundung, das PVD Verfahren zum Aufbringen der Beschichtung eingesetzt [Fri90; Eic96; Klo08].

Tabelle 2-2: Übersicht gängiger Beschichtungen und deren Eigenschaften [TQu89; Mac90; Kam92; Kön92; Wei99]

Beschichtung	Härte in HV0,1	Eigenschaften
TiN	2200...2800	Gute chemische und thermische Beständigkeit, geringe Adhäsionsneigung, geringe Diffusionsneigung
TiC	2800...3700	Hohe Härte, geringer Wärmeausdehnungskoeffizient, hohe Verschleißbeständigkeit gegen Abrasion
Al ₂ O ₃	2500...3000	Hohe Warmhärte und Oxidationsbeständigkeit, geringe Wärmeleitfähigkeit, geringe Zähigkeit
TiCN	2700...4500	Hohe Härte, geringe Reibungszahl, hohe Verschleißbeständigkeit gegen Abrasion
TiAlN	2100...3600	Hohe Härte, hohe Warmhärte und Oxidationsbeständigkeit, geringe Wärmeübergangszahl

Wie bereits beschrieben, kann mithilfe des Tiefbohrens mit führungsleistengestützten Werkzeugen eine vergleichsweise hohe Oberflächengüte mit geringer Oberflächenrauheit erzielt werden. Dabei entstehen verfahrensbedingt charakteristische Eigenschaften auf der Oberfläche, die sich von Oberflächen, die mit anderen spanenden Fertigungsverfahren erzeugt werden, unterscheiden [Fuß86]. Die Führungsleisten folgen in Vorschubrichtung mit dem entsprechenden Führungsleistenrückstand der Werkzeugschneide mit der Schneidenecke. Sie sind die letzten Elemente des Werkzeugs, die mit der Bohrungswand in Kontakt sind und auf die Bohrungsoberfläche einwirken. **Abbildung 2-7** verdeutlicht die Einebnung des an der Werkzeugschneide entstehenden Oberflächenprofils durch den darauffolgenden Kontakt mit den Führungsleisten. Die Oberflächenqualität wird bei Verfahren mit führungsleistengestützten Werkzeugen somit im Wesentlichen durch die Pressglättungsvorgänge an den Führungsleisten bestimmt.

Bohrungsoberfläche nach dem FL-Kontakt

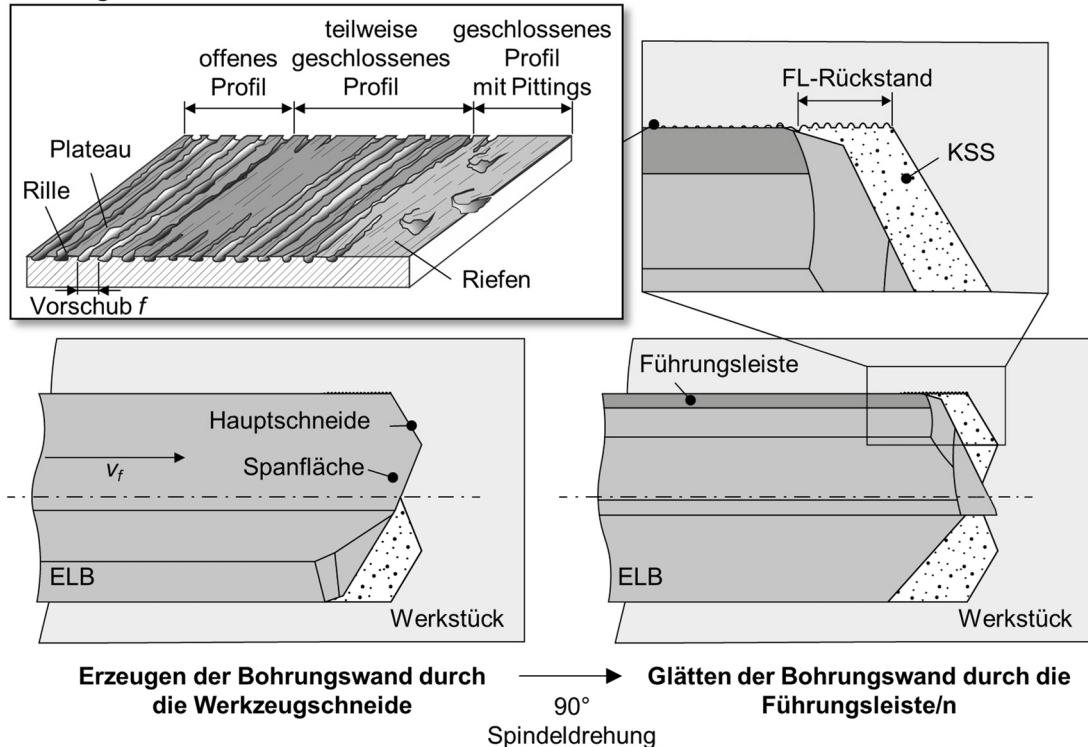


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung der Charakteristika einer tiefgebohrten Oberfläche sowie Einebnung der Bohrungswand an der Führungsleiste übertragen auf das Einlippentiefbohren nach [Fuß86]

Durch unterschiedlich hohe Normalkräfte und die Anzahl der Überläufe der Führungsleisten, abhängig vom Vorschub f und der Schnittgeschwindigkeit v_c , kommt es zu unterschiedlich starkem Glätten des Werkstückmaterials. Die Glättungseffekte sind bei niedrigen Kräften geringer, so dass ein offeneres Oberflächenprofil erzeugt wird [Gri85; Bus87]. Reichen die Pressglättungseffekte infolge zu geringer Normalkräfte nicht aus, um die Vorschubrillen zu schließen, entsteht ein nur teilweise geschlossenes Oberflächenprofil. Bei zu hohen Normalkräften kann es hingegen zu Ausbrüchen und Abplatzungen in der geglätteten Oberfläche kommen [Fuß86].

Neben der Oberflächengüte sind die Durchmesser Genauigkeit, Rundheit und der Mittenverlauf der Bohrungen Merkmale zur Beurteilung der Bohrungsqualität. Der Mittenverlauf gewinnt insbesondere bei Bohrungen mit größeren l/D Verhältnissen Relevanz und beschreibt die Richtungsänderung des Bohrkopfes gegenüber der idealen Bohrungsschse. Durch den Einsatz spezieller Koordinatenmessmaschinen kann sowohl der Betrag als auch die Richtung der Abweichung gemessen werden [Kas92; Bie18].

Voraussetzung für einen stabilen Bohrprozess ist die Abfuhr der teils großen Spanmengen aus der Bohrung. Da die Einlippenbohrer im Gegensatz zu Wendelbohrern, bei denen die Spanabfuhr über die Wendelung der Spannut gefördert wird, eine gerade Spannut aufweisen, muss der Spanabfuhr über KSS nachgeholfen werden. Hierfür wird KSS unter entsprechend hohem Druck und Volumenstrom durch das Innere des Bohrschaftes zur Schneide geführt [VDI 3208]. Zusätzlich zu den Funktionen des Kühlens und Schmierens der Wirkstellen und der Spanabfuhr, kann durch die Strömungsbedingungen auch die Spanform beeinflusst werden [Hei94]. Als Kühlschmierstoffe für das Einlippentiefbohren kommen in der Regel nicht-wassermischbare Mineral- oder Esteröle zum Einsatz, die mit

verschleißmindernden Zusätzen und Hochdruckzusätzen für diesen Einsatzzweck additiviert und als Tiefbohröl bezeichnet werden [VDI 3208]. Voraussetzung, um einen ausreichend großen Volumenstrom erreichen zu können, ist die Verwendung eines Öls mit an den Werkzeugdurchmesser angepasster Viskosität [Eic96]. Für Bohrerdurchmesser $d = 2 \dots 12$ mm wird eine Mindestfördermenge der KSS-Pumpe von 24 l/h empfohlen. Für Standardwerkzeuge, wie sie im Rahmen dieser Arbeit eingesetzt werden, liegt die geforderte Viskosität des Tiefbohröls für Bohrerdurchmesser von $d = 0,5 \dots 1,5$ mm etwa bei $\nu = 8 \dots 10$ mm²/s und für $d > 1,5$ mm bei $\nu = 10 \dots 15$ mm²/s bei 40 °C.

Die Auswahl des KSS für den Einlippentiefbohrprozess ist unter anderem abhängig von den in der Fertigung gegebenen Randbedingung und den verfügbaren Werkzeugmaschinen. Bei reinen Tiefbohrmaschinen wird in der Regel der Einsatz von Tiefbohröl als KSS bevorzugt. Auf Bearbeitungszentren, auf denen der Tiefbohrprozess neben andere Zerspanungsoperationen integriert ist, wird hingegen überwiegend wassermischbarer KSS eingesetzt. Des Weiteren kann teilweise auch die Trockenbearbeitung oder Minimalmengenschmierung (MMS) für Tiefbohrprozesse zum Einsatz kommen, wobei Druckluft verwendet wird, um die Späne aus der Bohrung zu transportieren [Löb03]. Im Vergleich zu Tiefbohrölen weisen wasserbasierte KSS eine bessere Kühl-, aber geringere Schmierwirkung auf [Löb03]. Allgemeine Ausführungen zu den Kühlschmierstoffen und Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung geben die DIN-Norm 51385 sowie die VDI-Richtlinie 3397 [DIN 51385; VDI 3397]. Die Gruppe der wassermischbaren Kühlschmierstoffe kann gemäß DIN 51385 in emulgierbare und wasserlösliche KSS unterteilt werden. Neben der guten Kühlwirkung bieten Emulsionen den Vorteil eines geringeren Reinigungsaufwands der bearbeiteten Werkstücke. Dahingegen ist der Einsatz von Emulsionen mit einem deutlich höheren Aufwand in der Kühlschmierstoffpflege verbunden, um die Einsatzdauer des KSS zu erhöhen. Im Vergleich zu nicht-wassermischbaren KSS, deren Einsatzzeit bei etwa 5...10 Jahren liegt, sollten wassermischbare KSS je nach Anlage nach sechs Monaten bis zwei Jahren ausgetauscht werden. Um den Zustand von wassermischbaren KSS zu überwachen, werden regelmäßig Parameter wie die Konzentration, pH-Wert, Keimbelastung, Biozidgehalt, Leitfähigkeit und Nitrid-Gehalt überprüft und bei Bedarf, über die Zugabe von Additiven, Maßnahmen zur Regulierung des KSS-Zustands ergriffen [Löb03].

2.3.1 Thermomechanische Belastungen beim Einlippentiefbohren

Die während des Tiefbohrprozesses auftretenden thermischen und mechanischen Belastungen entstehen insbesondere in den Kontaktbereichen der Wirkelemente des Einlippentiefbohrers mit dem Werkstückmaterial. Im Wesentlichen werden sie durch die Reibvorgänge sowie elastische und plastische Vorgänge in der Spanbildungszone hervorgerufen. Die Kenntnis über die an den Wirkelementen auftretenden thermomechanischen Belastungen ist einerseits für die Auslegung der Werkzeuge von Bedeutung, andererseits werden hierdurch auch die Randzoneneigenschaften der erzeugten Bohrung in den Kontaktzonen maßgeblich beeinflusst [Wit07]. Wie zuvor beschrieben, zeichnet sich das Einlippentiefbohren dadurch aus, dass sich das Werkzeug mit den Führungsleisten auf der von der Nebenschneide erzeugten Bohrungsoberfläche abstützt und die an der Schneide entstehenden radialen Kräfte über die Führungsleisten an die Bohrungswand übertragen werden [Pfl76; Wit07]. Als maßgebliche Einflussgrößen auf die Höhe und Verteilung der während des Einlippentiefbohrens auftretenden Kräfte, Momente und Temperaturen gelten die Prozessparameter, wie die Schnittwerte, das KSS-Konzept, die Werkzeuggestal-

tung und das Werkstückmaterial. Werkzeugseitig kann auch ein fortschreitender Werkzeugverschleiß, sowohl an der Schneide als auch an den Führungsleisten, zu einer Veränderung der thermomechanischen Belastungen in den Kontaktbereichen führen [Wit07].

Eine wichtige Eingangsgröße für den Zerspanprozess ist die für die Zerspanung eingebrachte Energie bzw. die Wirkarbeit W_a und Wirkleistung P_a . Die Energie wird über die Werkzeugmaschine in Form der Rotations- und Vorschubbewegung aufgebracht. Daraus im Zerspanprozess resultierenden Verformungs- und Reibeffekte sind gekoppelt an mechanische und thermische Belastungen [Klo08; Wit07; Dee10; Dee09; Ran03]. Die wichtigsten mechanischen Kenngrößen in Form der Kräfte und Momente, die beim Einlippen-tiefbohren an den Funktionselementen des Werkzeugs wirken, sind in **Abbildung 2-8** zusammengefasst.

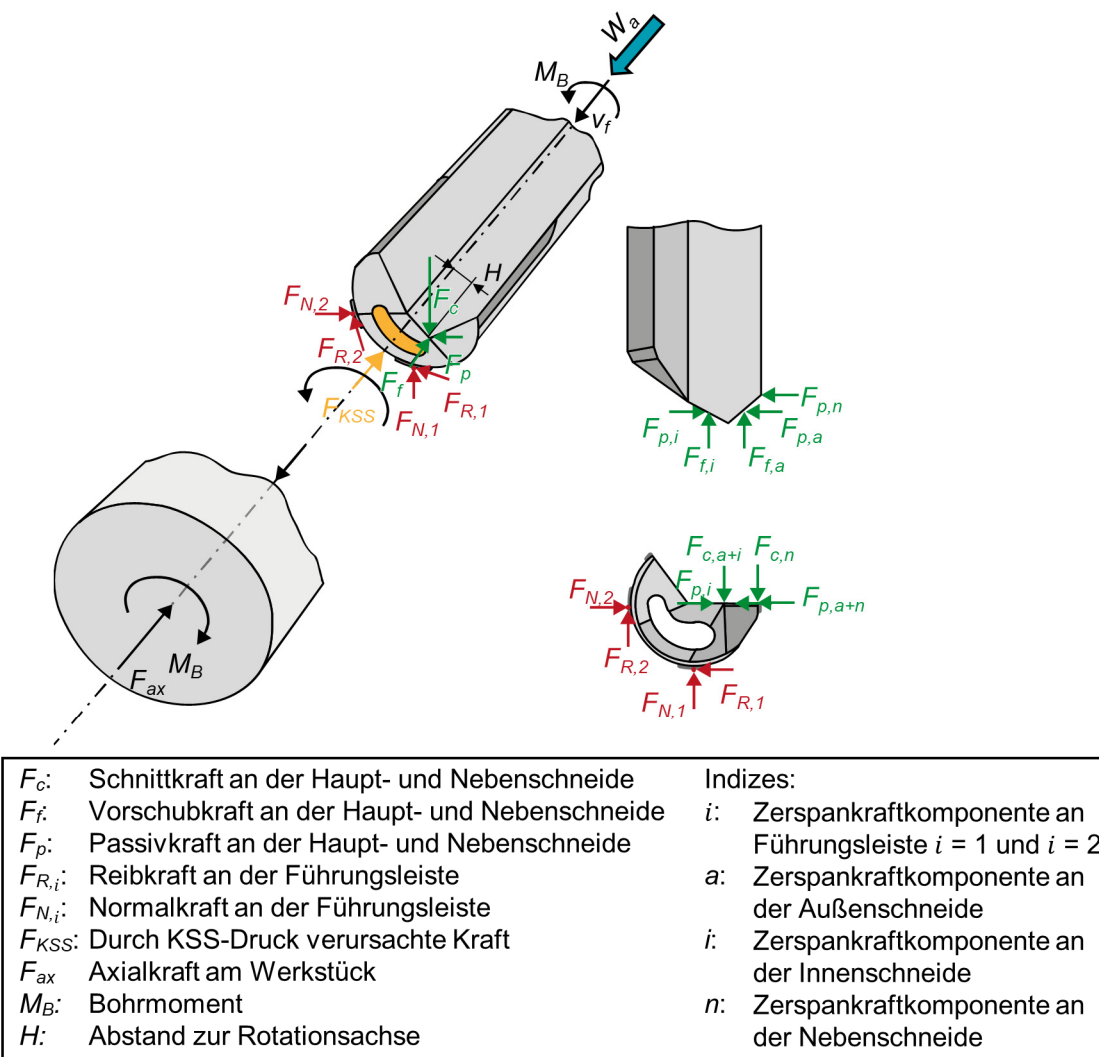


Abbildung 2-8: Kräfte und Momente am ELB nach [Fel11; Pfl76; Eic96]

Die an der Hauptschneide angreifende Zerspankraft kann in drei Komponenten, die Schnittkraft F_c , die Vorschubkraft F_f und die Passivkraft F_p unterteilt werden. Diese vereinfachte Betrachtung geht davon aus, dass die entlang der Schneide verteilt angreifenden Kräfte auf einen Punkt im Abstand h zur Rotationsachse des Werkzeugs wirken. Bei detaillierterer Betrachtung setzen sich die Zerspankraftkomponenten aus den jeweiligen Anteilen zusammen, die auf die innere und äußere Hauptschneide sowie die Nebenschneide wirken. Im Fall der Passivkräfte wirken bei einem Einlippenbohrer mit Standardanschiff

die Kräfte der inneren Hauptschneide entgegengesetzt der Kräfte der äußeren Hauptschneide und Nebenschneide. Die Vorschubkraft als Summe der axial wirkenden Kraftkomponenten wird über den Werkzeugschaft übertragen. Die resultierende Kraft aus Schnitt- und Passivkraftkomponenten wird über die Führungsleisten auf die Bohrungswand übertragen. Hier wirken die Normalkräfte senkrecht auf die Bohrungswand. Zusätzlich wirken an den Führungsleisten die Reibkräfte tangential am Umfang des Werkzeugs der Bewegungsrichtung entgegengesetzt [Wit07; Eic96; Pfl76]. Durch die Abstützung der resultierenden Kraft an der Bohrungswand kann das Werkzeug sich selbst in der Bohrung zentrieren und es kommt zu den verfahrenstypischen Pressglättungseffekten durch eine plastische Deformation der Bohrungsoberfläche [Str75; Wit07]. Die in den Bohrprozess eingebrachte Wirkarbeit ist an die auftretende mechanische und thermische Belastung gekoppelt (vgl. **Formel 2.1**) [Wit07].

$$W_a = 2\pi \cdot n \cdot M_B \cdot \Delta t + v_f \cdot F_f \cdot \Delta t \approx Q_{WZ} + Q_{WST} + Q_{SP} + Q_{KSS} + Q_U \quad (2.1)$$

Die thermische Belastung von Werkzeug und Bohrungsrandszone ist daher eine Folge der Leistungsumsetzung in Wärme [Den10]. Dadurch beim Einlippentiefbohren an den Wirkelementen entstehenden thermischen Belastungen sind in **Abbildung 2-9** zusammengefasst.

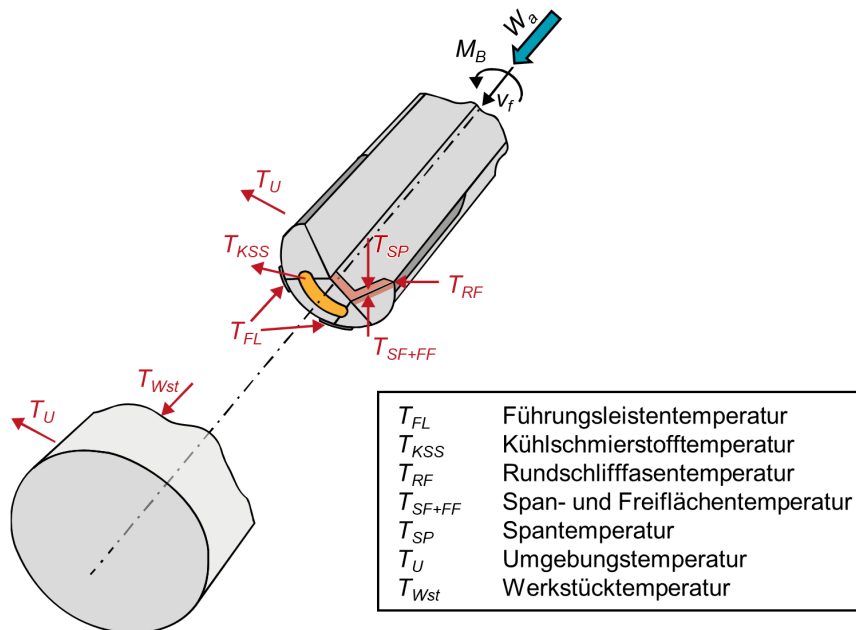


Abbildung 2-9: Thermische Belastung am ELB nach [Wit07]

2.3.2 Einfluss der spanenden Bearbeitung auf die Randzonenintegrität

Die spanende Bearbeitung geht mit einer mechanischen und thermischen Randzonenbeeinflussung einher, die mit prozessbedingten Veränderungen der Randzoneneigenschaften verbunden sind. Die Randzoneneigenschaften können unter anderem in Form der Härte des Randzonengefüges, der Gefügemikrostruktur, des Eigenspannungszustands, der Oberflächentopografie und Rissbildung charakterisiert werden [Bri04; Mic14; Fie72]. Durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen können zudem Änderungen des chemischen Zustands der Randzoneneigenschaften verursacht werden [Bri04].

Infolge der thermomechanischen Belastungen kommt es zu impulsartigen, intensiven Deformationen und Erwärmungen, die zu metallurgischen Veränderungen des Gefüges und

Spannungen im oberflächennahen Bereich führen. Die daraus resultierenden mechanischen und thermischen Effekte auf die Randzone überlagern sich (s. **Abbildung 2-10**). Der jeweils mechanische und thermische Anteil lässt sich anhand der im Zerspanprozess erzeugten Randzoneneigenschaften nicht identifizieren. Hierfür sind spezielle Analogieversuche, Messmethoden oder Ersatzmodelle nötig [Mic14; Bri82]. In dieser Arbeit liegt der Fokus insbesondere auf der durch den Zerspanprozess erzeugten Topografie der Oberfläche, der Gefügeveränderung, der Verfestigung sowie den Eigenspannungszuständen.

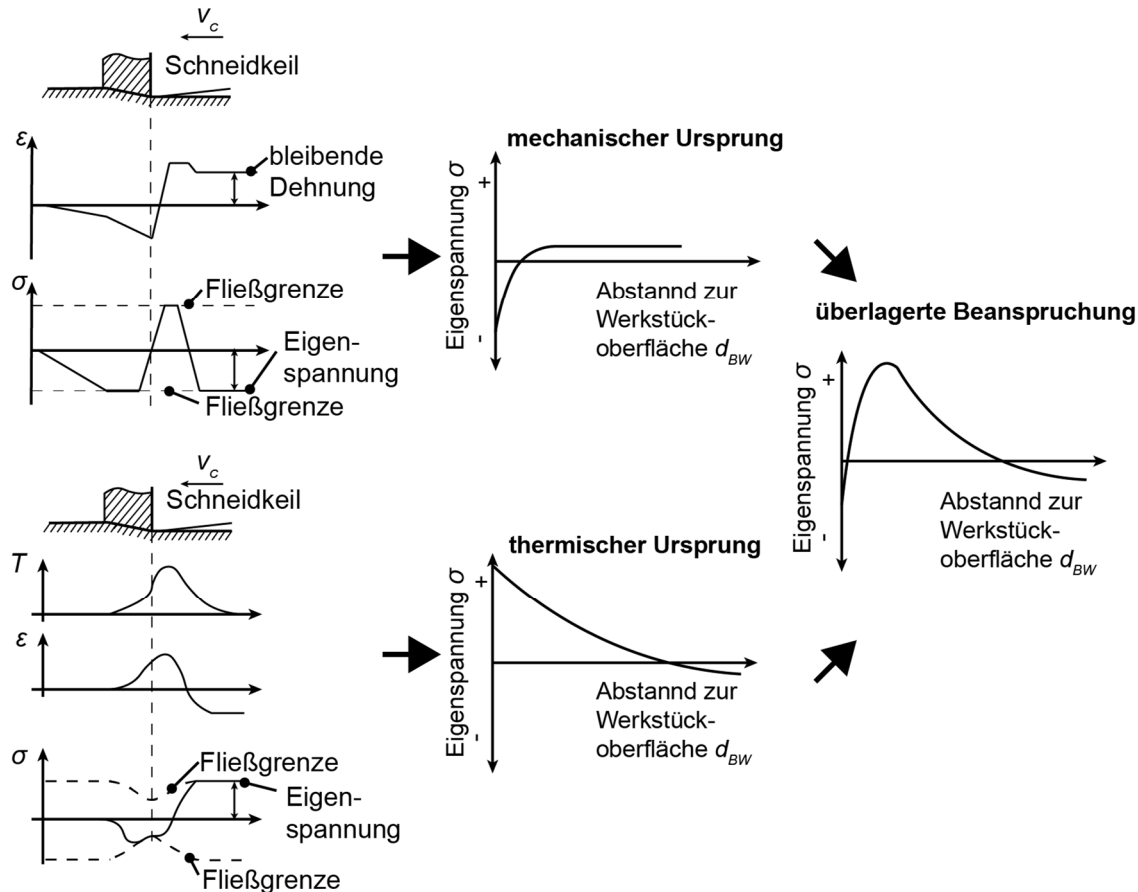


Abbildung 2-10: Entstehung und Überlagerung von Eigenspannungen mit mechanischem und thermischem Ursprung nach [Seg95; Den10]

Eigenspannungen sind mechanische Spannungen in Bauteilen, die ohne Einwirkung äußerer Kräfte oder Momente sowie ohne Temperaturgradienten auftreten. Die damit verbundenen, inneren Kräfte und Momente sind im Gleichgewicht, jedoch inhomogen im Werkstück verteilt [Brü13]. Eigenspannungen können in drei Arten unterteilt werden: Eigenspannungen I. Art sind über größere Werkstoffbereiche und mehrere Körner nahezu homogen verteilt und werden auch als Makroeigenspannungen bezeichnet. Sie stellen einen Mittelwert der Spannungen über eine hinreichende Anzahl von Kristallen dar. Eigenspannungen II. Art sind über einen kleineren Kornbereich oder über ein einzelnes Korn gemittelte Eigenspannungen. Diese werden überlagert von Eigenspannungen III. Art, die über kleinste Werkstoffbereiche von mehreren Atomabständen inhomogen verteilt vorliegen. Die Eigenspannungen II. und III. Art werden unter Mikro-eigenspannungen zusammengefasst [Mac73; Man11; Brü13]. Zur Detektion von Eigenspannungen existiert eine Vielzahl von Verfahren, wobei die Auswahl eines geeigneten Verfahrens vom Werkstoff, der Messtiefe und der zu messenden Art der Eigenspannungen abhängt. Nach der

Art der Messmethode können die gängigsten Verfahren in mechanische, Ultraschall- und mikromagnetische Verfahren sowie Verfahren mittels Röntgenbeugung unterteilt werden. Eine Übersicht der unterschiedlichen Verfahren ist unter anderem in [Hau97] und [Guo21] gegeben. In dieser Arbeit von besonderer Bedeutung ist die Eigenspannungsanalyse mittels Röntgenbeugung, deren Funktionsweise in der Fachliteratur detailliert beschrieben ist [Hau97; Spi09]. Die Eigenspannungsmessung mittels Röntgendiffraktometer kann nach zwei unterschiedlichen Verfahren erfolgen. Am weitesten verbreitet ist die $\sin^2 \psi$ -Methode [Spi09]. Seit einigen Jahren wurde jedoch auch die $\cos \alpha$ -Methode als neue Methode weiterentwickelt und immer häufiger eingesetzt [And21; Guo21]. Bei biaxialen Eigenspannungen wird bei der $\cos \alpha$ -Methode der gesamte sogenannte Debye-Scherrer-Ring für die Auswertung verwendet. Dieser entspricht den auf einem zweidimensionalen Detektor aufgenommenen Röntgenstrahlen. Dabei können Normal- und Scherspannungen gleichzeitig bestimmt werden. Die Genauigkeit der Spannungsmessung mit der $\cos \alpha$ -Methode gilt für verschiedene Metalle als vergleichbar mit der $\sin^2 \psi$ -Methode. Das vergleichsweise einfache Messsystem der $\cos \alpha$ -Methode ermöglicht eine kompakte Bauweise, da im Gegensatz zur $\sin^2 \psi$ -Methode keine exakte Positionierung zwischen Messgerät und Prüffläche über ein Goniometer nötig ist. Dadurch sind Messungen vor Ort oder im Feld durchführbar [Mat19]. Ein weiterer Vorteil der $\cos \alpha$ -Methode besteht in der kurzen Messzeit von etwa 60 s [Tan19]. Ergänzende Informationen zu den Grundlagen der Eigenspannungsmessung mittels $\cos \alpha$ -Methode sind in [Tan19] zu finden.

Der Eigenspannungszustand in der Bauteilrandzone resultiert sowohl aus der Bauteilhistorie vor der Bearbeitung als auch aus dem Bearbeitungsprozess. Die Mechanismen, die Eigenspannungen erzeugen, können nach *Rech et al.* vereinfacht durch vier Effekte beschrieben werden:

1. Plastische Verformung durch mechanische Belastung: Die äußere Eigenspannung ist eine Druckspannung, weil die Oberflächenschicht durch eine mechanische Einwirkung verdichtet wurde.
2. Plastische Verformung durch thermische Belastung (ohne Phasenumwandlung): Die äußere Eigenspannung ist eine Zugspannung, weil sich die Oberfläche bei der Erwärmung stark ausdehnt, die darunterliegenden Schichten jedoch nicht. Die äußere Oberfläche wird durch Druck plastisch verformt. Beim Abkühlen neigt die äußere Oberfläche dazu, ihre Position wieder einzunehmen, was aufgrund der plastischen Verformung nicht mehr möglich ist und zu Zugeigenspannungen führt.
3. Plastische Verformung durch Phasenumwandlungen: Die Eigenspannung kann durch eine Volumenänderung aufgrund einer Phasenumwandlung verursacht werden. Wenn die Phasenumwandlung zu einer Volumenverringerng führt, z. B. bei der Umwandlung von Martensit in Austenit, will sich die Oberflächenschicht zusammenziehen, doch das Werkstückmaterial in der darunterliegenden Schicht wirkt dem entgegen. Das Ergebnis ist eine Zugspannung in der Oberflächenschicht und eine Druckspannung in der angrenzenden Schicht mit größerem Abstand zur Oberfläche. Im Fall einer Phasenumwandlung, die zu einer Volumenvergrößerung führt, etwa die Umwandlung von Austenit in Martensit, kehrt sich dieser Eigenspannungsverlauf in Druck- zu Zugeigenspannungen mit größer werdendem Abstand zur Oberfläche um.
4. Thermisch-plastische Verformung: In der Praxis und wie in Abbildung 2-10 skizziert, kommt es zu einer komplexen Überlagerung dieser Mechanismen, die entweder zu größeren Druck- oder Zugspannungen, oder einem Wechsel des Vorzeichens der Eigenspannungen führen [Rec08].

Um das Verhältnis der thermischen und mechanischen Ursachen der Eigenspannungen abschätzen zu können, ist die Untersuchung der mechanischen und thermischen Gefügeveränderung von entscheidender Bedeutung. Bei mechanisch dominierten Prozessen nehmen die Kornfeinung, die Gefügedeformation und die Härte vom Grundgefüge zur Oberfläche hin zu [Rec08]. Während des Zerspanprozesses auftretende hohe Temperaturen können ebenfalls mikrostrukturelle Veränderungen verursachen, die jedoch aufgrund des Wärmeübergangs zwischen Werkzeug und Werkstoff sowie den thermischen Eigenschaften des Werkstoffs meist nur wenige Mikrometer in die Randzone eindringen. Dabei bildet sich eine geschlossene Neuhärtungsschicht, die im Schlibbild weiß erscheint und an einen dunklen Anlassbereich in den darunterliegenden Schichten angrenzt. Die Härte dieser Schichten liegt oft bei einem Vielfachen der Grundhärte des Werkstoffs [Str20]. Aufgrund ihrer Erscheinung bei der lichtmikroskopischen Untersuchung geätzter Gefügeschliffe wird diese thermisch verursachte metallurgische Veränderung oft als weiße Schicht, engl. „white-etching layer“ (WEL) bezeichnet [Gri01; Rec08; Den10]. Auch wenn die Vorgänge bei der Entstehung dieser WEL in Vergütungsstählen noch nicht vollumfänglich erforscht sind, wird davon ausgegangen, dass es sich um martensitische Schichten handelt, die aufgrund von Kurzzeit-Austenitisierungsvorgängen mit anschließender Selbstabschreckung des Materials entstehen [Kos70; Gri01; Mic14]. Die Austenitisierungstemperatur des Materials wird dabei von dem in der Wirkzone herrschenden hydrostatischen Druck sowie von den Aufheizraten beeinflusst, wobei letztere einen deutlich stärkeren Einfluss auf die Umwandlungstemperaturen haben [Mic14].

2.4 Randzonenbeeinflussung bei Zerspanprozessen

Die funktionalen Eigenschaften von spanend bearbeiteten Komponenten werden insbesondere durch die Qualität und die Zuverlässigkeit der dabei erzeugten Randzoneneigenschaften beeinflusst. Dies gilt sowohl mit Bezug zur Topographie, als auch bezüglich der metallographischen und mechanischen Eigenschaften der oberflächennahen Randzonen-Makrostruktur [Kos70; Nov04]. Steigende Anforderungen an die Funktionseigenschaften von Bauteilen stellen eine Herausforderung und Motivation dar, die Zusammenhänge zwischen den Parametern des Bearbeitungsprozesses, den Randzoneneigenschaften der Bauteile und der Leistungsfähigkeit der Komponenten zu verstehen [MSa08]. *Henriksen* untersuchte als einer der ersten bereits 1951 die Randzonenintegrität von spanend bearbeiteten Oberflächen, in dem er Quetschungsvorgänge an der Schneidkante als Ursache für die Bildung einer dünnen, plastisch verformten Materialschicht unter der neu bearbeiteten Oberfläche identifizierte [Hen51]. In den darauffolgenden Jahrzehnten wurden zahlreiche Fortschritte bei der Analyse und Bewertung der Randzonenintegrität erzielt. Experimentelle Methoden zur Bestimmung der Eigenspannungen in der Randzone wurden von *Colwell et al.* aufgezeigt. Hervorzuheben sind die Arbeiten von *Field und Koster et al.*, die Pionierarbeit auf dem Gebiet der Analyse von Randzoneneigenschaften und deren Beeinflussung durch Zerspanprozesse leisteten und durch eine Reihe von Publikationen das Konzept der Randzonenintegrität (engl. Surface Integrity) prägten [Fie64; Kos70]. Sie beschrieben die Randzonenintegrität als inhärenten oder verbesserten Zustand einer Oberfläche, der bei der Zerspannung oder anderen Oberflächenbearbeitungsvorgängen erzeugt wird [Fie64]. Als typische Randzonenveränderungen wurden plastische Verformung, Mikrorissbildung, Phasenumwandlung, Kaltverfestigung, Einbringen von Eigenspannungen sowie im Zusammenhang mit Aufbauschneidenbildung verursachte Risse und Materialüberlappungen beschrieben [Fie72]. Diese für den Zerspanprozess charakteristischen Randzonenveränderungen werden bis heute als Merkmale zur Bewertung der erzeugten Randzonenintegrität herangezogen. Übertragen auf das Einlippentiefbohren,

sind die durch den Zerspanprozess erzeugten Veränderungen in der Bohrungsrandzone in **Abbildung 2-11** dargestellt.

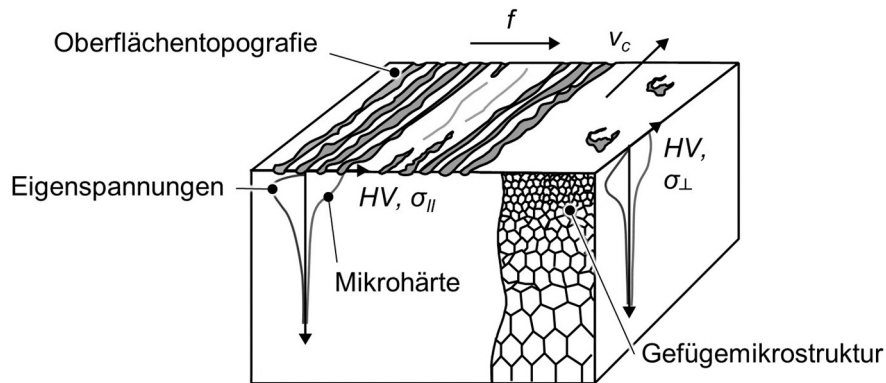


Abbildung 2-11: Schematische Darstellung der Randzonenveränderungen beim Einlippentiefbohren nach [Fuß86; Bri91; Cho16]

Hervorzuheben sind ebenfalls die Arbeiten zur Entwicklung neuer Analysemethoden der Randzonenintegrität von *Tönshoff et al.*, *Brinksmeier et al.*, *Lucca et al.* und *Peters et al* [Tön80; Bri84; Luc98]. In zahlreichen Arbeiten wurden unter anderem die Eigenspannungszustände nach unterschiedlichen Bearbeitungsprozessen mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide untersucht [Dec73; Mar75; Bri85]. *Brinksmeier* verfolgte unter anderem die Entwicklung eines neuen Verfahrens zur Wärmebehandlung von Oberflächen, bei dem die im Schleifprozess erzeugte Wärme zur gezielten Beeinflussung der Randzoneneigenschaften eingesetzt wird. Bei diesem Verfahren kann eine thermisch induzierte, martensitische Phasenumwandlung in der Randzone von Vergütungsstählen erreicht werden, wodurch eine Härtung der Randzone hervorgerufen wird [Bri96].

M'Saoubi et al zeigten in einer Zusammenstellung früherer Arbeiten zu Eigenspannungen und Randzonenintegrität in der Zerspanung deren tiefgreifenden Einfluss auf die Lebensdauer eines bearbeiteten Bauteils. Die Auswertung der Arbeiten zeigte, dass die Herausforderungen bei der Einstellung der Randzoneneigenschaften werkstoffspezifisch und anwendungsabhängig sind [MSa08]. 2011 veröffentlichten *Jawahir et al.* ein CIRP Keynote-Paper zu den jüngsten Fortschritten bei Verfahren zur Untersuchung der Randzonenintegrität. Diese Veröffentlichung beinhaltet unter anderem einen Ringversuch, bei dem an einer Vielzahl beteiligter Forschungseinrichtungen der Ansatz verfolgt wurde, Korrelationen und Wechselwirkungen zwischen verschiedenen Bearbeitungsprozessen, der daraus resultierenden Randzonenintegrität und der Funktionseigenschaften, in diesem Fall der Verschleißfestigkeit der Bauteile aus Wälzlagerstahl 100Cr6, zu identifizieren. Zusätzlich wurden Prognosemodelle der Eigenspannungszustände in dieser Veröffentlichung gegenübergestellt [Jaw11]. Eine von *Griffith* veröffentlichte Monografie enthält eine umfassende Analyse der für die Randzonenintegrität relevanten Parameter und ihrer Kontrolle und gezielten Beeinflussung bei Bearbeitungsprozessen zur Verbesserung der Ermüdungslebensdauer [Gri01]. In einem Beitrag von *Novovic et al.* wurden publizierte Daten auf die Auswirkungen von konventionellen und unkonventionellen Bearbeitungsverfahren und der daraus resultierenden Randzoneneigenschaften auf die Ermüdungsleistung für eine Vielzahl von Werkstückwerkstoffen untersucht. Sie kamen zu der Schlussfolgerung, dass bei eigenspannungsfreien Randzonen, Oberflächenrauheitswerte bearbeiteter Oberflächen von $Ra > 0,1 \mu\text{m}$ einen starken Einfluss auf die Ermüdungsleistung haben und Rissbildung begünstigen. Bei geringeren Rauheiten nimmt dieser Effekt ab und die Rissbildung geht vermehrt von Korngrenzen und persistenten Gleitbändern im Gefüge aus. Für Werkstücke, bei denen die Oberflächenrauheit zwischen $Ra = 2,5 \dots 5 \mu\text{m}$

liegt, sind die Eigenspannung ein wichtiger Faktor in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit. Die Wirkung einer höheren Oberflächenrauheit kann hier durch die Induzierung von Druckeigenspannungen in der Randzone durch Kaltverfestigung bei niedrigen Temperaturen kompensiert und die Ermüdungsfestigkeit gesteigert werden [Nov04].

Die Randzonenbeeinflussung speziell beim Bohren wurde bereits 1975 von *Griffith* thematisiert und die Besonderheiten für das Tiefbohren mit asymmetrischen Werkzeugen hervorgehoben. Neben einem Überblick über den Stand der Technik des Tiefbohrens analysierte er repräsentativ anhand des BTA-Bohrens den Einfluss der Führungsleisten auf die Oberflächentopografie. Dabei zeigte er, dass die Bohrungsqualität durch Modifikationen der Führungsleistengeometrie beeinflusst werden kann. [Gri75; Gri85]. *Fuß* untersuchte den Einfluss weiterer unterschiedlicher Aspekte des Tiefbohrprozesses auf die Bohrungsqualität für das BTA-Bohren. Schwerpunkt der Untersuchungen lag auf der Wirkungsweise der Führungsleisten, die die Bohrungsqualität und damit verbundene Aspekte der Randzoneneigenschaften maßgeblich verändern, indem sie die Bohrungswand glätten. Ein fortschreitender Führungsleistenverschleiß zeigte nur geringere Auswirkungen auf die Oberflächenrauheit, jedoch signifikante Veränderungen in der erzeugten Oberflächenhärte der Randzone. Als Maßnahme, um dem Führungsleistenverschleiß entgegenzuwirken, wurde die TiN Beschichtung der Führungsleisten empfohlen, die bis heute bei gängigen Tiefbohrwerkzeugen als Verschleißschutzschicht eingesetzt wird [Fuß86]. Diese Arbeiten zum BTA-Bohren bezogen sich auf einen erzeugten Bohrungsdurchmesser im Bereich von $D = 22 \dots 60$ mm, bei dem Werkzeuge mit auswechselbaren Führungsleisten eingesetzt werden. In aktuellen Untersuchungen im Rahmen eines Schwerpunktprogramms (SPP 2086) zur Oberflächenkonditionierung in der Zerspanung beschäftigen sich *Schmidt und Strodick et al.* mit der Entwicklung eines integrierten Mess- und Regelungssystems für das BTA-Bohren im Durchmesser von $D = 60$ mm, mit dem Ziel, die funktionsrelevanten Eigenschaften der Bohrungsrandzone zu überwachen und zu beeinflussen. Durch eine prozessintegrierte Lösung sollen die Funktionseigenschaften der BTA-gebohrten Bauteile, wie z. B. die Ermüdungsfestigkeit, verbessert werden. Dabei wurden durch *Schmidt et al.* experimentelle Untersuchungen des BTA-Bohrprozesses mit Fokus auf der thermischen und mechanischen Randzonenbeeinflussung durchgeführt [Sch20; Sch22a]. Durch *Strodick et al.* erfolgt eine weitergehende Analyse der damit verbundenen Auswirkungen auf die Randzoneneigenschaften [Str20; Str22]. Die Auswirkungen von unterschiedlichen Zuständen der Bohrungsrandzone auf die Ermüdungsfestigkeit wurde unter quasistatischer und dynamischer Belastung geprüft. Dabei zeigte das Auftreten von WEL einen erheblichen Einfluss auf die quasistatische Belastbarkeit der BTA-tiefgebohrten Proben. Bei vorhandenen WEL waren höhere Druckkräfte für die Verformung der Probenkörper erforderlich und es wurde eine geringere Stauchung bis zur Rissbildung beobachtet [Str21; Str22b].

Michna untersuchte die zerspanungsbedingte Gefügewandlung in der Bauteilrandschicht beim Wendelbohren mit einem Durchmesser $d = 12$ mm. Hierfür entwickelte er ein zweidimensionales Spanbildungsmodell sowie ein dreidimensionales Modell für das thermomechanische Lastkollektiv beim Wendelbohren des Versuchswerkstoffes 42CrMo4+QT. Durch die Simulation konnte gezeigt werden, dass die Bildung von martensitischen Schichten durch Phasentransformation auf die thermische Belastung sowie die damit einhergehenden Aufheiz- und Abkühlraten während des Zerspanungsprozesses zurückzuführen ist. In Zerspanungsversuchen konnte gezeigt werden, dass die Bildung von WEL beim Drehen und Wendelbohren von den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit und Vorschub sowie dem Spanwinkel des Werkzeugs abhängig ist [Mic14]. *Gi-*

rinon et al. untersuchten den Einfluss verschiedener Kühlschmierstrategien beim Wendelbohren ($d = 8,5 \dots 12$ mm) auf die Randzonenintegrität. Hierbei wurden experimentelle Untersuchungen an Stahl mit austenitischer und martensitischer Gefügestruktur sowie an der Nickelbasislegierung Inconel 718 durchgeführt. Sie zeigten, dass die Kühlschmierstrategie ein kritischer Parameter für die erzeugten Randzoneneigenschaften ist. So führte eine effektive Kühlung beim Wendelbohren zu Druckeigenstressungen und einer weniger stark ausgeprägten Beeinflussung der Bohrungsrandzone, eine zu geringe Kühlschmierwirkung resultierte hingegen in Zugeigenstressung und einer größeren Breite der beeinflussten Randzonenschicht [Gir18a]. In einer weiteren Veröffentlichung wurde ein Modellierungsansatz zur Vorhersage der Eigenstressungen mithilfe einer dreidimensionalen thermo-visko-plastischen Simulation auf Basis der Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-Methode (ALE) vorgestellt. Hierbei konnte die Rechenzeit für die Simulation deutlich verkürzt und für das Wendelbohren von austenitischem Stahl 316L ohne KSS eine gute Übereinstimmung der numerischen und experimentell ermittelten Temperaturen in der Bohrungsrandzone erzielt werden [Gir18b]. Speziell zum Einlippentiefbohren wurden am Institut für spanende Fertigung (ISF) bereits 2011 erste Untersuchungen zum Einflüsse der Werkzeuggeometrie auf die Randzonenintegrität, unter Verwendung von Werkzeugen mit kleinen Durchmessern ($d = 1,5$ mm), durchgeführt. Hierbei konnte gezeigt werden, dass die mechanische Randzonenbeeinflussung und die resultierende Randzonenintegrität, in Form der Rauheit und Mikrohärtigkeit, durch die Schneidengeometrie beeinflusst werden kann [Bie11]. *Wegert und Fandiño et al.* veröffentlichten im Rahmen des SPP 2086 Ergebnisse zu experimentellen Untersuchungen, bei denen die Randzoneneigenschaften für das Einlippentiefbohren von 42CrMo4 mit einem Werkzeugdurchmesser von $d = 18$ mm mit auswechselbaren Hartmetallschneidplatten und Führungsleisten durchgeführt wurde. Die Versuche wurden trocken mit Druckluft durchgeführt und die thermomechanische Belastung der Randzone sowie die Bohrungsrandzoneneigenschaften, unter anderem in Form der Oberflächenrauheiten und der Mikrohärtigkeit, ermittelt [Weg20]. Die Ergebnisse wurden zur Validierung einer 3D-Simulation des Einlippentiefbohrprozesses genutzt, welche bei der Vorhersage der Spanbildung und Temperaturentwicklung gute Übereinstimmungen aufwies [Fan21].

2.4.1 Erfassung der thermomechanischen Belastungen beim Bohren

Aus dem vorherigen Kapitel zum Einfluss der Zerspanungsprozesse auf die Randzoneneigenschaften wird deutlich, dass insbesondere die Höhe der thermomechanischen Beeinflussung der Bohrungsrandzone eine entscheidende Rolle für die auftretenden Veränderungen spielt. Die mechanische Belastung und die vorherrschenden Prozesstemperaturen stellen somit wichtige Messgrößen für die Analyse von Zerspanprozessen dar. Die Kenntnis der im Prozess auftretenden Kräfte, Momente und Temperaturen erlaubt es unter anderem, Rückschlüsse auf die ursächlichen Vorgänge im Zerspanprozess zu ziehen, Veränderungen in der Werkstückrandzone zu erklären oder vorherzusagen, sowie Verschleißerscheinungsformen am Werkzeug zu interpretieren. Des Weiteren können die Ergebnisse zur Validierung von Simulationsmodellen genutzt werden [Lon05]. Im Gegensatz zu den Prozesskräften, die an unterschiedlichen Positionen im Kraftfluss detektiert werden können, muss die Temperaturmessung möglichst wirkstellennah erfolgen [Dav07]. Die hohen lokal stark variierenden Temperaturgradienten an Werkzeug, Span und Werkstück, sowie schnelle Aufheizraten und eine schlechte Zugänglichkeit der meist relativ kleinen Wirkzone, stellen besondere Herausforderungen für die eingesetzte Messtechnik dar und grenzen die Auswahl geeigneter Messverfahren stark ein [Den10; Ber14].

Erste Temperaturmessungen beim Bohren von Messing wurden bereits 1799 von *Rumford* durchgeführt, der mittels Kalorimetrie den Temperaturanstieg in einem Wasserbad gemessen hat, in das er das Werkstück und die Späne tauchte. Die Temperaturdifferenz im Wasserbad entspricht bei diesem Verfahren der durch den Zerspanprozess in Werkstück und Späne eingeleiteten thermischen Energie [Sha05]. Die Methode der kilometrischen Temperaturmessung in der Zerspanung entspricht weiterhin dem Stand der Technik, um die Gesamtwärmemenge in den Werkstücken oder Spänen zu bestimmen [Koe04]. Eine wirkstellennahe Messung der Temperaturen ist mit dieser Messmethode jedoch nicht möglich, weswegen weitere Messverfahren für die wirkstellennahe Temperaturmessung entwickelt und für den Einsatz bei der Analyse von Zerspanprozessen etabliert wurden. Heute gängige Verfahren sind die metallographische, thermoelektrische oder pyrometrische Messung. Diese Verfahren lassen sich grundsätzlich nach der Art, wie die Wärmeübertragung auf den Sensor bzw. den Messwertaufnehmer stattfindet, in Verfahren basierend auf dem Prinzip der Wärmeleitung und Wärmestrahlung unterscheiden (**Abbildung 2-12**). Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Temperaturmessverfahren sind in dieser Abbildung hervorgehoben und werden im Folgenden näher beschrieben, wobei auf die temperaturbedingte Gefügeänderung im Zerspanprozess in Kap. 2.3.2 eingegangen wurde.

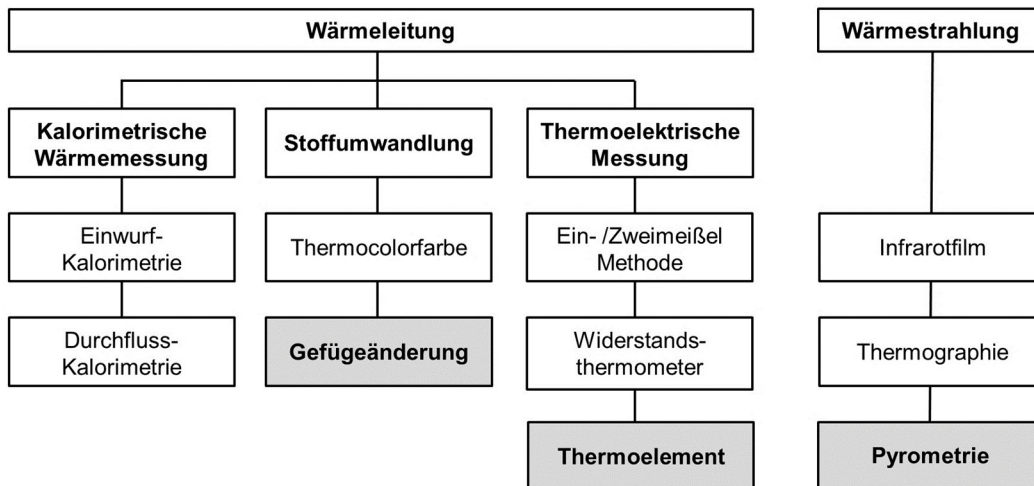


Abbildung 2-12: Bei Zerspanungsprozessen eingesetzte Temperaturmessmethoden nach [Low67; Kaß82; Ris06]

Die thermoelektrische Messung ist für den Einsatz bei Zerspanungsprozessen weit verbreitet. Hierbei kommen Widerstandsthermometer und Thermoelemente zum Einsatz. Die Funktionsweise von Widerstandsthermometern basiert auf dem thermoresistiven Effekt, der eine Temperaturabhängigkeit des ohmschen Widerstands von elektrisch leitendem Material beschreibt. Die Korrelation zwischen der gemessenen Temperatur und dem elektrischen Widerstand des Sensors ist dabei abhängig von dem Werkstoff des Messwiderstandes [Pab08]. Die Funktionsweise von Thermoelementen basiert auf dem Seebeck-Effekt. Hierbei tritt eine temperaturabhängige Thermospannung auf, sobald in einer Leiterschleife, bestehend aus zwei elektrischen Leitern aus unterschiedlichem Material, die an einem Punkt miteinander verschweißt sind, ein Temperaturgradient vorliegt. Die beiden elektrischen Leiter bilden damit ein sogenanntes Thermopaar. Die gemessene Spannungsdifferenz ist dabei sowohl von der Kombination des Leitermaterials als auch von dem Temperaturgradienten an der Verbindungsstelle abhängig. Über eine Kalibrierkurve wird aus der gemessenen Spannung eine Temperatur berechnet [Ber14; DIN 60584]. Die

Auswahl des Thermopaars erfolgt in Abhängigkeit des zu messenden Temperaturbereichs. Für Temperaturen bis zu $T = 800$ °C werden hauptsächlich Thermopaare aus Eisen-Konstantan verwendet. Für höhere Temperaturen kommen Nickelchrom-Nickel-Thermopaare, für Temperaturen bis zu $T = 1200$ °C, oder Platinrhodium-Platin-Thermopaare, für Temperaturen bis zu $T = 1600$ °C zum Einsatz [Ris06; Pan12]. Im Gegensatz zu Widerstandsthermometern, die in der Regel eine Größe von 0,9...4,0 mm in der Höhe oder dem Durchmesser haben und vergleichsweise langsame Ansprechzeiten von $t = 2...20$ s aufweisen, lassen sich Thermoelemente deutlich kleiner gestalten und so die Ansprechzeiten verbessern. Bei Thermoelementen, die unter anderem mit einer Größe von $d = 0,2$ mm erhältlich sind, kann der Temperatenausgleich zwischen der Messstelle und dem Thermoelement schneller erfolgen, was zu einem besseren Ansprechverhalten führt. Bei einem herkömmlichen NiCr/Ni-Thermopaar vom Typ K, mit einem Durchmesser von $d = 0,25$ mm, kann so etwa eine Ansprechzeit von ca. $t = 10...14$ ms erreicht werden [Ris06; The22]. Nachteile des Einsatzes thermoelektrischer Messverfahren bestehen darin, dass die Sensoren das zu messende Objekt berühren müssen und das Messergebnis durch die vorliegenden Kontaktbedingungen beeinflusst wird. Zudem ist das Ansprechverhalten insbesondere für die Messung der maximalen Prozesstemperaturen bei schnell wechselnden, hohen Temperaturgradienten oft nicht ausreichend, so dass nur mittlere Prozesstemperaturen gemessen werden [Ris06; Mül04].

Um die Maximaltemperaturen im Zerspanprozess wirkstellennah bestimmen zu können, haben die berührungslosen Verfahren auf Basis der Strahlungsmessung an Bedeutung gewonnen [Mül04]. Hierbei wird der Effekt genutzt, dass jede Oberfläche mit einer Temperatur über $T = 0$ K eine elektromagnetische Strahlung emittiert. Die Wellenlänge der emittierten Temperaturstrahlung befindet sich im infraroten Frequenzbereich des elektromagnetischen Spektrums zwischen mittlerer Infrarotstrahlung ($\lambda = 0,75...300$ μm) und der für das menschliche Auge sichtbaren Strahlung ($\lambda = 380...750$ μm). In Abhängigkeit der Temperatur ändert sich die Strahlungsintensität und die spektrale Verteilung im Wellenlängenbereich [Ris06; Mül04]. Von besonderer Bedeutung ist bei der Strahlungsmessung ist die Emissivität der Oberfläche, die ein Maß für die Strahlungsleistung in Relation zu einem schwarzen Strahler ist. Bei sehr geringen oder unbekanntem Emissionskoeffizienten, können bei einer thermographischen oder pyrometrischen Temperaturerfassung entstehende starke Reflexionen außerhalb des für das Messgerät relevanten Wellenlängenbereichs die Messung verfälschen. Daher ist die Bestimmung des temperaturabhängigen Emissionskoeffizienten für eine valide Temperaturmessung notwendig, was sich jedoch speziell für Zerspanprozesse mit hohen Temperaturgradienten als schwierig erweist [Arr15; Iov16]. Der Einsatz der Thermografie wird zusätzlich durch die Bedingung eingeschränkt, dass die Messstelle an einer für die Kamera sichtbaren Objektfläche liegen muss, weshalb diese Methode zur Temperaturmessung in der Randzone beim Bohren ungeeignet ist [Ris06].

Das System des Zweifarben- bzw. Quotientenpyrometers hat den Vorteil, dass durch die Messung der Strahlungsintensität für zwei unterschiedliche, dicht beieinanderliegende Wellenlängen, der Emissionskoeffizient in der Berechnung der Temperatur heraus gekürzt werden kann. Somit wird eine hochgenaue Temperaturbestimmung auch ohne die Kenntnis des temperaturabhängigen Emissionskoeffizienten der Messstelle ermöglicht [Mül01]. Für den Einsatz bei Zerspanungsprozessen ist dieses Verfahren daher sehr gut geeignet und bietet darüber hinaus den Vorteil, dass durch eine zeitliche Auflösung von bis zu $t = 2$ μs , bei einer Ansprechzeit von $t = 0,7$ μs , eine Temperaturermittlung auch bei dynamischen Temperaturverläufen möglich ist. Zusätzlich lassen sich mithilfe des Licht-

leiters bei faseroptischen Pyrometern auch schwer zugängliche Messstellen erreichen, so dass etwa die Temperatur an der Freifläche, an der Schneidenecke des Werkzeuges, als auch am Span selbst, detektiert werden kann [Mic14; Ued08; Alh02].

2.4.2 Temperaturmessung beim Bohren

Insbesondere beim Bohren stellt die Temperaturmessung, aufgrund hoher lokaler Temperaturgradienten, schneller Aufheizraten, schlecht zugänglicher Wirkzonen, teils hoher Kühlschmierstoffdrücke sowie heißer Späne eine besondere Herausforderung für die verwendete Messtechnik dar [Ben12; Iov16]. Die Kinematik des Bohrprozesses mit rotierenden Werkzeugen erschwert zudem die Messung an den Werkzeugschneiden und ggf. an den Führungsleisten. Um dennoch die thermische Belastung während des Bohrens ermitteln zu können, wurden in der Vergangenheit unterschiedliche Versuchsaufbauten entwickelt. Für großflächige Messungen der Temperaturen an Werkstücken werden meist Thermografiekamerasysteme eingesetzt [Iov16; Mic14; Weg20]. Zur Erfassung der möglichst wirkstellennahen Temperaturen oder der Temperaturen am Werkzeug erfolgte die Ausrichtung der Thermografiekamera vorwiegend auf den Bohrungsgrund zum Zeitpunkt des Werkzeugaustritts [Mic14; Weg20]. Eine Messung in der Wirkstelle während des Bohrprozesses, insbesondere an den Werkzeugschneiden, ist mit dieser Methode jedoch aufgrund der unzugänglichen Messstelle nicht möglich. Zusätzlich ist diese Methode wegen der temperaturabhängigen Änderung des Emissionsgrades, möglicher Reflexionen der Wärmestrahlung und heißer Späne mit erheblichen Messabweichungen verbunden [Mic14; MSa02]. Zur Erfassung der wirkstellennahen Temperaturen beim Bohren haben sich Messungen mittels Thermoelementen und Pyrometrie etabliert.

Thermoelemente können dabei sowohl werkstückseitig [Sch22a] als auch werkzeugseitig [Lec12] eingesetzt werden, wenn die Dimensionierung des Werkzeugs es zulässt. Von Nachteil ist die geringe Reaktionszeit der Thermoelemente, wodurch selbst bei der Verwendung von Thermoelementen mit kleinstem Durchmesser die Reaktionszeiten nicht ausreichen können, um schnelle Temperaturschwankungen in der Bohrungsrandzone zu erfassen [Seg15]. Die Verwendung von Thermoelementen ist dennoch eine kostengünstige und vergleichsweise einfache Temperaturmessverfahren und wird oft in Kombination mit weiteren Messmethoden eingesetzt, um die Anzahl an Messpositionen und Messwerten zu erhöhen [Mic14; Sch22a].

Durch den Einsatz des faseroptischen Quotientenpyrometers kann eine Reihe von Fehlerquellen ausgeschlossen und die Temperaturmessung auf einen deutlich kleineren Ausschnitt fokussiert werden. Über eine lichtleitende Glasfaser erfolgt dabei die Aufnahme der Wärmestrahlung in der Wirkzone [Mic14]. Die Größe des Messflecks, in dem die Temperatur gemessen wird, ist dabei abhängig von dem Durchmesser der verwendeten Glasfaser, der im Bereich weniger zehntel Millimeter liegen kann, und dem Abstand zwischen Glasfaser und Messobjekt [Ben12]. Verfahrensbedingt ist die Messabweichung zwischen einem polierten und einem im Zerspanprozess abgetrennten Faserende relativ gering, was es ermöglicht, die Faser in Bohrprozessen zu zerspannen, ohne die Messergebnisse erheblich zu beeinflussen. Eine dämpfende Wirkung des zerspannten Zustands des Faserendes wird durch die Quotientenbildung bei der Auswertung der Signale im Pyrometer kompensiert, so dass mit der Faser auch im nicht polierten Zustand genaue Temperaturen gemessen werden können. Dieser Effekt wurde auch schon in Untersuchungen zu Temperaturmessungen mittels berührungslosem Faserkoppler genutzt, bei denen das Quotientenpyrometer Messfehler ausgleicht, die auf Abweichungen und eine Exzentrizität zwischen den Fasern zurückzuführen sind [Ued08]. Nach Ueda *et al.* ist mittels Quotientenpyrometrie eine valide Temperaturbestimmung auch bei leichten Abweichungen

des Winkels von 90° , in dem die Faser auf die Messoberfläche gerichtet ist, sowie auch bei einer Krümmung der Messoberfläche möglich [Ued92]. Für die Messung mittels Quotientenpyrometer konnte außerdem festgestellt werden, dass die Ausgangsintensität des Signals nicht durch den Messabstand beeinflusst wird, wenn das Messobjekt eine gleichmäßige Temperaturverteilung aufweist [Ued92; Alh02]. Beim Zerspanprozess herrscht in der Regel in einem kleinen Bereich der Schnittstelle zwischen Werkzeug und Span ein sehr hoher Temperaturgradient. *Al Huda et al.* untersuchten daher den Einfluss der Temperaturverteilung auf die Ausgangsintensität des Pyrometers anhand eines Temperaturfeldes, welches eine Temperaturverteilung nach einer Exponentialfunktion 4. Grades aufwies. Bei einem geringen Messabstand bis etwa $130\ \mu\text{m}$ lagen die gemessenen Temperaturen sehr nahe an der Höchsttemperatur. Bei größerem Messabstand von über $1\ \text{mm}$ werden die Temperaturen geringer und konvergieren bei einer Temperatur, die im Fall der Untersuchungen etwa $7,5\ \%$ unter der Maximaltemperatur lag [Alh02]. In der Literatur finden sich unterschiedliche Ansätze zur Positionierung der Glasfaser im Bohrprozess. Diese kann in Abhängigkeit der angestrebten Messposition entlang der Haupt- oder Nebenschneide parallel [Büc21; Ued07] oder orthogonal zur Vorschubrichtung [Sch22a] des Werkzeugs, sowie orthogonal zum Einstellwinkel der Hauptschneide [Ris06] gewählt werden.

2.5 Ermüdungsfestigkeit

Durch den Zerspanprozess eingestellte Randzoneneigenschaften haben einen gravierenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Bauteile, da in der Regel Ermüdungsrisse von der erzeugten Oberfläche ausgehen. An der Bauteiloberfläche ist die Topografie eine Eigenschaft, die insbesondere bei Bauteilen mit geringen Eigenspannungen in der Randzone die Ermüdungsfestigkeit stark beeinflusst [Nov04]. Nach *Kloos* kann dabei von einzelnen Oberflächenkerben eine stärker schädigende Wirkung ausgehen als von einer Vielzahl an gleichmäßigen Rauheitsprofilen [Klo76]. Nach *Leverant et al.* beeinflusst neben der maximalen Profiltiefe R_t zusätzlich die Form der Rillen die Ermüdungsfestigkeit, da sich beide Faktoren auf die lokale Spannungskonzentration auswirken [Lev79]. Der Einfluss der Oberflächentopografie auf das Ermüdungsverhalten wird jedoch vom Einfluss der Eigenspannungen überlagert und dominiert [Yao14; Lev79]. Eigenspannungen in der Randzone können je nach Bearbeitungsverfahren unterschiedliche Profile aufweisen, wobei die Höhe und das Vorzeichen der Eigenspannungen für die Ermüdungsfestigkeit entscheidend sind. Im Allgemeinen werden Druckeigenspannungen in der äußeren Schicht bevorzugt, da sie dazu beitragen können, Oberflächenrisse zu schließen und deren Ausbreitung zu unterdrücken [Klo81; Rec08]. Zahlreiche Untersuchungen zeigten, dass bei Zerspanungsprozessen auftretende plastische Deformation und Kaltverfestigung in Kombination mit relativ niedrigen Temperaturen, die zu Druckeigenspannungen an und nahe der bearbeiteten Oberfläche führen, positive Auswirkungen auf das Ermüdungsverhalten haben [Ben99; Lev79; Yao14]. Die Temperaturen sind dabei zu berücksichtigen, da eine zu hohe thermische Belastung zur WEL-Bildung, zu Mikrorissen und zur Entstehung von Zugeigenspannungen führen kann, die die Ermüdungsfestigkeit herabsetzen [Kos70; Bro22; Sta21]. Die Kenntnis und Kontrolle der thermomechanischen Randzonenbelastung bei Zerspanprozessen ist somit von hoher Relevanz, um schädigende Effekte zu vermeiden und eine möglichst hohe Ermüdungsfestigkeit erzielen zu können. Zusätzlich können tribophysikalische und tribochemische Wechselwirkungen zwischen dem Schneidwerkzeug, dem Werkstück, dem Kühlschmierstoff und dem umgebenden Medium einen Einfluss auf die Eigenschaften der resultierenden Oberfläche und das Ermü-

ungsverhalten haben, indem Adsorptions- und Reaktionsschichten Defekte in der Oberfläche erzeugen [Bri04; Rec08]. Dieser Aspekt spielt für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit jedoch eine untergeordnete Rolle.

2.5.1 Randzonennachbehandlungsverfahren

Möglichkeiten zur Erhöhung der Schwingfestigkeit von Komponenten sind die Verwendung eines Werkstoffs mit höherer Festigkeit, Änderungen in der Konstruktion und Formgebung sowie Oberflächennachbehandlungen. Werden bereits hochfeste Werkstoffe verwendet, bieten die Alternativen einer Anpassung der Formgebung und der Applikation einer Oberflächenbehandlung Potential zur Steigerung der dynamischen Festigkeit. Bei innendruckbelasteten Bauteilen mit gebohrten Kanälen kann die Formgebung beispielsweise durch die Verrundung und Glättung von innenliegenden Kanten, wie sie unter anderem an Bohrungsverzweigungen vorkommen, erfolgen. Neben der fertigungstechnischen Machbarkeit und der Wirtschaftlichkeit in der Herstellung spielt insbesondere bei Komponenten in der Automobilindustrie das Bauteilgewicht eine entscheidende Rolle, welches bei der Konstruktion zu berücksichtigen ist. Das Potential zur Steigerung der Schwingfestigkeit ist daher auch bei dieser Möglichkeit begrenzt, sodass vielfach Oberflächennachbehandlungsverfahren gewählt werden [Leu08]. Als Oberflächenbehandlungsverfahren zur Erhöhung der Bauteillebensdauer sind mechanische Verfahren wie Festwalzen oder Kugelstrahlen aufgrund der relativ einfachen Anwendbarkeit industriell verbreitet. Diese Verfahren haben gemeinsam, dass eine plastische Verformung der Randschicht hervorgerufen wird, die durch die umliegenden elastischen Bereiche gestützt wird. Dadurch bilden sich Druckeigenspannungen im oberflächennahen Randbereich aus [Koh14]. Je nach eingesetztem Verfahren, unterscheiden sich die in die Bohrungsrandzone eingebrachten Druckeigenspannungen in der Eindringtiefe und den Gradienten, mit denen die Eigenspannungen über die Tiefe abfallen. So sind durch Festwalzen oder Autofrettage gezielt Eigenspannungen mit einer Eindringtiefe von mehreren Millimetern und geringen Gradienten zu erzeugen. Beim Strahlen sind die Gradienten der Tiefenverläufe meist steiler. Die erreichbaren Eindringtiefen liegen im Millimeterbereich für das Kugelstrahlen und im Bereich von bis zu 300 μm bei Strahlverfahren wie dem Piezo-, Mikro- oder Ultraschallnassstrahlen [Brü13]. Bei Bohrungen, deren Bohrungswand aufgrund kleiner Durchmesser und großer I/D-Verhältnisse eine schlechte Zugänglichkeit für Oberflächenbehandlungsverfahren aufweist, lassen sich mechanische Oberflächenbehandlungsverfahren nur bedingt einsetzen. Ein Verfahren, welches daher oft für die Nachbehandlung von innendruckbelasteten Bohrungen mit eingeschränkter Zugänglichkeit eingesetzt wird, ist die hydraulische Autofrettage. Das in der Hochdrucktechnik verbreitete Verfahren wird zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Leitungen, Druckverteilern und Armaturen eingesetzt. In der Automobilindustrie ist das Verfahren bei der Serienfertigung von Komponenten von Dieseleinspritzsystemen wie Common-Rails, Injektoren und Hochdruckpumpen verbreitet, die sehr hohen inneren Betriebsdrücken ausgesetzt sind [Leu08; Koh14].

Der Autofrettage Prozess wurde Anfang des 20. Jahrhunderts in Frankreich entwickelt und zunächst für die Fertigung von Kanonenrohren eingesetzt. Die geschichtliche Entwicklung dieser und weiterer Verfahren der Hochdrucktechnik wurde von *Kendall* zusammengefasst [Ken00]. Ähnlich wie bei den mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren ist auch bei der Autofrettage das Ziel, Druckeigenspannungen in die Randzone einzubringen, um eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen hervorzurufen. Bei der hydraulischen Autofrettage wird hierfür die Bohrung mit einem weit oberhalb des späteren Betriebsdrucks und oberhalb des Grenzdrucks für die plastische Verformung der

Bohrungsinnenwand liegenden Reck- oder Autofrettagedruck p_{Aut} beaufschlagt, wodurch eine partielle plastische Streckung in der Bohrungsrandzone hervorgerufen wird. Dafür wird die Bohrung zunächst mit einem Hydraulikumedium befüllt und sämtliche Bohrungsöffnungen dicht verschlossen. Nach einer kurzen Haltezeit des Autofrettagedrucks wird der Druck entlastet und es bleibt eine permanente plastische Deformation in der Bohrungsrandzone zurück [Bas11] (**Abbildung 2-13**).

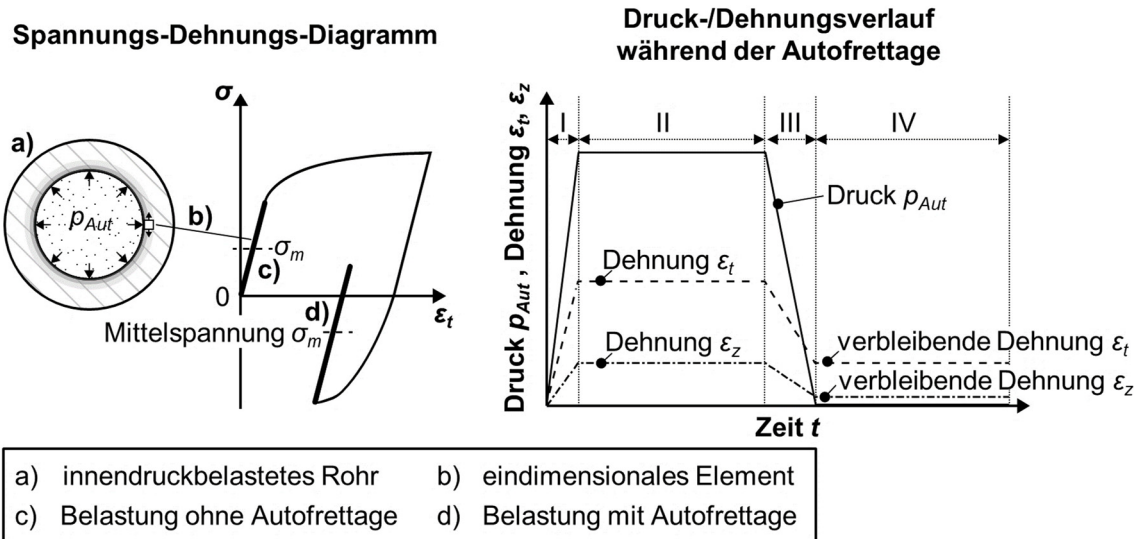


Abbildung 2-13: Randzonenbehandlung durch Autofrettage nach [See94; Leu08; Bas11]

Der randzonennahe Bereich des plastisch deformierten Materials wird vom elastischen Rückformverhalten des tiefer in der Bohrungswand liegenden Materials zusammengeschnürt, wodurch an der Innenwand der Bohrung Druckeigenspannungen entstehen [Leu08]. Diese Druckeigenspannungen wirken den, durch den Betriebsdruck verursachten Spannungen entgegen und erhöhen so die Schwingfestigkeit der Bauteile. Die Mittelspannungen σ_m können unter Belastung sogar im Druckbereich liegen [Koh14]. Der negative Einfluss von Oberflächendefekten auf die Schwingfestigkeit wird durch die Druckeigenspannungen reduziert, indem die Druckeigenspannungen einer Rissbildung und Ausbreitung entgegenwirken (**Abbildung 2-14**). Abhängig ist die erzielte Wirkung der Autofrettage von Faktoren wie dem Autofrettagedruck, der Bauteilgeometrie, dem Werkstoffverhalten und dem bleibenden elastischen Materialbereich [Rog20].

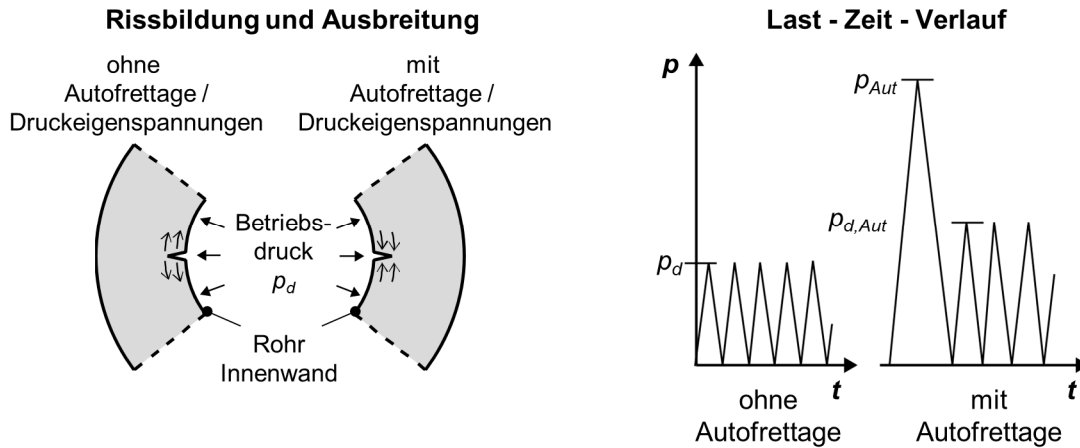


Abbildung 2-14: Schematische Darstellung der Wirkung von durch Autofrettage induzierten Druckeigenspannungen bei Oberflächendefekten nach [Bru22]

2.5.2 Methoden zur Analyse Ermüdungsfestigkeit

Die Ermüdungsfestigkeit von metallischen Bauteilen beschreibt den Widerstand gegen Verformung bzw. das Versagen bei wechselnder Belastung [Arn13]. Die Ermüdung entsteht dabei durch die Werkstoffschädigung, Risseinleitung und den Rissfortschritt infolge der wiederholenden Beanspruchung. Wichtige Kennwerte zur Prüfung und Bewertung der Ermüdungsfestigkeit sind die Mittelspannung σ_m , die Spannungsamplitude σ_a und die Lastspielzahl N als Wert für die kumulierte Anzahl an Lastzyklen [Rad07]. Änderungen des mechanischen Werkstoffverhaltens unter zyklischer Belastung werden in der Regel durch die plastische Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,p}$ beschrieben, die als Funktion der Lastspielzahl in zyklischen Verformungskurven aufgetragen wird [Luk73]. Weiterhin werden die Änderung der verformungsbedingten Temperatur ΔT [Men07] und die Änderung des elektrischen Widerstands auf Gleichstrombasis ΔR [Chu01] während der Tests bestimmt. Neben der Geometrie hängt der elektrische Widerstand vom spezifischen Widerstand ab, der sich bei plastischen Umformprozessen aufgrund erhöhter Defektdichte, z. B. Mikrorisse, Poren, verändert. Die Messgrößen, die auf mikrostrukturellen Veränderungen im Materialvolumen basieren, stehen in direktem Zusammenhang mit dem aktuellen Ermüdungszustand. Somit können Temperatur- und Widerstandsmessverfahren zur Zustandsüberwachung von Bauteilen und zur zerstörungsfreien Prüfung des Schädigungszustandes des Bauteils eingesetzt werden [Wal08; Wal14]. Zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens können Versuche mit einstufiger Belastung, bei denen Mittelwert σ_m und ihre Amplitude σ_a bis zum Ende eines Versuches konstant bleiben, oder Versuche mit mehrstufiger Belastung, bei denen dieselbe Probe mit verschiedenen Amplituden und gegebenenfalls verschiedenen Mittelwerten belastet wird, durchgeführt werden. [Bar18]. **Abbildung 2-15** zeigt schematisch die mechanische Belastung und damit einhergehende Werkstoffreaktion für einen Laststeigerungsversuch, bei dem die Spannungsamplitude jeweils nach einer definierten Anzahl an Zyklen erhöht wird.

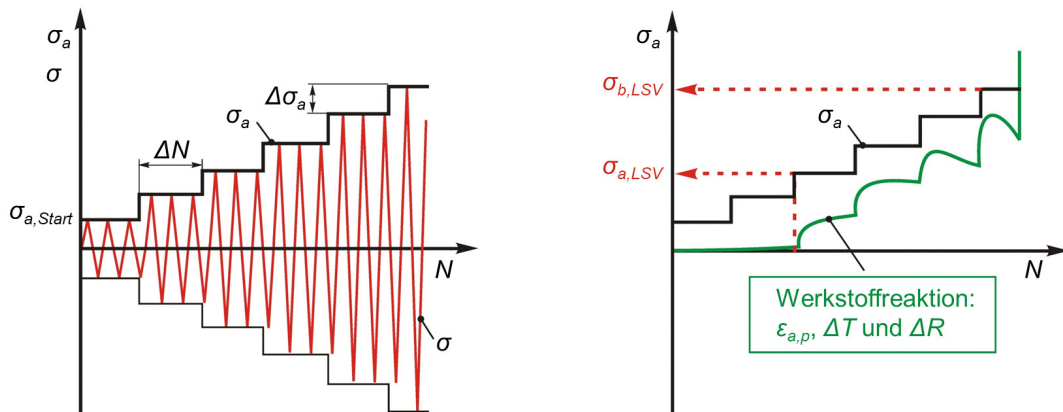


Abbildung 2-15: Schematische Darstellung des Laststeigerungsversuchs und der Werkstoffreaktion [Wal14]

2.6 Modellierung von Zerspanprozessen

Die Modellierung von Zerspanprozessen wurde in den vergangenen Jahrzehnten mit erheblichen Fortschritten weiterentwickelt. Vorangetrieben durch die zunehmende Digitalisierung der Produktion nimmt der Rechneinsatz zur Analyse und Planung von Fertigungsprozessen zu. Die Modellierung wird dabei genutzt, um grundlegende Prozessausgangsgrößen wie auftretende Spannungen, Dehnungen, Dehnungsraten oder Temperaturen vorherzusagen. Auf Basis dieser Kenngrößen kann eine Korrelation zu in der industriellen Anwendung relevanten Kriterien, beispielsweise den resultierenden Randzoneneigenschaften hergestellt werden. Je nach Ansatz lassen sich die Vorhersagemodelle nach *Arrazola et al.* in numerische, analytische, empirische, KI-basierte und hybride Modelle, die eine Kombination dieser Ansätze darstellen, einordnen [Arr13]. In der spanenden Fertigung ist die Finite-Elemente Methode (FEM) weit verbreitet, um unter anderem Spanbildungsprozesse zu modellieren [Tif18]. Die FEM zählt zu den numerischen Methoden. Diese kommen zum Einsatz, wenn die Komplexität der abzubildenden Vorgänge zu hoch für die Modellierung mittels analytischer Ansätze ist. Dennoch können analytische Modelle eine Grundlage für die numerischen Modelle liefern. So können mit analytischen Ansätzen, die mechanische und thermodynamische Grundgesetze für die Spanbildungsmodellierung anwenden, Schnittkräfte, Reibung in den lokalen Wirkzonen, Spannungen, Dehnungen, Dehnungsgeschwindigkeiten und Temperaturen vorhergesagt werden [Arr13; Tif18]. Die Modelle verwenden quantitative Eingangsgrößen, die die Prozessbedingungen durch die Eigenschaften von Werkstoff- und Werkzeug, Schnittwerten, Maschine und KSS definieren. Daraus erfolgt eine modellbasierte Vorhersage von Ausgangsparametern in zwei Stufen. In der ersten Stufe werden physikalische Modelle zur Vorhersage grundlegender Prozessvariablen verwendet (z. B. Spannungen, Dehnungen, Kräfte, Temperaturen etc.), die in einer zweiten Stufe zur Vorhersage industrierelevanter Ergebnisse genutzt werden (z. B. Randzoneneigenschaften, Werkzeugstandzeit etc.) [Arr13].

2.6.1 Simulation zerspanungsbedingter Randzonenveränderungen

FEM-Simulationen von Zerspanungsprozessen können eingesetzt werden, um thermische und mechanische Werkzeug- und Werkstückbelastungen vorherzusagen, sowie auch daraus resultierende Einflüsse auf das Werkzeug, in Form von Werkzeugverschleiß [Cap22],

die Spannbildung [Usu84; Buc15] oder das Werkstück und dessen Randzoneneigenschaften [Jaw11]. Mit Bezug zu den Randzonenveränderungen wurden in der Vergangenheit unterschiedliche Ansätze verfolgt, die Eigenspannungszustände, Oberflächengüte oder die Mikrostrukturveränderungen vorherzusagen. So entwickelten *Umbrello et al.* ein härtebasiertes Fließspannungsmodell für den Wälzlagerstahl 100Cr6/AISI 52100 [Umb04]. Auf Basis dieses Modells konnten in einer FEM-Simulation des Hartdrehens die Auswirkungen von der Werkstückhärte, der Werkzeuggeometrie und der Schnittbedingungen auf die Eigenspannungsverteilung in der hartbearbeiteten Oberfläche modelliert werden [Hua06]. Der Modellierungsansatz wurde auf den austenitischen Edelstahl 316L übertragen und unter Einsatz der Software Deform 2D eine numerische Simulation, der im Orthogonalschnitt induzierten Eigenspannungen, realisiert, die gute Übereinstimmungen mit den experimentell ermittelten Eigenspannungsverläufen zeigte [Out06]. Eine FEM-Simulation mit dem Fokus auf der Vorhersage von Oberflächenmikrodefekten wurde von *Simoneau et al.* entwickelt. Bei der Modellierung der Mikrozerspannung eines Dualphasenstahls C45/AISI1045 mit hart- und weichkörnigen Gefügeanteilen konnte die Grübchenbildung auf der Werkstückoberfläche modelliert werden [Sim06]. Auch zur Modellierung von Mikrostrukturveränderungen in der Bauteilrandschicht, insbesondere der WEL-Bildung, wurden unterschiedliche Ansätze verfolgt. *Michna* entwickelte ein Modell, um die zerspanungsbedingte Gefügeumwandlung und WEL-Bildung in der Bauteilrandschicht mittels 2D-Spannungssimulation und einem 3D-Modell des Bohrprozesses vorherzusagen [Mic14]. Ausgehend von einer thermisch verursachten WEL-Bildung nutzten *Chou* und *Evans* das Modell einer beweglichen Wärmequelle nach Jaeger [Jae43], um die Temperatur in der spanend bearbeiteten Oberfläche zu simulieren und die Stärke der WEL in Abhängigkeit der Temperaturverteilung vorherzusagen [Cho99]. Die Verwendung solcher thermischer oder mechanischer Ersatzlasten ist ein vielfach verwendeter Ansatz, um die komplexen im Zerspanungsprozess auftretenden Vorgänge und damit verbundene thermomechanischen Einflüsse zu modellieren. *Hamdi et al.* verwendeten zur Modellierung eines Flachsleifprozesses und den dabei durch die Temperatureinflüsse entstehenden Eigenspannungen eine thermische Ersatzlast, die die als Wärme in das Werkstück geleitete Energie in Abhängigkeit von der Schleifscheibendrehzahl, der Werkstückgeschwindigkeit und der Schnitttiefe beschreibt [Ham04]. *Mondelin et al.* verwendeten ein hybrides Modell mit einer thermomechanischen Ersatzlast, die experimentell nachgewiesen wurde, um die Martensit-Austenit Phasenumwandlung in der Randzone beim Drehen vorherzusagen, ohne die Spanbildungsvorgänge modellieren zu müssen. Dabei wurden Temperaturverläufe mit verschiedenen Kombinationen von Aufheizraten, Abkühlraten und Höchsttemperaturen für einen Drehvorgang ausgewertet und der Einfluss auf die Phasenzusammensetzung im Gefüge untersucht [Mon14]. Ein hybrides Modell mit einer Kombination aus 2D- und 3D-Simulation unter Verwendung äquivalenter thermomechanischer Belastungen, die auf eine Oberfläche einwirken, wurde von *Aridhi et al.* zur Vorhersage von Eigenspannungsfeldern beim Außenlängsdrehen genutzt und erzielte eine gute Vorhersagegenauigkeit bei angemessener Rechenzeit [Ari22]. Mit speziellem Bezug zum Einlippentiefbohren spielen einerseits die Spanbildungsvorgänge und dabei verursachte thermomechanische Randzonenveränderungen eine Rolle, andererseits müssen auch die Pressglättungsvorgänge an den Führungsleisten im Modell berücksichtigt werden. Untersuchungen mit ähnlicher Abfolge in der Randzonenbelastung wurde von *Rami et al.* für die Kombination aus Drehen und Festwalzen von Vergütungsstahl 42CrMo4/AISI140 untersucht. Hierbei wurden gute Ergebnisse zur Vorhersage der eingebrachten Eigenspannungen ohne Berücksichtigung des Materialabtrags und der Spannbildung erzielt, indem die Wirkung des Schneidwerkzeugs bei unterschiedlichen Bearbeitungsparametern durch eine entsprechende thermomechanische Ersatzlast modelliert

wurde [Ram18]. *Fandiño et al.* entwickelten eine 3D-FE-Simulation des Einlippentiefbohrprozesses mit einem Werkzeugdurchmesser von $d = 18$ mm. Trotz notwendiger Vereinfachungen zur Modellierung des komplexen Prozesses konnten gute Übereinstimmungen der Spanbildung und der Temperaturentwicklung mit den experimentellen Ergebnissen erzielt werden. Die modellierte Vorschubkraft und die Eigenspannungsverläufe zeigten relativ große Abweichungen und stimmten lediglich im qualitativen Verlauf mit den experimentell ermittelten Werten überein [Fan21]. Nach aktuellem Stand der Forschung stellt die Modellierung der durch den Einlippentiefbohrprozess verursachten Randzonenveränderungen nach wie vor eine Herausforderung dar und bietet großes Potential für die Entwicklung und Weiterentwicklung von Modellierungsansätzen und Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

In industriellen Anwendungen spielt insbesondere bei hochbelasteten Komponenten die Bauteilfestigkeit eine entscheidende Rolle. Um den stetig steigenden Anforderungen an die mechanische und dynamische Festigkeit der Bauteile gerecht zu werden, kommen vornehmlich hochfeste Vergütungsstähle zum Einsatz, die durch anspruchsvolle Zerspanprozesse bearbeitet werden müssen. Für die Widerstandsfähigkeit der spanend bearbeiteten Bauteile gegenüber hohen dynamischen Belastungen sind, neben den Werkstoffeigenschaften, die aus der Fertigungsroute resultierenden Randzoneneigenschaften der Komponenten von zentraler Bedeutung. Diese können die Schwingfestigkeitseigenschaften des Bauteils sowohl positiv als auch negativ beeinflussen. Bei Bauteilen, die einem hohen dynamischen Innendruck ausgesetzt sind, ist es Stand der Technik, über Randzonnachbehandlungsverfahren, wie dem hydraulischen Autofrettage-Prozess, eine plastische Deformation des oberflächennahen Gefüges der Bohrungsrandzone zu erzeugen und somit Druckeigenstressungen in die Randzone einzubringen. Unter Einsatzbelastung wirken die Druckeigenstressungen den durch den Betriebsdruck verursachten Zugspannungen entgegen und reduzieren in der Überlagerung die in der Spitze auftretenden Spannungen. Beim Einlippentiefbohren werden aufgrund des asymmetrischen Werkzeugaufbaus, die im Zerspanprozess entstehenden Kräfte über die Führungsleisten an die Bohrungswand übertragen, wodurch ebenfalls eine plastische Deformation des Randzonengefüges erzielt wird (**Abbildung 3-1**). Das Tiefbohrverfahren bietet daher das Potential, Verfestigungseffekte und Druckeigenstressungen in der Bohrungswand zu erzeugen, die zu einer Steigerung der Ermüdungsfestigkeit der Bauteile beitragen.

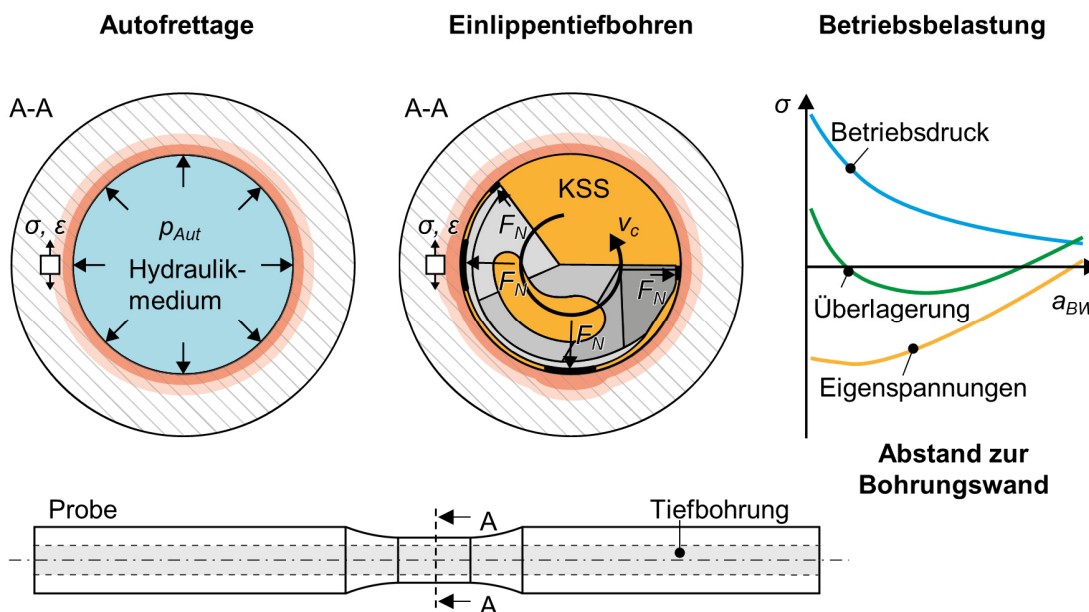


Abbildung 3-1: Schematische Darstellung der Randzonenbeeinflussung durch die Autofrettage nach [Thu02; Gre06] und durch das Einlippentiefbohren

Daraus leitet sich die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ab, die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern des Einlippentiefbohrens und den erzeugten Randzoneneigenschaften zu analysieren und diese für eine gezielte Verbesserung der Ermüdungseigenschaften von Bauteilen nutzbar zu machen. Durch das grundlegende Verständnis der auftretenden thermomechanischen Wirkmechanismen soll es ermöglicht werden, diese zu nutzen, um bereits während des Tiefbohrens die Randzonenintegrität gezielt zu beeinflussen und damit verbundene Funktionseigenschaften einzustellen. Dadurch sollen die Bau-

teilstufigkeit kompromittierende Defekte in der Randzone, wie WEL, vermieden und Ressourcen und Kosten, die mit aufwendigen Prozessen zur Randzonnennachbehandlung verbunden sind, eingespart werden.

In **Abbildung 3-2** ist die Vorgehensweise zum Erreichen dieser Zielsetzung skizziert. Zur Identifizierung der ausschlaggebenden Eingangsgrößen beim Einlippentiefbohren werden im ersten Teil der Arbeit die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, den damit einhergehenden thermomechanischen Belastungen, die auf die Randzone wirken und den resultierenden Randzoneneigenschaften experimentell untersucht. Dabei werden zunächst die Werkzeuggestalt sowie die Schnittwerte variiert. Auf Basis der jeweiligen Ergebnisse erfolgt eine Auswahl von Referenzwerkzeugen und Schnittwerten für nachfolgende Untersuchungen identifiziert, die das höchste Potential bieten, entsprechende Randzoneneigenschaften zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit zu erzielen. Mit dieser ausgewählten Werkzeug-Schnittwerte-Kombination wird der Einfluss der Kühlschmierstrategie auf die Randzoneneigenschaften untersucht, um ein breites Spektrum der industriell relevanten Prozessbedingungen abzubilden.

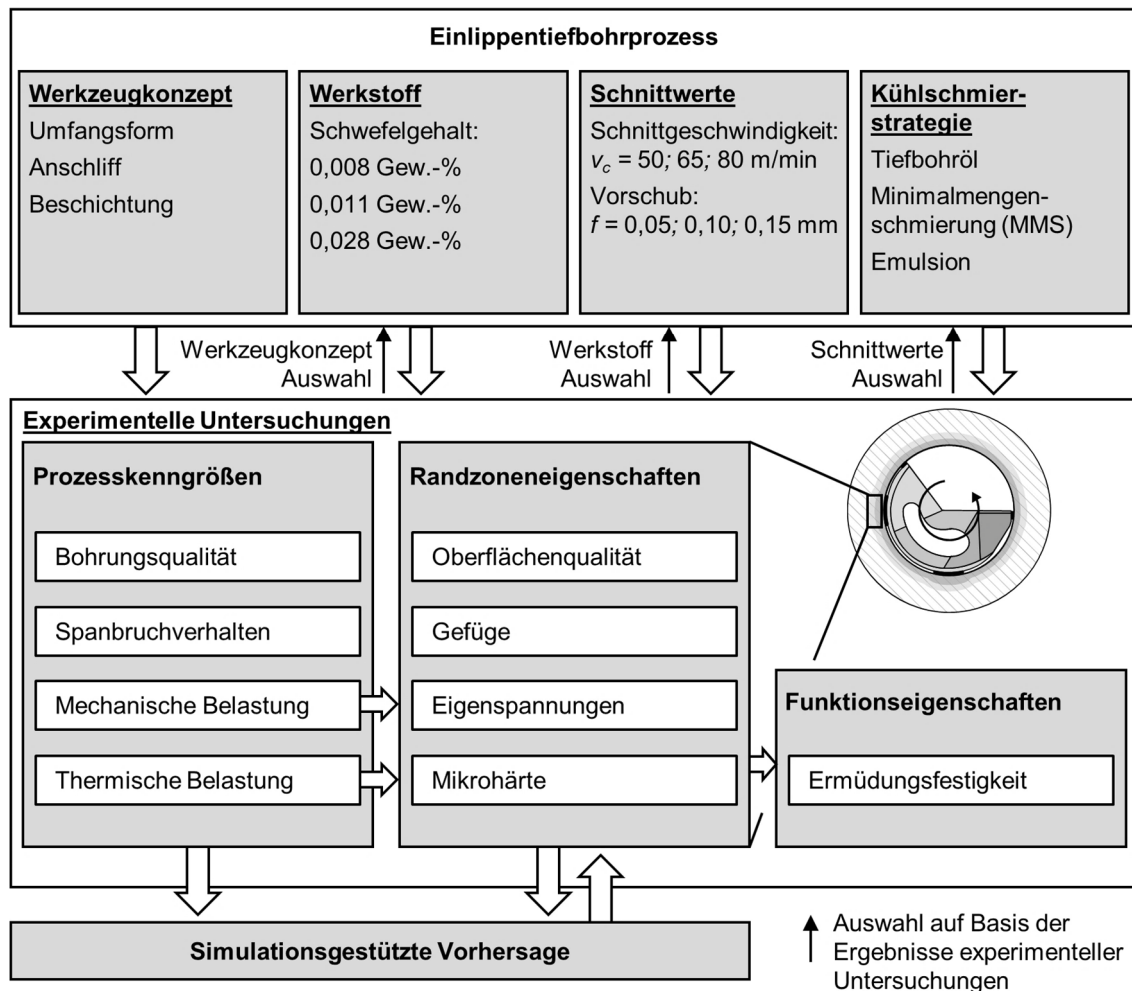


Abbildung 3-2: Vorgehensweise bei Versuchsdurchführung

Die Ergebnisse der technologischen Untersuchungen werden im zweiten Teil der Arbeit für die Entwicklung und Validierung von numerischen Modellen genutzt, mit denen diese Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den resultierenden Randzoneneigenschaften vorhergesagt werden können. Durch diese Modelle soll zukünftig im Voraus eine Prozessführung identifiziert werden können, bei der temperaturbedingte WEL-Bildung vermeiden wird und Druckeigenspannungen in die Randzone eingebracht werden.

4 Experimentelle Rahmenbedingungen

Um die Nachvollziehbarkeit der im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse zu gewährleisten, werden nachfolgend die Randbedingungen der durchgeführten Versuche detailliert vorgestellt. Dabei werden zunächst die eingesetzten Versuchswerkstoffe beschrieben. Anschließend werden die Versuchsaufbauten dargestellt, insbesondere der komplexe Aufbau zur In-Prozess-Messung der thermomechanischen Belastungen während des Einlippentiefbohrprozesses sowie die verwendeten Probengeometrien. Zum Abschluss folgt die Beschreibung der eingesetzten Mess- und Analysetechnik, einschließlich der Zug- und Ermüdungsprüfung.

4.1 Einlippentiefbohrversuche

Der Versuchsplan der Einlippentiefbohrversuche umfasste in einer ersten Phase die Variation der Werkzeuggestalt mit 8 unterschiedlichen Werkzeugvarianten, der Schnittwerte sowie des Werkstoff-Schwefelgehalts. Die Variation der Schnittwerte erfolgte mit Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 50; 65$ und 80 m/min in Kombination mit Vorschüben von $f = 0,05; 0,10$ und $0,15$ mm. Die Auswahl von Referenzparametern für nachfolgenden Untersuchungen, erfolgte jeweils auf Basis der ermittelten Prozesskenngrößen und Randzoneneigenschaften (vgl. Abbildung 3-2), sowie, bei Variation der Schnittwerte und der Werkstoffvarianten, zusätzlich aus Basis der Ergebnisse der mechanischen Prüfung. In dieser ersten Phase der Untersuchungen lag der Fokus auf der Analyse der mechanischen Belastungen. Für die zweite Phase der Untersuchungen, wurden auf Basis der Ergebnisse der ersten Phase ausgewählte Prozessparameter verwendet, um zusätzlich, mithilfe eines komplexen Versuchsaufbaus, die thermischen Belastungen im Detail zu untersuchen. In dieser Phase wurde auch der Einfluss des KSS, durch Variation zwischen Tiefbohröl, Emulsion und MMS, analysiert.

4.1.1 Versuchswerkstoffe und Werkzeuge

In dieser Arbeit werden Legierungsvarianten des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT (1.7225) / AISI 4140 mit unterschiedlichem Schwefelgehalt von 0,0076 Gew.-% (S76), 0,0110...0,019 Gew.-% (S110) und 0,0280 Gew.-% (S280) eingesetzt. **Tabelle 4-1** zeigt die chemische Zusammensetzung gemäß der jeweiligen Werkstoffzeugnisse. Alle Werkstoffe liegen mit ihrer chemischen Zusammensetzung innerhalb der für 42CrMo4 in DIN EN 10083-3 definierten Toleranzen der technischen Lieferbedingungen [DIN 10083].

Tabelle 4-1: Chemische Zusammensetzung der 42CrMo4+QT Werkstoffvarianten in Gew.-%

Variante	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Fe
S76	0,42	0,32	0,67	0,009	0,008	1,01	0,17	Rest
S110/1	0,41	0,18	0,85	0,011	0,011	1,01	0,18	Rest
S110/2	0,43	0,24	0,81	0,006	0,019	1,15	0,27	Rest
S280	0,39	0,17	0,83	0,014	0,030	0,97	0,17	Rest

Die grundlegenden mechanischen Eigenschaften der Werkstoffvarianten sind in **Tabelle 4-2** gegeben. Die Werkstoffchargen für die Varianten S76, S110/1 und S280 wurden bereits in einem vorherigen Forschungsprojekt am ISF verwendet und in diesem Zusammenhang bezüglich der mechanischen Eigenschaften überprüft und bestätigt [Fel11; Bie09]. Aufgrund weiteren Materialbedarfs wurde zusätzlich die Schmelze S110/2 im

Verlauf der Untersuchungen als Ersatz für die Proben des mittleren Schwefelgehalts S110/1 beschafft und eingesetzt. Für die Untersuchungen zum Einfluss des Schwefelgehalts wurden Proben der Charge S110/1 verwendet und den weiteren Varianten S76 und S280 gegenübergestellt. Für die darauffolgenden Untersuchungen wurde einheitlich die Bezeichnung S110 für die Schmelze mit mittlerem Schwefelgehalt verwendet, da die Abweichungen der Chargen S110/1 und S110/2 innerhalb deutlich engerer Toleranzen liegen, als nach DIN EN 10083-3 zulässig und als gering angesehen werden.

Tabelle 4-2: Mechanische Eigenschaften der Werkstoffvarianten bei Raumtemperatur

Werkstoffvariante	42CrMo4+QT S76		42CrMo4+QT S110		42CrMo4+QT S280
	Charge	1	1	2	1
Zugfestigkeit R_m in N/mm ²		924	965	941	969
Dehngrenze $R_{p0,2}$ in N/mm ²		772	848	832	861
Brucheinschnü- rung Z in %		61	62	65	64
Härte in HV10		310	310	299	305

Alle in der Arbeit untersuchten Werkstoffvarianten weisen ein vergütetes Gefüge mit vergleichbaren Eigenschaften auf. Die Gefügestruktur für die Legierungsvarianten ist in **Abbildung 4-1** anhand von lichtmikroskopischen Aufnahmen abgebildet. Die untersuchten Probensegmente wurden aus dem Zentrum der Proben entnommen und nach dem Schleifen und Polieren mit 3 %igem Nital geätzt.

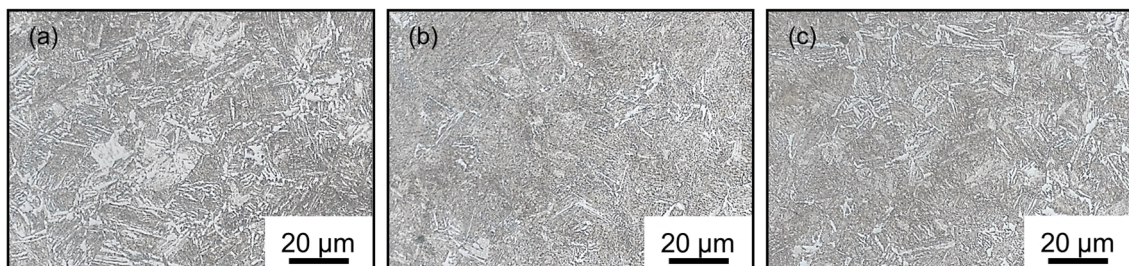


Abbildung 4-1: Gefügestruktur von 42CrMo4+QT (a) S76, (b) S110/1, (c) S280 [Baa18]

Abbildung 4-2 zeigt lichtmikroskopische Aufnahmen der Probenoberfläche im polierten Zustand. Hierdurch ist die Form und Größe der MnS Einschlüsse für die Legierungen mit unterschiedlichem Schwefelgehalt deutlich zu erkennen. Die Mangansulfide sind durch den Walzprozess innerhalb der Herstellungsrouten des Werkstoffs in Walzrichtung gestreckt. Der Vergleich der Aufnahmen zeigt eine Zunahme der Anzahl und Größe der Einschlüsse mit steigendem Schwefelgehalt.

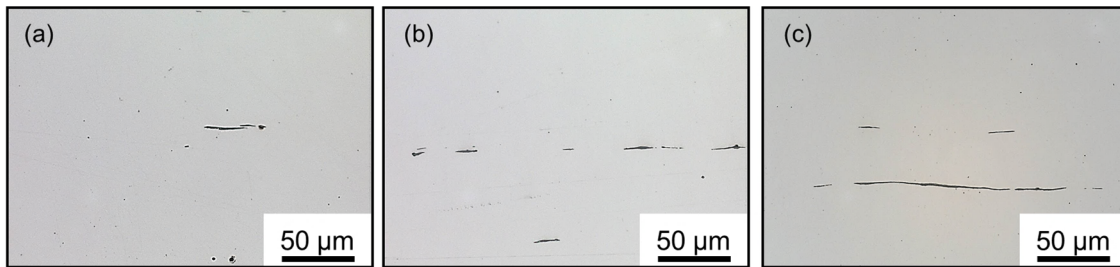


Abbildung 4-2: MnS Einschlüsse in 42CrMo4+QT (a) S76, (b) S110/1, (c) S280 [Baa18]

Bei den für die Tiefbohrversuche eingesetzten Werkzeugen handelt es sich um beschichtete Vollhartmetall Einlippenbohrer des Werkzeugherstellers botek Präzisionsbohrtechnik GmbH. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurden Hochleistungs-ELB des Typs 113-HP eingesetzt, mit denen sich vergleichsweise hohe Vorschübe beim Einlippentiefbohren realisieren lassen. Des Weiteren sind diese Werkzeuge laut Hersteller geeignet für den Einsatz in schwer zerpanbaren Stahlwerkstoffen, sowohl für den Einsatz mit Tiefbohröl, Minimalmengenschmierung als auch Emulsion. Die Werkzeuge haben einen Durchmesser von $d_{ELB} = 5$ mm und eignen sich aufgrund einer Sickenlänge von $l_S = 190$ mm für Bohrungen mit einem l/D Verhältnis von bis zu 30. Über einen nierenförmigen Kühlkanal wird die innere Kühlschmierstoffzufuhr durch den Werkzeugschaft ermöglicht. Um ein Festklemmen der Werkzeuge in der Bohrung zu vermeiden, werden die ELB standardmäßig mit einer Konizität von 1:800 versehen [Bot13]. Die weiteren allgemeinen Werkzeugeigenschaften der Versuchswerkzeuge sind in **Abbildung 4-3** für die Varianten der Werkzeuge mit Standardanschliff und Radiusanschliff gegeben.

Allgemeine Werkzeugdaten ELB

Durchmesser	d_{ELB}	= 5,0 mm
Gesamtlänge	l_{ges}	= 255 mm
Länge Einspannhülse	l_E	= 48 mm
Durchmesser der Einspannhülse	d_E	= 16 mm
Länge Bohrkopf	l_K	= 33 mm
Spitzenabstand (Stand. Ans.)	a_s	= $d/4$
Einstellwinkel AS (Stand.-ans.)	χ_1	= 60°
Einstellwinkel IS (Stand.-ans.)	χ_2	= 110°
Vollradius (Radiusans.)	r_{AS}	= 2,5 mm
Einstellwinkel IS (Radiusans.)	χ_2	= 105°
Konizität		1:800
Beschichtung		AlTiN / TiN

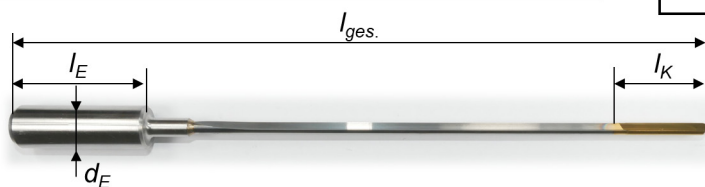
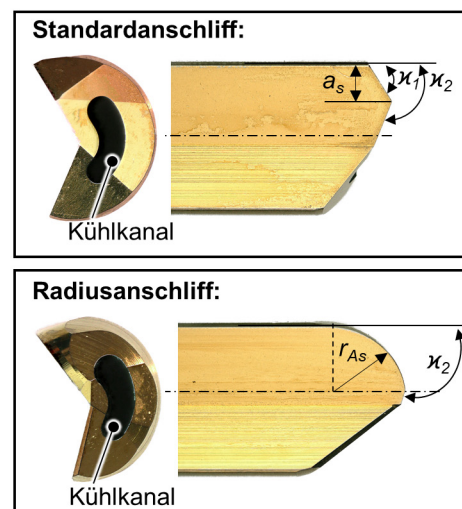


Abbildung 4-3: Allgemeine Werkzeugdaten der Einlippenbohrer

Zur Untersuchung des Einflusses der Werkzeuggestalt auf die Bohrungsrandzoneneigenschaften wurden drei zentrale Merkmale der Werkzeuge variiert und insgesamt acht unterschiedliche Werkzeugvarianten eingesetzt. Die Werkzeuge unterscheiden sich im Schneidenanschliff, der Umgangsform sowie der Beschichtung. Der Anschliff, also die geometrische Gestalt der Hauptschneide, wird in der Ausführung des Standardanschliffs sowie eines Radiusanschliffs eingesetzt (vgl. Kap. 2.3). Der Radiusanschliff zeichnet sich

im Vergleich zum Standardanschliff, mit einer Teilung der Innen- und Außenschneide bei $a_s = d/4$, durch eine bogenförmige Außenschneide mit einem Radius von $r_{AS} = 2,5$ mm aus. Die Umfangsform wird durch die Größe und Position der Führungsleisten bestimmt. In den Untersuchungen kommen die Umfangsformen A und G gemäß [VDI 3208] zum Einsatz. Als dritter, in den Untersuchungen berücksichtigter Parameter der Werkzeuggestalt wird die Beschichtung zwischen einer auf Titan-Nitrid (TiN) und einer auf Aluminium-Titan-Nitrit (AlTiN) basierenden Beschichtung variiert. Die sich aus der Kombination dieser Variationen ergebenden Werkzeugvarianten sind in **Abbildung 4-4** dargestellt und für eine vereinfachte Zuordnung im Kontext der Ergebnisse nummeriert.

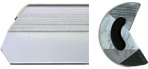



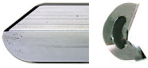







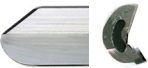



Ansicht der Spanfläche / Freifläche	Umfangsform	Beschichtung	Anschliff	Einstellwinkel / Radius	Variante
		AlTiN	Standard	$\kappa_1 = 60^\circ$ $\kappa_2 = 110^\circ$	1
		TiN	Standard	$\kappa_1 = 60^\circ$ $\kappa_2 = 110^\circ$	2
		AlTiN	Radius	$r_{AS} = 2,5$ mm	3
		TiN	Radius	$r_{AS} = 2,5$ mm	4
		AlTiN	Standard	$\kappa_1 = 60^\circ$ $\kappa_2 = 110^\circ$	5
		TiN	Standard	$\kappa_1 = 60^\circ$ $\kappa_2 = 110^\circ$	6
		AlTiN	Radius	$r_{AS} = 2,5$ mm	7
		TiN	Radius	$r_{AS} = 2,5$ mm	8

Abbildung 4-4: Übersicht der eingesetzten Werkzeugvarianten

4.1.2 Versuchsmaschinen

Für die Durchführung der Versuche wurden moderne CNC-Werkzeugmaschinen eingesetzt, die dem aktuellen Stand der Technik in der industriellen Produktion entsprechen. Im Vordergrund der Untersuchungen standen die Einlippentiefbohrversuche, für die aufgrund der Variation der Kühlschmierstrategien zwei unterschiedlichen Werkzeugmaschinen verwendet wurden. Für die Versuche unter Tiefbohrrol wurde ein Tiefbohrbearbeitungszentrum der Firma Ixion Typ TLF 1004 eingesetzt (**Abbildung 4-5**). Über einen geschlossenen internen KSS-Kreislauf konnten die Werkzeuge mit innerer KSS-Zufuhr, bei einem über die CNC-Steuerung einstellbaren KSS-Druck von bis zu $p_{max} = 100$ bar, versorgt werden. Als Kühlschmierstoff kam ein niedrig-viskoses Hochleistungstiefbohröl der Firma Petrofer vom Typ ISOCUT T 404 zum Einsatz. Mit einer Viskosität von ca. $\nu = 10,1$ mm²/s bei 40 °C eignet sich das Öl für den Einsatz bei Werkzeugdurchmessern im Bereich $d_{ELB} = 0,9 \dots 6$ mm und entspricht den Anforderungen des Werkzeugherstellers [Bot13; Pet22]. Aufgrund der Additivierung des Tiefbohröls kann die Schmierwirkung auch bei hohen Drücken und Temperaturen beibehalten werden, wodurch das Tiefbohröl für hohe Schnittgeschwindigkeitsbereiche und Vorschübe geeignet ist.



Abbildung 4-5: Tiefbohrmaschine für Versuche unter Tiefbohröl

Neben den Versuchen mit Tiefbohröl wurden im Rahmen der Arbeit zwei weitere Kühlschmierstrategien eingesetzt. Für diese Versuche kam ein 4-Achs-Bearbeitungszentrum Grob BZ 600 zum Einsatz (**Abbildung 4-6**). Diese Werkzeugmaschine ermöglichte eine innere KSS-Zufuhr am Werkzeug sowohl mit wassermischbarem KSS als auch mit MMS. Die KSS-Emulsion wurde über den inneren KSS-Kreislauf der Maschine mit einem maximalen KSS-Druck von $p_{max} = 80$ bar an die Wirkstelle befördert.

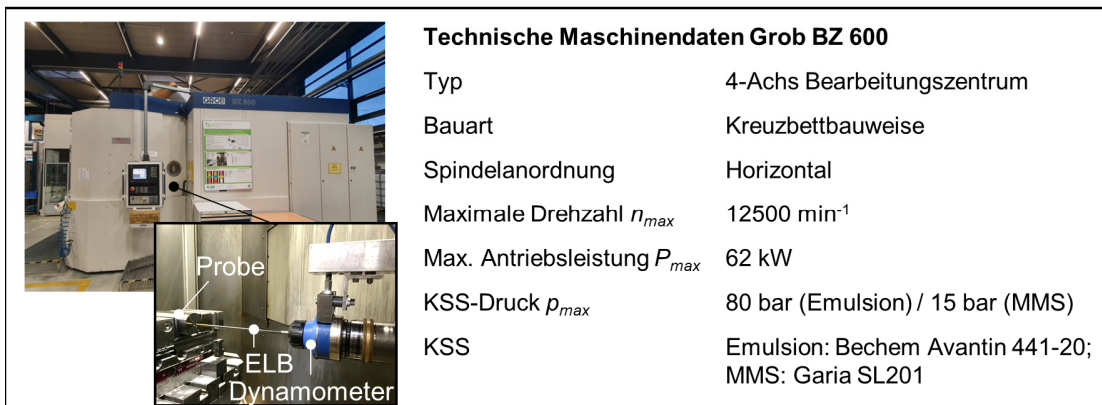


Abbildung 4-6: Bearbeitungszentrum für Tiefbohrversuche unter Emulsion und MMS

Für den Einsatz von MMS während der Tiefbohrversuche wurde eine externe MMS-Einheit an die Drehdurchführung der Hauptspindel angeschlossen. Mithilfe des MMS-Systems wurde über eine Mischdüse außerhalb der Maschine ein Aerosolgemisch erzeugt und durch die Spindel zum Werkzeug geleitet. Es handelt sich bei dem MMS-System dementsprechend um ein Unterdrucksystem mit innerer MMS-Zuführung und einer einkanaligen Drehdurchführung (vgl. **Abbildung 4-7**). An der Mischdüse kann über eine Einstellschraube das Öl-Luft-Gemisch eingestellt werden. Für die Tiefbohrversuche wurde die Mischdüse so eingestellt, dass ein Ölvolument von $\dot{V}_{\text{Öl}} = 50$ ml/h verbraucht wird. Die Einstellung der Mischdüse wurde dafür vor den Versuchen empirisch überprüft, indem an der Maschine bei laufender Spindel mit einer Drehzahl von $n = 200$ min^{-1} für

eine Stunde das MMS-System eingeschaltet wurde. Anschließend wurde die verbrauchte Ölmenge durch eine Messung der Differenz des Füllstands ermittelt. Der Volumenstrom der Druckluft wurde mit $\dot{V}_{Luft} = 10 \text{ m}^3/\text{h}$ vergleichsweise hoch gewählt, um eine möglichst effektive Kühl- und Spülwirkung durch die Druckluft zu erzeugen.

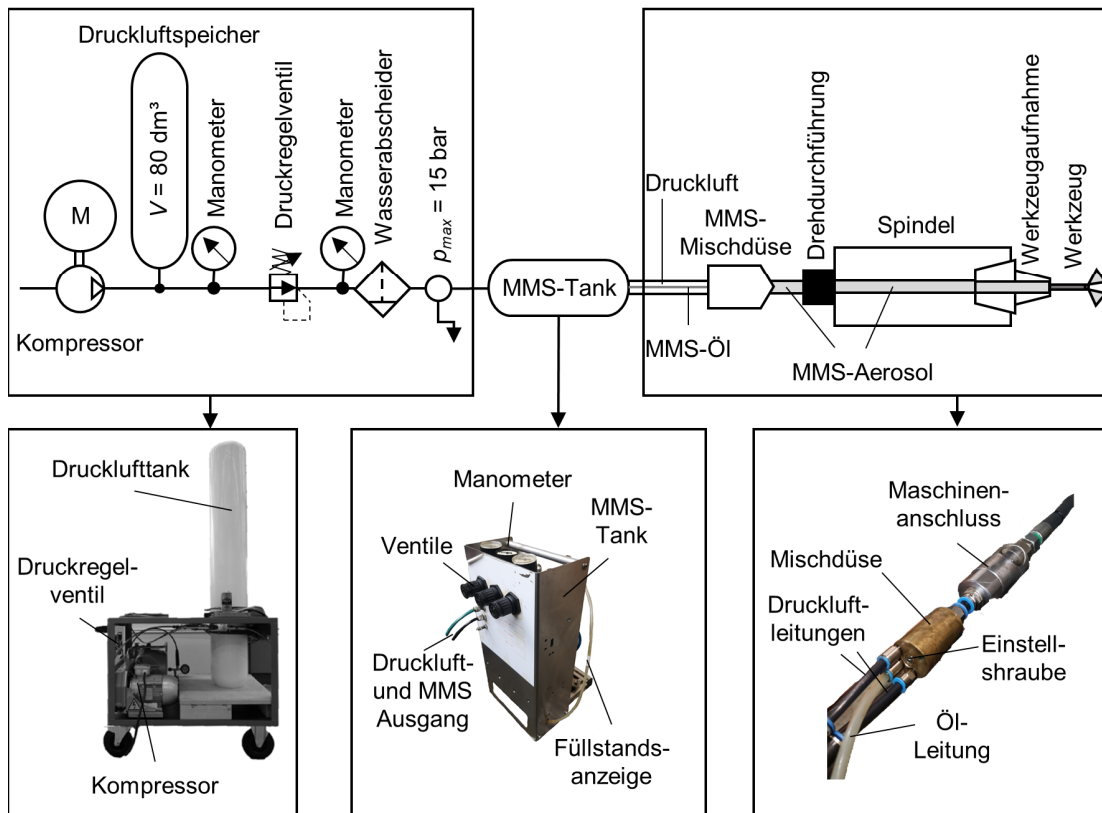


Abbildung 4-7: MMS-System

Nach erfolgter Einstellung des MMS-Gemisches wurde ein Referenz-Sprühbild erzeugt (**Abbildung 4-8**). Durch einen Abgleich des Sprühbilds zwischen den späteren Tiefbohrversuchen mit dieser Referenz konnte das Gemisch über die Mischdüse bei Bedarf nachjustiert und so eine konstante MMS-Zufuhr während der Versuchsreihen sichergestellt werden.

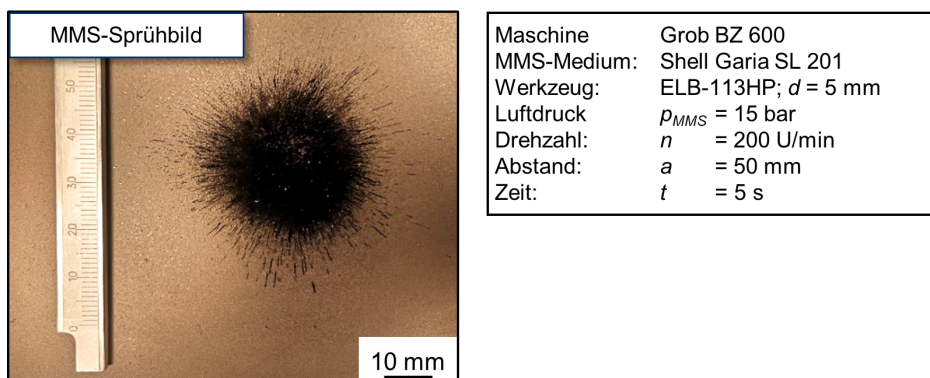


Abbildung 4-8: MMS-Sprühbild

Die Vorbereitung der Versuchsproben für eine thermoelektrische und pyrometrische In-Prozess Temperaturmessung sowie Verarbeitung zu Prüfkörpern für die Schwingfestigkeitsanalysen erfolgte auf einer CNC-Drehmaschine des Herstellers Monforts vom Typ RNC 200 A sowie einem CNC 5-Achs Bearbeitungszentrum des Herstellers DMU vom

Typ HSC75 Linear. Als Vorbereitung für die Temperaturmessungen wurden auf dem Bearbeitungszentrum Planflächen an den Rundproben erzeugt, auf denen Kleinbohrungen orthogonal zur Mittelachse der Proben eingebracht werden. Diese Kleinbohrungen mit einem Durchmesser von $D = 0,4$ mm dienen zur Installation von Thermoelementen und der Pyrometriefaser. Diese Maschine verfügt zur präzisen Nullpunktbestimmung der eingespannten Proben, neben einem CNC-gesteuerten 3D-Messtaster, über eine Hochgeschwindigkeitsspindel mit einer maximalen Drehzahl bis zu $n = 40.000 \text{ min}^{-1}$. Hierdurch konnte auch bei einem Werkzeugdurchmesser von $d = 0,4$ mm eine Schnittgeschwindigkeit von bis zu $v_c = 50 \text{ m/min}$ erzielt und die Kleinbohrungen gefertigt werden. Die Prozessschritte zum Einbringen der Kleinbohrungen auf den Planflächen der Probe, sind in **Abbildung 4-9** dargestellt.

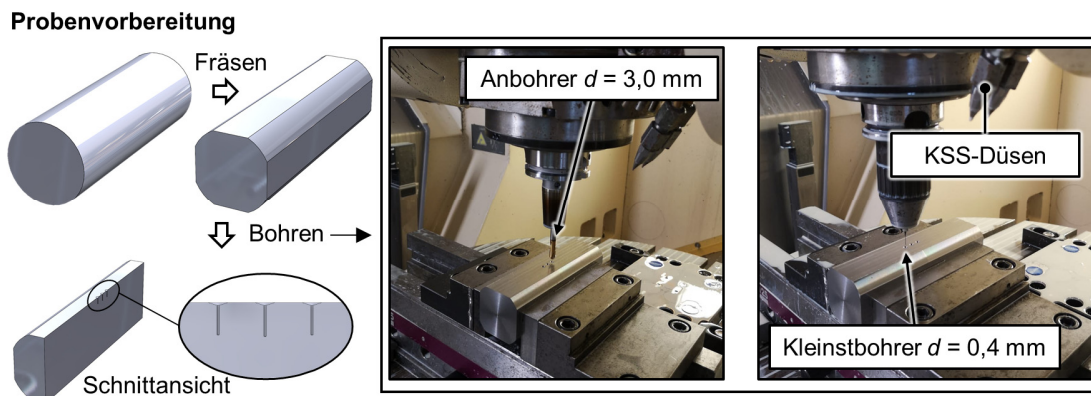


Abbildung 4-9: Probenvorbereitung auf Bearbeitungszentrum

Die Kleinbohrungen mit jeweils einem Durchmesser von $D = 0,4$ mm in der Anordnung als Querbohrung zur Einlippentiefbohrung dienen der Applikation von zwei Thermoelementen und einer lichtleitenden Glasfaser. Als Messposition wurde der Bereich in der Probenmitte gewählt, da die Analyse der thermomechanischen Belastung in diesem Bereich, in dem bei den Ermüdungsversuchen der Bruch auftritt, von besonderem Interesse ist. Die Tiefe der Querbohrungen QB1 und QB3, welche für die Aufnahme der Thermoelemente vorgesehen sind, beträgt $l_{QB,1} = 5$ mm. Querbohrung QB2 dient zur Aufnahme der Glasfaser des Pyrometers und hat eine Tiefe von $l_{QB,2} = 5,6$ mm. Die Vorbereitung der Probe mit diesen Querbohrungen erfolgt an drei Seiten der Probe, so dass an jeder Probe drei Versuche mit In-Prozess Temperaturmessung durchgeführt werden können. Die stirnseitigen Bohrpositionen der Bohrungen B1...3 und weitere Maße sind in **Abbildung 4-10** dargestellt.

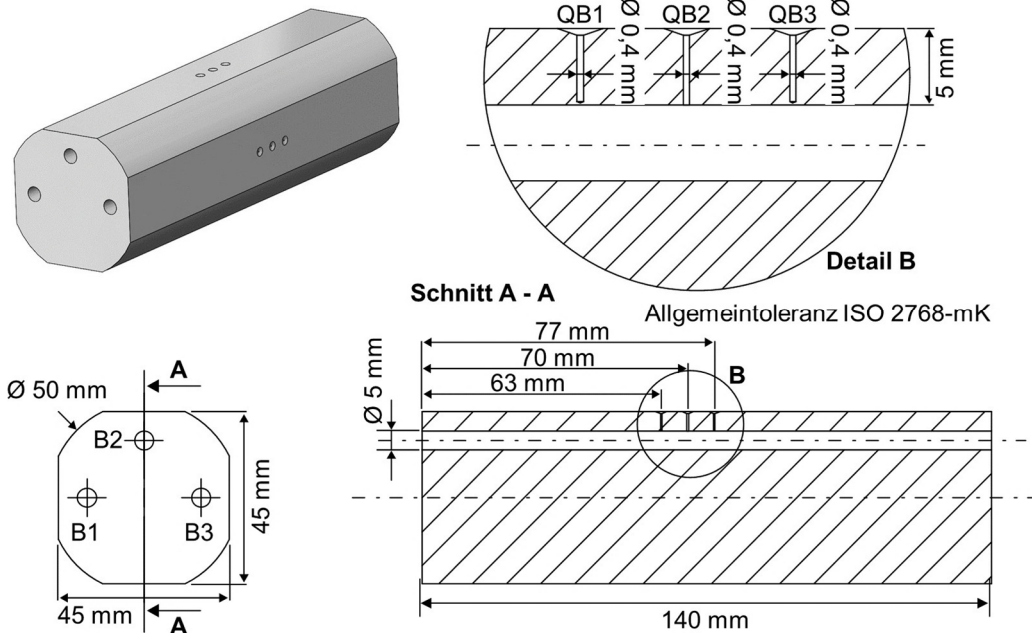


Abbildung 4-10: Probe mit Querbohrungen zur Applikation von Temperaturmesstechnik

4.1.3 Tiefbohr- und Zugproben

Zur Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit wurden die tiefgebohrten Proben zu rotationsymmetrischen Prüfkörpern in Form von Zugproben verarbeitet. Hierfür wurden die Proben über die Tiefbohrung im Zentrum zwischen Spitzen auf der Drehmaschine gespannt, so dass die Mittelachse der Tiefbohrung der Rotationsachse der Probe entspricht. Somit wurde ein Einfluss des Mittenverlaufs kompensiert und die Tiefbohrung befindet sich nach der Drehbearbeitung im Zentrum der Prüfkörper. Die Spannsituation auf der Drehmaschine nach der Fertigbearbeitung einer solchen Probe, mit Gewinden für die Aufnahme in der Prüfmaschine, ist in **Abbildung 4-11** dargestellt.

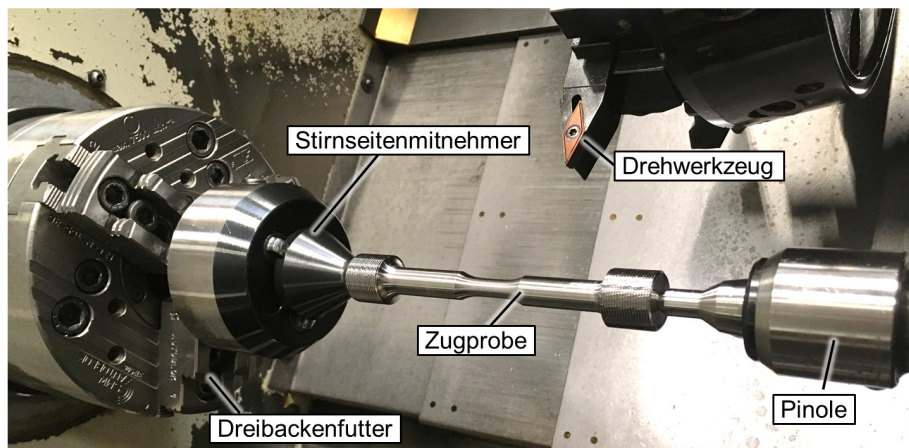


Abbildung 4-11: Spannsituation zur Fertigung eines Prüfkörpers

Die Prüfkörper für die Ermüdungsversuche werden in Anlehnung an die in der DIN 50125 definierten Geometrien für Zugproben zur Prüfung metallischer Werkstoffe ausgelegt [DIN 50125]. Der minimale Außendurchmesser der Zugproben beträgt $d_{ZP,min} = 7,5$ mm. Durch eine bogenförmige Kontur mit einem Radius von $r = 200$ mm in der Probenmitte wird für die Ermüdungsversuche sichergestellt, dass der Ermüdungsbruch exakt an dieser Position im Bereich mit der geringsten Wandstärke entsteht. Die

10	Maschine für Probenpräparation (Schleifen / Polieren)	Struers Tegramin-25	
11	Lichtmikroskop	Zeiss Axio Imager M1m	Mikrostrukturanalyse
12	Rasterelektronenmikroskop inkl. EBSD Sensor	Tescan Mira 3, EDAX Velocity Plus	Mikrostrukturanalyse
13	Taktiler Rauheitsmessgerät	Marsurf XR 20	Rauheitsmessung
14	Konfokales Weißlichtmikroskop	NanoFocus µsurf C	Analyse der Oberflächen-topografie
15	3D-Oberflächen-Messsystem	Confovis TOOLinspect Duo Vario	Analyse der Oberflächentopografie
16	Software	Nanofocus µsoft analysis	Auswertung der Oberflächentopografie
17	Form- und Rauheitsmessgerät	Alicona Infinite Focus	Rauheitsmessung, Bohrungswandaufnahmen
18	Mikrohärtemessgerät	Struers Duramin	Härteprüfung nach Vickers
19	Mikrohärtemessgerät	Shimadzu HMV-G21	Härteprüfung nach Vickers
20	Digitale Lichtmikroskope	Keyence VHX 5000 Keyence VHX 950	Mikroskopische Werkzeugaufnahmen
21	Systemkamera	Panasonic Lumix	Spanformanalyse, Dokumentation des Versuchsaufbaus
22	Thermoelemente Typ K	Thermoexpert; Thermsys	Temperaturmessung
23	2-Farben-Pyrometer	en2aix-fire 3	Temperaturmessung
24	Mikrohärtemessgerät	Shimadzu HMV-G21 FA	Mikrohärtemessung nach Vickers
25	Streifenlichtmikroskop	LMI MikroCAD plus	Vermessung der Schneidkantenverrundung
26	Röntgendiffraktometer	Pulstec µ-x360s	Eigenspannungsmessung
27	Resonanzprüfsystem	Rumul Testronic 150 kN	Ermüdungsversuche

Thermomechanische Werkzeug- und Randzonenbeeinflussung

Die während des Einlippentiefbohrprozesses auftretenden thermomechanischen Belastungen der Bohrungsrandzone sind von fundamentaler Bedeutung für die Veränderungen der Randzoneneigenschaften und waren daher zentraler Bestandteil der Untersuchungen. Die im Prozess auftretenden Temperaturen, die auf die Bohrungsrandzone wirken, wurden mithilfe zweier unterschiedlicher Verfahren zur Temperaturerfassung, der pyrometrischen sowie der thermoelektrischen Messung, ermittelt (**Abbildung 4-13**). Die auftretenden Kräfte und Momente wurden werkzeugseitig mithilfe von Rotationsdynamometern der Firma Kistler vom Typ 9123 und 9125 (Tabelle 4-3, #2) erfasst. Dieses Messprinzip beruht auf dem piezoelektrischen Effekt, bei dem proportional zu den im Zerspanprozess auftretenden Kräften und Momenten Ladungen an den Piezokristallen erzeugt werden und eine elektrische Spannung gemessen werden kann.

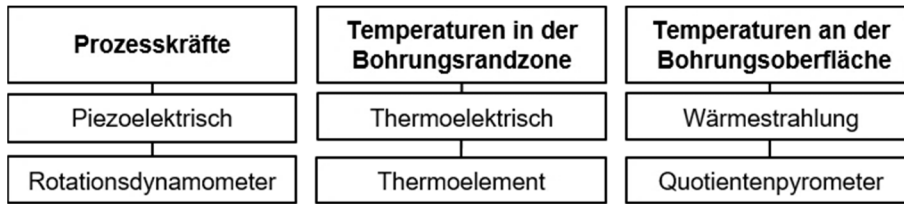


Abbildung 4-13: Messprinzipien und -systeme zur prozessbegleitenden Analyse der thermomechanischen Belastung

Die im Dynamometer integrierte Elektronik wandelt diese Spannung in ein digitales Signal um, welches in einem angeschlossenen Messverstärker (Tabelle 4-3, #3) in Kombination mit einem Datenerfassungssystem (Tabelle 4-3, #4) per USB Schnittstelle an einen PC übertragen werden kann. Die Messungen werden in Form der Vorschubkraft F_f und des Bohrmoments M_B mittels der Messsoftware NI LabView (Tabelle 4-3, #5) mit einer Abtastfrequenz von 5 kHz aufgezeichnet. Um unerwünschte Störgrößen auf die gemessenen Kräfte und Momente zu kompensieren, die durch den KSS-Druck oder die Rotation des Dynamometers entstehen, wurde während der Versuche zunächst der Einlippenbohrer in die Pilotbohrung eingefädelt, die innere KSS-Zufuhr eingeschaltet und die Spindel auf Nenndrehzahl beschleunigt. Anschließend wurde die Messung der mechanischen Werkzeugbelastung gestartet und tariert, sodass der Kühlschmierstoffdruck und Einflüsse durch die rotationsbedingten Fliehkräfte, die auf das Dynamometer wirken, keinen Einfluss auf die Messwerte haben. Der Versuchsaufbau zur In-Prozess-Messung der auftretenden Temperaturen, Kräfte und Momente ist **Abbildung 4-14** skizziert.

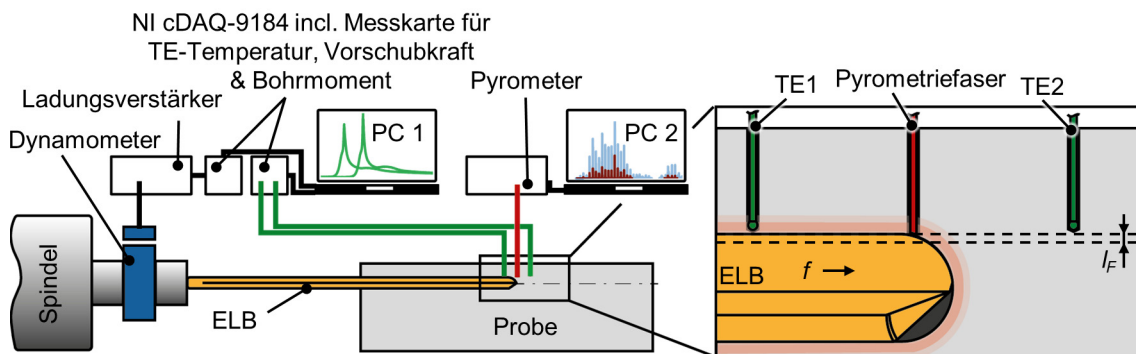


Abbildung 4-14: Skizze des Versuchsaufbaus zur In-Prozess-Messung der thermomechanischen Werkzeug-/ und Bohrungsrandzonenbelastung

Mittels eines faseroptischen Quotientenpyrometers (Tabelle 4-3, #23) wurden die, während des Bohrprozesses auftretenden Temperaturen in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkzeug erfasst. Dabei wurde die Pyrometriefaser mit einem Durchmesser von $d_F = 0,33$ mm in der hierfür in die Probe eingebrachten Querbohrung fixiert. Die Tiefe der erzeugten Querbohrung wurde so gewählt, dass die Pyrometriefaser 0,6 mm in die, während der Versuche erzeugte, Einlippentiefbohrung hineinragt. Durch den Faserüberstand in den Bohrungspfad der Tiefbohrung wird die Faser während des Versuchs von der Werkzeugschneide zerspart. Hierdurch wird im Bereich, in dem die Hauptschneide des Einlippenbohrers die mit der Pyrometriefaser präparierte Querbohrung passiert, mit jeder Umdrehung des Werkzeugs für einen kurzen Moment die Wärmestrahlung in der Kontaktzone zwischen Werkzeugschneide und Bohrungswand detektiert. Die in der Wirkzone emittierte Wärmestrahlung wird über die optische Faser in das Pyrometer geleitet, wo die Strahlungsintensitäten zweier unterschiedlicher Wellenlängen λ_1 und λ_2 im infrarotnahen Bereich detektiert werden. Unter Berücksichtigung eines spezifischen Kalibrierpolynoms des Lichtleiters, können über den Quotienten der für die diskreten

Wellenlängen erfassten Strahlungsintensitäten, die Temperatur der emittierenden Objekt-oberfläche berechnet werden. Da beim Einlippentiefbohren neben der Temperatur an der Werkzeugschneide auch die entstehende Wärme an den Führungsleisten für die Randzonen-eigenschaften relevant ist, wurde die Anordnung der Pyrometriefaser orthogonal zur Rotationsachse des Einlippensbohrers gewählt. Diese Versuchsanordnung ermöglicht zu-nächst die Temperatur im Bereich der Werkzeugschneide und mit fortschreitender Vor-schubbewegung im Bereich der Führungsleisten zu messen (**Abbildung 4-15**).

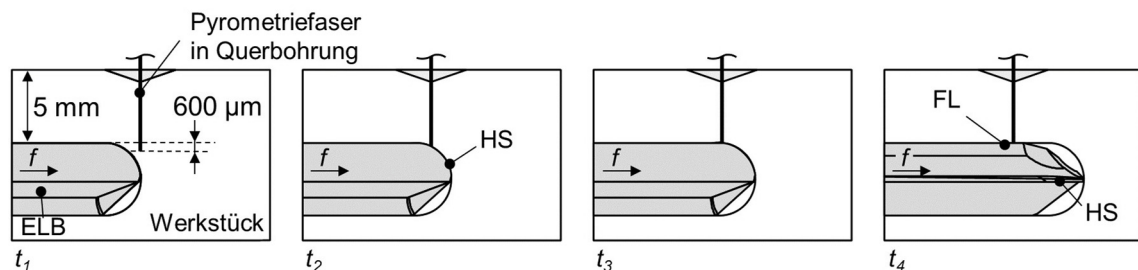


Abbildung 4-15: Kontaktbereich zwischen Pyrometriefaser und Einlippbohrer während des Tiefbohrprozesses

Während der Messung wird die innerhalb des Messflecks emittierte Wärmestrahlung in das Pyrometer geleitet. Hier passiert die Strahlung zunächst eine achromatische Linse, welche aus zwei Komponenten mit unterschiedlicher Dispersion besteht und so die durch die Unterschiede in den Wellenlängen bedingte chromatische Aberration korrigiert. Über einen darauffolgenden Strahlteiler wird die Wärmestrahlung in zwei Teilstrahlungen aufgeteilt, welche anschließend durch entsprechende Farbfilter auf die spezifischen Wellenlängen λ_1 und λ_2 reduziert und jeweils von einem Detektor erfasst werden. Die Detektoren geben eine von der aufgenommenen Strahlungsintensität abhängige Spannung aus, welche über einen Signalverstärker verstärkt und anschließend an die Messkarte des PCs geleitet wird. Die Intensität der Signalverstärkung ist über die einstellbaren Verstärkungsfaktoren (Gain-factor) G_1 und G_2 an die im Prozess zu messenden Temperaturbereiche einstellbar. Die Abtastfrequenz, mit der die pyrometrische Temperaturmessung am PC aufgenommen wird, beträgt $f_p = 7$ kHz. Ein verfahrensbedingter Vorteil des Einsatzes des Quotientenpyrometers liegt darin, dass der Emissionsgrad der zu messenden Körper bei der Temperaturbestimmung eine untergeordnete Rolle spielt, da er sich bei der Bildung der Quotienten aus den detektierten Intensitäten für die zwei Wellenlängen herauskürzt (s. Kap. 2.4.2). Ein weiterer, entscheidender Vorteil besteht darin, dass die Temperatur von Objekten gemessen werden kann, die kleiner sind als das optische Sichtfeld der Faser. Dabei wird die gemessene Temperatur nicht durch eine Signalabschwächung, z. B. durch Verschmutzung der Optik, beeinflusst, wenn die Signale beider Kanäle gleichermaßen abgeschwächt werden [Mül01]. Um den Einfluss des Zustands des Faserendes auf die Temperaturmessung zu überprüfen, wurde in Vorbereitung der Versuche die Pyrometriefaser gemäß Empfehlung des Pyrometerherstellers in drei Stufen poliert, um die Strahlungskopplung zu verbessern. Da bei der In-Prozess Messung die Faser mehrfach durch die Werkzeugschneide getrennt wird, kann dieser Zustand des Faserendes im Versuch nicht beibehalten werden. Zur Bestimmung der Messabweichung zwischen polierter und zerspanter Faser wurden für beide Zustände im Vorfeld der Tiefbohrversuche Messungen mithilfe eines Kalibrierofens bei $T = 500$ °C durchgeführt. Die Ergebnisse zeigten eine geringe Temperaturabweichung im Bereich von maximal 2,04 %. Diese geringe Abweichung lässt sich dadurch begründen, dass die Strahlungsintensität der beiden detektierten Wellenlängen gleichermaßen durch den Zustand des Faserendes beeinflusst wird. Da bei dem, in dieser Arbeit verwendeten, Versuchsaufbau die Faser direkt von der Schneide

zerspant wird, ist zu diesem Zeitpunkt nur ein minimaler Abstand zwischen dem neu erzeugten Faserende und dem Messobjekt vorhanden und der Messfleckdurchmesser entspricht annähernd dem Faserdurchmesser. Der Einfluss des Temperaturgradienten innerhalb dieses Messflecks wird durch diesen geringen Abstand minimiert (s. Kap. 2.3.1). Die Verstärkungsfaktoren wurden an die bei unterschiedlichen Prozessparametern auftretenden Temperaturen angepasst und lagen im Bereich von $G_1 = 10^8 \dots 10^{11}$ V/A und $G_2 = 10^8 \dots 10^9$ V/A. Die Wahl der Verstärkungsfaktoren beeinflusst die Stärke der Spannungssignale während der Messung. Insbesondere bei Schnittwertkombinationen mit geringerer Temperaturentwicklung können die ausgegebenen Spannungssignale, durch eine zu geringe Verstärkung, unter der vom Hersteller empfohlenen Mindestspannung von $U = 1$ V liegen [Ena17].

Für die thermoelektrische Messung wurden jeweils zwei Thermoelemente vom Typ K mit einem Durchmesser von $d_{TE} = 0,25$ mm eingesetzt. Der geringe Durchmesser soll ein möglichst schnelles Ansprechverhalten der Thermoelemente ermöglichen. Um den Wärmeübergang zwischen Werkstoff und Thermoelement sicherzustellen, wurden die Thermoelemente innerhalb der Querbohrung in eine Thermoleitpaste mit einer Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{WLP} = 10,5$ W/mK eingebettet. Anschließend wurden sowohl die Thermoelemente als auch die Pyrometriefaser mit einem schnellaushärtenden Klebstoff im Bereich des äußeren Austritts aus der Querbohrung fixiert. Während der Versuche wurden die Proben mit einem auf dem Maschinentisch installierten Schraubstock gespannt. Bei den Tiefbohrproben der ersten Versuchsreihen ohne Temperaturmessung wurde bei gleichem Aufbau jeweils im Zentrum eine Einlippentiefbohrung eingebracht. Der komplexere Versuchsaufbau mit In-Prozess Temperaturmessung ist in **Abbildung 4-16** abgebildet.

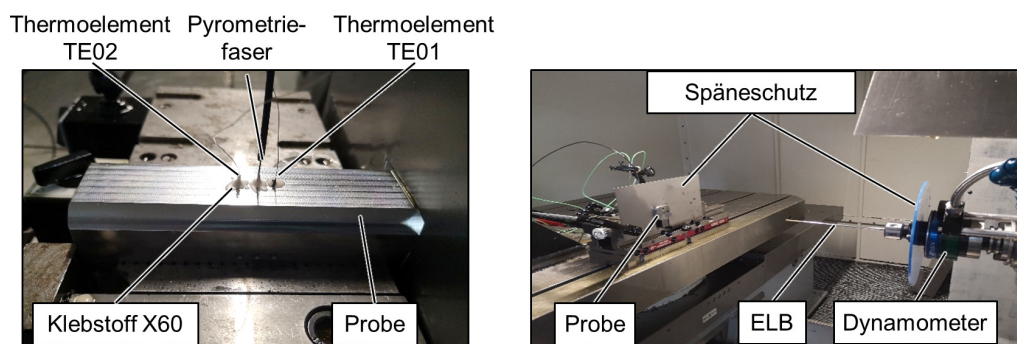


Abbildung 4-16: Versuchsaufbau Temperaturmessung beim ELB

Da der Werkzeugverschleiß in Zusammenhang mit dem kumulierten Bohrweg l_f steht und einen Einfluss auf die Messergebnisse haben kann, wurde ein Versuchsplan verwendet, bei dem die Reihenfolge der Versuche mit unterschiedlichen Schnittwertkombinationen inkl. Wiederholungen zufällig gewählt wurde. Lichtmikroskopisch wurde der Verschleißzustand der Werkzeuge während der Versuchsreihen regelmäßig überprüft.

4.2.1 Randzoneneigenschaften und Schwingfestigkeit

Im Anschluss an die Tiefbohrversuche erfolgt die Analyse der erzeugten Bohrungen. Zu den wichtigsten Beurteilungsgrößen der Randzoneneigenschaften zählen die Oberflächentopographie, die Gefügestruktur, der Verfestigungszustand sowie der Eigenspannungszustand im oberflächennahen Bereich. Zusätzlich wird die Bohrungsqualität anhand der Vermessung geometrischer Abweichungen ermittelt.

4.2.2 Bohrungsqualität

Die Analyse und Beurteilung der Bohrungsqualität bei unterschiedlichen Prozessparameterkombinationen erfolgte anhand der Maß- und Formtoleranzen sowie der Oberflächenqualität der Tiefbohrungen. Hierfür wurden die Bohrungen zunächst gereinigt und Rückstände von KSS entfernt. Die Vermessung der Lage- und Formtoleranzen erfolgte auf einer 3D-Koordinatenmessmaschine der Firma Zeiss vom Typ Prismo 5 HTG VAST (Tabelle 4-3, #7). Die Oberflächenqualität wurde im Tastschnittverfahren mithilfe eines Perthometers der Firma Mahr vom Typ XR20 (Tabelle 4-3, #13) gemessen. Zur Beurteilung der Oberflächengüte wurden die gemittelte Rautiefe R_z und der arithmetische Mittelrauwerte R_a nach DIN EN ISO 4287 ausgewertet [DIN 4287]. Die taktilen Messungen der Oberflächengüte können sowohl zerstörungsfrei an den tiefgebohrten Proben als auch an aufgetrennten Probensegmenten durchgeführt werden. Jede Messung wurde an drei Messpositionen innerhalb einer Bohrung wiederholt und anschließend ein Mittelwert sowie die Standardabweichung der Messwerte berechnet. Zur optischen Auswertung der Oberflächengüte werden an Probensegmenten aufgetrennter Bohrungen lichtmikroskopische Aufnahmen mithilfe eines Digitalmikroskops der Firma Keyence vom Typ VHX-5000 (Tabelle 4-3, #20) sowie digitale Abbildungen der Oberflächen mithilfe eines konfokalen Weißlichtmikroskops der Firma NanoFocus, Typ μ surf C oder einem 3D Oberflächenmesssystem der Firma Confovis, Typ TOOLinspect Duo Vario erfasst (Tabelle 4-3, #14–15). Zur Veranschaulichung sind ausgewählte Messgeräte in **Abbildung 4-17** dargestellt.

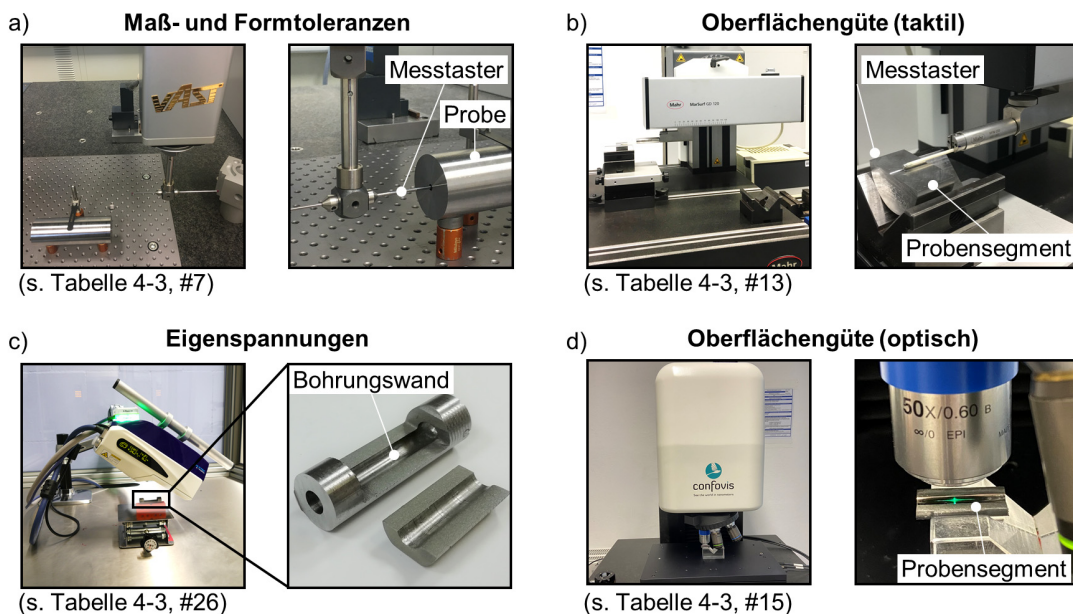


Abbildung 4-17: Messtechnik zur Analyse der Bohrungsrandzonenintegrität

4.2.3 Randzonenverfestigung und -aufhärtung

Die Verfestigung und Aufhärtung des Werkstoffs im randzonennahen Bereich kann durch die mechanischen Effekte (Kaltverfestigung) und thermischen Effekte (Neuhärtung) während des Einlippentiefbohrens hervorgerufen werden. Die thermomechanischen Lasten, die im Prozess auf die Randzone wirken, sind in Kap. 2.3.1 beschrieben. Mittels Mikrohärteprüfung wurden Härteprofile in der Bohrungsrandzone ermittelt. Bei der verwendeten Härteprüfung nach Vickers (HV0,01/10) wird mit einem pyramidenförmigen Prüfkörper bei definierter Prüfkraft ein quadratischer Abdruck in die zu untersuchende Werkstückoberfläche eingebracht. Die Größe des entstehenden Abdrucks ist abhängig von der Prüfkraft $F_{Prüf}$ und der Eindringzeit t_E des Eindringkörpers. Die Vickershärte wird

anschließend aus den beiden Diagonalen des quadratischen Prüfabdrucks und der eingesetzten Prüfkraft berechnet. Eine größere mittlere Diagonale der Prüfeindrücke bedeutet eine geringere Härte des geprüften Werkstoffs, da der pyramidenförmige Prüfkörper tiefer in das Material eindringen kann. Bei den durchgeführten Untersuchungen zur Härtesteigerung in der Bohrungsrandzone wurde eine Prüfkraft von $F_{Prüf} = 0,098 \text{ N}$ in Kombination mit einer Eindringzeit von $t_E = 10 \text{ s}$ gewählt, was dem Messbereich der Mikrohärtprüfung entspricht. Eine Skizze des Prüfschemas für die Messung eines Härteverlaufs in der Bohrungsrandzone zeigt **Abbildung 4-18**.

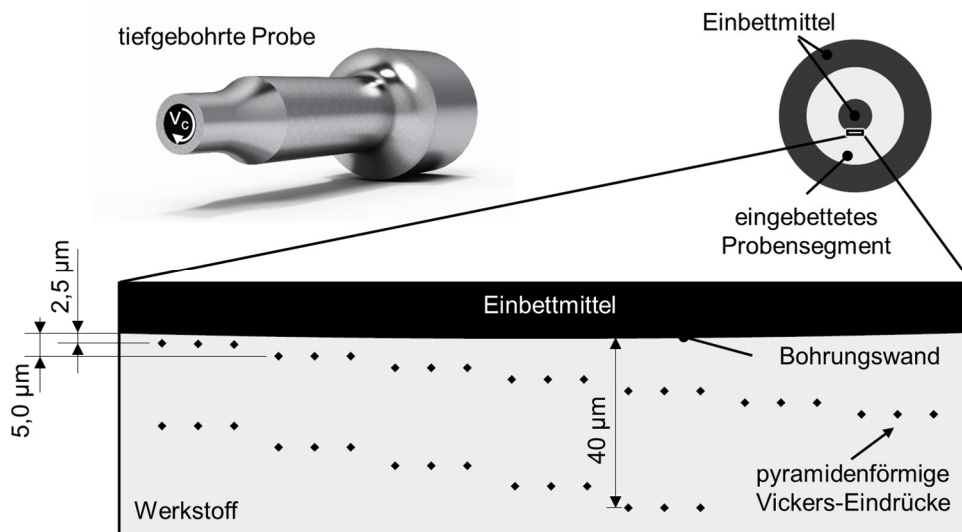


Abbildung 4-18: Schematische Darstellung der Messpositionen zur Mikrohärtmessung in der Bohrungsrandzone quer zur Bohrungsachse

Die Prüfeindrücke werden mit zunehmendem Abstand zur Bohrungsrandzone in einem Bereich von $a_{BW} = 2,5 \dots 40 \mu\text{m}$ erzeugt. Pro Messposition werden drei Wiederholungen der Messung mit identischem Abstand zur Bohrungsrandzone durchgeführt. Gemäß DIN EN ISO 6507 zur Vickers Härteprüfung sollte der Abstand des Mittelpunktes jedes Eindrucks vom Rand der Probe bei Härteprüfungen im Werkstoff Stahl mindestens das 2,5-fache der mittleren Eindrucksdiagonalen betragen. Zueinander ist ein Abstand der Mittelpunkte zweier nebeneinanderliegender Prüfeindrücke von mindestens dem dreifachen der mittleren Eindrucksdiagonalen vorgegeben [DIN6507]. Dieser Abstand der Prüfeindrücke zueinander wurde beim angewandten Prüfschema berücksichtigt. Bei den Messungen im Abstand von $a_{BW} = 2,5 \dots 12,5 \mu\text{m}$ wurde von dem in der Norm angegebenen Mindestabstand zur Randzone abgewichen, um Härtewerte für diesen Bereich ermitteln zu können. Da die Messungen an allen untersuchten Proben unter den gleichen Bedingungen durchgeführt wurden, liefern sie vergleichbare qualitative Ergebnisse, die für die Gegenüberstellung der auftretenden Werkstoffverfestigung bei unterschiedlichen Prozessparametern ausgewertet werden können. Zusätzlich kann über ein sogenanntes Mikrohärtmapping, bei dem die Härte in der Bohrungsrandzone in einem definierten Raster vermessen und ausgewertet wird, die Härteverteilung innerhalb der Bohrungsrandzone ermittelt und graphisch dargestellt werden. Hierfür werden die Bereiche der eingebetteten Proben an einem Härteprüfer Shimadzu HMV-G21 (Tabelle 4-3, #19) definiert und die Messpositionen entlang der Bohrungsrandzone verteilt (**Abbildung 4-19**)

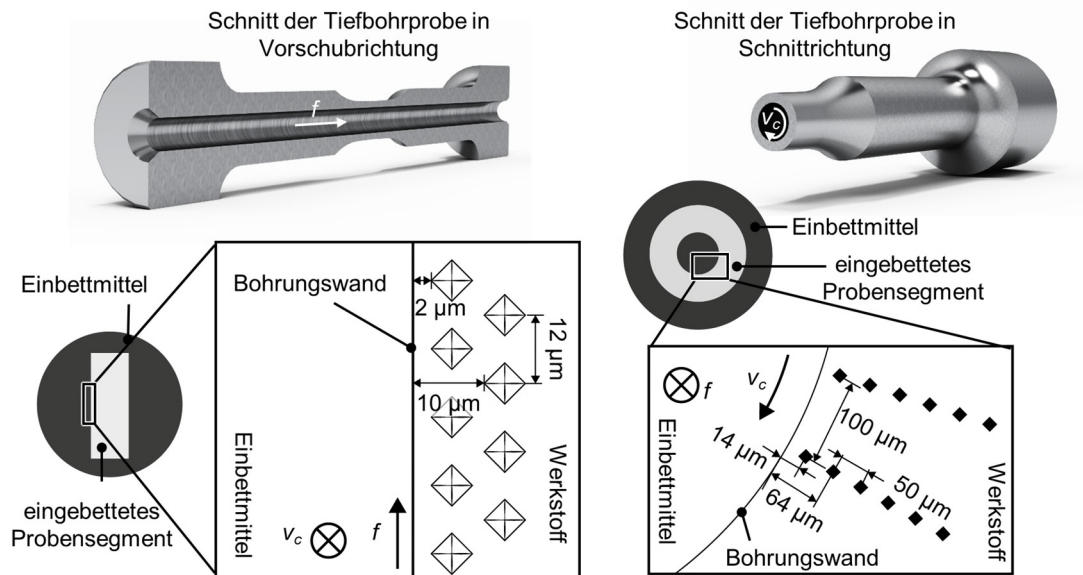


Abbildung 4-19: Schematische Darstellung der Prüfstrategie für das Mapping der Mikrohärtigkeit in der Bohrungsrandzone

4.2.4 Eigenspannungen

Um den Eigenspannungszustand der Bohrungsrandzone zu ermitteln, wurden Messungen mittels Röntgenbeugung (XRD) nach der $\cos \alpha$ -Verfahren durchgeführt. Für diese wurde ein mobiles Messgerät vom Typ Pulstec μ -x360s (Tabelle 4-3, #26) eingesetzt. Die Eigenspannungsmessung erfolgte mit einem Kollimator mit einem Durchmesser von $d = 0,2\ \text{mm}$, einem Probenabstand von $a = 40\ \text{mm}$, einem Verkippungswinkel von $\psi_0 = 35^\circ$ und einer Strahlungszeit von $t = 120\ \text{s}$. Die Höhenverstellung erfolgte mithilfe eines Scherentischs. Abbildung 4-17 zeigt den Messaufbau der Eigenspannungsmessung. Bei der röntgendiffraktometrischen Messung wird der einfallende Strahl in verschiedenen Richtungen entsprechend der Bragg'schen Gleichung reflektiert und es bildet sich ein Beugungskegel mit Öffnungswinkel 4θ aus. Über einen Detektor werden die Beugungsringe, die sog. Debye-Scherrer (D-S)-Ringe, erfasst. Aus der Form und dem Aussehen der Beugungsringe können, neben der Lage der Beugungswinkel, Informationen über die Gefügeausbildung und -textur gewonnen werden [Spi09]. Beim $\cos \alpha$ -Verfahren werden im Messsystem integrierte, zweidimensionale Detektoren eingesetzt, um die gebeugten Röntgenstrahlen aufzunehmen und einen D-S-Ring abzubilden [Tan19]. Die Messungen wurden an drei Messpositionen an aufgetrennten Proben in jeweils vier Richtungen (0° , 90° , 180° und 270°) durchgeführt. **Abbildung 4-20** zeigt die Messpositionen auf der Bohrungswand und exemplarisch die Ergebnisse einer Messung.

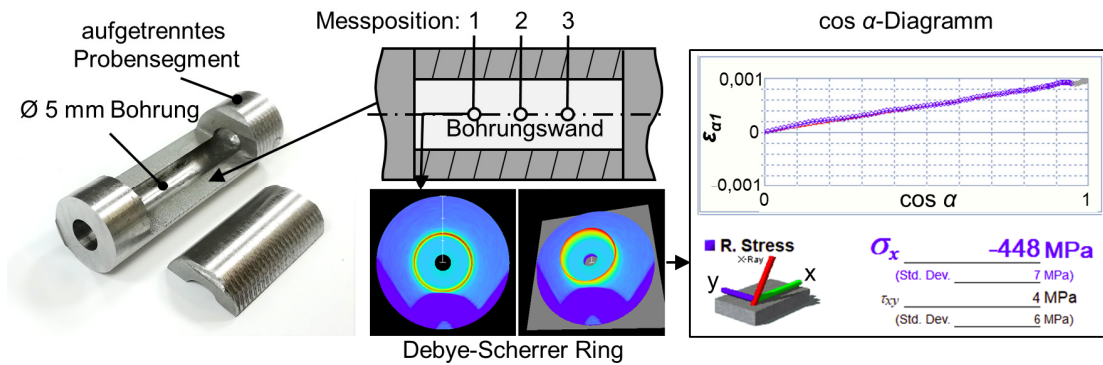


Abbildung 4-20: Eigenspannungsmessung mittels $\cos \alpha$ -Verfahren

Nach der Erfassung der Messdaten für alle vier Richtungen eines gegebenen Messpunktes wurde der entsprechende Spannungstensor berechnet. Hierfür wurde zur Vereinfachung ein ebener Spannungszustand angenommen, bei dem keine Normalspannungen senkrecht zur freien Bohrungsoberfläche wirken und somit die Normalspannungskomponente $\sigma_{zz} = 0$ ist. Die Komponente σ_{xx} entspricht dem Spannungszustand in axialer, σ_{yy} in tangentialer Richtung in der Bohrungswandzone. Anschließend wurde der Durchschnittswert der Eigenspannungen aller Messpositionen berechnet und die dazugehörige Standardabweichung ausgewertet.

4.2.5 Werkstoffprüfung

Am Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) wurden Zugversuche zur Bestimmung des elastisch-plastischen Materialverhaltens des verwendeten Werkstoffs und Ermüdungsversuche zur Bestimmung des Ermüdungsverhaltens der tiefgebohrten Proben durchgeführt. Die Zugproben hierfür wurden mithilfe des in Abbildung 4-11 dargestellten Aufbaus aus dem Versuchswerkstoff gefertigt. Im Zugversuch wird die Zugprobe unter einer einachsigen, momentenfreien und kontinuierlich ansteigenden Zugbeanspruchung getestet. Die Versuchsdurchführung für metallische Werkstoffe wie Stahl erfolgt gemäß DIN EN ISO 6892 [DIN6892]. Die im Zugversuch ermittelten Kennwerte, wie die Zugfestigkeit R_m , die Dehngrenze $R_{p0,2}$ etc. (s. **Abbildung 4-21**), sind neben den mechanischen und chemischen Werkstoffeigenschaften auch abhängig von weiteren Parametern, wie der Werkstofftemperatur und der Verformungsgeschwindigkeit, die in Form der Dehnrates $\dot{\epsilon}$ angegeben wird [Mac19].

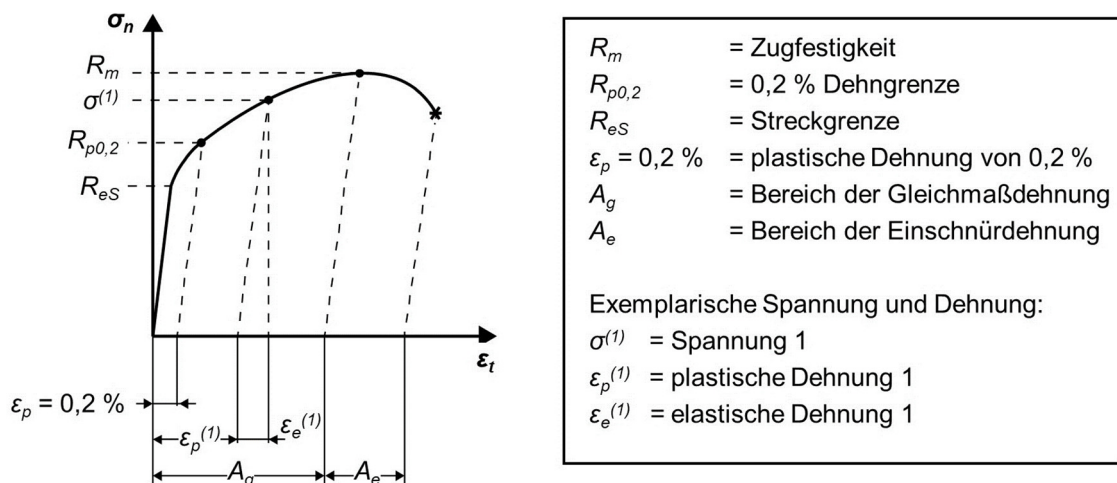


Abbildung 4-21: Spannung-Dehnungs-Diagramm [Mac19]

Abbildung 4-21 zeigt das Schema eines technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramms, wie es mithilfe eines Zugversuchs ermitteln lässt. Dabei wird die im Diagramm dargestellte Spannung und Dehnung auf den Anfangsquerschnitt der Zugprobe bezogen. In einem wahren Spannungs-Dehnungs-Diagramm hingegen wird der tatsächliche, sich mit steigender Spannung und Dehnung ändernde, Probenquerschnitt berücksichtigt. Die Streckgrenze R_{eS} beschreibt den Übergang von elastischer zu plastischer Dehnung. Der in den Versuchen eingesetzte Vergütungsstahl 42CrMo4 weist einen kontinuierlichen Übergang zwischen elastischer und plastischer Dehnung auf. Als Kennwert für den Beginn der makroskopischen plastischen Deformation wird die 0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$ bestimmt. Dieser Wert beschreibt die Spannung, bei der nach Entlastung der Probe eine plastische Dehnung von $\varepsilon_p = 0,2\%$ zurückbleibt [Mac19]. Im Rahmen der Parametrierung des Fließspannungsmodells des Werkstoffs für die 2D-Spanbildungssimulation ist, neben der Dehngrenze, die aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm zu ermittelnde, mechanische Verfestigung des Werkstoffs von Bedeutung. Diese Kennwerte werden für den Versuchswerkstoff 42CrMo4 S110 durch einen quasistatischen Zugversuch auf einer Prüfmaschine der Firma Shimadzu vom Typ EHF-UV100 bei einer Dehnrates von $\dot{\varepsilon} = 0,00277\text{ s}^{-1}$ ermittelt. Die Dehnrates liegt damit im nach DIN EN ISO 6892-1 vorgegeben Bereich einer maximalen Dehnrates von $\dot{\varepsilon} = 0.008\text{ sec}^{-1}$ [DIN6892].

Die bei der Zerspanung auftretenden Dehnrates von bis zu $\dot{\varepsilon} \approx 10^5\text{ s}^{-1}$ sind deutlich höher als bei anderen Fertigungsverfahren und können mit konventionellen quasistatischen Prüfverfahren nicht erreicht werden (vgl. **Abbildung 4-22**). Zusätzlich ist der Zerspanprozess gekennzeichnet durch hohe Temperaturen von bis zu 1200 °C , die in der Wirkzone auftreten und die das Materialverhalten maßgeblich beeinflussen [Hal05]. Eine Charakterisierung des Werkstoffs im quasistatischen Zugversuch kann somit aufgrund der geringen Dehnrates und Temperatur das Werkstoffverhalten bei Zerspanungsprozessen nicht ausreichend genau abbilden.

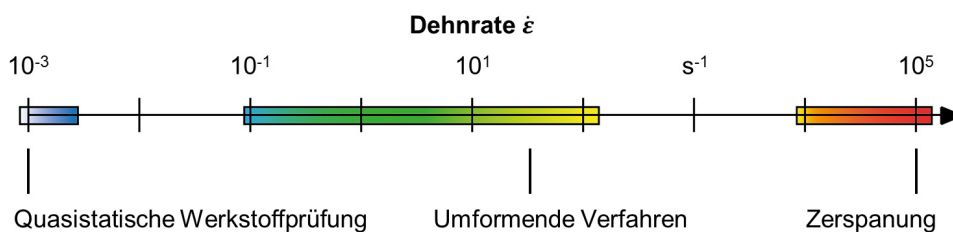


Abbildung 4-22: Einordnung der Dehnrates bei der Zerspanung nach [Pou01; Tif18]

Für die Charakterisierung des elastisch-plastischen Materialverhaltens bei Dehnrates und Temperaturen, die den im Zerspanprozess auftretenden Bedingungen deutlich näher kommen, steht am ISF ein mit einer Induktionsheizung erweiterter Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) zur Verfügung. Mit diesem Versuchsstand ist eine Materialcharakterisierung mit zylindrischen Probenkörpern bei Dehnungen bis etwa $\varepsilon = 0,5$, Dehnrates bis $\dot{\varepsilon} \approx 10^4\text{ s}^{-1}$ und Aufheizrates von $\Delta T \approx 300\text{ K/s}$ bei maximalen Temperaturen von $T \approx 750\text{ °C}$ realisierbar. Eine detaillierte Beschreibung der Funktionsweise des SHPB-Versuchsstands ist in [Kim21] zu finden.

Der Einfluss des Einlippentiefbohrprozess auf das Ermüdungsverhalten wurde anhand physikalischer Ermüdungsversuche untersucht. Um eine erste Einschätzung des Ermüdungsverhaltens des Versuchswerkstoffs zu erhalten, wurden Laststeigerungsversuche (LSV) durchgeführt. Die Ermüdungs- und Schädigungsentwicklung, die in den LSV ermittelt wurde, diente als Grundlage für die Bestimmung geeigneter Belastungsparameter für die Einstufenversuche (ESV). Dabei kann der Übergangsbereich zwischen der Dauer- und der Zeitfestigkeit abgeschätzt und als Belastung für die ESV herangezogen werden.

Die LSV mit ansteigender und ESV mit konstanter Spannungsamplitude wurden mit einem Rumul Testronic 150 kN Resonanzprüfsystem (Tabelle 4-3, #27) durchgeführt (**Abbildung 4-23**).

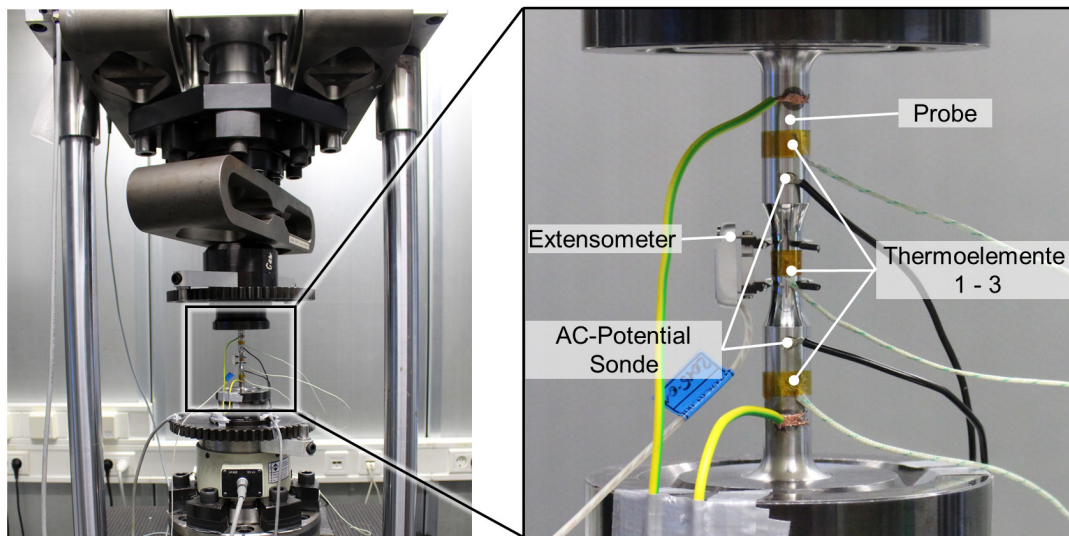


Abbildung 4-23: Rumul Testronic 150 kN mit eingesetzter Ermüdungsprobe und applizierter Messtechnik [Baa18]

Geprüft wurde mit einer Frequenz von $f_{cyc} = 75$ Hz und einem Spannungsverhältnis der Oberspannung σ_o zur Unterspannung σ_u von $R = -1$. Um erste mikrostrukturelle Veränderungen festzustellen, werden die Proben mit einem Extensometer, einer Wechselstrom-Potentialsonde und drei Thermoelementen ausgestattet. Hierdurch können die plastische Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,p}$, die Temperaturänderung ΔT und das Wechselstrompotential U_{AC} als Messgrößen erfasst werden. Die Auswertung der, mithilfe des Extensometers ermittelten, Hysterese ermöglicht die Detektion der auftretenden plastischen Verformungen während der Ermüdungsbelastung. Plastische Verformungen und damit der Schädigungszustand der Probe werden während der LSV durch den Übergang von einer linearen zu einer exponentiellen Steigung der Messwerte angezeigt [Wal14]. Die LSV beginnt bei einer schädigungsfreien Amplitude von $\sigma_a = 100$ MPa und wird in Intervallen von $\Delta N = 10^4$ Lastzyklen um $\Delta\sigma_a = 10$ MPa erhöht.

5 Technologische Untersuchungen zum Einfluss des Einlippentiefbohrens auf die Bohrungsrandzonenintegrität

Zunächst werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen vorgestellt, bei denen der Einfluss der Prozessparameter beim Einlippentiefbohren auf die Randzoneneigenschaften untersucht wird. Durch die Ergebnisse wird gezeigt, inwieweit die Variation der Werkzeuggestalt, der Schnittwerte, des Werkstoff-Schwefelgehalts und der Kühlschmierstrategie die Randzoneneigenschaften beeinflussen (s. **Abbildung 5-1**). Ziel ist dabei die Untersuchung des unter den jeweiligen Prozessbedingungen gegebenen Potentials für eine gezielte Einstellung von Randzoneneigenschaften, die sich positiv auf die Schwingfestigkeit der Bauteile auswirken.

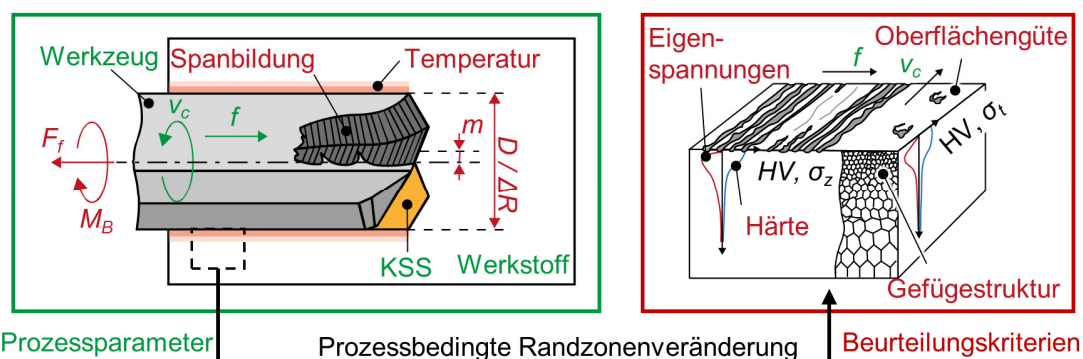


Abbildung 5-1: Schematische Darstellung der variierenden Prozessparameter und Beurteilungskriterien

5.1 Einfluss der Werkzeuggestalt

Im Rahmen einer ersten Versuchsreihe wurde der Einfluss der Werkzeuggestalt auf die Randzonenintegrität untersucht. Als entscheidende Werkzeugparameter wurden dabei die Umfangsform, Schneidengeometrie und Beschichtung variiert. Als Ausgangsgrößen des Bohrprozesses wurden die mechanische Werkzeug- und damit verbundene Bohrungsrandzonenbelastung, die Bohrungsrandzoneneigenschaften, die Bohrungsqualität und die Spanform untersucht und beurteilt. Die Evaluierung dieser Ergebnisse stellt die Grundlage zur Auswahl eines Referenzwerkzeugs für die darauffolgenden Untersuchungen dar.

5.1.1 Mechanische Werkzeug- und Bohrungsrandzonenbelastung

Zur Analyse des mechanischen Belastungskollektivs wurde während der Tiefbohrversuche mit den Werkzeugvarianten 1 – 8 die Vorschubkraft F_f und das Bohrmoment M_B werkzeugseitig gemessen. Die mechanische Werkzeugbelastung resultiert aus den, während des Prozesses auftretenden Umform-, Scher- und Reibvorgängen, die durch die Werkzeuggestalt maßgeblich beeinflusst werden können. Um einen Einfluss des Einlaufverhaltens der Werkzeuge im Initialzustand zu kompensieren, wurde jeweils die dritte Bohrung, die mit der jeweiligen Werkzeugvariante erzeugt wurde, ausgewertet. Die Auswertung erfolgte in Form der Mittelwerte der Vorschubkraft F_f und des Bohrmoments M_B über den stationären Bereich der Messung. Die Standardabweichung, als Maß für die Streubreite der Werte, repräsentiert die während der In-Prozess Messung auftretenden Schwingungen. Eine Auswertung der mechanischen Werkzeugbelastung zeigt einen signifikanten Einfluss der Werkzeuggestalt auf die Höhe der mechanischen Werkzeugbelastung (vgl. **Abbildung 5-2**). Zur Veranschaulichung sind die spezifischen Eigenschaften der jeweiligen Werkzeugvarianten über den Säulen im Diagramm skizziert.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min	I SD
Werkzeug:	ELB-113HP; $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub:	$f = 0,1$ mm	
Umfangsform:	G / A	KSS-Druck:	$p_{01} = 100$ bar	
Beschichtung:	(A) AlTiN / (T) TiN			

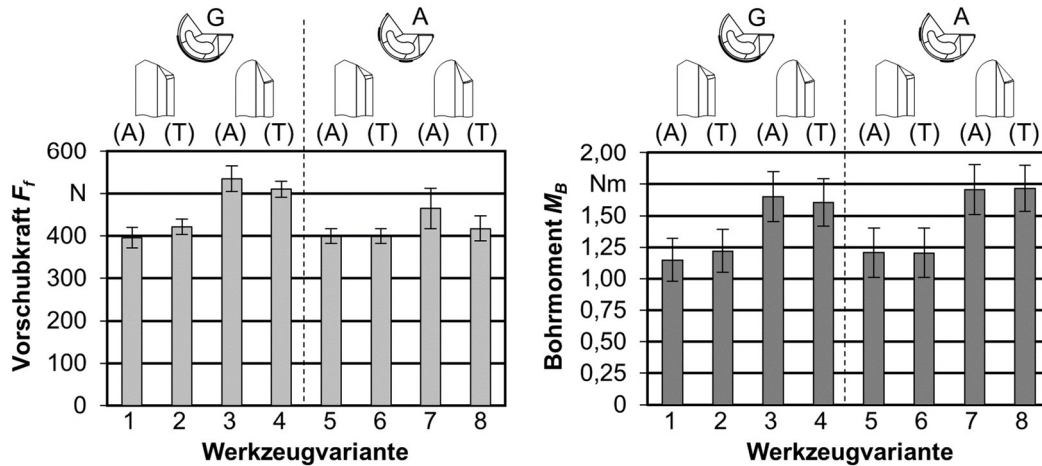


Abbildung 5-2: Mechanische Werkzeugbelastung in Abhängigkeit der Werkzeugvarianten

Beim Einsatz der Werkzeuge mit Radiusanschliff zeigen sich deutliche Unterschiede in der Höhe der Vorschubkraft und des Bohrmoments gegenüber den Werkzeugen mit Standardanschliff. Für die Werkzeuge mit radiusförmiger Schneide ist die Vorschubkraft im Mittel 19 % höher als bei den Varianten mit Standardanschliff. Beim Vergleich der Werkzeugvariante 8 (Radiusanschliff) mit den Varianten 5 und 6 (Standardanschliff) ist dieser Unterschied mit etwa 5 % am geringsten. Die Umfangsform und die Beschichtung der Einlippenbohrer haben einen deutlich geringeren Einfluss auf die mechanischen Werkzeugbelastungen. Lediglich bei den Werkzeugvarianten mit Radiusanschliff zeigen sich Unterschiede in der Vorschubkraft zwischen den Umfangsformen. Die Vorschubkraft beim Einsatz der Umfangsform A ist bei ansonsten gleichen Werkzeugeigenschaften bei den Varianten mit AlTiN-Beschichtung um 13 % (Variante 7 / 3) und bei der TiN-Beschichtung um 18 % (Variante 8 / 4) geringer gegenüber der Umfangsform G. Bei den Werkzeugen mit Radiusanschliff ist zusätzlich ein Unterschied in der Vorschubkraft zwischen den AlTiN und TiN beschichteten Werkzeugen zu erkennen. Im Vergleich der Varianten 3 und 4 mit Umfangsform G beträgt dieser 5 %, bei den Varianten 7 und 8 mit Umfangsform A 10 %. Auch bei Betrachtung des Bohrmoments zeigt sich, dass die höchsten Werte mit den Werkzeugvarianten 7 ($M_B = 1,71$ Nm) und 8 ($M_B = 1,72$ Nm) erzielt werden. Im Mittel liegt das Bohrmoment der Werkzeuge mit Radiusanschliff 40 % höher gegenüber den Varianten mit Standardanschliff. Nur geringfügig wirkt sich die Beschichtung der Werkzeuge auf die Höhe des Bohrmoments aus.

Als Haupteinflussgrößen auf die mechanische Werkzeugbelastung können anhand dieser Ergebnisse der Schneidengeometrie und die Umfangsform identifiziert werden. Durch die Analyse der Kraftkomponenten am Werkzeugkopf lassen sich die Unterschiede in der Höhe der mechanischen Werkzeugbelastung erklären. So haben bei den Werkzeugen mit Standardanschliff die Außen- und Innenschneide die gleiche Länge. Die Passivkräfte der Außenschneide $F_{p,a}$ und Innenschneide $F_{p,i}$ wirken entgegengesetzt und sorgen so für eine geringere Abdrängung des Werkzeugs [Har16]. Bei den Werkzeugen mit Radiusanschliff wirken keine nennenswerten Kräfte an der Innenschneide, so dass die Abdrängung des Werkzeugs durch die resultierende Passivkraft $F_{p,res}$ bei dieser Schneidengeometrie höher ist als bei Werkzeugvarianten mit Standardanschliff (vgl. **Abbildung 5-3**). Die stärkere

Abdrängung des Werkzeugs resultiert in höheren Normal- und Reibkräften an den Führungsleisten und im Vergleich zum Werkzeug mit Standardanschiff in höheren mechanischen Werkzeugbelastungen.

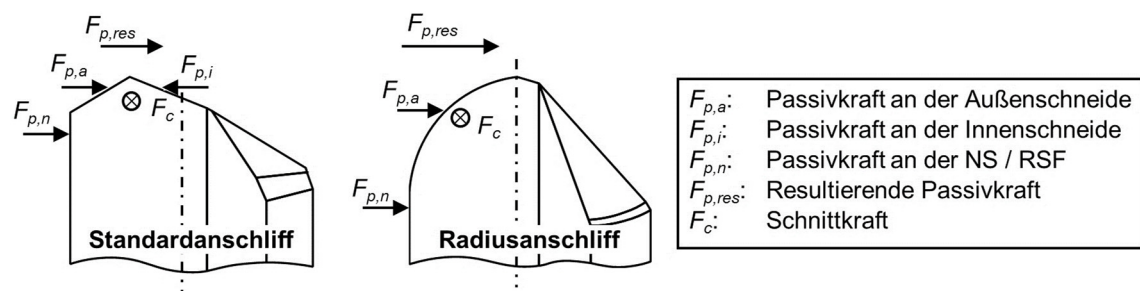


Abbildung 5-3: Vergleich der resultierenden Passivkraft an ELB mit Standardanschiff nach [Har16] und mit Radiusanschiff

Des Weiteren zeigte die Umfangsform einen Einfluss auf die mechanischen Belastungen. Durch eine kleinere Kontaktzone steigt der Druck zwischen den Führungsleisten und der Bohrungswand. Dies führt zu einem tieferen Eindringen der Führungsleisten in die Bohrungswand beim Einsatz von Werkzeugen mit Umfangsform A, die schmalere Führungsleisten gegenüber Werkzeugen mit Umfangsform G aufweisen, was zu einem höheren Bohrmoment beiträgt. Ähnliche Beobachtungen sind auch in der Literatur, für Untersuchungen zum Einlippentiefbohren mit einem Werkzeugdurchmesser von $d = 1,5$ mm, beschrieben [Bie11].

Der Einfluss der variierten Werkzeugmerkmale auf die Vorschubkraft und das Bohrmoment ist in **Abbildung 5-4** zusammengefasst. Insbesondere durch die Variation des Werkzeuganschiffs kann die Höhe der mechanischen Werkzeugbelastung signifikant beeinflusst werden. Bei der Betrachtung der mechanischen Randzonenbeeinflussung, mit dem Ziel eine Pressglättung der Bohrungsoberfläche zu erzeugen und Druckeigenspannungen zu induzieren, spielt die Höhe des Bohrmoments eine entscheidende Rolle, da das Bohrmoment im direkten Zusammenhang mit den, an den Führungsleisten übertragenen Normalkräften steht (vgl. Kap. 2.3.1). Vor diesem Hintergrund scheint die Wahl der Radiuschneide vorteilhaft gegenüber dem Standardanschiff, um das Bohrmoment und damit die, über die Führungsleisten auf die Bohrungswand übertragenen Normalkräfte zu steigern.

Werkzeuggestalt	Vorschubkraft F_f		Bohrmoment M_B	
Anschiff				
Umfangsform				
Beschichtung				

Abbildung 5-4: Übersicht der Haupteinflussgrößen der Werkzeuggestalt auf die mechanische Werkzeugbelastung

5.1.2 Spanbildung

Die Spanform ist beim Einlippentiefbohren von besonderer Bedeutung. Eine prozessgünstige Spanform zeichnet sich durch kurzbrechende Späne aus, die mithilfe des KSS-Stroms leicht über die Sicke des Werkzeugs aus der Bohrung befördert werden können. Bei der Entstehung von langen, ungünstig geformten Spänen kann es zu einem Verkleben der Späne zwischen Werkzeug und Bohrungswand und infolgedessen zu einem Werkzeugbruch kommen. Des Weiteren besteht die Gefahr, dass ungünstig geformte Späne an der erzeugten Bohrungswand reiben und so die Oberflächentopografie beschädigen [Buc71; Fin77; Kir16]. Eine günstige, kurze Spanform schafft somit die Voraussetzung für eine hohe Prozesssicherheit und Bohrungsqualität. Für die im Rahmen der Versuchsreihe eingesetzten Werkzeugvarianten wurden Proben der erzeugten Späne gesammelt und dokumentiert, um den Einfluss der Schneidengeometrie, Umfangsform und Beschichtung auf die Spanform zu untersuchen (s. **Abbildung 5-5**).

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP; $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= 0,1 mm
Umfangsform:	G / A	KSS-Druck: p_{0l}	= 100 bar
Beschichtung:	<input type="checkbox"/> AlTiN / <input type="checkbox"/> TiN		

20 mm

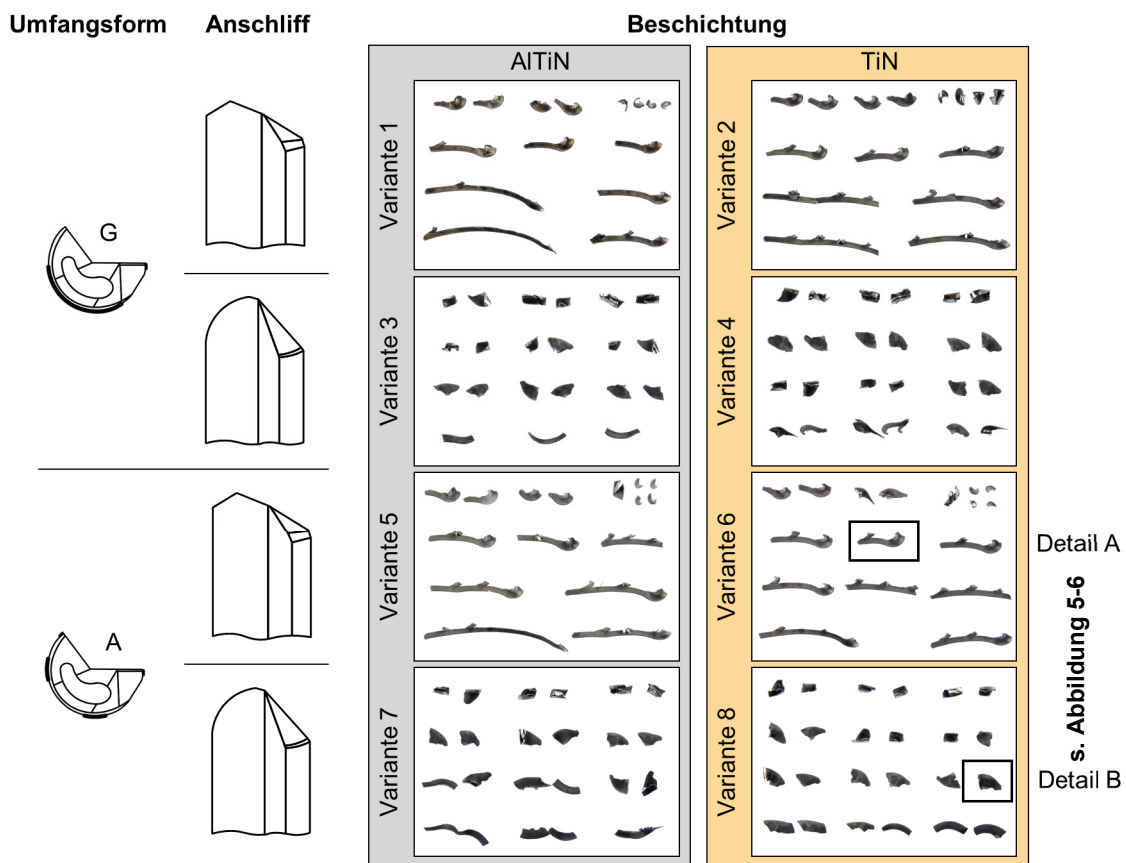


Abbildung 5-5: Spanform in Abhängigkeit von Umfangsform, Anschlag und Beschichtung

Sowohl die Variation der Beschichtung als auch der Umfangsform der Werkzeuge lassen keinen signifikanten Einfluss auf die Spanform erkennen. Dahingegen zeigt sich für die Variation der Schneidengeometrie ein deutlicher Unterschied in der Größe und Form der Späne. So bilden sich bei den Werkzeugvarianten mit Standardanschlag sowohl kurzbrüchige, kommaförmige Späne als auch deutlich längere Bandspäne. Bei diesen bis zu etwa 40 mm langen Spänen kommt es zur Bildung von seitlich am Span abstehenden Spansegmenten in Form von „Fähnchen“. Diese Spanform ist durch die Teilung des entstehenden

Spans an der äußeren und inneren Hauptschneide des Werkzeugs zu erklären. Entsprechend der Charakteristik des Bohrprozesses fällt die Schnittgeschwindigkeit von der Scheidenecke zum Bohrerzentrum linear ab. Der an der Außenschneide entstehende Spanteil läuft daher mit einer höheren Geschwindigkeit auf der Spanfläche ab als der Spanteil an der inneren Schneide. Dabei bilden sich auch unterschiedliche Krümmungsradien der Spanteile aus. Durch den schneller ablaufenden äußeren Spanteil reißt der innere Teil des Spans ein (**Abbildung 5-6**, Detail A). Ähnliche Beobachtungen wurden auch von *Eichler* bei Untersuchungen zur Prozesssicherheit beim Einlippentiefbohren beschrieben [Eic96]. Die Ausprägung der feinen, lamellenförmigen Struktur, die auf der Oberfläche des äußeren Teils des Spans zu erkennen ist, lässt auf eine Segmentierung des Spans bei der Spanbildung schließen. Diese Art von Spänen wird als Lamellenspan bezeichnet, der aus einem gleichmäßigen, periodischen Spanbildungsvorgang mit Formänderungsschwankungen resultiert [Den10].

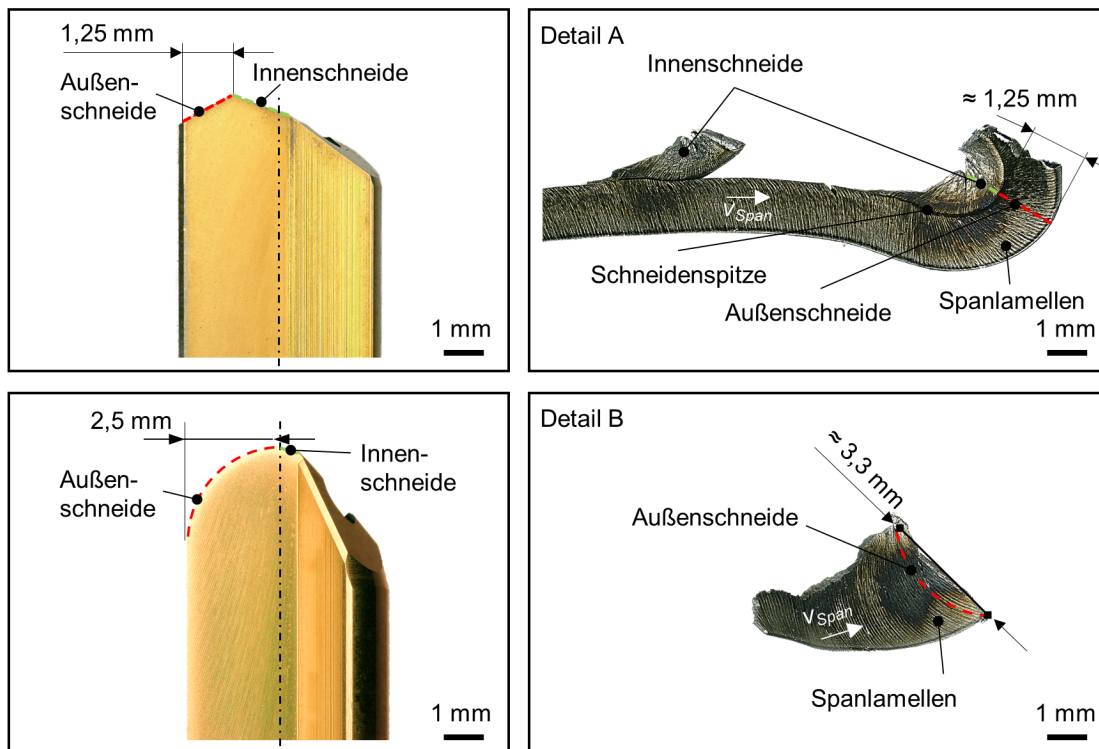


Abbildung 5-6: Detailaufnahme der Spanform für Standard- und Radiusanschliff

Im Vergleich zu den mit dem Standardanschliff erzeugten Spänen, sind die Späne, die mit Werkzeugvarianten mit Radiusanschliff erzeugt werden, deutlich kurzbrüchiger. Da hier der Span von der durchgehenden, bogenförmigen Außenschneide erzeugt wird, ist keine Teilung des Spans zu erkennen. Die Geschwindigkeit, mit der der Span an der Spanfläche abfließt, nimmt über die Breite des Spans ab. Neben der Wölbung des Spans, die durch die Schneidengeometrie entsteht, weist der an der Schneidenecke entstehende Teil des Spans aufgrund der höheren Geschwindigkeit bei der Entstehung, eine zur inneren Seite gekrümmte Form auf (vgl. **Abbildung 5-6**, Detail B). Diese Ausprägung des Spans begünstigt das Brechen der Späne und verhindert die Bildung von längeren Spansegmenten, die sich in der Sicke des Werkzeugs ausbilden können.

Für die Betrachtung des Einflusses der Werkzeuggestalt auf die Spanform kann zusammengefasst werden, dass von den variierten Werkzeugparametern lediglich die Schneidengeometrie einen deutlichen Einfluss auf die Spanentstehung und resultierende Spanform zeigt. Zur Veranschaulichung dieses Einflusses ist die Spanentstehung an der jeweiligen Schneidengeometrie in **Abbildung 5-7** skizziert.

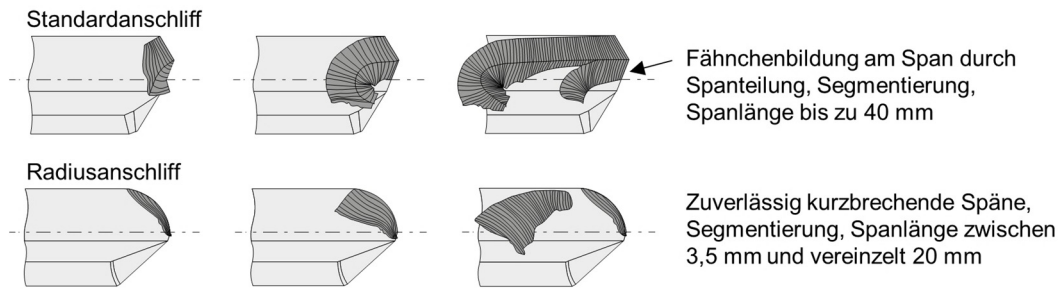


Abbildung 5-7: Einfluss der Schneidengeometrie auf die Spanform

Bei den Werkzeugvarianten mit Standardanschliff bilden sich deutlich längere Späne mit einer Föhnchenbildung. Im Vergleich dazu erscheint die kurzbrüchigere, gekrümmte Spanform bei den Werkzeugvarianten mit Radiusanschliff hinsichtlich der Vermeidung von Spanklemmern und Beschädigungen der Bohrungsoberfläche vorteilhafter. Inwieweit sich diese Beobachtungen auf die erzeugte Bohrungsqualität auswirken, wird im folgenden Kapitel näher untersucht.

5.1.3 Bohrungsqualität und Verfestigung des Randzonengefüges

Die Qualität der erzeugten Bohrungen und die Einhaltung von oft engen Maß-, Form- und Lagetoleranzen ist insbesondere beim Tiefbohren von höchster Relevanz. Dabei steht die Bohrungsqualität in direktem Zusammenhang mit den Funktionseigenschaften der tiefgebohrten Bauteile und ist für die Ausfallsicherheit der Komponenten entscheidend. Die Qualität der, mit den unterschiedlichen Werkzeugvarianten erzeugten Bohrungen, wird anhand der Maß- und Formtoleranzen sowie der Oberflächenqualität gemessen und bewertet. Der Mittenverlauf, der Durchmesser und die Rundheitsabweichung werden auf einer 3D-Koordinatenmessmaschine taktil erfasst. Dabei wird die Bohrung sowohl am Bohrungseingang, 5 mm hinter dem Bereich der Pilotbohrung und am Bohrungsausgang, 5 mm vor Bohrungsaustritt, mithilfe des Messtasters, vermessen (vgl. **Abbildung 5-8**). Die jeweiligen Messwerte für die acht Werkzeugvarianten sind in den Diagrammen gegenübergestellt.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 65$ m/min	I SD
Werkzeug: ELB-113HP; $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	■ Messtiefe $l_{M,1}$
Umfangsform: G / A	KSS-Druck: $p_{OI} = 100$ bar	■ Messtiefe $l_{M,2}$
Beschichtung: AlTiN / TiN		▨ $l_{M,1} / l_{M,2}$

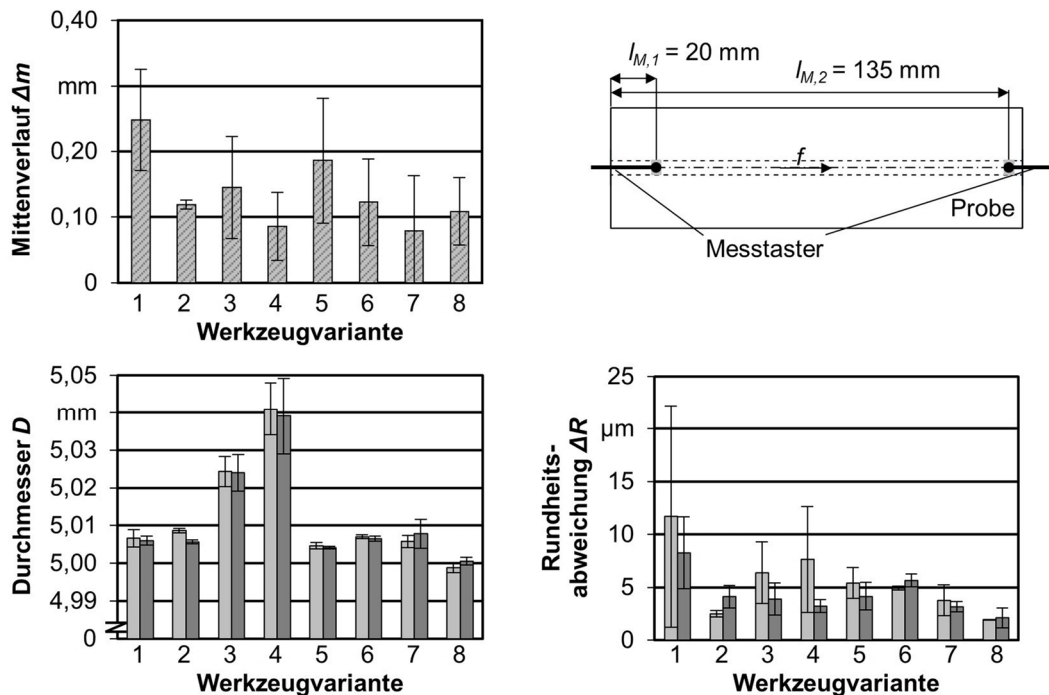


Abbildung 5-8: Mittenerlauf, Durchmesser und Rundheitsabweichung für die eingesetzten Werkzeugvarianten

Die hier eingesetzten Vollhartmetallwerkzeuge weisen, aufgrund der damit verbunden höheren Werkzeugsteifigkeit, einen Vorteil bezüglich des erzielbaren Mittenerlaufs gegenüber ELB mit aufgelötetem Bohrkopf auf [Bot13]. Nach aus der Literatur bekannten Ergebnissen ist für den Bohrungsdurchmesser $D = 5$ mm in Kombination mit einem l/D Verhältnis von 30 ein Mittenerlauf von etwa $\Delta m \approx 0,39$ mm zu erwarten [Har14; Kir16; Bie18]. Anhand dieser Referenz lässt sich der in den Versuchen erzielte Mittenerlauf für alle Werkzeugvarianten als gering beurteilen, wobei zwischen den einzelnen Werkzeugvarianten Unterschiede im Mittenerlauf zu beobachten sind. Ein Einfluss der Pilotbohrung auf die Ergebnisse bei Variation der Werkzeugvarianten kann ausgeschlossen werden, da alle Pilotbohrungen mit demselben Werkzeug erzeugt wurden, so dass sich die Ergebnisse auf die Eigenschaften der Werkzeugvarianten zurückführen lassen. Mit Blick auf den Mittenerlauf stechen die Werkzeugvarianten 1 und 5 hervor. Beide Varianten sind gekennzeichnet durch einen Standardanschiff mit einer AlTiN-Beschichtung, die einen vergleichsweise hohen Mittenerlauf mit Mittelwerten von $\Delta m = 2,5$ mm und $\Delta m = 1,9$ mm aufweisen. Die Werte der weiteren untersuchten Werkzeugvarianten liegen bei $\Delta m < 0,15$ mm, mit den geringsten Werten für die Werkzeugvarianten 4, 7 und 8. Diese Werkzeuge weisen den Radius-Anschiff in Kombination mit variierender Beschichtung und Umfangsform auf. Die Schneidengestalt mit bogenförmiger Außenschneide scheint den Mittenerlauf somit nicht negativ zu beeinflussen, sondern zeigte sich in Kombination mit den gewählten Schnittwerten als vorteilhaft. Bezüglich der Durchmesserabweichung ließen sich mit allen Werkzeugen ausgenommen der Varianten 3 und 4 Bohrungsqualitäten im Bereich der ISO-Toleranzklasse IT6 erzielen, die eine maximale Abweichung von $\Delta D = 8 \mu m$ bei einem Werkzeugdurchmesser von $d = 3 \dots 6$ mm vorsieht. Die größte Durchmesserabweichung ist bei der Variante 4 mit $\Delta D = +0,04$ mm zu erkennen, wohingegen mit Variante 8, welche sich nur durch ihre

Umfangsform unterscheidet, mit $\Delta D = +0,002$ mm am Bohrungsaustritt, die geringste Abweichung erzielt wurde. Auch bezüglich der Rundheit der Bohrungen konnten mit Werkzeugvariante 8 die geringsten Werte, mit im Mittel $\Delta R = 2,1$ μm , erreicht werden. Die bei Werkzeugvariante 8 vorliegende Kombination aus bogenförmiger Hauptschneide und Umfangsform A wirkte sich somit günstig auf die Führung des Werkzeugs in der Bohrung und der dadurch erzielbaren Maß- und Formtoleranzen aus.

Neben den geometrischen Toleranzen, die bei industriellen Produktionsprozessen in der Regel nach entsprechenden Standards (z. B. DIN ISO 2768) definiert sind, werden im Rahmen dieser Arbeit insbesondere die Randzoneneigenschaften der erzeugten Bohrungen analysiert. Die Oberflächenqualität gilt dabei als eine entscheidende Einflussgröße auf die resultierende Schwingfestigkeit von spanend bearbeitenden Bauteilen [Nov04] (s. Kap.2.5). Probensegmente der mit den unterschiedlichen Werkzeugvarianten erzeugten Bohrungsoberflächen wurden am konfokalen Weißlichtmikroskop untersucht und sind in **Abbildung 5-9** visualisiert.

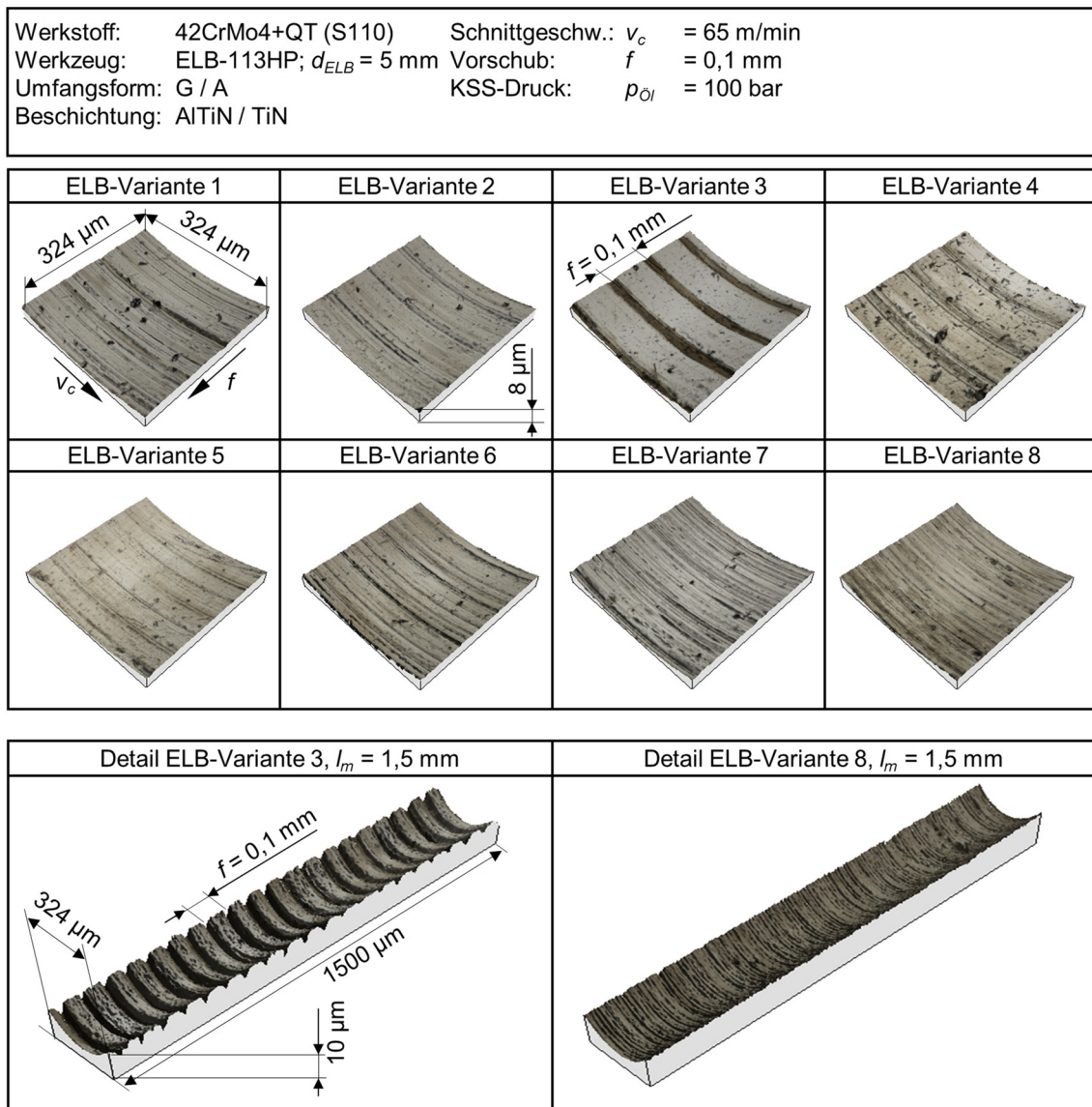


Abbildung 5-9: Darstellung der erzeugten Oberflächentopographien in Abhängigkeit der Werkzeugvarianten

Die Aufnahmen verdeutlichen die Unterschiede der mit den jeweiligen Werkzeugvarianten erzeugten Oberflächentopografien. Insbesondere bei Werkzeugvariante 3 sind ausgeprägte Vorschubrillen in der Bohrungsoberfläche erkennbar. Die Detailaufnahme über eine Messstrecke von 1,5 mm verdeutlicht das periodische Profil mit einem Abstand von 0,1 mm zwischen den Profilspitzen. Auch bei der mit Werkzeugvariante 4 erzeugten Bohrungswand sind Vorschubrillen erkennbar, wenn auch weniger stark ausgeprägt. Beide Varianten zeichnen sich durch einen Radiusanschleiff in Kombination mit der Umfangsform G aus. Die Rauheitsmessungen zeigen für diese Werkzeugvarianten sowie zusätzlich für Werkzeugvariante 7 eine gemittelte Rautiefen von $Rz > 1,5$ μm und somit relativ hohe Oberflächenrauheiten (Abbildung 5-10). Nach Erkenntnissen aus der Literatur kann bei Rautiefen von $Rz > 1,5$ μm davon ausgegangen werden, dass ein weiterer Anstieg der Rauheit zu einer proportionalen Verringerung der Ermüdungsfestigkeit führt [Nov04]. Da die Rz -Werte Profilspitzen stärker berücksichtigen, werden die Rz -Werte gegenüber den Ra -Werten als Indikator für die Ermüdungsfestigkeit bevorzugt. Dennoch gelten bei Bauteilen ohne Eigenspannungen im oberflächennahen Bereich Mittenrauwerte von

$Ra > 0,1 \mu\text{m}$ als kritischer Wert für das Ermüdungsverhalten [Nov04]. Unter Berücksichtigung dieses Wertes wurden gute Mittenrauwerte mit den Werkzeugvarianten 1, 2, 5 und 8 erzielt.

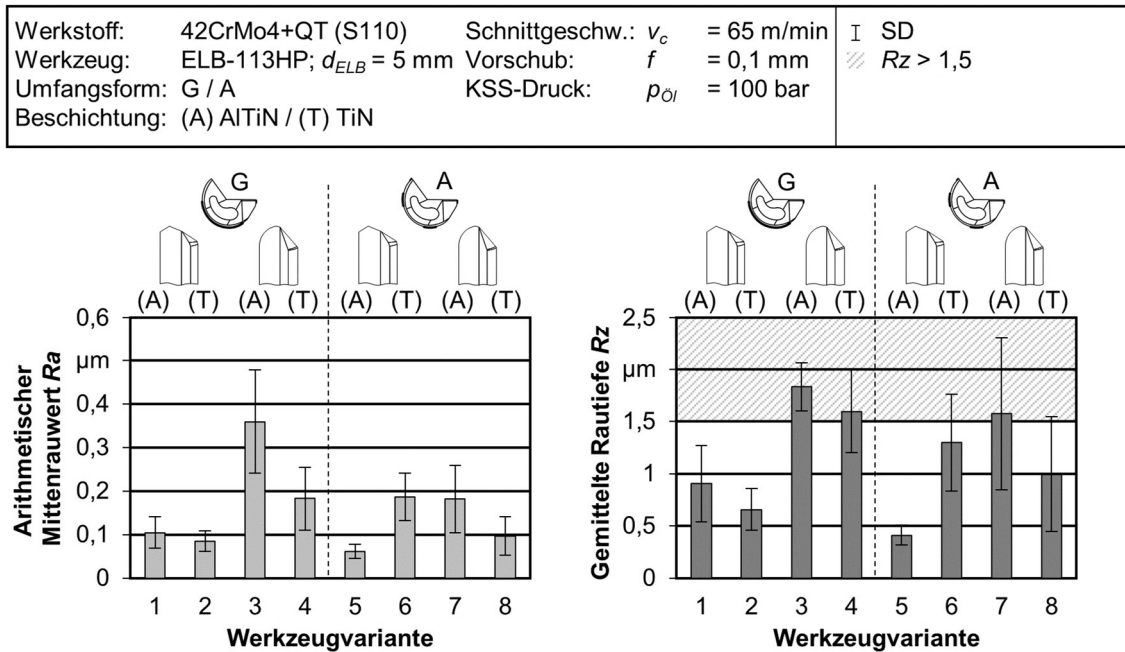


Abbildung 5-10: Erzielte Oberflächengüte bei variierenden Werkzeugvarianten

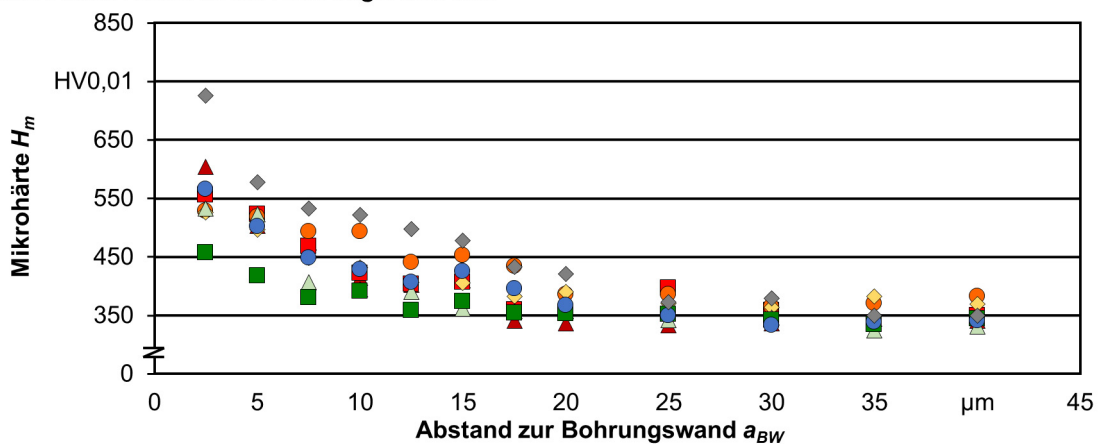
Die Ergebnisse zeigen die geringste Oberflächengüte für die Werkzeuge mit einer Kombination aus Radiusanschliff und Umfangsform G. Werkzeugvariante 8 (Umfangsform A und TiN-Beschichtung) wies die beste Oberflächengüte der Werkzeuge mit Radiusanschliff auf und es konnte vergleichsweise geringe Oberflächenrauheiten erzielt werden. Der Einsatz des Werkzeugs mit Umfangsform G und sonst gleichen Merkmalen (Variante 4) hatte eine deutlich schlechtere Oberflächenrauheit zur Folge. Die schmalen Führungsleisten der Umfangsform A scheinen die erzeugten Vorschubriefen besser einleiten zu können, wodurch die Oberflächenrauheit verbessert wird. In der Literatur sind bezüglich des Einflusses der Umfangsform auf die Oberflächengüte Erkenntnisse zu finden, dass mit schmalen Führungsleisten eine gesteigerte Flächenpressung einhergeht, die zu einer stärkeren Deformation des Randzonenmaterials führt [Bie11]. Für die Werkzeugvarianten mit Standardanschliff können sämtliche, erzielte Oberflächenrauheiten als sehr gering beurteilt werden. Hier sticht lediglich die mit Werkzeugvariante 6 erzielte Oberflächengüte mit einem Mittenrauwert von $Ra = 0,19 \mu\text{m}$ im Vergleich zu den noch etwas geringeren Rauheiten der anderen Varianten heraus.

Unterhalb der Bohroberfläche verursacht der Einlippentiefbohrprozess eine Verfestigung und Aufhärtung des Werkstoffs durch eine Kombination aus plastischer Verformung und Erwärmung des Gefüges [Gri01]. In welcher Größenordnung und bis zu welchem Abstand zur Bohrungswand die Verfestigung und Aufhärtung in der Randzone erzeugt wird, wurde für die acht Werkzeugvarianten untersucht. In **Abbildung 5-11** wird deutlich, dass im randzonennahen Bereich bis zu einem Abstand zur Oberfläche von $a_{BW} = 25 \dots 30 \mu\text{m}$ eine Steigerung der Härte durch den Einlippentiefbohrprozess verursacht wird. Bei größeren Abständen zur Bohrungswand entspricht die gemessene Mikrohärtigkeit der Grundhärtigkeit des Gefüges. In den Querschliffen ist die plastische Deformation des Randzonengefüges in Schnittrichtung und damit einhergehende Verfeinerung der Gefügestruktur erkennbar, die durch die auf die Randzone wirkenden Kräfte und der daraus

resultierenden plastischen Deformation verursacht wird. Die Messungen zeigen Unterschiede in der erzielten Höhe und Eindringtiefe der Härtesteigerung für die eingesetzten Werkzeugvarianten. Die höchste Härtesteigerung mit einer Mikrohärtigkeit von $H_m = 725 \text{ HV}_{0,01}$ wurde mit Werkzeugvariante 8 in einem Abstand von $a_{BW} = 2,5 \mu\text{m}$ zur Bohrungswand gemessen. Ausgehend von einer gemessenen Grundhärte von $H_m = 350 \text{ HV}_{0,01}$ entspricht dies einer Härtesteigerung von etwas über 100 %. Bei einem Abstand von $a_{BW} = 5 \mu\text{m}$ sinkt die ermittelte Härte bereits auf $H_m = 577 \text{ HV}_{0,01}$, was einer Härtesteigerung von ca. 40 % gegenüber der Grundhärte entspricht.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 65 \text{ m/min}$	▲ Variante 1	■ Variante 2
Werkzeug: ELB-113HP; $d_{ELB} = 5 \text{ mm}$	Vorschub: $f = 0,1 \text{ mm}$	● Variante 3	◆ Variante 4
Umfangsform: G / A	KSS-Druck: $p_{oi} = 100 \text{ bar}$	△ Variante 5	■ Variante 6
Beschichtung: AlTiN / TiN		● Variante 7	◆ Variante 8

Mikrohärteverlauf in der Bohrungsrandzone



Lichtmikroskopische Aufnahmen des Randzonengefüges

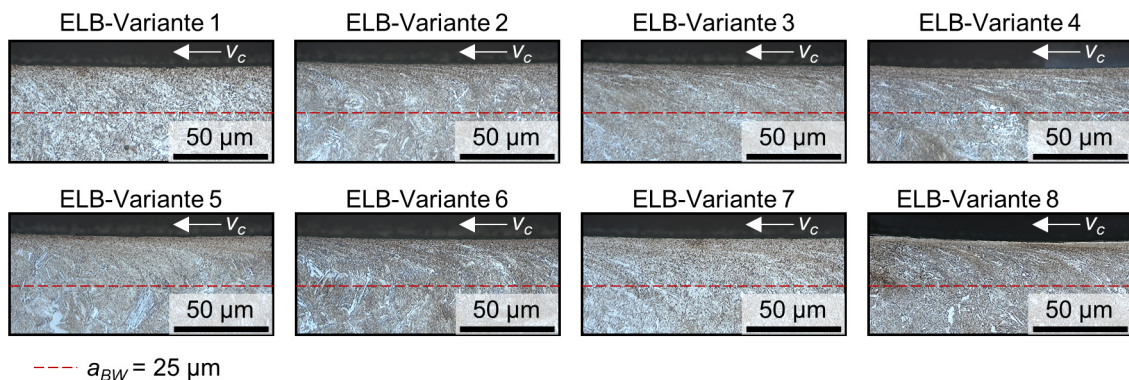


Abbildung 5-11: Einfluss der Werkzeugvarianten auf das Bohrungsrandzonengefüge

Die Messungen der mechanischen Werkzeugbelastungen haben gezeigt, dass sich insbesondere die geometrischen Eigenschaften der Werkzeuge auf die Höhe der während des Prozesses auftretenden Kräfte und Momente und damit auf die mechanische Randzonenbelastung auswirken (vgl. Kap. 5.1.1). Die auftretende Passivkraft wird insbesondere durch die Schneidengeometrie der ELB beeinflusst. Da sich das Werkzeug über die Führungsleisten an der Bohrungswand abstützt, wirkt sich eine höhere resultierende Passivkraft auf die dort übertragenen Normalkräfte aus. Die mechanische Belastung der Bohrungswand ist demnach bei Werkzeugen mit Radiusanschiff höher. Mit der Zielsetzung eine möglichst starke mechanische Beeinflussung der Bohrungsrundzone zu erzielen, die mit einer Gefügeverfeinerung, Steigerung der Randzonenhärte und Indizierung von Druckeigenstress einhergeht, stellt sich die Werkzeugvariante mit Radiusanschiff

daher als vorteilhaft dar. Neben der Schneidengeometrie, die sich auf die an den Führungsleisten wirkenden Kräfte auswirkt, beeinflusst zusätzlich die Umfangsform die Ausprägung der mechanischen Randzonenbeeinflussung. Die für die Versuche eingesetzten Umfangsformen unterscheiden sich in der Größe und Anordnung der Führungsleisten. Anhand von digitalen Scans der Bohrköpfe der Einlippenbohrer kann mithilfe einer Schnittebene orthogonal zur Rotationsachse die Position und Größe der Führungsleisten ermittelt werden (**Abbildung 5-12**).

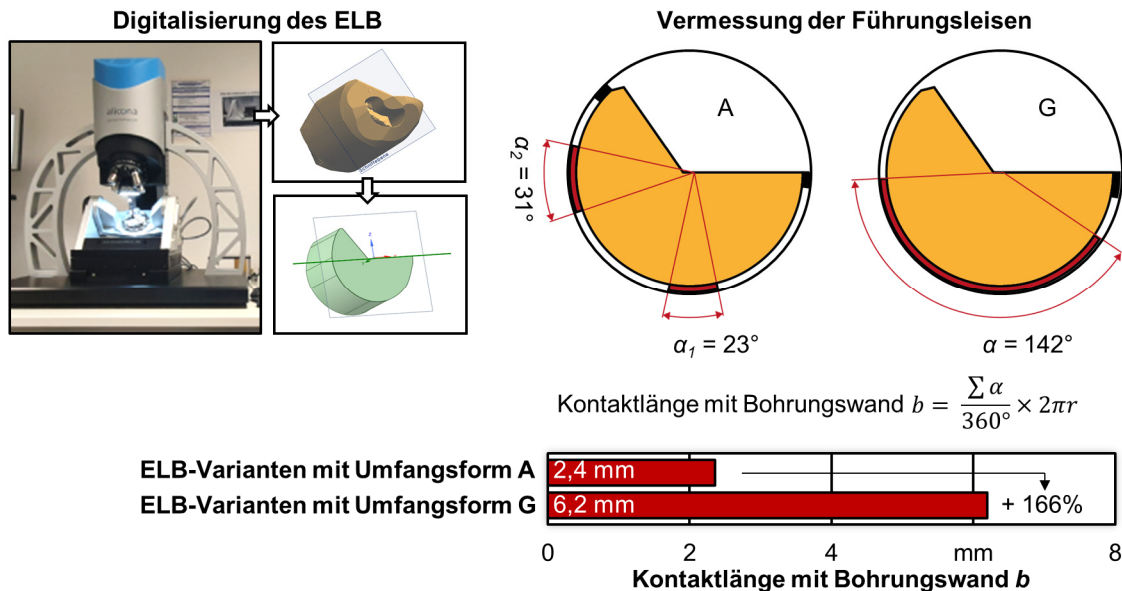


Abbildung 5-12: Vergleich der Kontaktlängen der Führungsleisten mit der Bohrungswand für ELB-Varianten mit Umfangsform A und G

Die Kontaktlänge der Führungsleisten kann als Summe des Bogenmaßes für die Zentriwinkel α_n berechnet werden. Die sich daraus ergebende Größe der jeweiligen Führungsleistenkontaktfläche wirkt sich auf die Flächenpressung p_K aus, die gemäß **Formel 5.1** aus der wirkenden Kraft F pro Fläche A errechnet wird.

$$p_K = \frac{F}{A} \quad (5.1)$$

Bei konstanter Passivkraft sorgt eine kleinere Führungsleistenkontaktfläche für eine Konzentration der lokal auf die Bohrungsrandzone wirkenden Druckspannung. Durch die Überlagerung der Vorschub- und Rotationsbewegung der Kontaktposition der Führungsleisten und somit der Position, an der die Druckspannung auf die Bohrungswand wirkt, wird die Bohrungswand kontinuierlich in einer helikalen Bahnbewegung eingeebnet und das darunterliegende Randzonengefüge mechanisch beeinflusst. Die Umfangsform A mit einer im Vergleich zur Umfangsform G geringeren Kontaktlänge zur Bohrungswand ermöglicht eine stärkere Spannungskonzentration, wodurch die mechanischen Effekte auf die Bohrungsrandzone verstärkt werden können.

5.1.4 Auswahl eines Referenzwerkzeugs

Diese Ergebnisse der ersten Versuchsreihe zur Werkzeugvariation wurden zur Auswahl eines Referenzwerkzeugs für die nachfolgenden Untersuchungen herangezogen. Hierfür wurden die erzielten Bohrungskennwerte für die Werkzeugvarianten gegenübergestellt (**Abbildung 5-13**). Die Verfestigung des Bohrungsrandzonengefüges stellt als Messgröße für die durch den Bohrprozess erzielte Beeinflussung des Randzonengefüges ein entscheidendes Kriterium dar. Der erzielte Mittenverlauf und die Oberflächenrauheit sind zentrale

Qualitätsmerkmale für Einlippentiefbohrungen. Insbesondere die Oberflächenrauheit hat dabei, wie in Kapitel 2.4 beschrieben, einen direkten Einfluss auf die Kerbwirkung und damit die Schwingfestigkeit von Bauteilen. Der in den Diagrammen grün hinterlegte Bereich stellt dabei den Bereich einer Kombination aus hoher Bohrungsqualität und starker mechanischer Randzonenbeeinflussung dar. Die Verfestigung dieses Bereichs entspricht einer durchschnittlichen Härtesteigerung von mehr als 20 % gegenüber der Grundhärte des Werkstoffs. Der Mittenverlauf in diesem grün hervorgehobene Bereich ist mit $\Delta m = 0,15$ mm ($\Delta m/l_B = 0,11$ %) etwa 20 % niedriger, als der vom Hersteller für die Werkzeuge als Referenzwert angegebenen Mittenverlauf von $\Delta m/l_B = 0,14$ % [Bot13]. Als niedrige Oberflächenrauheit wurden Werte von $R_z < 1,5$ μm entsprechend Grün hinterlegt (vgl. Kap. 5.1.3).

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 65$ m/min	▲ Variante 1	■ Variante 2
Werkzeug: ELB-113HP; $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: $f = 0,1$ mm	● Variante 3	◆ Variante 4
Umfangsform: G / A	KSS-Druck: $p_{\text{Öl}} = 100$ bar	△ Variante 5	■ Variante 6
Beschichtung: AlTiN / TiN		● Variante 7	◆ Variante 8

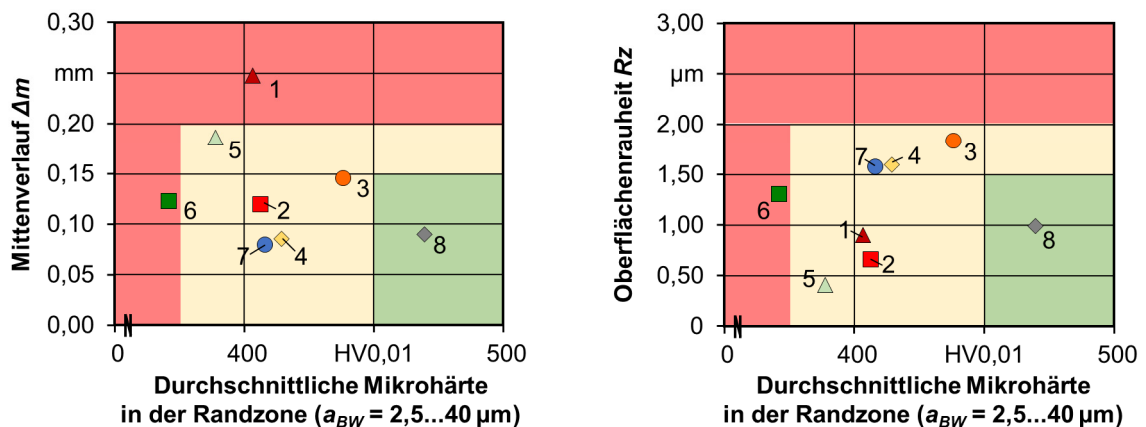


Abbildung 5-13: Übersicht der erzielten Randzonenhärte und Bohrungsqualität in Abhängigkeit der Werkzeuggestalt

Die Werkzeugvariante 8 zeichnete sich durch eine besonders signifikante Verfestigung der Bohrungsrandzone, einen geringen Mittenverlauf und eine gute Oberflächenrauheit aus. Die höhere mechanische Belastung des Werkzeugs in Form eines vergleichsweise hohen gemessenen Bohrmoments durch den Schneidenanschliff mit großer radiusförmiger Außenschneide und eine relativ geringe Kontaktfläche der Führungsleisten mit der Bohrungswand sorgen für eine starke Verfestigung des Randzonengefüges. Für die Zielsetzung, durch den Einlippentiefbohrprozess eine möglichst hohe mechanische Randzonenbeeinflussung zu erzielen, zeigte die Werkzeugvariante 8 das größte Potential und wurde daher als Referenzvariante für die nachfolgenden Versuchsreihen verwendet.

5.2 Einfluss der Schnittwerte auf die mechanische Randzonenbelastung

Die Schnittwerte, als Eingangsparameter des Zerspanprozesses, beeinflussen die Energieumsetzung im Prozess und somit die auftretenden Kräfte und Temperaturen (vgl. Kap. 2.3.1). Durch die Analyse der bei unterschiedlichen Schnittwerten auf das Werkzeug sowie auf die Bohrungsrandzone wirkenden thermomechanischen Belastungen beim Einlippentiefbohren, werden Parameter identifiziert, bei denen eine Schädigung der Bohrungsrandzone vermieden und die Randzoneneigenschaften gezielt eingestellt werden können, sodass eine möglichst hohe Bauteillebensdauer erzielt wird. Die Ergebnisse die-

nen außerdem zur Validierung der Modellierungsansätze, mit denen die thermomechanische Randzonenbeeinflussung sowie die durch den Tiefbohrprozess entstehenden Randzoneneneigenschaften vorhergesagt werden. Für die Untersuchung des Schnittwerteeinflusses auf die Randzonenintegrität liegt der Fokus auf der Werkstoffvariante mit mittlerem Schwefelgehalt 42CrMo4+QT S110. Bei Ausgangsgrößen, für die aus der Literatur ein signifikanter Einfluss des Schwefelgehalts bekannt ist, werden die Ergebnisse für die drei Werkstoffvarianten dargestellt und einander gegenübergestellt.

5.2.1 Bohrungsqualität und Spanbruch

Zunächst erfolgte eine Betrachtung der Prozessstabilität und der Bohrungsqualität. Dafür wurde der Einfluss der Variation der Schnittwerte auf den Mittenverlauf der Bohrungen untersucht (**Abbildung 5-14**). Die Ergebnisse bei Variation der Schnittgeschwindigkeit und konstantem Vorschub von $f = 0,10$ mm zeigen ein signifikant stärkeres Verlaufen der Bohrung für die hohe Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 80$ m/min, was auf die höhere Dynamik und Prozessschwingungen bei den höheren Drehzahlen zurückzuführen sein könnte. Im Vergleich zu den geringeren Schnittgeschwindigkeiten, war die Streuung des Mittenverlaufs bei $v_c = 80$ m/min deutlich größer. Bei Variation des Vorschubs bei konstanter Schnittgeschwindigkeit zeigte der geringe Vorschub von $f = 0,05$ mm einen im Vergleich zu den höheren Vorschüben etwas stärkeren Mittenverlauf. Das Verhältnis von Mittenverlauf zu Bohrtiefe liegt mit $\Delta m/l_B = 0,11$ % knapp oberhalb des gängigen Richtwerts von $\Delta m/l_B \approx 0,1$ %. Für die Schnittwertekombination aus $f = 0,01$ mm $v_c = 65$ m/min liegt dieser Wert bei $\Delta m/l_B = 0,14$ %.

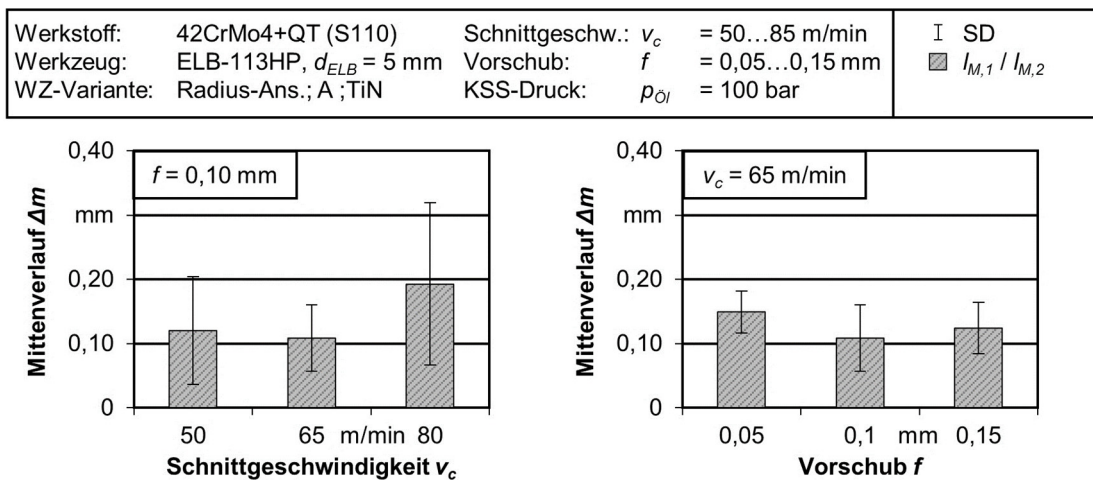


Abbildung 5-14: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs auf den Mittenverlauf

Die für die Prozessstabilität beim Einlippentiefbohren wichtige Spanform zeigte keine signifikanten Unterschiede zwischen den Legierungsvarianten mit unterschiedlichem Schwefelgehalt. Mit allen Varianten konnten kurzbrüchige Späne erzeugt und zuverlässig aus der Bohrung ausgebracht werden. Auch die Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigte keinen Einfluss auf die Spanform. Mit der Variation des Vorschubs änderte sich hingegen der Spanungs- und damit der Spanquerschnitt, was sich auf die entstehende Spanform auswirkt (**Abbildung 5-15**). Bei geringerem Vorschub von $f = 0,5$ mm ist eine stärkere Krümmung der Späne erkennbar und es bilden sich Spanlocken aus. Bei steigendem Vorschub wirken der größere Spanungsquerschnitt und die damit zunehmende Stabilität des Spans der Spankrümmung entgegen, so dass die sich ausbildenden Späne größtenteils eine flachere Gestalt aufweisen. Aufgrund der speziell für höhere Vorschübe ausgelegten Werkzeuge mit radiusförmiger Schneide konnten jedoch auch für den Vorschub von $f = 0,15$ mm kurzbrüchige Späne erzeugt werden, die zuverlässig über den KSS-

Strom aus der Bohrung evakuiert werden. Die Prozessstabilität hinsichtlich der Spanform ist somit für alle untersuchten Schnittwertekombinationen und Werkstoffvarianten gegeben.

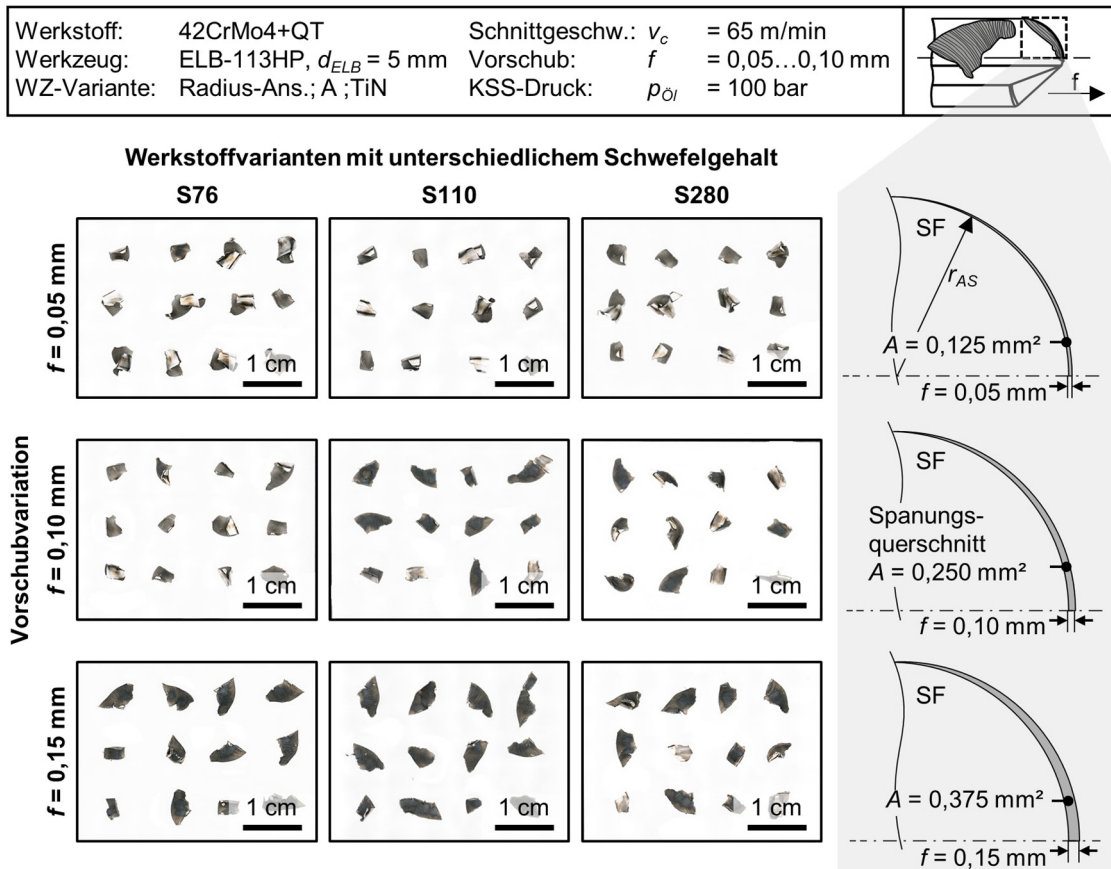


Abbildung 5-15: Einfluss des Vorschubs und des Werkstoff-Schwefelgehalts auf die Spanform

Der Einfluss des Werkzeugverschleißes sowie die Werkzeugstandzeit sind nicht im Fokus dieser Arbeit. Dennoch werden die eingesetzten Bohrwerkzeuge vor, während und nach den Versuchsreihen lichtmikroskopisch auf mögliche Beschädigungen oder auftretenden Werkzeugverschleiß untersucht. Durch frühzeitigen Austausch der Werkzeuge wird der Einfluss des Werkzeugverschleißes an Schneide und Führungsleisten auf das Ergebnis des Bohrprozesses, insbesondere die Randzoneneigenschaften, möglichst gering gehalten. Bei Variation des Vorschubs ist auf den lichtmikroskopischen Aufnahmen deutlich die sich auf der Spanfläche abzeichnende Kontaktzone zwischen Span und Werkzeug erkennbar. Mit steigendem Vorschub und der damit verbundenen Kombination aus größerem Spannungsquerschnitt h und geringerer Spankrümmung, vergrößert sich auch dieser Kontaktbereich des Spans mit der Spanfläche (**Abbildung 5-16**).

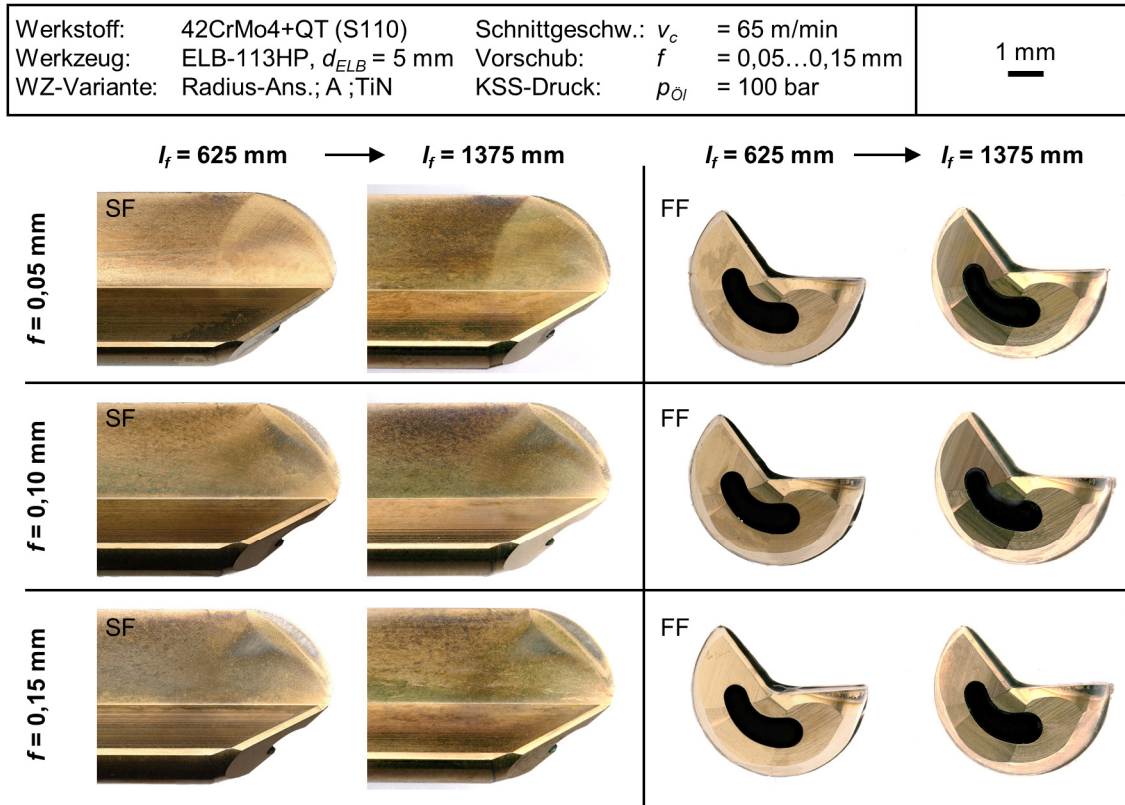


Abbildung 5-16: Verschleiß an ELB bei Variation des Vorschubs

Anhand der lichtmikroskopischen Aufnahmen lässt sich zudem der sehr geringe Werkzeugverschleiß an Span- und Freifläche nach jeweils fünf und elf Bohrungen erkennen. Der ablaufende Span verursacht zwar sichtbare Marken auf der Spanfläche, die Beschichtung ist jedoch weiterhin intakt. Freiflächenseitig zeigen die Werkzeuge nach dieser kumulierten Bohrlänge l_f lediglich Anhaftungen von verbranntem KSS in Form einer schwarzen Verfärbung, die bei höherem Vorschub etwas stärker ausgeprägt sind. Durch Messungen des Freiflächenverschleißes nach jeweils elf erzeugten Bohrungen wurde sichergestellt, dass die Verschleißmarkenbreite bei $V_{B_{max}} < 50 \mu\text{m}$ liegt, was als sehr geringer Freiflächenverschleiß beurteilt werden kann. Auch die Führungsleisten weisen nach elf Bohrungen noch keinen signifikanten Verschleiß auf. Durch diese Überprüfung kann starker Werkzeugverschleiß innerhalb der Versuchsreihe als Störgröße ausgeschlossen werden.

5.2.2 Mechanische Belastungen von Werkzeug und Bohrungsrandzone

Um den Einfluss der Schnittwerte auf die im Einlippentiefbohrprozess wirkenden Kräfte und Momente zu untersuchen, wird die mechanische Werkzeugbelastung analysiert. Aus der Literatur ist für Zerspanprozesse ein proportionaler Zusammenhang zwischen dem pro Zeiteinheit zerspannten Volumen und der dafür erforderlichen Schnittleistung bekannt. Hieraus lässt sich auf einen proportionalen Zusammenhang zwischen der Schnittkraft und dem Spanungsquerschnitt schließen [Pau08] (**Formel 5.2**).

$$F_c \sim A_K \quad (5.2)$$

Eine Erhöhung des Vorschubs und der damit einhergehende größere Spanungsquerschnitt führt zu einer Steigerung der Schnittkraft F_c und somit des Bohrmoments. Dieser Zusammenhang wird in der Auswertung der mechanischen Werkzeugbelastung der Einlippentiefbohrversuche für den untersuchten Vorschubbereich bestätigt (s. Abbildung 4-16).

Die Vorschubsteigerung von $f = 0,05$ mm auf $f = 0,15$ mm führt zu einer Erhöhung des Bohrmoments von $M_B = 1,1$ Nm auf $M_B = 2,6$ Nm. Gleichzeitig steigt die Vorschubkraft mit höherem Vorschub und daraus resultierender höherer Vorschubgeschwindigkeit von $F_f = 314$ N auf $F_f = 645$ N an. Sowohl die Vorschubkraft, als auch das Bohrmoment, werden durch die Steigerung des Vorschubs von $f = 0,05$ mm auf $f = 0,15$ mm mehr als verdoppelt. Die Auswertung der Standardabweichung als Indikator für die Schwingungen im Tiefbohrprozess zeigt, dass die Torsionsschwingungen bei steigendem Vorschub im untersuchten Bereich um etwa 40 % zunehmen. Dieser Effekt wird über die exemplarisch für die jeweilige Schnittwertekombination dargestellten Graphen der in-Prozess Messung der mechanischen Werkzeugbelastung in **Abbildung 5-17** verdeutlicht. Die Streuung der Messwerte für das Bohrmoment um den gleitenden Mittelwert ist bei größerem Vorschub stärker ausgeprägt. Das höhere Bohrmoment sorgt für eine stärkere Torsion des Bohrer-schaftes, was in einem Anstieg der Amplitude der Torsionsschwingungen resultiert.

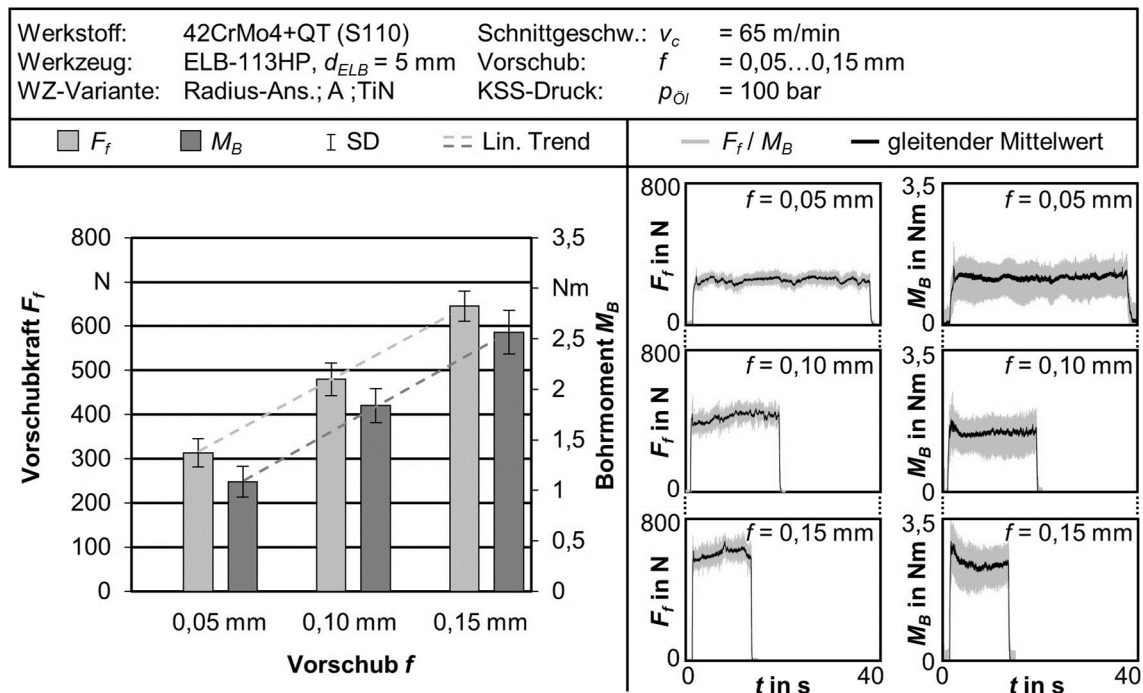


Abbildung 5-17: Mechanische Werkzeugbelastung in Abhängigkeit des Vorschubs

Die Auswertung der mechanischen Werkzeugbelastung bei konstantem Vorschub und variierender Schnittgeschwindigkeit ist in **Abbildung 5-18** dargestellt. Die Vorschubkraft F_f steigt bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min auf $v_c = 65$ m/min um etwa 6 % an. Eine weitere Steigerung der Schnittgeschwindigkeit führt nicht zu einer signifikant höheren Vorschubkraft. Das Bohrmoment ist für den Schnittgeschwindigkeitsbereich von $v_c = 50 \dots 65$ m/min auf einem ähnlichen Niveau, fällt jedoch bei weiterer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit auf $v_c = 80$ m/min um etwa 6 % ab. Dies kann möglicherweise auf eine thermische Entfestigung des Werkstoffs bei höherer Schnittgeschwindigkeit zurückgeführt werden, wodurch die Schnittkräfte reduziert werden. Die Auswertung der Standardabweichung lässt auf die geringste Schwingungsamplitude für die mittlere Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ m/min schließen, was für eine hohe Prozessstabilität spricht. Durch die Graphen der gemessenen Bohrmomente M_B für $f = 0,05 \dots 0,15$ mm wird die jeweilige Streuung visualisiert.

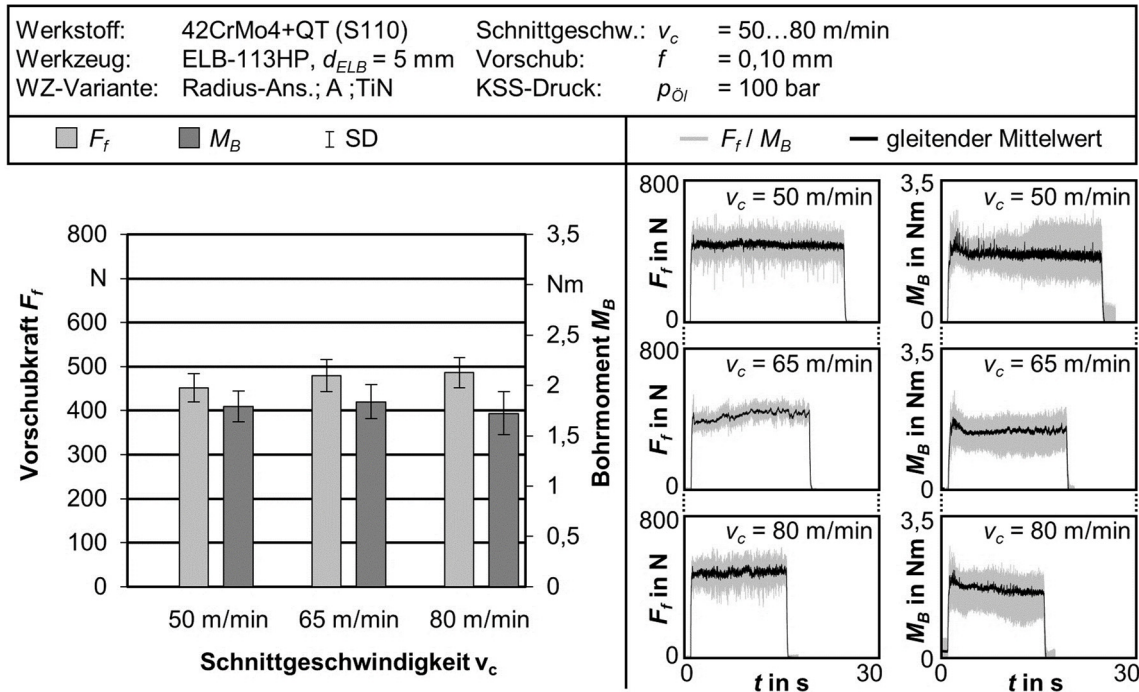


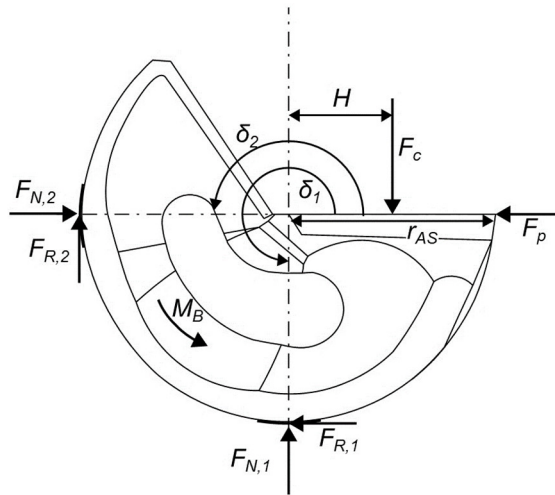
Abbildung 5-18: Mechanische Werkzeugbelastung in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit

Die Analyse der Vorschubkraft und des Bohrmoments zeigt, dass der Vorschub ein Haupteinflussfaktor für die Höhe der mechanischen Werkzeugbelastung ist. In dem untersuchten Bereich des Vorschubs $0,05 \text{ mm} \leq f \leq 0,15 \text{ mm}$ können die Vorschubkraft F_f und das Bohrmoment M_B näherungsweise als Funktion des Vorschubs f gemäß den linearen Gleichungen in **Formel 5.3** und **Formel 5.4** bestimmt werden.

$$F_f(f) \approx 148 + 3319 \cdot f \quad (5.3)$$

$$M_B(f) \approx 0,35 + 14,8 \cdot f \quad (5.4)$$

Die Messungen der mechanischen Werkzeugbelastung können genutzt werden, um die auf die Bohrungsrandzone wirkenden mechanischen Lasten zu ermitteln. Hierzu werden aus der Literatur bekannte Beziehungen für die Berechnung der an den Führungsleisten auf die Bohrungswand wirkenden Normalkräfte F_N sowie die Reibungskräfte F_R herangezogen (**Abbildung 5-19, Formeln 5.6 – 5.9**). Die Position der Führungsleisten wird über die Winkel δ zur Hauptschneide definiert. Für die vorliegende Schneidengeometrie wird der Abstand H , mit dem die Schnittkraft auf der Spanfläche angreift, über die Berechnung des Schwerpunkts des sichelförmigen Spanungsquerschnitts ermittelt (**Formel 5.5**).



$$\delta_1 = 270^\circ$$

$$\delta_2 = 180^\circ$$

$$H = 0,5 \cdot r_{AS} \quad (5.5)$$

$$F_{N,1} = \frac{F_c - \mu \cdot F_p}{1 + \mu^2} \quad (5.6)$$

$$F_{R,1} = \frac{\mu \cdot F_c - \mu^2 \cdot F_p}{1 + \mu^2} \quad (5.7)$$

$$F_{N,2} = \frac{F_p + \mu \cdot F_c}{1 + \mu^2} \quad (5.8)$$

$$F_{R,2} = \frac{\mu \cdot F_p + \mu^2 \cdot F_c}{1 + \mu^2} \quad (5.9)$$

Abbildung 5-19: Berechnung der Reibungs- und Normalkräfte an den Führungsleisten nach [Pfl76]

Das gemessene Bohrmoment M_B setzt sich aus den Komponenten Schnittmoment M_c und Reibmoment M_R zusammen. Nach *Pfleghar* entspricht beim Einlippentiefbohren mit Tiefbohröl als KSS die Höhe des Reibmoments etwa 60 % des Schnittmoments (**Formel 5.10**). Der Reibungskoeffizient an den Führungsleisten wird für die Berechnungen gemäß Literatur mit $\mu = 0,25$ angenommen [Gre70; Pfl76].

$$M_B = M_c + M_R = M_c + 0,6 \cdot M_c = 1,6 \cdot M_c \quad (5.10)$$

Über diese Beziehung lässt sich das Schnittmoment und mithilfe des Abstands des Angriffspunktes der Schnittkraft zur Rotationsachse des Werkzeugs H die Schnittkraft ermitteln (**Formel 5.11**).

$$F_c = \frac{M_c}{H} \quad (5.11)$$

Das Verhältnis von Vorschub- zu Passivkraft liegt laut *Pfleghar* für Werkzeuge mit Standardanschiff in einem Bereich von $F_f/F_p = 1,5 \dots 2$ [Pfl76]. Da in den Untersuchungen ein Werkzeug mit Radiusanschiff und daraus resultierender stärkerer Abdrängung eingesetzt wurde, wird für die Berechnung von einem Verhältnis im oberen Bereich von $F_f/F_p = 2$ ausgegangen (**Formel 5.12**).

$$F_p \approx \frac{1}{2} \cdot F_f \quad (5.12)$$

Aus der für die Variation der Schnittwerte ermittelten mechanischen Werkzeugbelastung können über diese Zusammenhänge die Kräfte und Momente am Bohrkopf ermittelt werden. Die Ergebnisse der Berechnung, der auf die Bohrungsrandzone wirkenden Normal- und Reibkräfte, sind in **Abbildung 5-20** dargestellt.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 50 \dots 80$ m/min	
Werkzeug: ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: $f = 0,05 \dots 0,15$ mm	
WZ-Variante: Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: $p_{\dot{O}l} = 100$ bar	
● Normalkraft $F_{N,1}$ ○ Normalkraft $F_{N,2}$ ■ Reibkraft $F_{R,1}$ □ Reibkraft $F_{R,2}$		

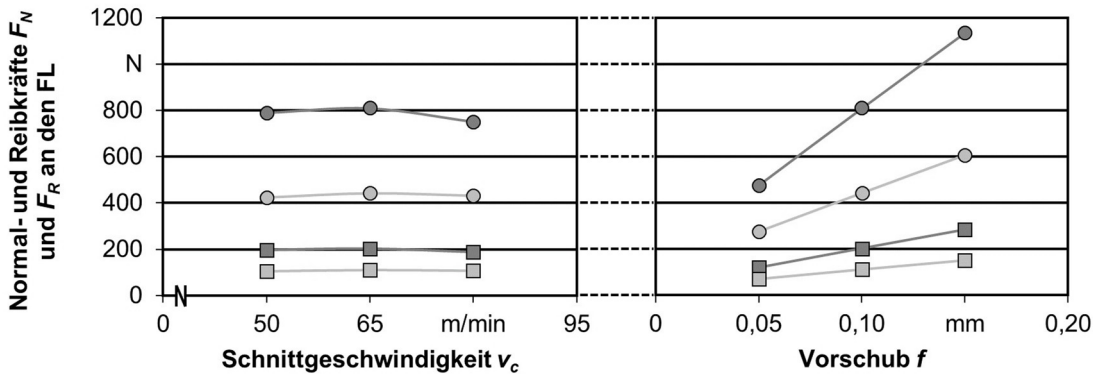


Abbildung 5-20: Normal- und Reibkräfte an den Führungsleisten in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Vorschubs f

Für die Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigen sich nur relativ geringe Unterschiede in der mechanischen Randzonenbelastung von bis zu 5 % bei den Normalkräften. Erwartungsgemäß zeigt sich bei Variation des Vorschubs ein deutlicher Einfluss auf die an den Führungsleisten übertragenen Kräfte. Die maximale mechanische Randzonenbeeinflussung wird bei höchstem Vorschub von $f = 0,15$ mm erreicht und liegt bei etwa 238 % der Werte für den geringsten Vorschub von $f = 0,05$ mm.

Für die weitere Analyse hinsichtlich der thermomechanischen Effekte, die auf die Bohrungsrandzone wirken, wird die Energiebilanz des Bohrprozesses betrachtet. Mithilfe der **Formel 5.13** kann die Wirkleistung P_a berechnet werden, die sich aus der Schnittleistung P_c und Vorschubleistung P_f zusammensetzt. Terme, die sich aus der Vorschubgeschwindigkeit v_f ergeben, können zur Vereinfachung der Berechnung vernachlässigt werden, da die Vorschubgeschwindigkeit v_f in der Regel deutlich kleiner ist als die Schnittgeschwindigkeit v_c [Pau08].

$$P_a = P_c \cdot P_f = F_c \cdot v_c + F_f \cdot v_f \approx F_c \cdot v_c = 2\pi \cdot n \cdot M_B \quad (5.13)$$

Aus der Formel wird ersichtlich, dass die Wirkleistung P_a abhängig ist von der Schnittgeschwindigkeit v_c , die aus der Spindeldrehzahl n resultiert, sowie vom Vorschub f , der einen maßgeblichen Einfluss auf das Bohrmoment M_B hat. Hierdurch führt sowohl eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c , als auch des Vorschubs f zu einer höheren Leistungsaufnahme im Bohrprozess (**Abbildung 5-21**). Da die Wirkleistung im Zerspanprozess weitgehend in Wärmeenergie umgewandelt wird (vgl. Kap. 2.2.1), kann bei einer Erhöhung der Wirkleistung auch von einer damit einhergehenden Erhöhung der thermischen Belastung auf das Werkzeug sowie respektive auf die Bohrungswand ausgegangen werden.

Die Dauer, mit der diese Wirkleistung für die Erzeugung einer Bohrung abgerufen wird, hängt wie die Höhe der Wirkleistung selbst von den Schnittwerten Vorschub und Schnittgeschwindigkeit ab. Unter Berücksichtigung der Bearbeitungszeit t_h , die benötigt wird, um eine Bohrung bei der jeweiligen Schnittwertekombination zu erzeugen, kann die Wirkarbeit W_a mithilfe der **Formel 5.14** berechnet werden.

Die Wirkarbeit repräsentiert die Energie, die zum Erzeugen der Bohrung aufgewendet

$$W_a = P_a \cdot t_h \quad (5.14)$$

wird. Die entstehende Wärmeenergie wird teilweise über den Kühlschmierstoff oder die Späne aus der Bohrung hinausbefördert oder ins Werkzeug übertragen. Ein Teil der im Prozess entstehenden Wärme wird jedoch auch über die Bohrungsrandzone in das Werkstückmaterial übertragen. Die Wirkleistung und Wirkarbeit (**Abbildung 5-21**) geben somit Aufschluss über die lokale thermische Randzonenbelastung sowie die insgesamt während des Bohrprozesses in das Werkstück einbrachte thermische Energie.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 50...80 m/min	◆ P_a
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= 0,05...0,15 mm	▲ W_a
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: p_{OI}	= 100 bar	— interpoliert

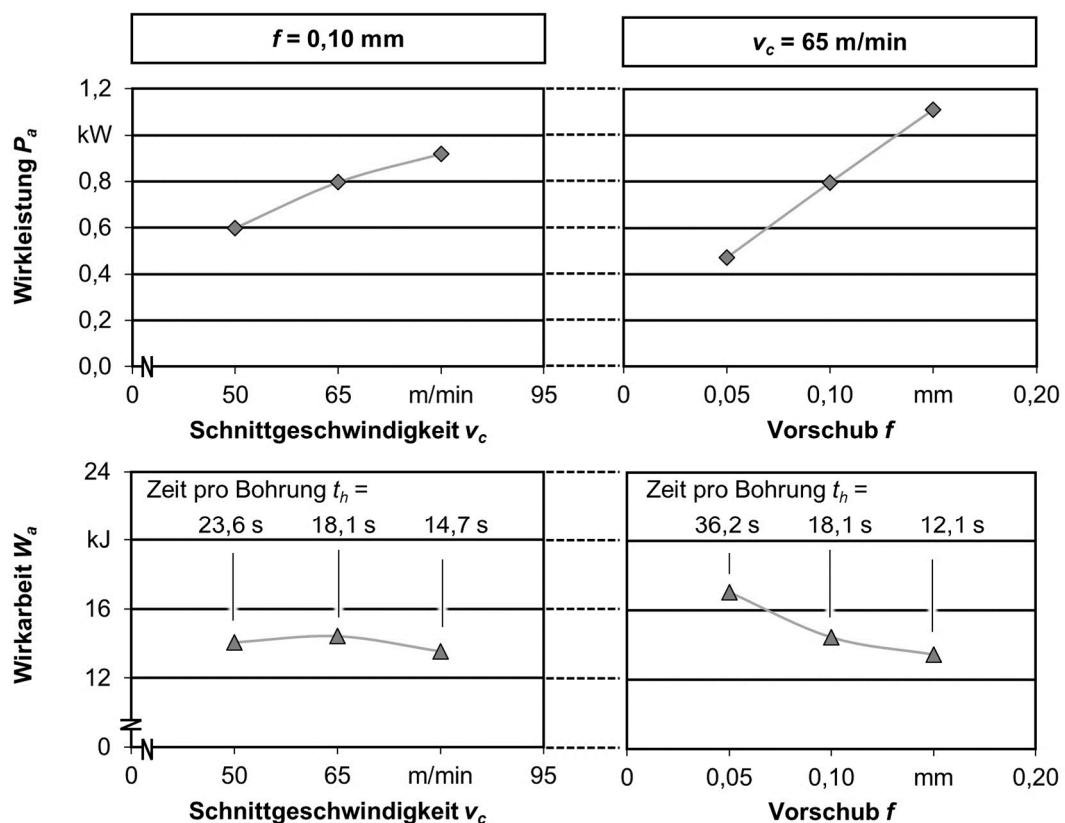


Abbildung 5-21: Wirkleistung und Wirkarbeit in Abhängigkeit der Schnittwerte beim Einlippentiefbohren

Die aus den Messwerten der Versuche berechnete Wirkleistung P_a zeigt für den untersuchten Parameterbereich einen steigenden Trend sowohl bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit als auch des Vorschubs. Die Wirkarbeit W_a hingegen wird nur geringfügig durch die Schnittgeschwindigkeit beeinflusst. Die Ergebnisse zeigen jedoch, dass die Wirkarbeit mit steigendem Vorschub abnimmt, obwohl aufgrund eines höheren Bohrmo-

ments zugleich die benötigte Wirkleistung zunimmt. Mit Bezug auf die thermische Randzonenbelastung lässt sich daraus schlussfolgern, dass die an der Schneide in die Bohrungswand eingebrachte thermische Energie bei höherem Vorschub aufgrund der höheren Wirkleistung zunimmt. Die insgesamt während des Bohrprozesses in das Werkstück eingebrachte Wärme sinkt jedoch. Dies ist durch die Verkürzung der Prozesszeit von $t_h = 36,2$ s auf $t_h = 12,1$ s (s. Abbildung 5-21) zu erklären, mit der die Wirkleistung abgerufen und damit die thermische Energie in die Randzone eingebracht wird. Die Wärmebelastung der Bohrungsrandzone hängt jedoch zusätzlich von einer Vielzahl von Faktoren ab, unter anderem der Kombination aus Schneid- und Werkstückstoff sowie insbesondere dem Kühlschmierkonzept. Daher sind die Messungen der tatsächlich in der Bohrungsrandzone vorherrschenden Temperaturen notwendig, um thermische Effekte, die zu Veränderungen des Bohrungsrandzonengefüges beitragen, zu identifizieren und das Parameterfeld für die zielgerichtete Randzonenbeeinflussung zu ermitteln.

5.2.3 Schnittwerteeinfluss bei Legierungsvarianten mit variierendem Schwefelgehalt

Für Bauteile mit besonderen Anforderungen an die Schwingfestigkeitseigenschaften ist die sulfidische und oxidische Reinheit von Bedeutung. Ist aufgrund eines geringeren Schwefelgehalts die Größe und Anzahl der Mangansulfide im Werkstoffgefüge reduziert, kann sich dies auf den Tiefbohrprozess auswirken. In Kap. 5.2.1 wurde bereits gezeigt, dass für die untersuchten Werkstoffvarianten, die alle einen Schwefelgehalt im niedrigen Bereich aufweisen, keine signifikanten Unterschiede im Spanbruch feststellbar sind. Die Auswertung der während des Tiefbohrprozesses auftretenden mechanischen Werkzeugbelastung zeigt Unterschiede zwischen den Werkstoffvarianten von bis zu 21 % (Abbildung 5-22).

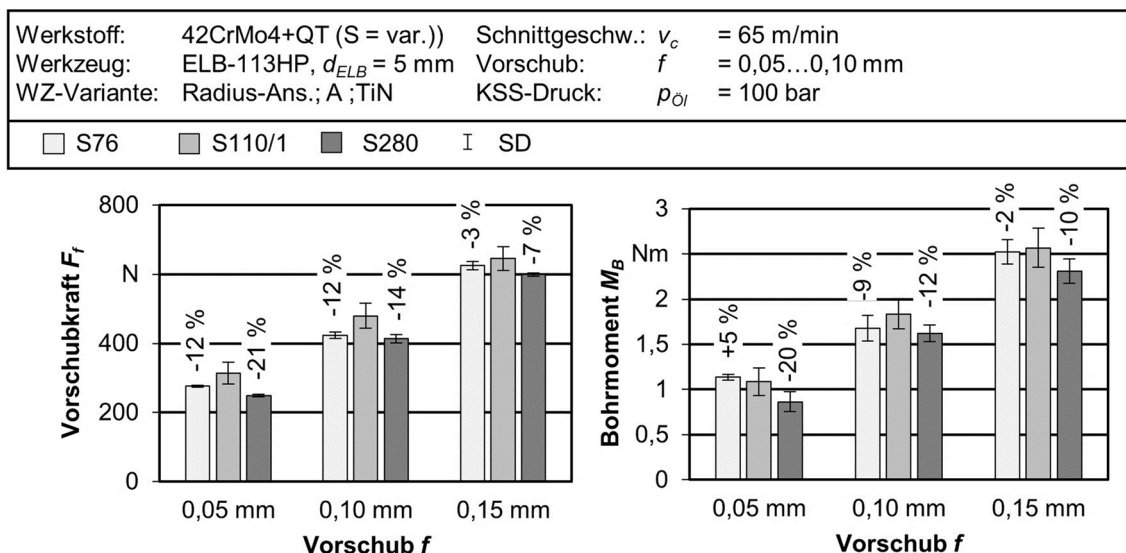


Abbildung 5-22: Einfluss des Schwefelgehalts auf die mechanische Werkzeugbelastung bei unterschiedlichen Vorschüben

Die Werkstoffvariante S110 zeigt innerhalb der untersuchten Schnittwerte die höchste mechanische Werkzeugbelastung. Lediglich für den Vorschub von $f = 0,05$ mm liegt das Bohrmoment für die Werkstoffvariante S76 mit dem geringsten Schwefelgehalt im Mittel etwas höher, die Vorschubkraft jedoch auch hier deutlich unter der Referenzvariante S110. Ein direkter Zusammenhang zwischen dem Schwefelgehalt und der während des Tiefbohrprozesses auftretenden mechanischen Werkzeugbelastung ist anhand der Messergebnisse nicht feststellbar. Als Trend lässt sich erkennen, dass die Unterschiede in der

Höhe der Vorschubkraft und des Bohrmoments zwischen den Werkstoffvarianten mit steigendem Vorschub geringer werden. Der Einfluss der Werkstoffeigenschaften scheint somit insbesondere bei geringen Vorschüben einen stärkeren Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung zu haben. Da sich die mechanischen Werkzeugbelastungen direkt auf die an der Bohrungswand wirkenden Kräfte auswirkt, kann bei ansonsten gleichen Prozessparametern mit der Werkstoffvariante S110/1 von einer etwas stärkeren mechanische Randzonenbeeinflussung ausgegangen werden. Der Einfluss auf die Randzoneigenschaften ist jedoch aufgrund der vergleichsweise geringen Unterschiede in der Höhe der Vorschubkraft und des Bohrmoments als geringfügig einzustufen.

5.2.4 Randzoneigenschaften bei variierenden Schnittwerten

Durch den Einlippentiefbohrprozess wird eine spezifische Oberflächentopografie erzeugt (vgl. Kap. 2.3). Der Einfluss unterschiedlicher Schnittwerte auf die Oberflächengüte wurde in Form des arithmetischen Mittenrauwerths R_a und der gemittelten Rautiefe R_z untersucht und über die Darstellung der Oberflächentopografie an Ausschnitten der Bohrungsrandzone visualisiert. **Abbildung 5-23** zeigt den Einfluss des Vorschubs auf die Oberflächentopografie.

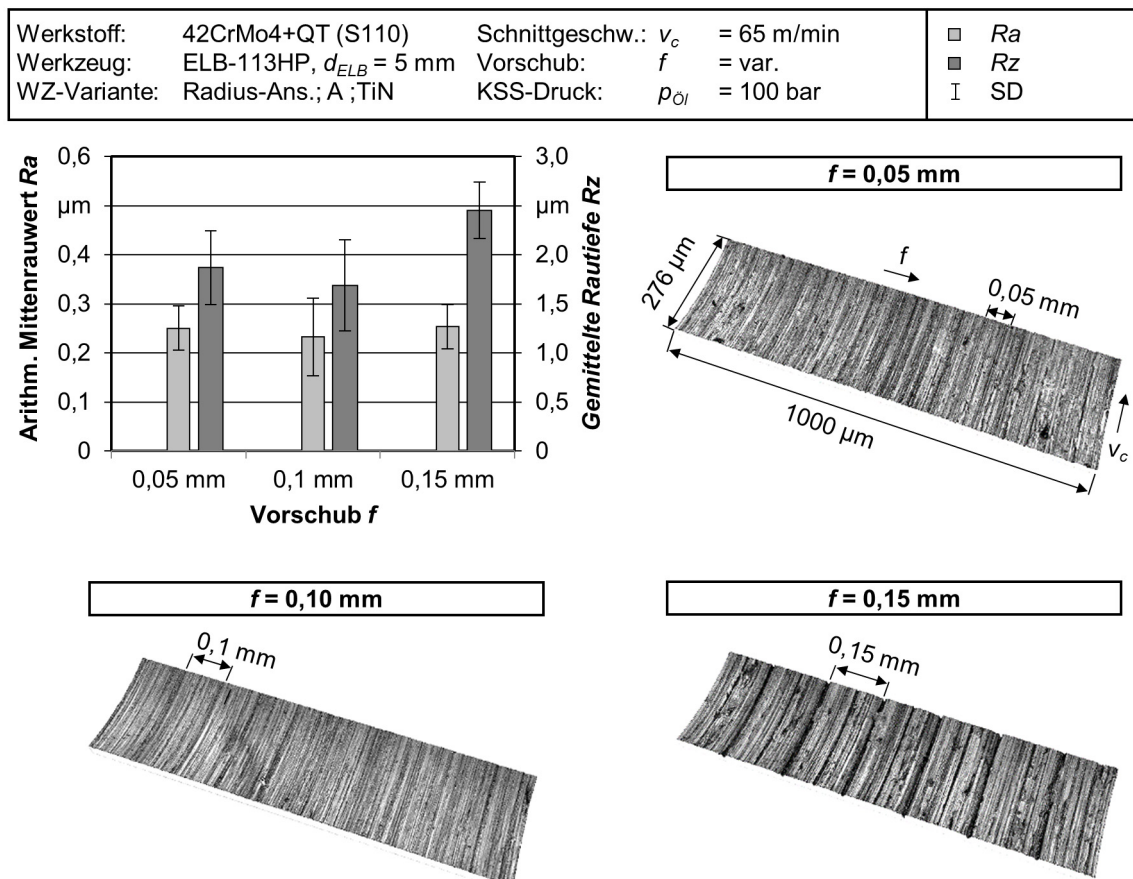


Abbildung 5-23: Einfluss des Vorschubs auf die Oberflächengüte

Dabei ist zu erkennen, dass die arithmetischen Mittenrauwerthe für den untersuchten Vorschubbereich mit Werten von $R_a = 0,23 \dots 0,25 \mu\text{m}$ auf einem ähnlichen Niveau liegen. Die Rautiefe R_z , bei deren Berechnung Rauheitsspitzen stärker ins Gewicht fallen, liegen für die geringeren Vorschübe $f = 0,05$ mm und $f = 0,10$ mm im Mittel in Bereich von $R_z = 1,70 \dots 1,87 \mu\text{m}$ und steigen bei dem höchsten Vorschub von $f = 0,15$ mm auf einen Mittelwert von an $R_z = 2,45 \mu\text{m}$ an. Die konfokal-mikroskopischen Aufnahmen der Oberflächentopografie lassen darauf schließen, dass bei einem Vorschub von

$f = 0,15$ mm stärkere Riefen in der Oberfläche erzeugt werden, die sich als höhere Oberflächenrauheiten insbesondere in den R_z Werten widerspiegeln. Bei geringerem Vorschub werden die Oberflächen wirksamer geglättet, was mit dem geringeren Abstand der Kontaktbahnen der Führungsleisten mit der Oberfläche begründet werden kann.

Die Auswertung der mit variierender Schnittgeschwindigkeit erzielten Oberflächenrauheiten ist in **Abbildung 5-24** dargestellt. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit ist ein leichter Anstieg der arithmetischen Mittenrauwerte sowie der Rautiefe erkennbar. Dennoch ist auch bei der höchsten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 80$ m/min, was etwa 20 % über der vom Werkzeughersteller empfohlenen Schnittgeschwindigkeit liegt [Bot13], die erzielte Oberflächenrauheit in einem niedrigen Bereich deutlich unterhalb von $R_z = 1,5$ μm .

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= var.	□ R_a
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub:	$f = 0,10$ mm	■ R_z
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck:	$p_{\text{OI}} = 100$ bar	I SD

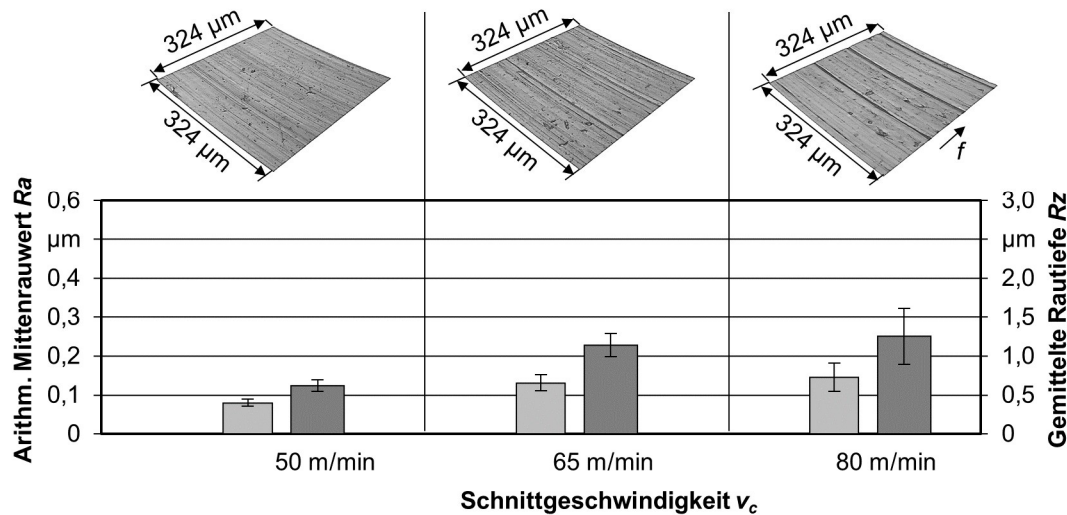



Abbildung 5-24: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Oberflächengüte

Im Anschluss an die Untersuchungen der Bohroberfläche wurden die darunterliegenden oberflächennahen Schichten betrachtet und die Veränderungen des randzonennahen Gefüges und damit einhergehende Verfestigung untersucht. Um den Einfluss des Einlippentiefbohrprozesses auf die Gefügestruktur in Abhängigkeit der bei unterschiedlichen Vorschüben auf die Bohrungsrandzone wirkenden Lasten zu analysieren, wurde ein Mapping der Mikrohärt entlang der Bohrungswand sowohl quer als auch längs zur Vorschubrichtung durchgeführt.

Abbildung 5-25 zeigt die in einem Raster entlang der Bohrungswand am Querschnitt der Probe gemessene Mikrohärt. Auch hier sind im randzonennahen Bereich deutlich stärkere Härtesteigerungen gegenüber der Grundhärte zu erkennen, die mit steigendem Abstand zur Bohrungswand abnehmen. Die Intensität und Tiefe der Verfestigung variiert für die untersuchten Vorschübe. In dem untersuchten Bohrungssegment zeigt der höchste Vorschub $f = 0,15$ mm die kleinsten Bereiche einer Verfestigung entlang der Bohrungswand, in denen die Härte über $310 \text{ HV}_{0,01}$ liegt. Die Proben mit dem mittleren Vorschub von $f = 0,10$ mm weisen eine deutlich höhere und gleichmäßiger ausgeprägte Verfestigung im Messbereich auf. Auch die Gefügeanalysen zeigen für diese Schnittwertekom-

bination einen größeren Bereich der plastischen Deformation im Bohrungsrandzonengefüge. Zudem ist die Härtesteigerung in der Bohrungsrandzone im untersuchten Probensegment bei geringstem Vorschub von $f = 0,05$ mm stärker sowie gleichmäßiger ausgeprägt als bei höchstem Vorschub. Die Gefügeanalyse verdeutlicht auch hier die plastische Gefügedeformation in Schnitttrichtung, die zu der Verfestigung des Materials in der Randzone der Bohrung führt.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 65$ m/min	
Werkzeug: ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: $f = \text{var.}$	
WZ-Variante: Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: $p_{0I} = 100$ bar	

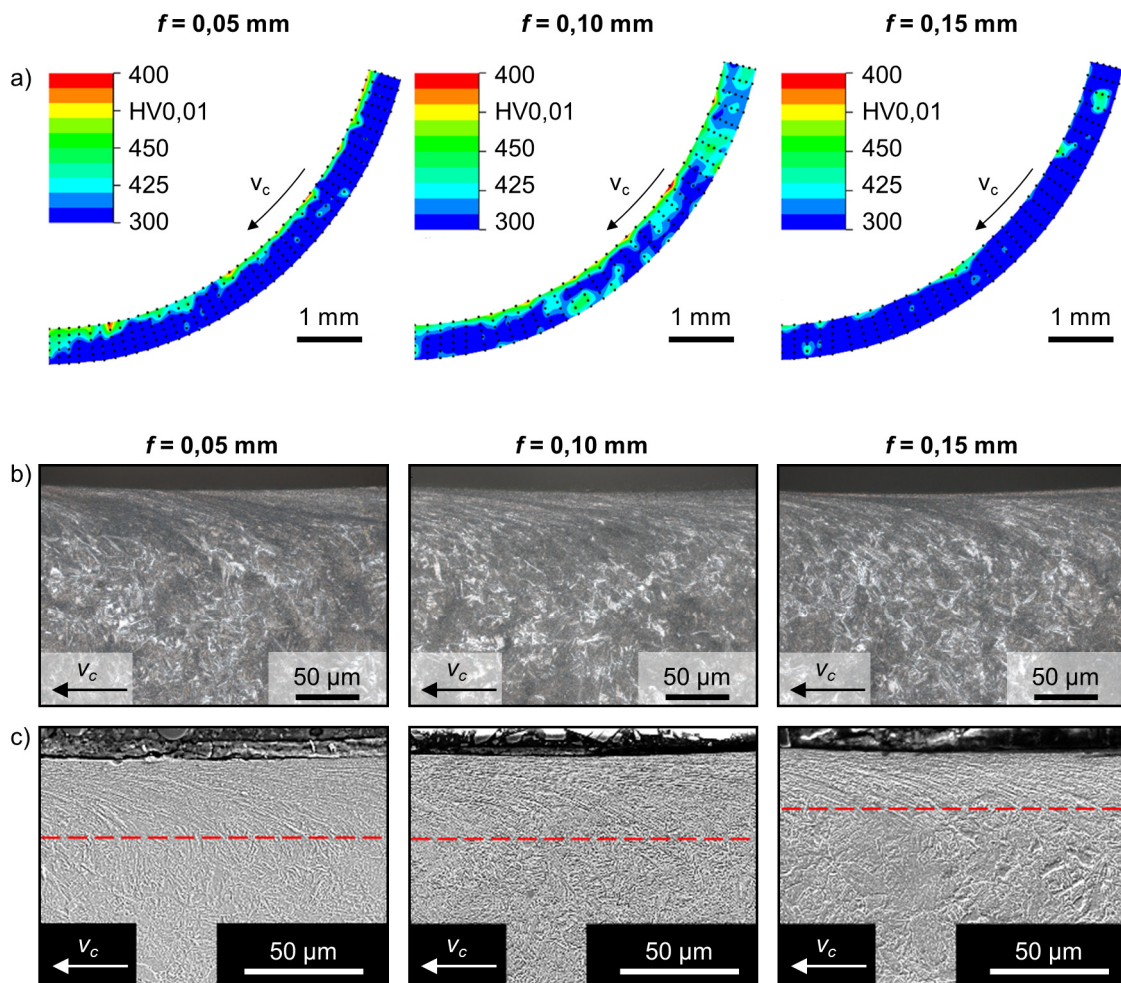


Abbildung 5-25: Graphische Darstellung der gemessenen Mikrohärtigkeit entlang der Bohrungswand in Schnitttrichtung bei Variation des Vorschubs a); lichtmikroskopische b) und REM-Aufnahmen c) des Randzonengefüges [Baa18]

Zusätzlich wurde an längs zur Bohrungsachse aufgetrennten Proben eine Messung des Härteprofils durchgeführt. Die Ergebnisse der Härtemappings in Vorschubrichtung für jeweils eine Messstrecke von $l_M = 1,5$ mm sind in **Abbildung 5-26** dargestellt. Zur Veranschaulichung ist ein Raster mit Teilstrichen im jeweiligen Abstand des Vorschubs, entlang der Bohrungswand dargestellt.

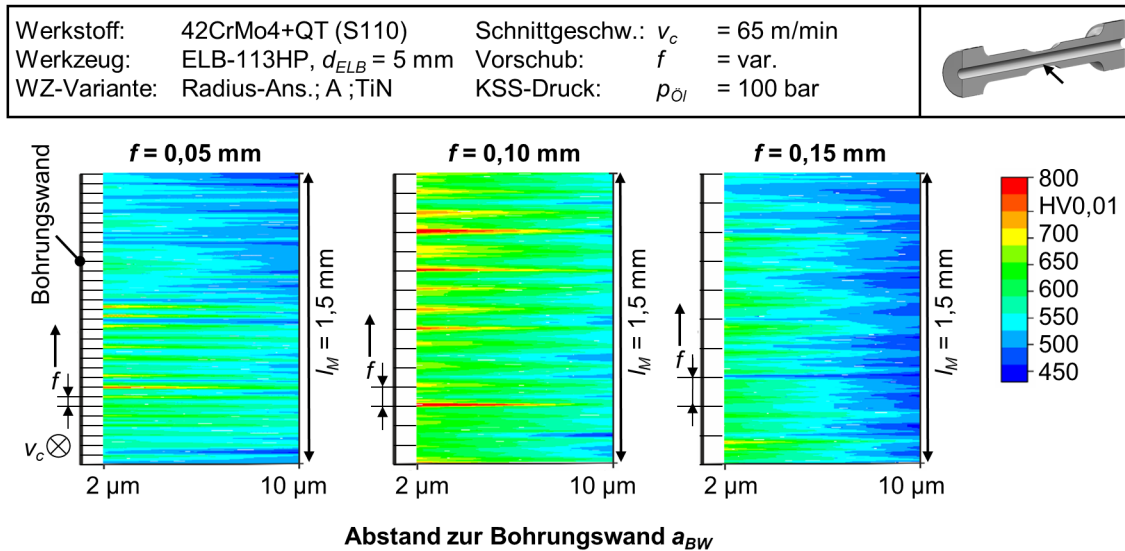


Abbildung 5-26: Grafische Darstellung der Mikrohärtigkeit (Härtemapping) entlang der Bohrungswand in Vorschubrichtung bei Variation des Vorschubs

Es wird deutlich, dass die gemessenen Härteamplituden in der Bohrungsrandzone mit dem Vorschub korrelieren. Der Abstand der Bereiche höherer Härte vergrößert sich mit zunehmendem Vorschub. Insbesondere beim Vorschub von $f = 0,1$ mm ist eine deutliche Übereinstimmung der Härteamplitude mit dem Vorschub erkennbar. Bei jeder Umdrehung des Werkzeugs verschiebt sich der Kontaktbereich der Führungsleisten mit der Bohrungswand um den eingestellten Vorschub f . Somit können bei größerem Abstand dieser Kontaktbereiche, in denen die durch die Führungsleisten auf das Bohrungsrandzonengefüge wirkende mechanische Last maximal ist, Schwankungen in der plastischen Gefüge deformation entstehen. Diese spiegeln sich in, je nach Vorschub, unterschiedlich stark ausgeprägten Härtegradienten in Vorschubrichtung wider. Bei einem geringeren Vorschub liegen demnach die Kontaktbereiche mit höchster Flächenpressung zwischen den Führungsleisten und der Bohrungswand näher beieinander, was zu einer homogeneren Verfestigung des Bohrungsrandzonengefüges beitragen kann und in **Abbildung 5-27** schematisch dargestellt ist.

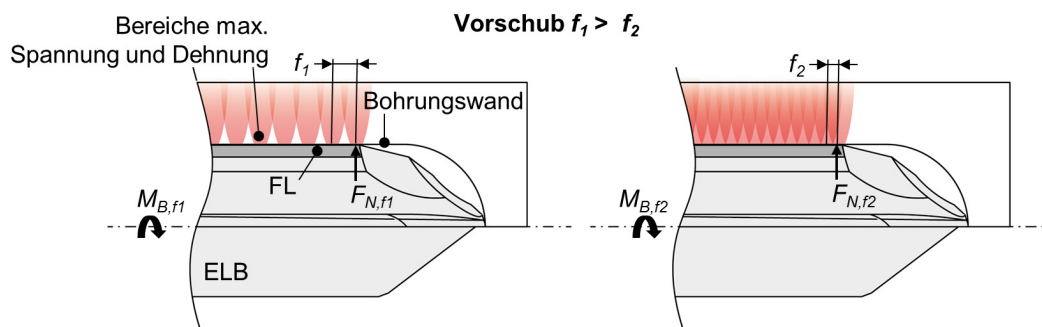





Abbildung 5-27: Schematische Darstellung des Vorschubeinflusses auf die Kontaktbedingungen zwischen Führungsleisten und Bohrungswand

Eine Messung der Tiefenverläufe der Härte im Querschliff für variierende Vorschübe zeigt bis zu einer Tiefe von $a_{BW} = 30$ µm die höchsten Härtewerte für den geringsten Vorschub von $f = 0,05$ mm (**Abbildung 5-28**). Ein direkter Zusammenhang mit auf die Bohrungswand wirkenden Normalkräften, die durch einen größer werden Spannungsquerschnitt zunehmen, ist hier nicht feststellbar. Dahingegen lässt das Ergebnis darauf schlie-

ßen, dass bei vorschubbedingt größer werdendem Abstand der Kontaktbahnen der Führungsleisten Bereiche mit geringerer Verfestigung entstehen. Je nach Messposition am Umfang der Bohrung können somit Bereiche geringerer Härtesteigerung auftreten, in denen das Bohrungsrundzonengefüge weniger stark plastisch deformiert wurde.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min		$f = 0,05$ mm
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= var.		$f = 0,10$ mm
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: $p_{\phi I}$	= 100 bar		$f = 0,15$ mm

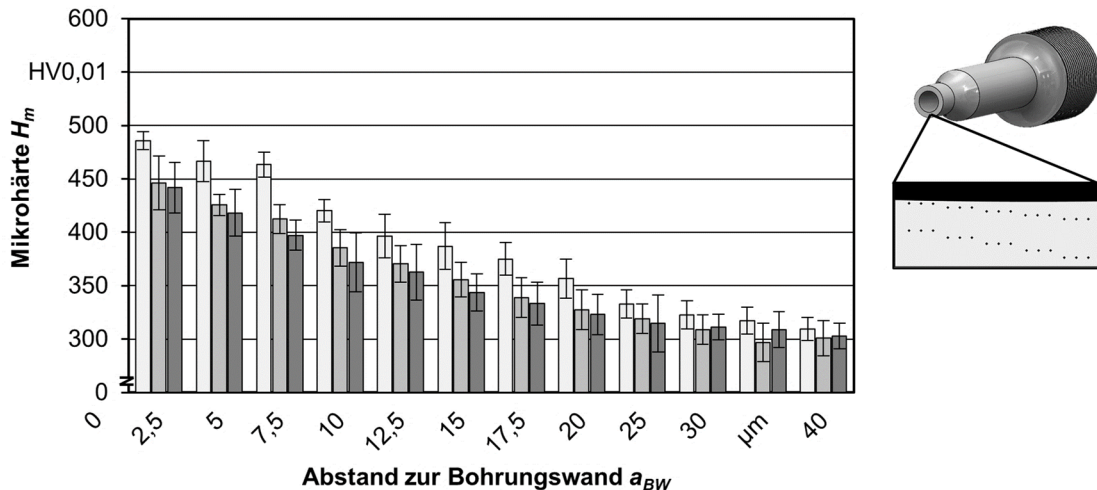


Abbildung 5-28: Vergleich der im Querschliff ermittelten Mikrohärte des Bohrungsrundzonengefüges bei variierendem Vorschub

5.2.5 Differenzierung des Einflusses der Werkzeugschneide und der Führungsleisten auf die Bohrungsrundzone

Um den Einfluss der Trennvorgänge an der Schneide und den Pressglättungsvorgängen der Führungsleisten auf die Gefügeveränderungen im Randzonengefüge zu unterscheiden, wurden Grundbohrungen mit einer Schnittunterbrechung erzeugt. Im Anschluss wurde anhand von Längsschliffen die Gefügestruktur im Bereich der Bohrungswand untersucht, die durch Kontakt mit der Werkzeugschneide erzeugt wurde, sowie in dem Bereich, in dem nach dem Trennprozess ein Kontakt mit den Führungsleisten stattfand. **Abbildung 5-29** zeigt eine am Rasterelektronenmikroskop (REM) angefertigte Übersichtsaufnahme im Längsschliff sowie Detailaufnahmen der Kontaktbereiche mit Hauptschneide (HS) und Führungsleiste (FL) für unterschiedliche Vorschübe. Anhand der Aufnahmen lässt sich ein deutlich stärkerer Einfluss durch die Führungsleisten auf die Mikrostruktur erkennen, als durch die Hauptschneide. Die Gefügestruktur zeigt im Bereich der Hauptschneide, wo primär das Material getrennt wird, nur eine leichte Verfeinerung. Durch die Führungsleisten wird eine deutlich stärkere Gefügeverfeinerung verursacht, die auf die plastische Deformation des Randzonengefüges in Folge von den Pressglättungsvorgängen zurückzuführen sind. Die an den Führungsleisten wirkenden Normal- und Reibkräfte sind beim Einlippentiefbohren prozessbedingt relativ hoch (vgl. Kap. 2.3.1) und haben einen signifikant stärkeren Einfluss auf die Gefügeveränderungen, als die Verformungs- und Trennvorgänge im Bereich der Schneide (vgl. Kap. 2.2.1).

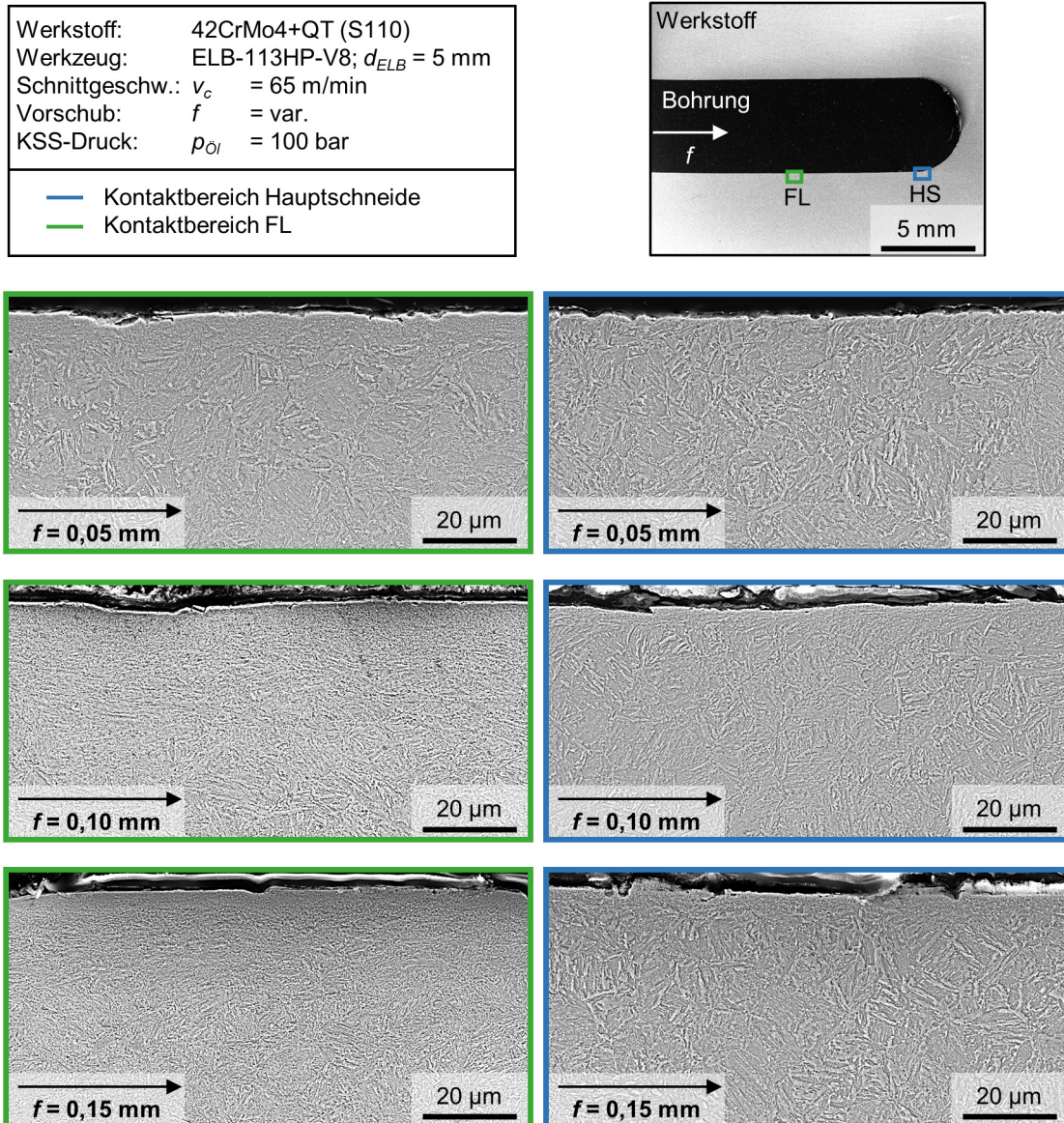


Abbildung 5-29: REM-Aufnahmen der Beeinflussung des Randzonengefüges durch Werkzeugschneide und Führungsleisten

Die Unterschiede in der Intensität der Gefügeverfeinerung lassen sich zusätzlich durch Messungen der Verfestigung in den jeweiligen Bereichen nachweisen. Die Messung des Mikrohärteverlaufs in der Bohrungsrandzone zeigt eine deutlich stärkere Verfestigung im Bereich der Führungsleisten als in dem Bereich, der nur durch die Werkzeugschneide beeinflusst wurde (**Abbildung 5-30**).

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min				
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= 0,10 mm				
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: p_{0l}	= 100 bar				
-▲-		Aufhärtung durch die HS (1)		-●-		Aufhärtung im Bereich der FL (2)	

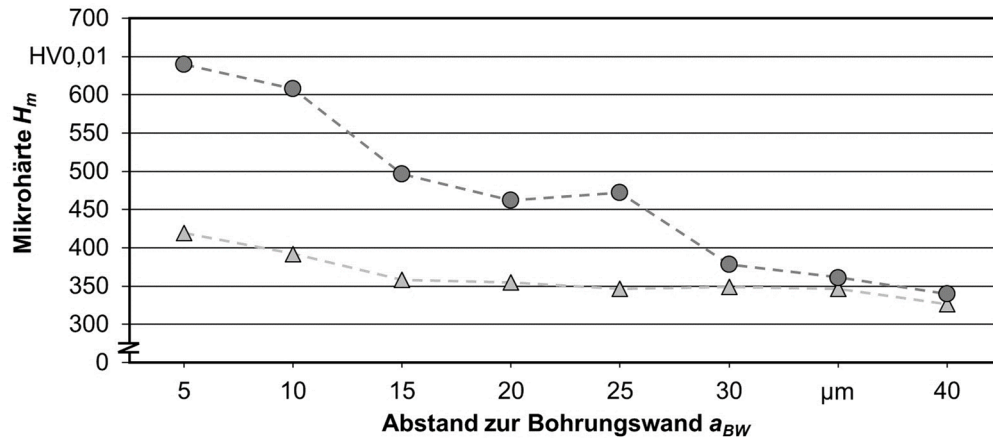


Abbildung 5-30: Härtesteigerung in der Bohrungsrandzone durch die Hauptschneide und die Führungsleisten

Der Vergleich des Mikrohärteverlaufs in der Bohrungsrandzone und die Analyse der Gefügemikrostrukturveränderungen verdeutlichen die verfahrenstypische Pressglättung beim Bohren mit führungsleistengestützten Werkzeugen, durch die eine um ein Vielfaches höhere Verfestigung in der Bohrungsrandzone infolge der an den Führungsleisten übertragenen Kräfte verursacht wird. Diese Ergebnisse sind unter anderem relevant für die im Rahmen der Arbeit durchgeführte Modellierung des Einlippentiefbohrprozesses, da sie zeigen, dass die mechanische Randzonenbeeinflussung maßgeblich durch die Führungsleisten stattfindet, wodurch diese Vorgänge für die Modellierung von besonderer Relevanz sind. Im Vergleich dazu spielt der Kontakt mit der Werkzeugschneide für die mechanisch induzierte Gefügeverfeinerung und -verfestigung eine untergeordnete Rolle.

An den mittels Schnittunterbrechung mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm und $f = 0,15$ mm tiefgebohrten Proben konnte der Übergangsbereich zur Randzone identifiziert und vermessen werden, die durch die Führungsleisten beeinflusst wurde (**Abbildung 5-31**). Aus der an dieser Stelle entstandenen Stufe lässt sich die Eindringtiefe der Führungsleisten in das Material bestimmen, die etwa $\delta_{FL} = 5$ μm beträgt.

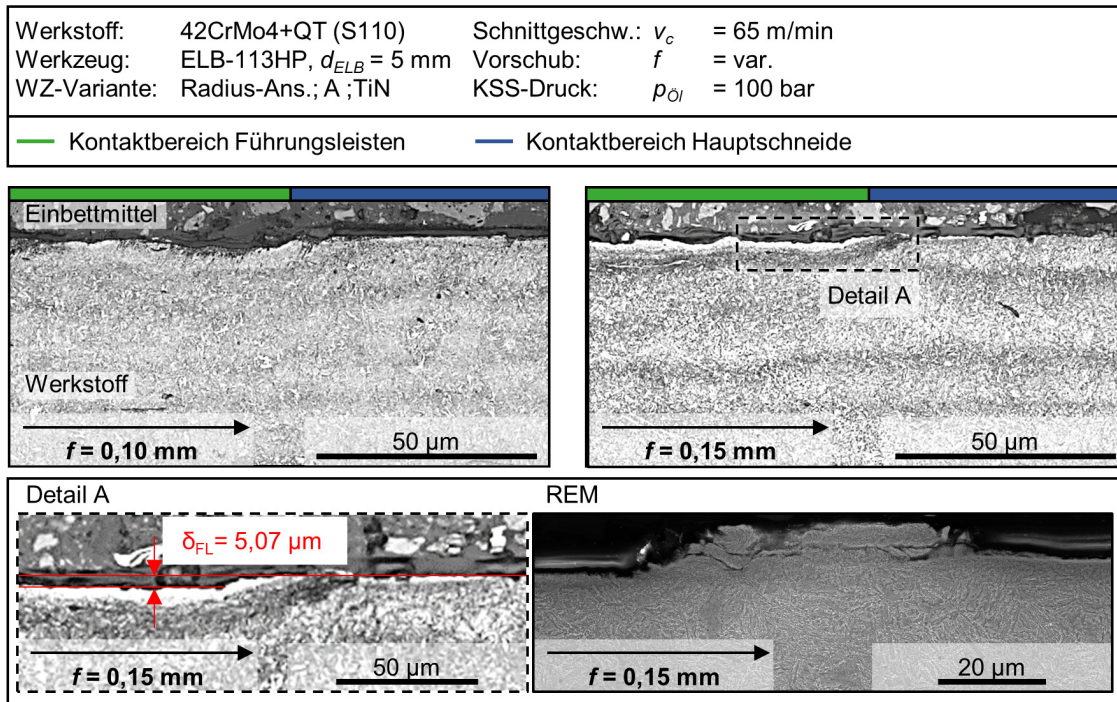


Abbildung 5-31: Vermessung der Eindringtiefe der Führungsleisten mittels Schnittunterbrechung

Für den Vorschub von $f = 0,05$ mm war keine eindeutige Identifizierung dieses Bereichs möglich. Ursächlich hierfür kann die Trägheit der Schnittunterbrechung bei der verwendeten Vorgehensweise sein. Zusammenfassend konnte mithilfe der Untersuchung der Grundbohrungen jedoch der Einfluss von Hauptschneide und Führungsleisten auf die mechanisch induzierten Gefügeveränderungen differenziert werden. Zusätzlich liefert die Untersuchung der am Übergang zu den Führungsleisten erstandenen Stufe einen Anhaltspunkt für die Eindringtiefe der Führungsleisten in das Werkstückmaterial.

5.2.6 Untersuchung des resultierenden Eigenspannungszustands und der Ermüdungsfestigkeit

Im Rahmen des kooperativen Forschungsprojektes wurden die Proben am Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) der TU Dortmund hinsichtlich des Ermüdungsverhaltens untersucht. Zusätzlich wurden Analysen des Eigenspannungszustands in der Randzone am Institut für Werkstofftechnik der Universität Kassel durchgeführt. Dazu wurde ein Röntgendiffraktometer vom Typ F2 der Fa. Siemens in $\sin^2 \Psi$ -Anordnung mit einem Kollimatordurchmesser von $\varnothing_k = 0,5$ mm verwendet. Die Ergebnisse wurden im Rahmen einer Publikation in [Baa18] veröffentlicht.

Zunächst wurden die Eigenspannungsmessungen im Ausgangszustand, vor der Ermüdungsprüfung, an der Innenfläche der Bohrung durchgeführt. Hierbei stellte sich heraus, dass bei allen untersuchten Vorschüben Druckeigenspannungen in die Oberflächenschicht eingebracht wurden (Abbildung 5-32). Der Tiefenverlauf der Eigenspannungen im Randbereich zeigt Übereinstimmungen mit aus der Literatur bekannten, durch spanende Fertigungsverfahren induzierte Eigenspannungsverläufe [Cho15]. Dieses charakteristische Profil der Eigenspannungs-Tiefenverläufe variiert nicht wesentlich zwischen den untersuchten Vorschüben. Die Integralbreite ist jedoch bei den mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm gebohrten Proben im Vergleich zu den anderen Vorschüben größer. Diese ist ein Maß für die Gitterstörungsdichte und somit für Eigenspannungen III. Art.

Gitterstörungen werden unter anderem durch Versetzungen verursacht und gelten somit als Indikator für Kaltverfestigung [Man11; Baa18].

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= var.
WZ-Variante	Radius-Ans.; A; TiN	KSS-Druck: p_{OI}	= 100 bar

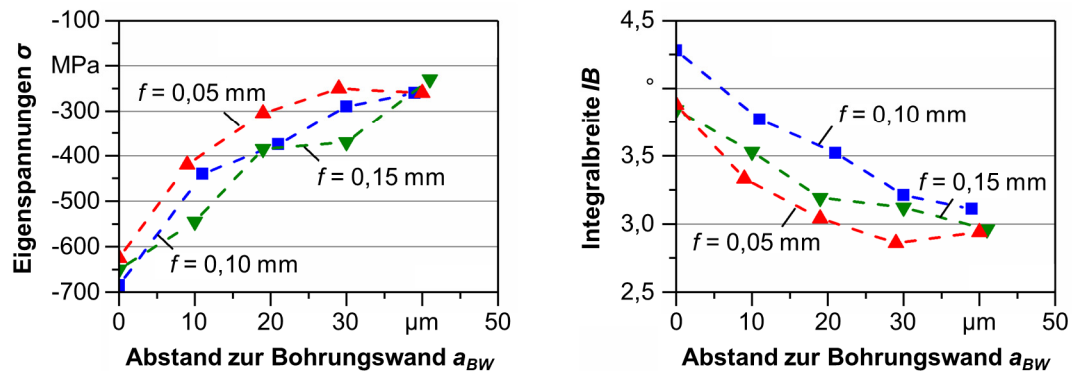


Abbildung 5-32: Ergebnisse von XRD-Messungen an Proben, die mit unterschiedlichen Vorschüben gebohrt wurden [Baa18]

Eine erste Einschätzung des Ermüdungsverhaltens des Versuchswerkstoffes bieten die Ergebnisse der LSV. Über die Kenntnis des Verhaltens der Proben bei ansteigender zyklischer Belastung können Versuchsparameter für die darauffolgenden Einstufenversuche (ESV) ermittelt werden, indem der Übergangsbereich zwischen der Dauer- und der Zeitfestigkeit abgeschätzt und als Belastung für die ESV herangezogen wird. Die Auswertung der LSV erfolgt über die grafische Darstellung der Spannungsamplitude, der plastischen Dehnungsamplitude, des Temperaturgradienten und des Wechselstrompotentials über der Lastspielzahl. Durch die Ergebnisse der plastischen Dehnung wird ein Bereich erkennbar, indem die Dehnung der Probe aufgrund der Belastung eine deutliche Änderung der Steigung verzeichnet. Dieser Bereich deutet auf den Übergang zwischen Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit hin. In **Abbildung 5-33** ist die Materialreaktion der mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm gebohrten Proben während der LSV dargestellt. Zu Beginn des Versuchs zeigen die plastische Dehnungsamplitude und die Temperaturentwicklung einen annähernd linearen Verlauf. Hier wird ein proportionaler Zusammenhang deutlich, da die zur Änderung der plastischen Dehnungsamplitude in die Probe eingebrachte mechanische Energie teilweise in thermische Energie dissipiert. Die Änderung der plastischen Dehnungsamplitude zu einem progressiven Verlauf zeigt erste ermüdungsbedingte Materialreaktionen ab einer Spannungsamplitude $\sigma_a = 450$ MPa. Der Graph des Wechselstrompotentials folgt diesem Anstieg erst im weiteren Verlauf des Versuchs mit einer verzögerten Reaktion auf die fortschreitende Ermüdung.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub:	$f = 0,10$ mm
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck:	$p_{\text{Öl}} = 100$ bar

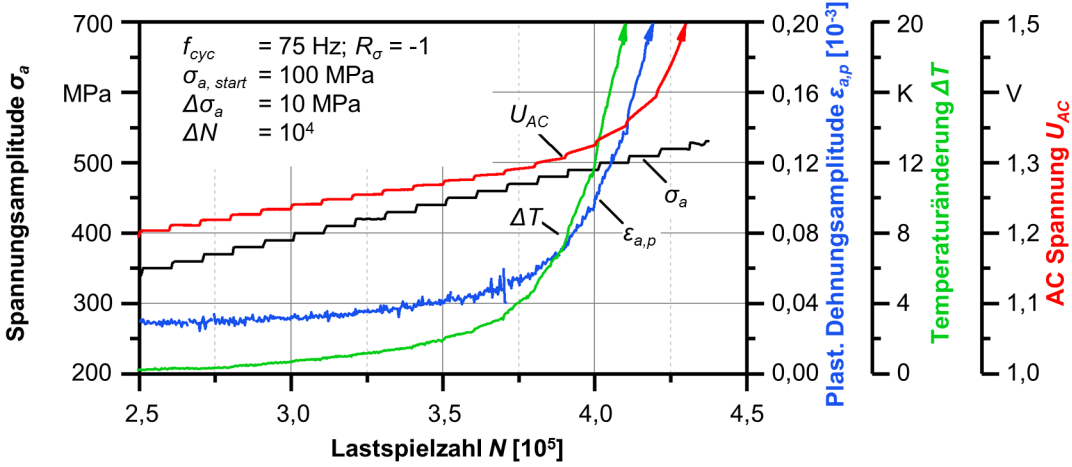


Abbildung 5-33: Laststeigerungsversuch Tiefbohrproben gebohrt mit dem Vorschub $f = 0,10$ mm [Baa18]

In **Abbildung 5-34** ist ein Vergleich der plastischen Dehnungsamplitude $\epsilon_{a,p}$ über der Lastspielzahl N für die Vorschübe von $f = 0,05 \dots 0,15$ mm aufgetragen. Hier ist zu erkennen, dass die Materialreaktion der mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm gebohrten Proben bei höherer Lastspielzahl und damit einer etwas höheren Amplitude von $\sigma_a = 450$ MPa beginnt, im Vergleich zu $\sigma_a = 420$ MPa für $f = 0,15$ mm und $\sigma_a = 400$ MPa für $f = 0,05$ mm.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub:	$f = \text{var.}$
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck:	$p_{\text{Öl}} = 100$ bar

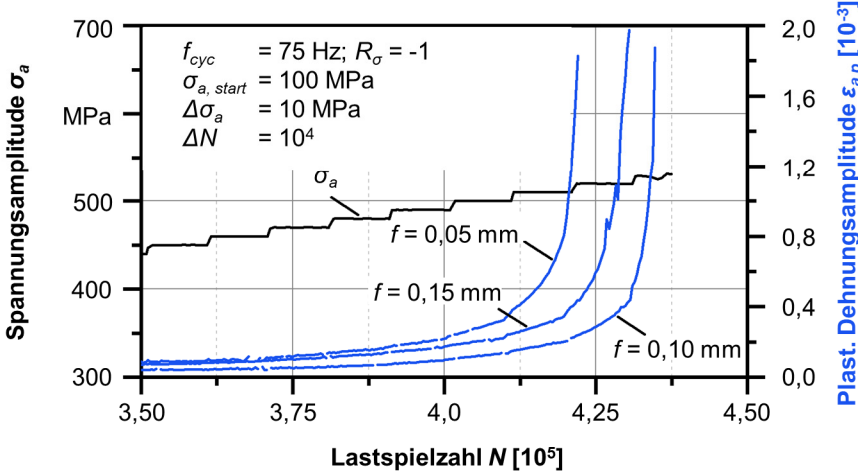


Abbildung 5-34: Vergleich der plastischen Dehnungsamplitude bei Laststeigerungsversuchen an bei unterschiedlichen Vorschüben [Baa18]

Die ESV wurden mit jeweils konstanten Spannungsamplituden zwischen $\sigma_a = 400 \dots 500$ MPa für die mit unterschiedlichem Vorschub tiefgebohrten Proben durchgeführt. Die Ergebnisse sind in einem Wöhlerdiagramm in **Abbildung 5-35** zusammengefasst. Bei Erreichen einer Grenzwahlschwingungsspielzahl von $N = 10^7$ wurde das Ergebnis als „Durchlauf“ gekennzeichnet. Aus dem Wöhlerdiagramm wird ersichtlich, dass die Vorschübe

$f = 0,05$ mm und $f = 0,15$ mm in einem vergleichbaren Ermüdungsverhalten der Proben resultieren. Für den Vorschub $f = 0,10$ mm weist die Basquin-Kurve, die sich aus den Ergebnissen der Schwingfestigkeitsversuche ergibt, eine flachere Steigung auf, was einem schlechteren Ermüdungsverhalten bei höheren Spannungsamplituden, aber einer höheren Ermüdungsgrenze entspricht.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= var.
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS-Druck: p_{ϕ_l}	= 100 bar

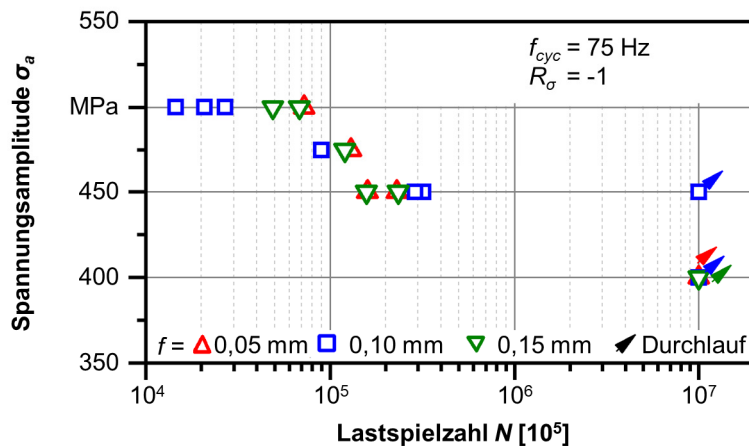


Abbildung 5-35: Wöhlerdiagramm von mit unterschiedlichen Vorschüben gebohrten Tiefbohrproben [Baa18]

Neben dem Einfluss des Vorschubs wurde auch der Einfluss des Schwefelgehalts des Werkstoffs auf die Ermüdungsfestigkeit der Tiefbohrproben untersucht. Hierzu wurden Proben aus Werkstoffvarianten mit unterschiedlichem Schwefelgehalt bei identischen Schnittwerten tiefgebohrt und anschließend in LSV geprüft. Die Ergebnisse (**Abbildung 5-36**) zeigen, dass die Werkstoffvariante S110 die höchsten Bruchspannungsamplituden von $\sigma_{a,f} = 520 \dots 530$ MPa aufweist. Die Bruchspannungsamplituden für den Werkstoff S280 sind etwas geringer und liegen im Bereich von $\sigma_{a,f} = 500 \dots 520$ MPa. Den geringsten Bruchspannungsamplituden von $\sigma_{a,f} = 470$ MPa wurden für die Proben aus der Werkstoffvariante S76 gemessen. Zur Einordnung der Belastungsgrenzen der Proben wurde unter gleichen Versuchsbedingungen eine Vollprobe mit identischer minimaler Querschnittsfläche A_q getestet. Mit einer Bruchspannungsamplitude von $\sigma_{a,f} = 510$ MPa der Vollprobe liegt diese auf einem ähnlichen Niveau wie die tiefgebohrten Proben der Werkstoffvarianten S110 und S280.

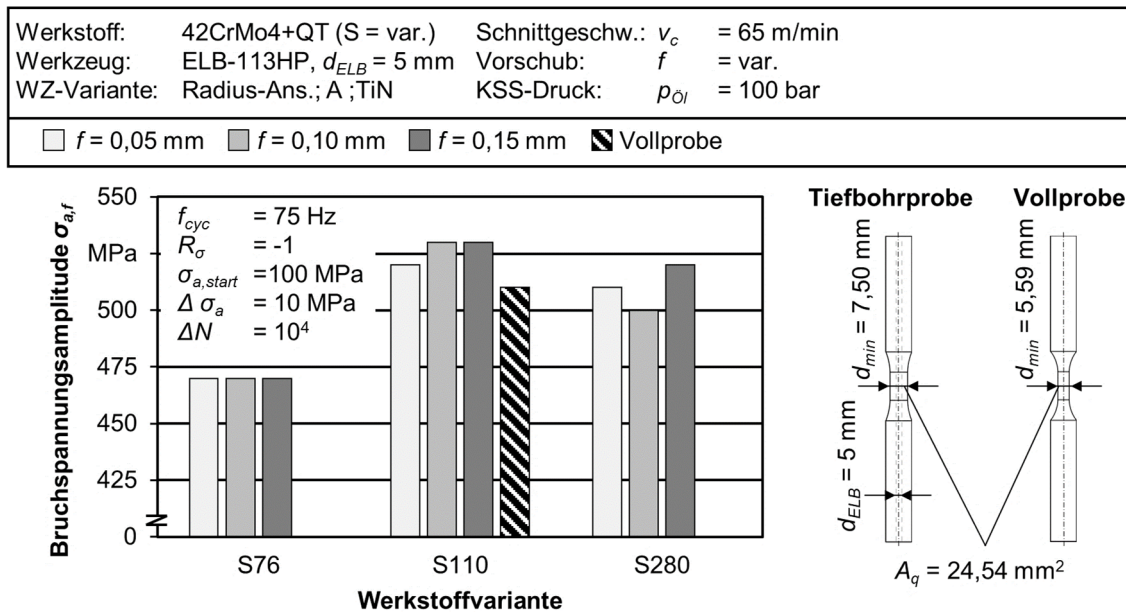


Abbildung 5-36: Ergebnisse der Laststeigerungsversuche an 42CrMo4+QT mit unterschiedlichem Schwefelgehalt

Der Schwefelgehalt der untersuchten Varianten lag im Vergleich zum gemäß DIN-Norm für 42CrMo4 zugelassenen Höchstwert von 0,035 Gew.-% in einem niedrigen Bereich [DIN 683-2]. Die Legierungsvariante S76 mit dem niedrigsten Schwefelgehalt zeigt eine im Vergleich zu den Werkstoffvarianten S110 und S280 geringere Ermüdungsfestigkeit. Die Legierungsvarianten S110 und S280 wiesen hingegen Bruchspannungsamplituden auf vergleichbaren Niveau auf. Aus der Literatur bekannte Ergebnisse zum Ermüdungsverhalten bei Werkstoffvarianten mit unterschiedlichem Schwefelgehalt und damit einhergehende Unterschiede in der Anzahl und Größe von MnS-Einschlüssen konnten somit in den vorliegenden Ergebnissen nicht reproduziert werden. Innerhalb dieses untersuchten Bereichs deuten die Ergebnisse der LSV darauf hin, dass der Einfluss der MnS-Einschlüssen in den tiefgebohrten Proben von weiteren Einflüssen überlagert wird. So zeigt der Vergleich der mechanischen Eigenschaften der Legierungsvarianten, dass die Variante S76 mit $R_m = 925$ MPa eine im Vergleich zur Variante S110 um 4,25 % geringere Zugfestigkeit aufweist. Die Zugfestigkeiten der Varianten S280 ($R_m = 969$ MPa) und S110 ($R_m = 965$ MPa) weisen hingegen nur eine vernachlässigbare Differenz von 0,41 % auf. Hieraus kann geschlossen werden, dass Unterschiede in der erreichten Bruchspannungsamplitude zwischen den Werkstoffvarianten eine aus den unterschiedlichen Festigkeiten resultieren. Ein signifikanter Einfluss des Schwefelgehalts auf die Ermüdungsfestigkeit war bei der mechanischen Prüfung mittels Laststeigerungsversuch nicht feststellbar.

5.2.7 Zwischenfazit und Auswahl von Referenzschnittwerten

In den Untersuchungen zur prozessbedingten Änderung der Randzonenmikrostruktur, konnte durch Gefügeaufnahmen und Messungen der Mikrohärteverläufe gezeigt werden, dass für den Vorschub von $f = 0,10$ mm eine Verfestigung mit guten Eigenschaften hinsichtlich der Eindringtiefe, Härtesteigerung und Gleichmäßigkeit entlang der Bohrungswand erzielt werden konnte. Die Variation des Vorschubs zeigte bei den LSV keinen signifikanten Einfluss auf die jeweils erreichte Bruchspannungsamplitude. Dennoch setzte der Übergang zum exponentiellen Anstieg der plastischen Dehnungsamplitude und

damit der Beginn der Ermüdung für die untersuchten Vorschübe zu jeweils unterschiedlichen Lastspielzahlen ein. Bei der mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm tiefgebohrten Probe wurde dieser Übergang zu einem steilen Anstieg der plastischen Dehnungsamplitude erst nach der höchsten Lastspielzahl erreicht. In den ESV erreichten die mit dem mittleren Vorschub $f = 0,10$ mm tiefgebohrten Proben eine etwas höhere Ermüdungsgrenze. Bei diesen Proben deutet die in XRD-Messungen detektierte Integralbreite auf eine in Relation zu den anderen untersuchten Proben stärkere Kaltverfestigung des Randzonenmaterials hin. Die Mikrohärtmessungen und Gefügebildungen bestätigen die mechanische Gefügedeformation und -verfeinerung in der Randzone mit einer Kombination aus vergleichsweise starker Härtesteigerung und Eindringtiefe. Innerhalb des untersuchten Vorschubbereichs von $f = 0,05 \dots 0,15$ mm stellt somit der mittlere Vorschub einen geeigneten Kompromiss aus der Stärke der mechanischen Randzonenbeeinflussung und ausreichend geringem Abstand der Kontaktbahnen der Führungsleisten, der zu einer gleichmäßigen Verfestigung der Bohrungsrandzone beiträgt, dar. Erwartungsgemäß lässt sich durch die Wahl eines höheren Vorschubs zwar die mechanische Werkzeugbelastung und damit einhergehende Normalkraft, die auf die Bohrungswand wirkt, steigern. Durch den in Vorschubrichtung größer werdenden Abstand der Kontaktbereiche mit maximaler Kontaktnormalspannung zwischen Führungsleiste und Bohrungswand, werden die Verfestigungseffekte jedoch kompensiert und es tritt eine inhomogenere Härteverteilung in der Randzone auf. Zusätzlich zeigte sich der Vorschubbereich $f = 0,05 \dots 0,10$ mm vorteilhaft bezüglich einer günstigeren Spannbildung und hoher erzielter Oberflächengüte. Um eine möglichst gleichmäßige mechanische Einebnung und Verfestigung der Bohrungsrandzone zu erzielen, ist daher ein Vorschub von $f = 0,05 \dots 0,10$ mm zu bevorzugen. Unter Berücksichtigung dieser Aspekte konzentrieren sich die nachfolgenden Untersuchungen insbesondere auf die Vorschübe $f = 0,05$ mm und $f = 0,10$ mm.

Der Vergleich der Ergebnisse aus den Laststeigerungsversuchen der tiefgebohrten Proben mit einer Vollprobe mit gleichem minimalem Querschnitt zeigt, dass die eingebrachte Bohrung keinen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Proben hat, was ein Indikator für die positive Wirkung der erzeugten Randzonenintegrität auf das Ermüdungsverhalten ist. Unterschiede in der Größe und Anzahl der Mangansulfide bei den unterschiedlichen Werkstoffvarianten konnten über lichtmikroskopische Aufnahmen in Kap. 4.1.1 sichtbar gemacht werden. Diese zeigten jedoch keinen Einfluss auf die Spannbildung. Die mechanische Werkzeugbelastung war für die Werkstoffvariante mit mittlerem Schwefelgehalt S110 etwas höher als für die Varianten S76 und S280, was nicht in Zusammenhang mit den MnS-Einschlüssen gebracht werden kann. In den Ermüdungsversuchen konnte ebenfalls kein direkter Zusammenhang mit dem Schwefelgehalt der Werkstoffvarianten und der erreichten Bruchspannungsamplitude ermittelt werden. Die im Vergleich der Werkstoffvarianten geringe Bruchspannungsamplitude für die Variante S76 kann auf die allgemein geringere Zugfestigkeit dieser Variante zurückgeführt werden. Hierdurch werden die aus der Literatur bekannten Effekte zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit, die mit dem geringen Schwefelgehalt einhergehen, überlagert. Die Werkstoffvariante S110 zeigte im Vergleich zur Werkstoffvariante S280 mit höherem Schwefelgehalt eine etwas höhere Ermüdungsfestigkeit. Für die weiteren Untersuchungen wurde auf Basis der Ergebnisse dieser Versuchsreihe die Werkstoffvariante S110 mit dem mittleren Schwefelgehalt ausgewählt.

5.3 Analyse des Schnittwerteeinflusses mit Fokus auf der thermischen Randzonenbelastung

Die im vorherigen Kapitel detailliert untersuchte mechanischen Beeinflussung der Bohrungsrandzone ist, aufgrund der Energieumsetzung im Zerspanprozess, mit hohen auftretenden Temperaturen und somit thermischen Einflüssen auf die Randzoneneigenschaften verbunden (vgl. 2.3.1). Zur Analyse der thermischen Randzonenbeeinflussung wurden Thermoelemente in Kombination mit einem Quotientenpyrometer eingesetzt. Der für diese Untersuchungen entwickelte Versuchsaufbau ist in Kap. 0 im Detail beschrieben. Die für die jeweilige Messmethode entstandenen Graphen der Messwerte werden im Folgenden exemplarisch zur Veranschaulichung der Auswertung dargestellt. Anschließend werden die Ergebnisse der Temperaturmessungen für die untersuchten Schnittwerte vorgestellt.

Bei der thermoelektrischen Messung passiert das Werkzeug in einem Abstand a_{BW} zwei in einem Abstand von 14 mm orthogonal zur Vorschubrichtung eingebrachte Querbohrungen, in denen die Thermoelemente TE01 und TE02 eingebracht sind (vgl. Abbildung 4-10). Ein Querschliff dieses Bereichs mit einer schematischen Darstellung des Thermoelementes sowie ein exemplarischer Verlauf thermoelektrischen Temperaturmessung ist in **Abbildung 5-37** dargestellt.

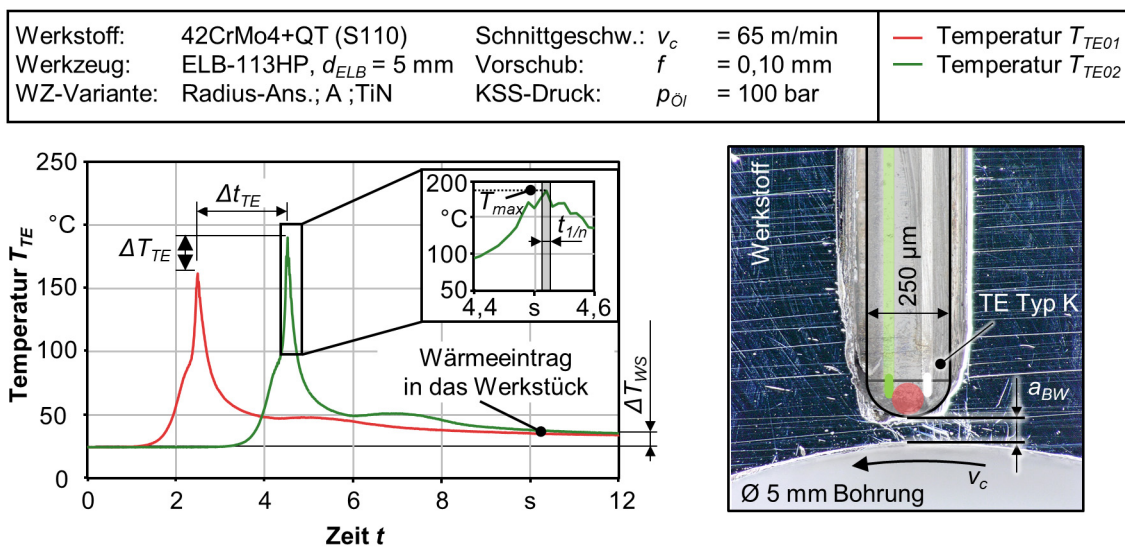


Abbildung 5-37: Exemplarische Auswertung der thermoelektrischen Temperaturmessung in der Bohrungsrandzone und Querschliff der Querbohrung mit schematischer Darstellung des Thermoelements

Für jedes Messsignal wird die maximale Temperatur $T_{TE,max}$ ausgewertet. Die Temperaturspitzen liegen etwa $\Delta t_{TE} = 2$ s auseinander, was auf den Abstand der Messpositionen entlang der Einlippenbohrung von 14 mm zurückzuführen ist. Der Soll-Abstand der Thermoelemente zu der Bohrungswand der Einlippentiefbohrung wird über die Tiefe der Querbohrungen eingestellt. Durch die Position der Temperaturmesssensorik in der axialen Probenmitte und somit nach einem Bohrweg von $l_f = 48 \dots 62$ mm, wird der tatsächliche Abstand der Thermoelemente zusätzlich durch den Mittenverlauf des Einlippentiefbohrers beeinflusst. Um diesen Einflussfaktor bei den Temperaturmessungen zu berücksichtigen, wurden nach einer ersten Versuchsreihe 37 Querschliffe von den entsprechenden Bereichen der Querbohrung angefertigt und der Abstand der Bohrungen a_{BW} untersucht. Die Ergebnisse wurden in [Nic21] beschrieben. Hierbei zeigte sich für Messungen in einem ermittelten Abstand zwischen $a_{BW} = 100 \dots 265$ µm ein deutlicher Abfall der Maxi-

maltemperaturen mit, durch den Mittenverlauf bedingten, steigendem Abstand zur Bohrungswand. Neben der Identifizierung dieses Einflussfaktors hat die Analyse der Querbohrung dazu beigetragen, fehlerhafte Messsignale erkennen zu können, bei denen die Querbohrung beispielsweise durch das Tiefbohrwerkzeug geöffnet wurde und das Thermoelement in Kontakt mit KSS geraten ist. Diese Messungen konnten bei der Auswertung folgender Messreihen ausgeschlossen werden [Nic21]. Durch eine Mittelung der Temperaturen über mehrere Messungen für die jeweilige untersuchte Schnittwertkombination wird der Einfluss des Bohrungsabstands kompensiert.

Im Gegensatz zur Temperaturmessung mittels Thermoelementen tritt bei der pyrometrischen Messung ein Einfluss des Abstands der Messstelle auf die Temperaturen nicht auf, da hier der Messaufnehmer in Form der Pyrometriefaser in direktem Kontakt mit dem Werkzeug gerät. Die in der Wirkzone emittierte Wärmestrahlung wird wie in Kap. 2.4.1 und 0 beschrieben, im Pyrometer in zwei Spannungssignale transformiert, aus denen die Temperatur errechnet wird. Eine exemplarische pyrometrische Temperaturmessung ist in **Abbildung 5-38** dargestellt. Die Ausgangssignale U1 und U2 sowie die daraus berechnete Temperatur repräsentieren eine Messung, während der Bohrkopf die Messposition passiert. Aufgrund der Ausrichtung der Pyrometriefaser, entsprechen die mittels dieses Versuchsaufbaus gemessenen Temperaturen denen direkt in den Bereichen der Verformungsvorlaufzone, Scherzone und Freifläche der Schneide. Im weiteren Verlauf der Messung wird die Temperatur an den Führungsleisten des Bohrwerkzeuges aufgenommen. Diese Temperaturen wirken durch den Kontakt des Werkzeugs mit der Bohrungswand auf das oberflächennahe Randzonengefüge.

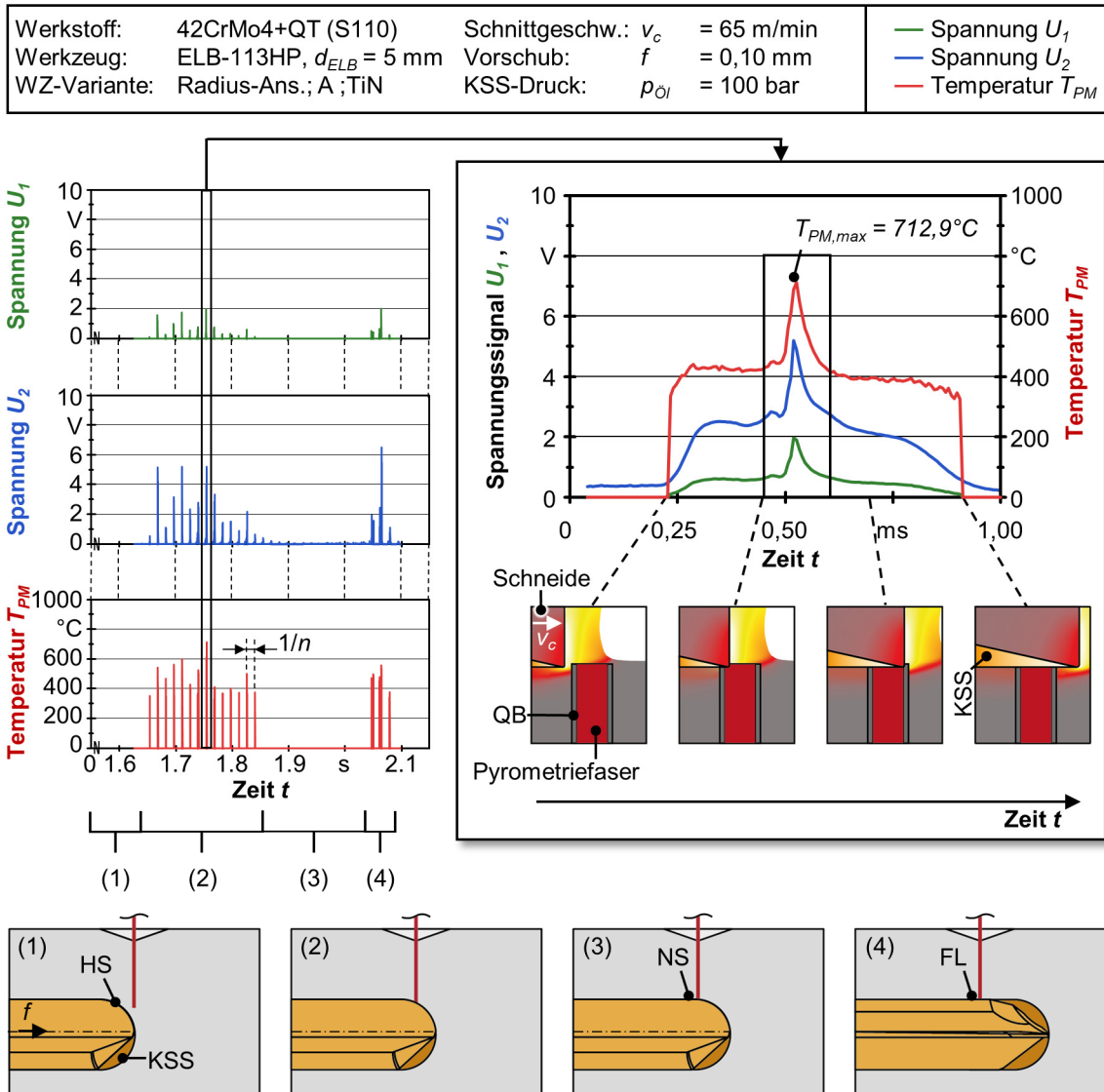


Abbildung 5-38: Exemplarische Darstellung der pyrometrischen Temperaturermittlung an der Schneide

Zur Auswertung der Temperaturen wurden jeweils Bereiche ausgewählt, in denen die Messspannung für beide Kanäle in einem vom Hersteller empfohlenen Bereich für valide Temperaturmessungen zwischen $U = 1 \dots 9$ V liegt. Zur besseren Visualisierung der Temperaturbereiche mit ausreichend starken Spannungssignalen wurde bei der Auswertung ein Schwellenwertfilter mit $U_{min} = 0,8$ V angewendet. Der Verlauf der Spannungs- und Temperatursignale kann unter Berücksichtigung der sich verändernden Werkzeug/Faser-Kontaktsituation in vier Bereiche unterteilt werden, die in Abbildung 5-38 schematisch dargestellt sind. In Bereich (1) befindet sich die Hauptschneide (HS) des Werkzeugs zunächst noch nicht in Kontakt mit der Pyrometriefaser. Die Temperaturen zu diesem Zeitpunkt liegen unterhalb von $T_{PM} = 250$ °C und damit unterhalb des Messbereichs Pyrometers. Sobald die Schneide in Bereich (2) in Kontakt mit der Pyrometriefaser gerät, ist ein periodischer Ausschlag der Spannungs- und Temperatursignale zu erkennen. Mit jeder Werkzeugumdrehung passiert die Schneide die Pyrometriefaser und die emittierte Wärmestrahlung wird detektiert. Dabei wird aufgrund der Schneidengeometrie mit jeder Werkzeugrotation ein Stück der Faser durch die Schneide abgetrennt und eine neue Schnittfläche am Faserende erzeugt. Über diese Schnittfläche am Faserende, die für einen kurzen Zeitraum nach dem Trennen durch die Schneide frei von Störeinflüssen durch das

KSS ist, wird die Wärmestrahlung in der Wirkzone detektiert. Nachdem die Schneide die Pyrometriefaser während einer Umdrehung passiert, wird die Messstelle schlagartig über den Kontakt mit dem KSS abgekühlt. Jeder Ausschlag der Spannungen bzw. Temperaturmessung repräsentiert somit dabei einen Kontakt der Werkzeugschneide mit der Faser. Durch die Vorschubbewegung des Bohrers ändert sich in diesem Bereich mit jeder Umdrehung der Einfallswinkel des Messflecks des Pyrometers auf die Schneide, bis die Faser am Übergang der Hauptschneide zur Nebenschneide (NS) nahezu orthogonal auf die Hauptfreifläche trifft. In Bereich (3) trifft der Messfleck des Pyrometers auf den Übergang der Werkzeugschneide zu den Führungsleisten, wo die gemessenen Spannungen stark abfallen. Durch den Führungsleistenrückstand treten in diesem Bereich der Nebenschneide nur geringe Temperaturen auf. In dem darauffolgenden Bereich (4) wird die an den Führungsleisten emittierte Wärmestrahlung detektiert, was wiederum einen erneuten Anstieg der ermittelten Spannungen respektive Temperatur zur Folge hat. Insbesondere die Bereiche (2) und (4) sind somit für die Auswertung der Temperaturen an der Schneide und den Führungsleisten und der davon ausgehenden thermischen Randzonenbelastung relevant.

Die Kontaktbedingungen werden anhand von Querschliffen der Verschneidung von Querbohrung und Einlippentiefbohrung nach den Versuchen überprüft. Da während des Prozesses die Faser in Bereich (2) direkt von der Schneide zerspannt wird, entspricht der Messfleckdurchmesser zu diesem Zeitpunkt dem Faserdurchmesser $d_F = d_{\text{Messfleck}} = 0,33 \text{ mm}$. In **Abbildung 5-39** ist zu erkennen, dass die Querbohrung einen durch den Tiefbohrprozess verursachten Grat im Bereich der Bohrungsverschneidung aufweist. Anhand der lichtmikroskopischen Aufnahmen ist dennoch eine verbleibende signifikante Öffnung mit einem Durchmesser von $d_{BA} = 259 \mu\text{m}$ am Querbohrungsaustritt in der Randzone der Einlippentiefbohrung erkennbar.

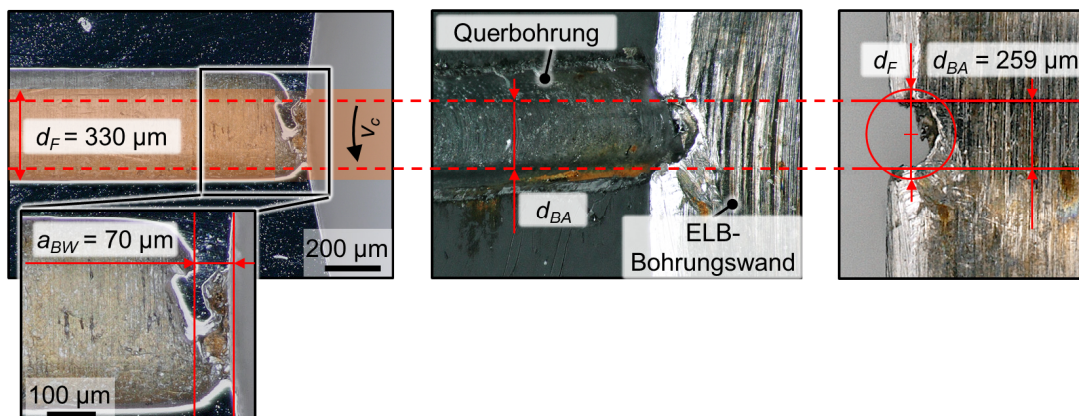


Abbildung 5-39: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Bohrungsverschneidung

Im Gegensatz zu konventionellen monochromatischen Pyrometern oder Breitbandpyrometern ist es bei dem Einsatz dem verwendeten Quotientenpyrometer nicht zwingend erforderlich, dass die zu vermessende Oberfläche den gesamten Messbereich ausfüllt, um valide Messergebnisse zu erzielen, die möglichst vollständige Ausfüllung des Messflecks erhöht jedoch die Messsignalstärke [Ena17]. Die Projektion des Messflecks kann somit auch im Bereich der Führungsleisten erfolgen, in dem die Faser nicht zerspannt wird, sondern durch verbleibende Öffnung der Querbohrung auf die Führungsleisten gerichtet ist. Die Kontaktbedingungen an den Führungsleisten sind in **Abbildung 5-40** anhand einer lichtmikroskopischen Aufnahme eines Querschliffs der Bohrungsverschneidung dargestellt. In der Querbohrung befindet sich noch die für die Messung eingebettete Glasfaser. Die Darstellung veranschaulicht die Messbedingungen beim Passieren der Messposition

durch die Führungsleisten. Der Abstand des Faserendes zur Bohrungswand und damit zur Messstelle auf den Führungsleisten beträgt etwa $a_{BW} \approx 100 \mu\text{m}$. Wie in Kap. 2.4.1 beschrieben, kann für einen so geringen Abstand der Pyrometriefaser zum Messobjekt davon ausgegangen werden, dass die gemessenen Temperaturen sehr nahe an der Höchsttemperatur liegen [Alh02].

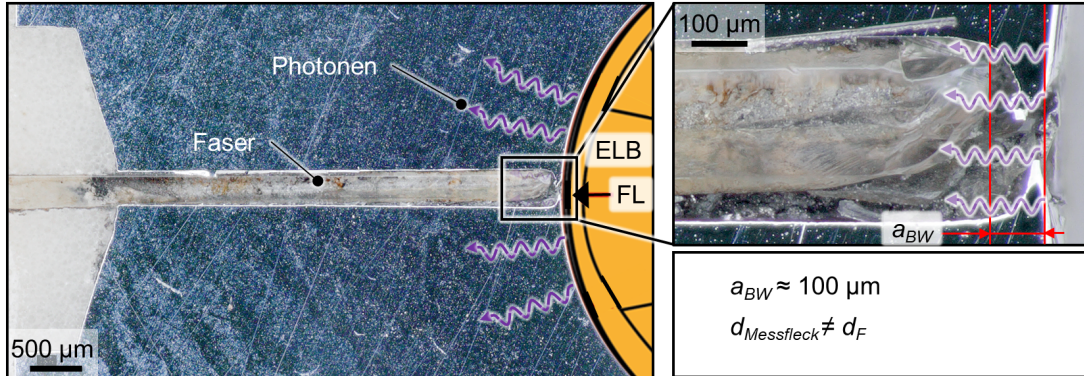


Abbildung 5-40: Lichtmikroskopische Aufnahme eines Querschliffs der Bohrungsverschneidung mit eingebetteter Glasfaser

Die Temperaturen an den Führungsleisten werden maßgeblich durch die Reib- und Umformvorgänge verursacht und in Form der Wärmestrahlung mit jeder Werkzeugumdrehung durch die Pyrometriefaser detektiert. Ein exemplarischer Signalverlauf des Bereichs (4) (vgl. Abbildung 5-38), bei dem die Führungsleisten die in der Querbohrung eingebettete Pyrometriefaser passieren, ist in **Abbildung 5-41** dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Signalstärke der Spannungssignale in diesem Bereich deutlich geringer ist, als im Kontaktbereich mit der Werkzeugschneide. Als Ursachen werden einerseits die Gratbildung in der Querbohrung vermutet, welche durch die plastische Materialdeformation in der Randzone durch die Führungsleisten verursacht wird. Die Querbohrung wird durch diesen Grat verschlossen, was die Projektion des Messflecks auf die Messoberfläche und somit den Übergang der Wärmestrahlung der Führungsleisten in die Pyrometriefaser einschränkt. Zusätzlich sorgt der durch die leichte Abdrängung der Pyrometriefaser in die Bohrung größer werdende Messabstand a_{BW} (vgl. Abbildung 5-40) sowie der das Signal dämpfende Kontakt von KSS mit dem Faserende für eine Reduzierung der Signalstärke. Die daraus resultierenden geringeren Spannungssignale an den Führungsleisten liegen für einen Großteil der Messung unter der angestrebten minimalen Spannung von $U_{min} = 1\text{V}$, was die auswertbaren, validen Temperaturmesswerte deutlich einschränkt. Bei dem in Abbildung 5-41 dargestellten Messsignal werden nur in einem kurzen Messbereich Spannungssignale oberhalb des Schwellenwerts erreicht, die für eine Bestimmung der Temperatur an den Führungsleisten verwendet werden können. Die Messung zeigt, dass die Führungsleistentemperatur im Vergleich zu den im Bereich (2) an der Werkzeugschneide ermittelten Maximaltemperatur für die hier untersuchte Schnittwertekombination etwa 22 % geringer ist.

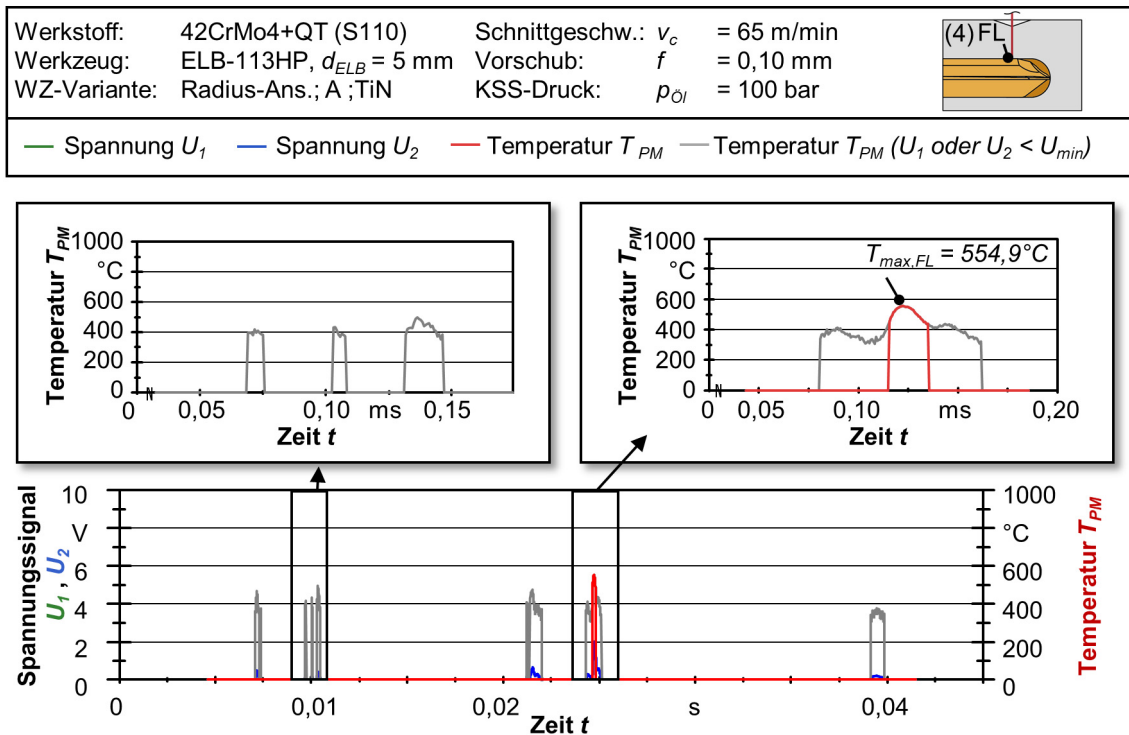


Abbildung 5-41: Temperaturermittlung an den Führungsleisten

5.3.1 Auswertung der Temperaturen und Diskussion

Sowohl die durch das Trennen des Materials als auch die durch Reibung erzeugte Wärme wirken auf die Integrität der Bohroberfläche ein. Bei der Auswertung der Temperaturmessung liegt der Fokus auf der Analyse der Maximaltemperatur, die während des Tiefbohrprozesses detektiert wird, da diese für eine potentielle thermisch induzierte Gefügeveränderung und WEL-Bildung eine entscheidende Rolle spielt. Die mittels Thermoelementen gemessenen Temperaturen in der Bohrungsrandzone sind deutlich geringer als die mit dem Pyrometer in der Wirkzone ermittelten Temperaturen (**Abbildung 5-42**). Ein Anstieg der Temperaturen sowohl mit Erhöhung des Vorschubs als auch mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit zeigt sich für beide Messverfahren. Die Ergebnisse spiegeln den zuvor in **Abbildung 5-21** dargestellten Anstieg der Wirkleistung bei höheren Schnittwerten wider, die größtenteils in Wärme umgewandelt wird.

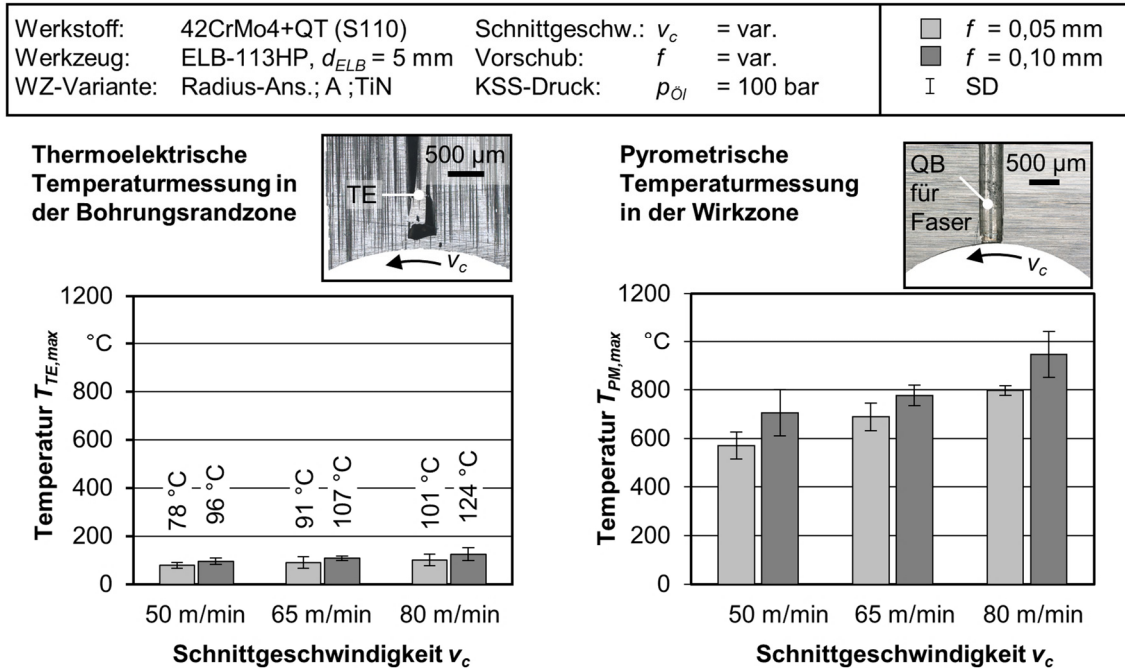


Abbildung 5-42: Ergebnisse der thermoelektrischen und pyrometrischen Temperaturmessung bei Variation der Schnittwerte

Für die Schnittwertekombination aus höchstem Vorschub und höchster Schnittgeschwindigkeit, bei der auch die höchste Wirkleistung aufgebracht wird, werden mittels thermoelektrischer Messung Temperaturen von im Mittel $T_{TE,max} = 124$ °C in der Randzone gemessen. Die Messung in der Wirkzone mittels Quotientenpyrometer zeigt für diese Schnittwertkombination eine Temperatur von $T_{PM,max} = 947$ °C. Dabei wurden die jeweils höchsten Temperaturen im Bereich der Werkzeugschneide gemessen. Die Differenz in den gemessenen Temperaturen lässt sich auf die unterschiedlichen Messpositionen sowie das deutlich langsamere Ansprechverhalten der Thermoelemente zurückführen. Während die thermoelektrische Messung einen Peak im Temperatursignal beim Passieren des Werkzeugs an der Wirkstelle aufweist, kann bei der pyrometrischen Messung eine Auswertung bis auf einen einzelnen Schneiden- und Führungsleistenkontakt genau erfolgen. Die Temperaturen an den Führungsleisten konnten nicht für alle Schnittwertkombinationen ausgewertet werden, da teilweise keine Spannungssignale mit ausreichender Stärke erreicht wurden. Grund hierfür sind die beschriebenen Randbedingungen der Messung in diesem Bereich, die das Messsignal dämpfen. Bei den Messungen mit ausreichender Signalstärke im Bereich der Führungsleisten zeigte sich, dass die Temperaturen geringer waren als an der Schneide, was darauf schließen lässt, dass die stärkere thermische Randzonenbelastung von den Trennvorgängen im Bereich der Schneide ausgeht als von den Umform- und Reibvorgängen an den Führungsleisten. Für die mittlere Schnittgeschwindigkeit $v_c = 65$ m/min und einen Vorschub von $f = 0,10$ mm lagen die Temperaturen an den Führungsleisten über mehrere Messungen gemittelt bei $T_{PM,max} = 520$ °C und damit etwa 33 % unter den an der Schneide gemessenen Temperaturen. Die Ergebnisse der geringeren Temperaturen im Bereich der Führungsleisten decken sich mit Untersuchungen von Schmidt *et al.* zum BTA-Tiefbohren, welches eine ähnliche Prozesscharakteristik aufweist. Beim Bohren von 42CrMo4 wurden hier ebenfalls an der Schneide höhere Temperaturen als an den Führungsleisten festgestellt [Sch22a].

5.4 Einfluss unterschiedlicher Kühlschmierkonzepte auf die thermomechanische Randzonenbelastung

In der industriellen Fertigung können die gegebenen Rahmenbedingungen den Einsatz von alternativen Kühlschmierkonzepten beim Einlippentiefbohren erfordern. So kann die Integration eines Einlippentiefbohrprozesses in die Prozesskette dazu führen, dass die Tiefbohrungen auf einem Bearbeitungszentrum unter Emulsion gefertigt werden müssen [Löb03]. Die Verwendung von MMS bei Zerspanprozessen, unter anderem auch beim Tiefbohren, ist in der Regel motiviert durch das Ziel, umweltschädliche Einflüsse sowie auch Kosten, die durch den Kühlschmierstoffeinsatz entstehen, zu reduzieren [Wei99; Iov16]. Der Einfluss der unterschiedlichen Kühlschmierstrategien auf die Randzonenintegrität beim Einlippentiefbohren ist bislang weitgehend unerforscht. Daher wurden Untersuchungen zu den Auswirkungen unterschiedlicher Kühlschmierstrategien auf die Prozesstemperaturen und -kräfte und deren Einfluss auf die resultierenden Randzoneneigenschaften durchgeführt. In den Ergebnissen werden dem konventionell beim Einlippentiefbohren verwendeten Tiefbohröl Bohrversuche mit einer wasserbasierten Emulsion sowie mit Minimalmengenschmierung als Kühlschmierstoff gegenübergestellt.

Die Auswertung des KSS-Einflusses auf die mechanische Werkzeugbelastung ist in **Abbildung 5-43** a) und b) dargestellt. Mit der Steigerung des Vorschubs von $f = 0,05$ mm auf $f = 0,10$ mm und der entsprechend größerer Spanungsdicke steigen die Vorschubkraft und das Bohrmoment. Die Vorschubkraft ist für die Versuche unter Öl für alle untersuchten Schnittwertkombinationen signifikant höher als für die Versuche unter Emulsion und MMS, was auf Unterschiede in der jeweils auftretenden thermischen Entfestigung des Werkstoffs zurückzuführen sein könnte. Während die Vorschubkraft bei geringerem Vorschub von $f = 0,05$ mm für Emulsion und MMS auf einem ähnlichen Niveau liegt, sind die Werte bei höherem Vorschub von $f = 0,10$ mm bei MMS am geringsten. Das Bohrmoment M_B repräsentiert beim Einlippentiefbohren im Wesentlichen das aus der Schnittkraft sowie den Reibungs- und Umformkräften an den Führungsleisten resultierende Moment (s. Kap. 2.3.1). Gleichzeitig führt ein höheres Bohrmoment zu einer Steigerung der mechanischen Randzonenbelastung durch resultierende Normalkräfte, die von den Führungsleisten auf die Bohrungsoberfläche übertragen werden. Beim Vergleich des Bohrmoments für die verschiedenen Kühlschmierstrategien liegen die Werte für den Vorschub von $f = 0,05$ mm im Bereich von $M_B = 0,97 \dots 1,46$ Nm. Das höchste Bohrmoment der jeweiligen Schnittwertkombination wird beim Einsatz von wasserbasierter Emulsion gemessen. Die Werte sind im Vergleich zu den unter Öl ermittelten Werten um 10 % für die Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min und um 34 % für die Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ m/min höher. Unter MMS wird ein 12 % geringeres Bohrmoment bei niedriger Schnittgeschwindigkeit und 29 % höheres Bohrmoment für die höhere Schnittgeschwindigkeit gemessen als unter Einsatz von Tiefbohröl. Bei höherem Vorschub liegen die Werte für das Bohrmoment bei den Versuchen unter Öl mit $M_B = 1,74 \dots 1,92$ Nm auf einem niedrigeren Niveau im Vergleich zu Emulsion mit $M_B = 2,44 \dots 2,49$ Nm und MMS mit $M_B = 2,15 \dots 2,37$ Nm, was im Mittel einer Steigerung um 35 % für Emulsion und 23 % für MMS entspricht. Das geringere Bohrmoment bei den Versuchen unter Öl bei höherem Vorschub und den damit verbundenen höheren Normalkräften auf die Führungsleisten lässt sich dadurch erklären, dass unter Verwendung von Tiefbohröl eine stärkere Schmierwirkung erzielt wird als beim Bohren mit Emulsion oder MMS. Die damit verbundene geringere Reibung an den Führungsleisten, die sich in einem geringeren Bohrmoment niederschlägt, kann sich wiederum auf die an der Bohrungswand wirkenden Temperaturen auswirken. Zur Abschätzung der thermischen Randzonenbeeinflussung wird die Energiebilanz bei unterschiedlichen Kühlschmierstrategien in **Abbildung 5-43**

c) und d) betrachtet, die gemäß der in Kap. 5.2.2 vorgestellten Formeln für die Wirkleistung und Wirkarbeit berechnet wurde.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 50 \dots 65$ m/min
Werkzeug: ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: $f = 0,05 \dots 0,10$ mm
WZ-Variante: Radius-Ans.; A ;TiN	KSS: var.
KSS: Öl	
$v_c =$ □ ○ 50 m/min	■ ▲ 65 m/min
Emulsion	
□ ○ 50 m/min	■ ▲ 65 m/min
MMS	
□ ○ 50 m/min	■ ▲ 65 m/min

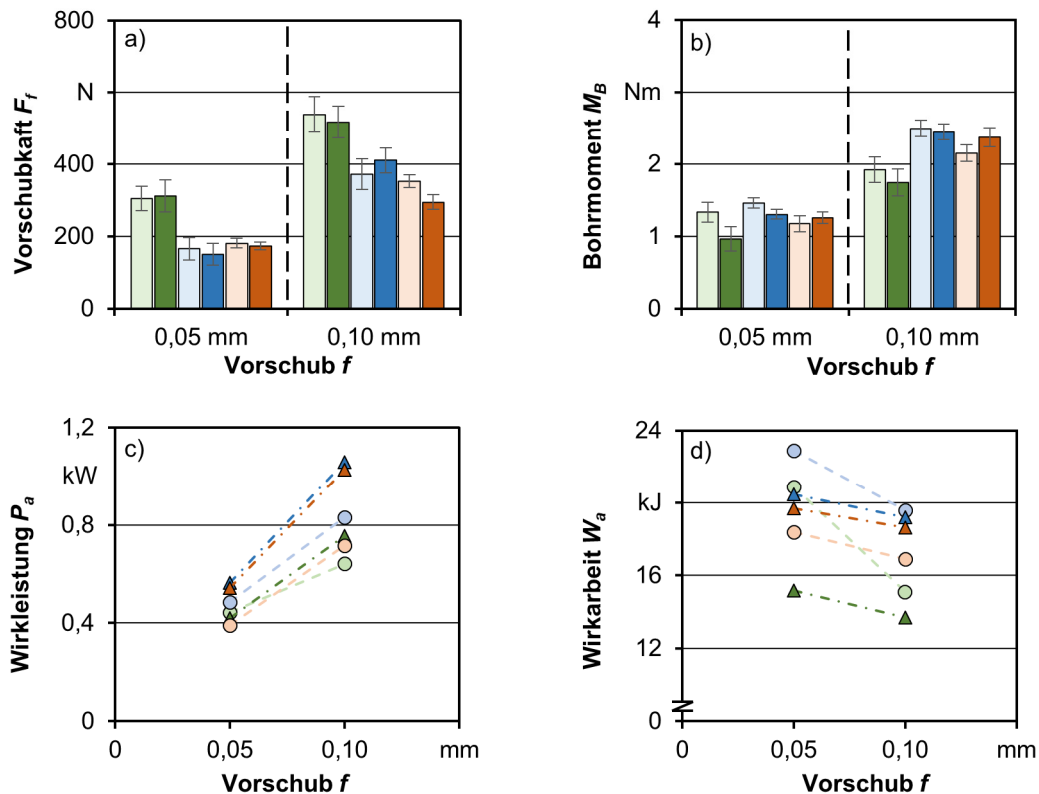


Abbildung 5-43: Mechanische Werkzeugbelastung, Wirkleistung und Wirkarbeit für unterschiedliche KSS-Strategien beim Einlippentiefbohren

Das höhere Bohrmoment M_B bei den Versuchen unter Einsatz von Emulsion spiegelt sich auch in einer höheren Wirkleistung P_a in Relation zu den Versuchen unter Öl und MMS wider. Insbesondere bei einem Vorschub von $f = 0,10$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min liegt die Wirkleistung mit $P_a = 83$ kW 15 % über der bei MMS und 30 % über der bei Einsatz von Öl gemessenen. Bei höherer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ m/min und einem Vorschub von $f = 0,10$ mm liegt die Wirkleistung beim Tiefbohren unter MMS und Emulsion auf einem ähnlichen Niveau und mit etwa 38 % deutlich über der beim Einsatz von Öl eingebrachten Wirkleistung. Die Wirkarbeit als Indikator für die gesamte in das Werkstück eingebrachte Energiemenge liegt beim Einsatz von Emulsion ebenfalls etwas höher als bei MMS und Öl, was sich speziell bei geringer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 50$ m/min zeigt. Für die Schnittwertekombination aus hohem Vorschub und hoher Schnittgeschwindigkeit liegen sowohl die Wirkleistung als auch die Wirkarbeit bei Einsatz von Öl deutlich unter den bei Einsatz von Emulsion und MMS ermittelten Werten. Da insbesondere die Wirkleistung P_a als Indikator für die in die Bohrungsrandzone eingebrachte Wärmeenergie herangezogen werden kann, ist

aufgrund dieses Vergleichs der ermittelten Werte eine geringere thermische Randzonenbelastung beim Tiefbohren unter Öl zu erwarten. Diese Annahme wurde wiederum durch Temperaturmessungen überprüft.

Die Prozesstemperaturen beim Einsatz unterschiedlicher Kühlschmierstrategien wurden sowohl thermoelektrisch in der Bohrungsrandzone als auch mithilfe eines Quotientenpyrometers in der Wirkzone ermittelt (**Abbildung 5-44**). Die thermoelektrischen Messungen zeigen maximale Temperaturen von $T_{TE,max} = 78...107\text{ °C}$ beim Bohren mit Tiefbohröl. Im Vergleich dazu sind die Temperaturen bei der Verwendung von wasserbasierter Emulsion mit $T_{TE,max} = 49...88\text{ °C}$ geringer. Die mit Abstand höchsten Temperaturen zeigen die Messung mittels Thermoelementen für die Versuche unter MMS. Die Unterschiede in den in der Bohrungswand gemessenen Temperaturen lassen sich auf die Kühlwirkung der jeweiligen KSS zurückführen. Dabei sorgt eine verringerte Wärmekapazität von MMS, mit Luft als Trägermedium für geringe Mengen von Öl, dafür, dass nur eine geringe Wärmemenge aus dem Material über den KSS abgeführt werden kann und sich die Wärme in der Bohrungsrandzone ausbreitet. Die wasserbasierte Emulsion sowie Öl weisen hingegen eine deutlich höhere Wärmekapazität auf und können hierdurch die im Zerspanprozess entstehende Wärme effektiver aufnehmen und abführen.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 50...65\text{ m/min}$	
Werkzeug: ELB-113HP, $d_{ELB} = 5\text{ mm}$	Vorschub: $f = 0,05...0,10\text{ mm}$	
WZ-Variante: Radius-Ans.; A ;TiN	KSS: variiert	
KSS: Öl $f =$ ■ 0,05 mm ■ 0,10mm	Emulsion ■ 0,05 mm ■ 0,10 mm	MMS ■ 0,05 mm ■ 0,10 mm

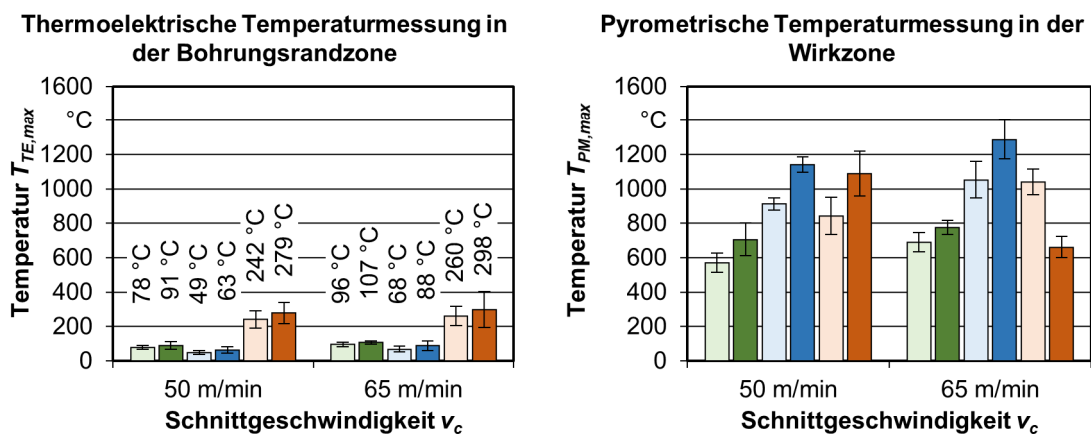


Abbildung 5-44: Temperaturmessung bei Variation der Schnittwerte und Kühlschmierstrategie

Für alle KSS konnte eine Steigerung der Temperaturen mit Erhöhung des Vorschubs und der Schnittgeschwindigkeit gemessen werden, was mit der höheren in den Prozess eingebrachten Wirkleistung korreliert. Während für die Tiefbohrversuche unter Öl Temperaturen von $T_{PM,max} = 776\text{ °C}$ in der Wirkzone gemessen wurden, zeigten die Messungen beim Einsatz von Emulsion und MMS deutlich höhere Temperaturspitzen. Unter MMS lagen die maximal gemessenen Temperaturen bei $T_{max} = 1089\text{ °C}$, unter Emulsion bei $T_{max} = 1288\text{ °C}$. Diese Temperaturspitzen liegen deutlich über der Austenitisierungstemperatur ($A_{1,3} = 735...780\text{ °C}$) [DEW22] des Werkstoffs, wodurch eine thermisch bedingte Phasenumwandlung im Randzonengefüge und damit verbundene Bildung von WEL begünstigt wird. Eine kurzzeitige Austenitisierung und darauffolgende Martensitbildung durch Abschrecken des Randzonenmaterials kann bei Zerspanvorgängen bereits innerhalb von extrem kurzen Zeiträumen hervorgerufen werden, in denen eine hohe lokale Erwärmung stattfindet [Kos70]. Abweichend von dem Trend zu höheren Temperaturen

mit zunehmender eingebrachter Wirkleistung, wurden unter Einsatz von MMS-Einsatz für die Schnittwertekombination mit höchstem Vorschub und höchster Schnittgeschwindigkeit vergleichsweise geringere Temperaturen ermittelt. Die Analyse des Zustands der Verschneidungen von Querbohrung und Einlippentiefbohrung der Proben zeigen ein unterschiedliches Deformationsverhalten und damit verbundene Gratbildung innerhalb der Querbohrung für die variierten KSS. Insbesondere beim Einsatz von MMS konnte ein verstärktes Fließen des Materials in der Bohrungsrandzone festgestellt werden, was zu einem Verschließen des Austritts der Querbohrung mit der darin fixierten Pyrometriefaser und somit zu einer Beeinflussung der Messwerte führt. Das Temperatursignal für die Messung unter MSS bei höchstem Vorschub und Schnittgeschwindigkeit ist exemplarisch in **Abbildung 5-45** dargestellt. Die Darstellung des Zustands der Querbohrung verdeutlicht, dass der Messbereich der Pyrometriefaser auf dem in der Querbohrung liegenden Grat befindet und eine Messung in der Wirkzone verhindert wird. Somit können bei starker plastischer Deformation des Randzonengefüges deutlich geringere Temperaturen als bei intakter Bohrungsverschneidung gemessen werden.

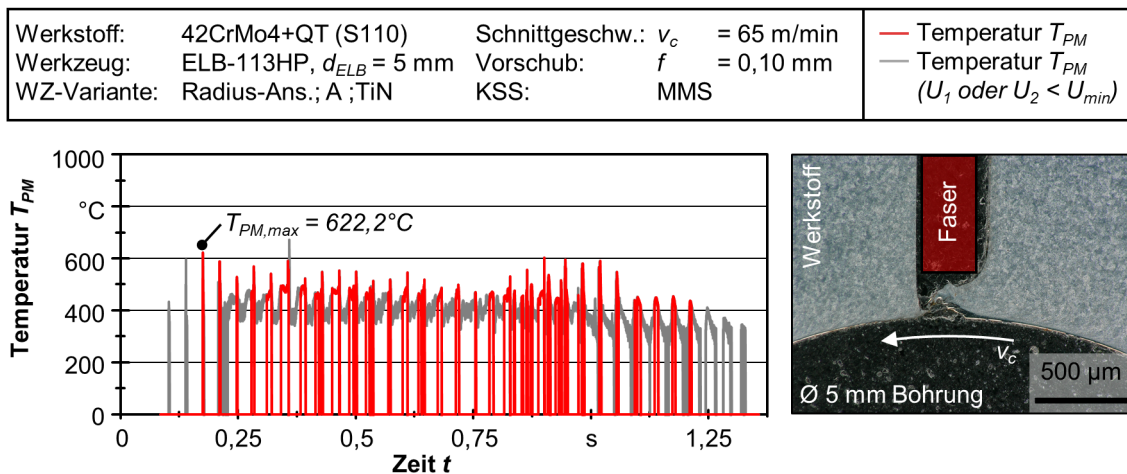


Abbildung 5-45: Temperaturverlauf beim Tiefbohren unter MMS mit der Schnittwertekombination $v_c = 65$ m/min und $f = 0,10$ mm

Höhere Temperaturen können durch die damit einhergehende thermische Entfestigung das Fließverhalten des Werkstoffs begünstigen und somit zu einer Verstärkung der Gratbildung in der Querbohrung führen, was die pyrometrische Messung der Wirkzonentemperatur beeinträchtigen kann. Unterschiedliche Zustände des Querbohrungsaustritts im Anschluss an die Versuche mit unterschiedlichen KSS sind in **Abbildung 5-46** abgebildet.

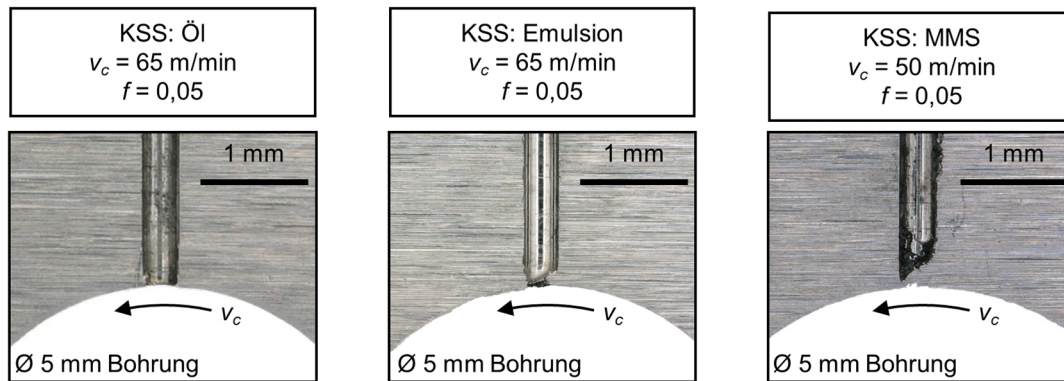


Abbildung 5-46: Lichtmikroskopische Analyse des Zustands der Querbohrungen nach den Tiefbohrversuchen

Zu erkennen ist, dass unter MMS auch bei der niedrigen Vorschub-/Schnittgeschwindigkeit-Kombination eine plastische Deformation des Randzonenmaterials und ein Verschließen der Querbohrung stattfindet. Somit kann auch hier ein Einfluss auf das Messsignal nicht ausgeschlossen werden, was zu geringeren gemessenen Temperaturen führt, als sie tatsächlich im Prozess auf die Bohrungsrandzone einwirken. Die Analyse des Gefügestruktur zur Ermittlung der auf das Randzonengefüge wirkenden Temperaturen wird daher als zusätzliches Verfahren herangezogen.

5.4.1 Analyse der Randzonengefügestruktur

Zur Analyse der Gefügeveränderungen in der Bohrungsrandzone durch die thermomechanischen Einflüsse des Einlippentiefbohrprozesses bei unterschiedlichen KSS wurden Querschliffe des Randzonengefüges angefertigt. **Abbildung 5-47** zeigt lichtmikroskopische Aufnahmen des oberflächennahen Gefüges, das sich beim Einsatz der unterschiedlichen KSS bei unterschiedlichen Schnittparametern ausbildet. Die Aufnahmen zeigen deutlich die durch die mechanischen Belastungen verursachte Gefügedeformation in Schnittrichtung, die mit einer Verfeinerung der randzonennahen Gefügestruktur einhergeht, aber auch eine thermisch induzierte WEL-Bildung für einige der Parameterkombinationen. Insbesondere für die mit MMS tiefgebohrten Proben zeigt sich eine WEL-Bildung für alle untersuchten Schnittwerte. Die Stärke der WEL nimmt mit Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs zu. Beim Einsatz von Emulsion sind bis auf die Schnittwertekombination aus geringstem Vorschub und geringster Schnittgeschwindigkeit für die weiteren Schnittwertekombinationen Ansätze von WEL zu erkennen. Die unter Öl gebohrten Proben zeigen für keine der untersuchten Schnittwertekombinationen Ansätze von WEL-Bildung.

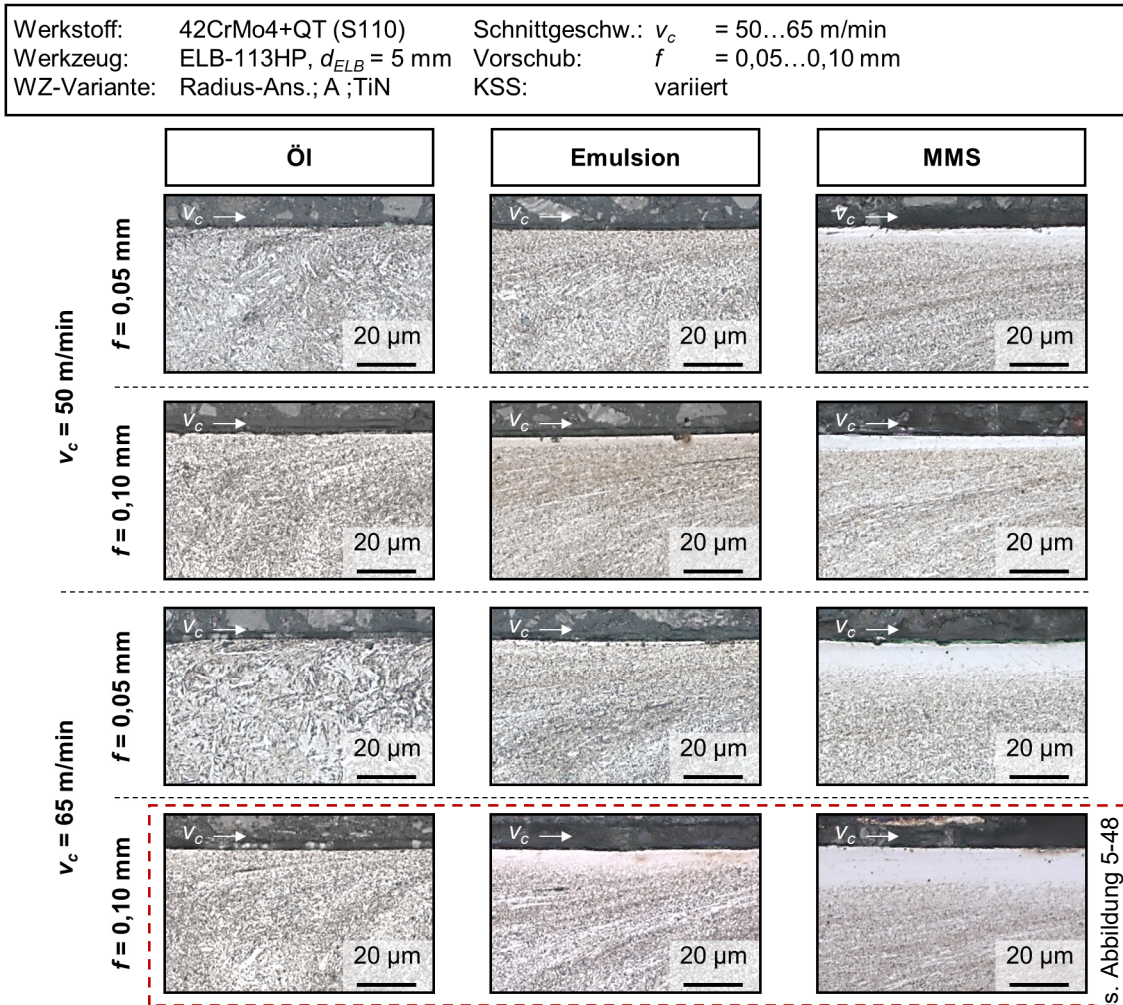


Abbildung 5-47: Lichtmikroskopische Aufnahmen des Bohrungsrandzonengefüges bei Variation der Schnittwerte und des KSS

Unter Berücksichtigung der gemessenen Temperaturen zeigt sich ein Zusammenhang mit der WEL-Bildung. Die Temperaturen bei den Versuchen unter Einsatz von Öl und Emulsion, bei denen keine WEL zu erkennen sind, lagen im Bereich von $T_{max} = 570...913$ °C, während bei den Versuchen mit WEL-Bildung Temperaturen deutlich über 1000 °C gemessen wurden. Die zunehmende Stärke der WEL-Bildung bei unter MMS gebohrten Proben bei Steigerung der Schnittwerte kann in Verbindung mit der Erhöhung der eingebrachten Wirkleistung und damit verbundenen Temperaturerhöhung gebracht werden. Diese Ergebnisse stützen die Annahme, dass die Messergebnisse bei der pyrometrischen Messung durch die Gratbildung in der Querbohrung teilweise hin zu niedrigeren Temperaturen beeinflusst wurden. Die tatsächlich auftretenden Temperaturen, die für die zu beobachtende thermisch induzierte Phasentransformation sorgen, begünstigen dabei die thermische Entfestigung des Randzonenmaterials und somit das Fließen des Materials in die Querbohrung.

Die WEL-Bildung geht üblicherweise mit einer signifikanten Härtesteigerung einher, so dass Härtewerte eines Vielfachen der Grundhärte des Werkstoffs erreicht werden, die auch die Härte von konventionellem martensitischem Gefüge übersteigen [Rec08; Str21]. Bei Härtemessungen in der Bohrungsrandzone der Tiefbohrproben mit WEL kann nahe der Bohrungs Oberfläche eine Härte von bis zu 1.000 HV0,01 nachgewiesen werden, was etwa dem dreifachen der Grundhärte entspricht (Abbildung 5-48). Die Phasentransfor-

mation lässt sich ebenfalls auf den REM-Aufnahmen der Bohrungsrandzonen identifizieren. Im Vergleich dazu tritt beim Bohren mit Tiefbohröl nur eine mechanisch induzierte Gefügeverfeinerung auf, die zu einer Härtesteigerung von bis zu 61 % (565 HV0,01 bei $a_{BW} = 5 \mu\text{m}$) in der Bohrungsrandzone führt.

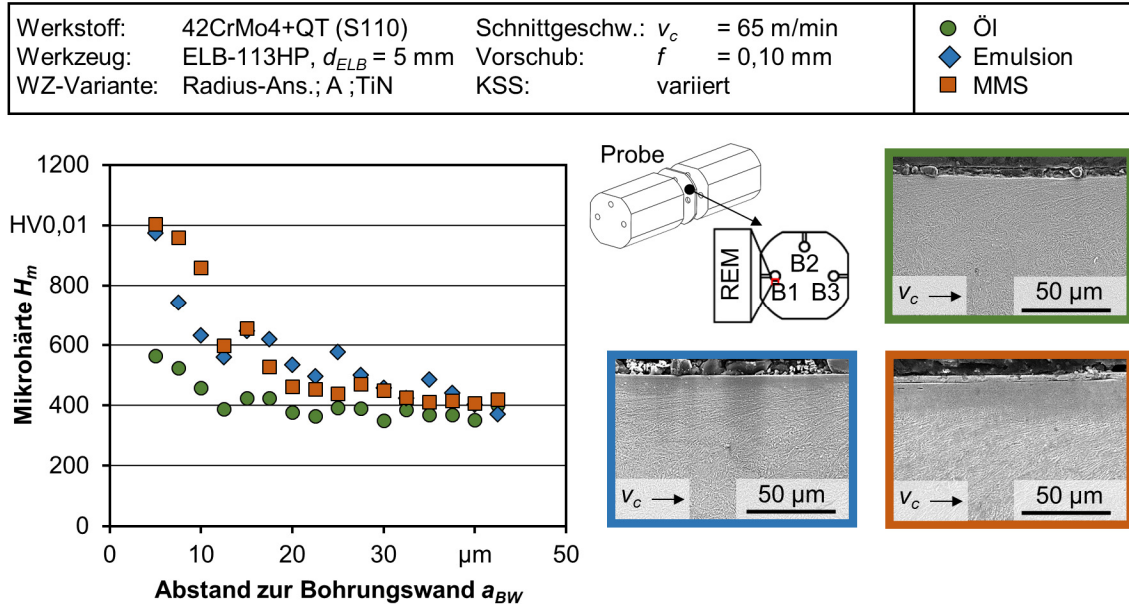


Abbildung 5-48: Mikrohärteverlauf in der Bohrungsrandzone und REM-Aufnahmen der Gefügestruktur bei KSS-Variation

Die thermisch induzierten WEL setzen sich aus nicht angelassenem Martensit und Restaustenit mit einer sehr feinen Struktur zusammen, wobei deren Breite von der in die Randzone eingebrachten Energiemenge in Form von Energiedichte und Dauer abhängt. Die Eigenschaften der Mikrostruktur der WEL, unter anderem eine sehr hohe Sprödigkeit in Kombination mit hohen Eigenspannungsgradienten, vermindern die Ermüdungsfestigkeit von Werkstücken. Ausgehend von der harten, spröden WEL können sich Risse bilden und bei vorliegenden Zugspannungen leicht ausbreiten [Rec08]. Im Fall der unter MMS gebohrten Tiefbohrproben können diese Effekte anhand von entstandenen Defekten in der oberflächennahen Randzone mittels REM-Aufnahmen nachgewiesen werden (**Abbildung 5-49**). So zeigt in der Randzone bei starker WEL-Bildung ein lokales Ablösen der Neuhärtungsschicht vom darunterliegenden Material. Im Bereich der Querbohrung wird das spröde Materialverhalten der WEL sichtbar, welches im Vergleich zum darunterliegenden duktileren Material Risse in die Neuhärtungsschicht hinein aufweist. Die Gefügestruktur der WEL in den tiefgebohrten Proben wurde am WPT mittels Elektronenrückstreubeugung (engl. Electron backscatter diffraction) (EBSD) sichtbar gemacht und detailliert untersucht. Anhand der in [Baa22] veröffentlichten Aufnahmen ist die WEL als feinkörnige, kristallisierte Mikrostruktur identifizierbar.

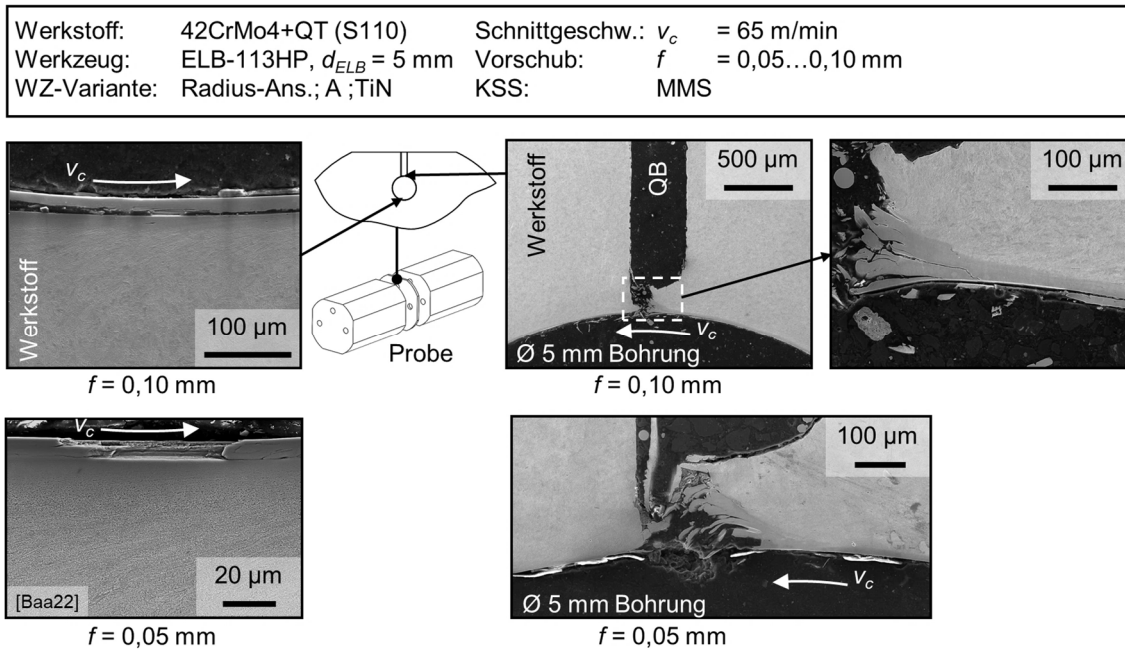


Abbildung 5-49: REM-Aufnahme der Randzonendefekte beim Bohren mit MMS

Neben der Mikrostruktur zeigen die eingesetzten KSS-Varianten einen Einfluss auf die Oberflächengüte. Bei Einsatz von MMS werden vergleichsweise geringe Oberflächengüten mit einer starken Streuung der Messwerte erzielt (Abbildung 5-50). Dazu tragen die zuvor beschriebenen lokalen Defekte in der Randzonenschicht sowie eine geringere Schmierwirkung der MMS im Vergleich zu Tiefbohröl und Emulsion bei. Für einen Vorschub von $f = 0,10$ mm in Kombination mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ mm kam es unter MMS bereits bei der jeweils ersten Bohrung zu einer thermomechanischen Überlastung des Werkzeugs und infolgedessen zu einem Werkzeugbruch. Die Auswertung der Oberflächenrauheit war für diese Schnitwertkombination nicht möglich.

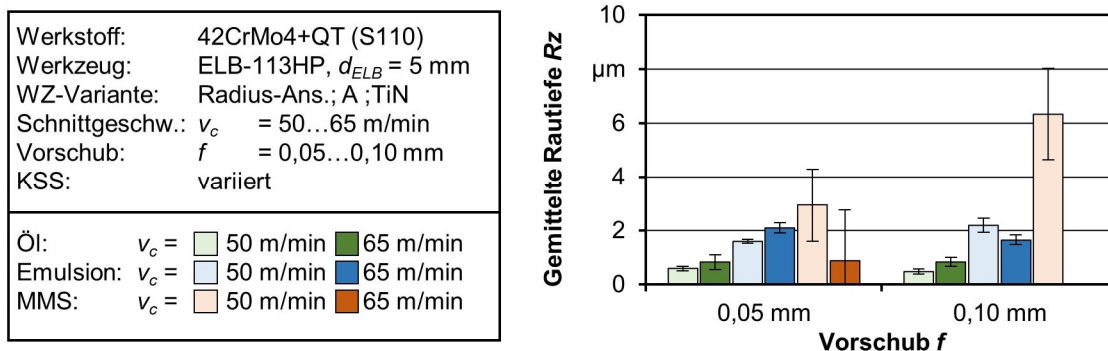


Abbildung 5-50: Einfluss des KSS auf die Oberflächenrauheit

Für den Einsatz von Emulsion wird bei der Schnitwertkombination $v_c = 50$ m/min und $f = 0,05$ mm, bei der die Gefügeanalyse keine WEL-Bildung zeigte, eine Rauheit von $Rz = 1,59$ μm erreicht. Dieser Wert liegt leicht oberhalb des kritischen Werts für eine die Ermüdungsfestigkeit mindernde Wirkung von $Rz = 1,5$ μm . Unter Einsatz von Emulsion zeigt diese Schnitwertkombination hinsichtlich Gefügestruktur und der Oberflächengüte somit die günstigsten Randzoneneigenschaften zur Erzielung einer möglichst hohen Ermüdungsfestigkeit.

5.4.2 Messung der Eigenspannungszustände

Als zusätzliches Merkmal zur Bewertung der Randzoneneigenschaften wird der Eigenspannungszustand in der Bohrungsrandzone betrachtet. Die Eigenspannungsmessungen wurden am Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) der TU Dortmund mithilfe der $\cos \alpha$ -Methode für eine Auswahl an Proben durchgeführt [Cor22]. **Abbildung 5-51** zeigt die tangentialen Eigenspannungen an der Bohrungs Oberfläche für verschiedene Schnittwerte-KSS-Kombinationen.

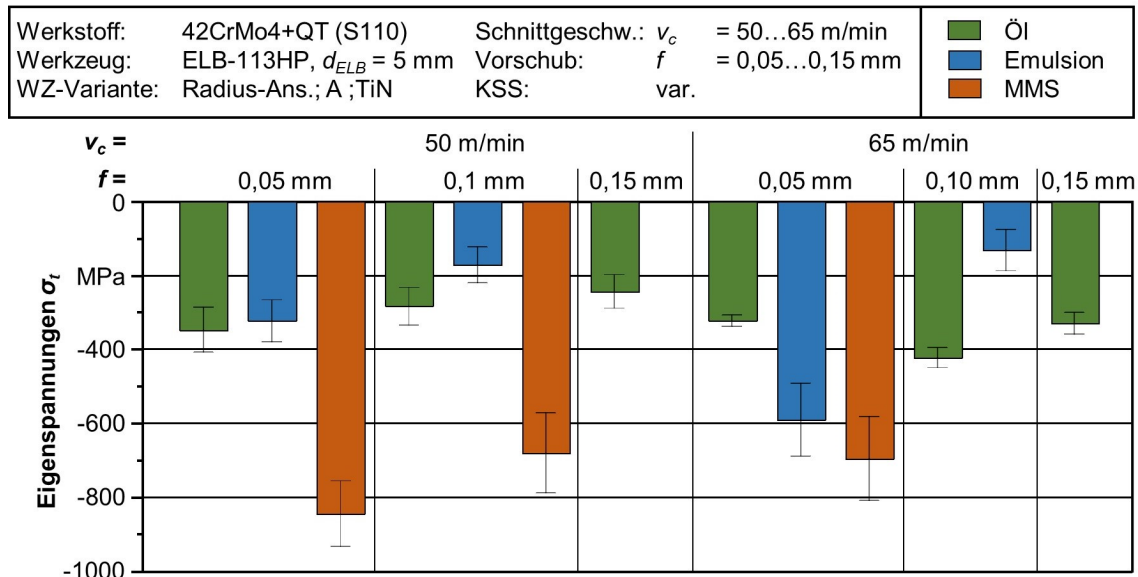


Abbildung 5-51: Eigenspannungen an der Bohrungswand in tangentialer Richtung

Die unter MMS tiefgebohrten Proben weisen die stärksten tangentialen Eigenspannungen an der Bohrungs Oberfläche auf, mit Werten zwischen $\sigma_t = -700 \dots -850$ MPa. Bei den unter Emulsion tiefgebohrten Proben werden geringere Druckeigenspannungen in der Bohrungs Oberfläche gemessen. Hier zeigt sich eine Tendenz zu stärkeren Druckeigenspannungen bei geringeren Vorschüben. Die Eigenspannungen sind bei $v_c = 65$ m/min und $f = 0,05$ mm ist deutlich höher als bei den weiteren unter Emulsion tiefgebohrten Proben. Unter Einsatz von Tiefbohröl zeigt die Höhe der gemessenen tangentialen Eigenspannungen bei variierenden Schnittwertekombinationen die geringsten Unterschiede. Hier liegen die Werte zwischen $\sigma_t = -244 \dots -425$ MPa, wobei die stärksten Druckeigenspannungen bei der Schnittwertekombination $v_c = 65$ m/min und $f = 0,10$ mm gemessen wurden.

Zusätzlich zum Eigenspannungszustand an der Bohrungs Oberfläche wurden Tiefenverläufe der Eigenspannungen in tangentialer und axialer Richtung ermittelt (**Abbildung 5-52**). Ein Vergleich der Ergebnisse zeigt einen qualitativ ähnlichen Tiefenverlauf für die jeweiligen KSS. Die Variation der Schnittwerte führt zu einer Verschiebung des Tiefenverlaufs, wobei für die unter Öl tiefgebohrten Proben bei höherem Vorschub und höherer Schnittgeschwindigkeit eine Erhöhung der Eigenspannungen gemessen wird. Bei unter MMS gebohrten Proben verringern sich die Eigenspannungen mit der Erhöhung der Schnittwerte. Insbesondere bei den unter MMS gebohrten Proben fallen die tangentialen Druckeigenspannungen mit zunehmendem Messabstand zur Bohrungswand stark ab und erreichen bereits bei einer Tiefe von $a_{BW} = 15 \mu\text{m}$ geringe Werte von $\sigma_t = -12 \dots -129$ MPa. Im Bereich der bohrungs oberflächennahen Schichten liegen die Tiefenverläufe der tangentialen Eigenspannungen für die unter Emulsion und Öl gebohrten Proben auf einem vergleichbaren Niveau bei etwa $\sigma_t = -400$ MPa. Für die mit geringem Vorschub und geringer Schnittgeschwindigkeit unter Öl gebohrten Proben verringern

sich ab einer Tiefe von $a_{BW} = 25 \mu\text{m}$ die Druckeigenspannung signifikant, so dass bei größerer Messtiefe nahezu keine Eigenspannungen mehr vorliegen. Bei der mit höheren Schnittwerten unter Öl sowie bei der unter Emulsion tiefgebohrten Probe liegen die Eigenspannungen auch bei einer Tiefe von $a_{BW} = 25 \mu\text{m}$ bei etwa $\sigma_t = -200 \text{ MPa}$. Die axialen Eigenspannungen sind für alle untersuchten Schnittwerte-KSS-Kombinationen etwas höher. Hier zeigt die unter Emulsion tiefgebohrte Probe die stärksten Druckeigenspannungen. Der deutliche Unterschied im Vergleich zu den tangentialen Eigenspannungen zeigt eine anisotropische Ausprägung der Eigenspannungen. Die unter Öl gebohrten Proben weisen eine deutlich homogenere Verteilung in tangentialer und axialer Richtung und damit die geringste Anisotropie der Eigenspannungen im Vergleich der untersuchten KSS-Strategien auf.

Werkstoff: 42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: $v_c = 50 \dots 65 \text{ m/min}$	
Werkzeug: ELB-113HP, $d_{ELB} = 5 \text{ mm}$	Vorschub: $f = 0,05 \dots 0,10 \text{ mm}$	
WZ-Variante: Radius-Ans.; A; TiN	KSS: var.	
KSS: Öl	Emulsion	MMS
<ul style="list-style-type: none"> ○ $v_c = 50 \text{ m/min}$; $f = 0,05 \text{ mm}$ ● $v_c = 65 \text{ m/min}$; $f = 0,10 \text{ mm}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ◇ $v_c = 50 \text{ m/min}$; $f = 0,05 \text{ mm}$ 	<ul style="list-style-type: none"> □ $v_c = 50 \text{ m/min}$; $f = 0,05 \text{ mm}$ ■ $v_c = 65 \text{ m/min}$; $f = 0,05 \text{ mm}$

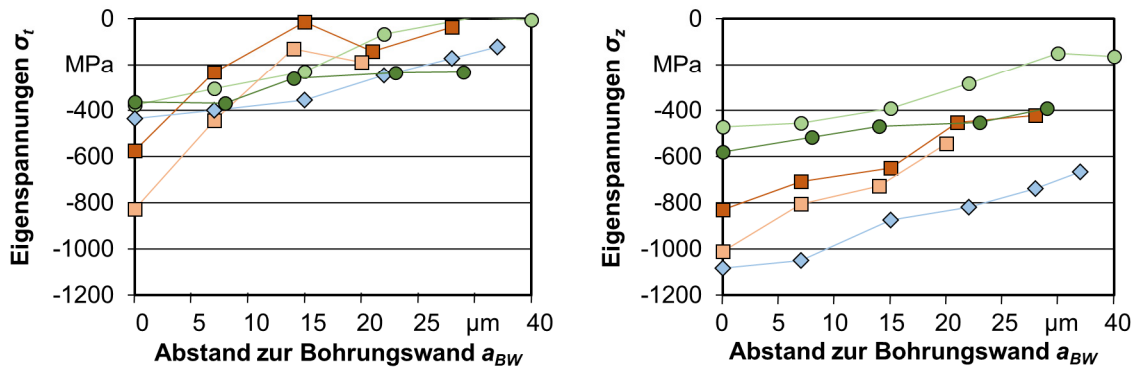


Abbildung 5-52: Tiefenverläufe der ermittelten Eigenspannungen

Die Ergebnisse der Analyse der Eigenspannungen zeigt für alle Schnittwerte-KSS-Kombinationen Druckeigenspannungen in der Bohrungsrandzone. Im Fall der unter MMS gebohrten Proben lassen sich die Höhe der Eigenspannungen und der hohe Gradient mit zunehmendem Messabstand zur Bohrungswand auf eine hohe thermische Randzonenbelastung zurückführen, die in Form von WEL-Bildung anhand von Gefügeanalysen nachweisbar ist (vgl. Abbildung 5-47). Nach einigen aus der Literatur bekannten Untersuchungen treten aufgrund von thermischer Phasentransformation und damit einhergehenden Volumenveränderungen im Zusammenhang mit WEL typischerweise Zugeigenspannungen auf. Wie in Kap. 2.3.2 beschrieben, kommt es in der Praxis zu einer komplexen Überlagerung dieser Mechanismen, die entweder zu größeren Druck- oder Zugspannungen führen [Rec08]. Die Randzone wird beim Kontakt mit den FL und den dabei wirkenden Kräften stark mechanisch beeinflusst. Hierdurch kann es lokal zu einem Bruch in der spröden WEL kommen, wie es anhand der REM-Aufnahmen der Bohrungsrandzone zu erkennen ist. Durch die über die FL übertragenen Kräfte verändern sich die zwischen der Neuhärtungsschicht und darunterliegenden Schichten wirkenden Spannungen in der Bohrungsrandzone. Die Ergebnisse decken sich mit denen von *Strodick et al.* zum BTA-Bohren, wo ebenfalls unter Einsatz FL-gestützter Werkzeuge, trotz WEL-Bildung, hauptsächlich Druckeigenspannungen in der Bohrungsrandzone auftraten [Str22]. Zusätzlich lässt sich für die Proben, bei denen geringere Temperaturen in der Wirkzone auftraten, zeigen, dass bis zu einer Eindringtiefe von $a_{BW} = 30 \dots 40 \mu\text{m}$ primär durch mechanische Effekte

verursachte Eigenspannungen erzielt werden können. Für die unter Emulsion mit den geringen Schnittwerten $v_c = 50$ m/min und $f = 0,05$ mm tiefgebohrte Probe liegen sowohl hohe oberflächennahe Druckeigenspannungen als auch eine vergleichsweise hohe Tiefenwirkung vor, allerdings auch eine starke Anisotropie der Eigenspannungsverteilung. Für die unter Öl tiefgebohrte Proben zeigte die Schnittwertkombination $v_c = 65$ m/min und $f = 0,10$ mm höhere Druckeigenspannungen und größere Tiefenwirkung als die geringeren Schnittwerte und weisen für die untersuchten Schnittwerte eine deutlich homogenere Verteilung in axialer und tangentialer Richtung auf.

5.5 Diskussion und Zusammenfassung zur Untersuchung der thermischen Randzonenbelastung

Im Rahmen der Versuche wurden die thermomechanischen Belastungen während des Einlippentiefbohrprozesses bei unterschiedlichen Kühlschmierstoffkonzepten und die Auswirkungen auf die Randzonenintegrität der Bohrung untersucht. Über Thermoelemente wurde die Temperaturentwicklung in der Bohrungsrandzone gemessen, während mithilfe eines Quotientenpyrometers die im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Bohrungswand auftretenden Temperaturen ermittelt wurden. Diese Messungen geben in Kombination mit der Bestimmung der mechanischen Belastungen während des Bohrprozesses Aufschluss über die dominanten Effekte, die zu einer Veränderung des Bohrungsrandzonengefüges führen. Durch die Analyse des Bohrungsrandzonengefüges anhand von Schlibbildern sowie Härte- und Eigenspannungsmessungen, konnten die Auswirkungen des Bohrprozesses mit den ermittelten thermomechanischen Belastungen an der Bohrungswand in Verbindung gebracht werden.

Die Temperaturmessung in der Bohrungsrandzone mittels Thermoelementen zeigte den Schnittgeschwindigkeits- und Vorschubeinfluss auf die Temperaturen in der Bohrungsrandzone nahe der Bohrungswand, der mit der bei höheren Schnittwerten steigenden eingebrachten Wirkleistung in Zusammenhang steht. Aufgrund des Abstands zur Wirkzone erlaubt die thermoelektrische Messung jedoch keine direkte Beurteilung der in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Bohrungsoberfläche herrschenden Temperaturen. Die Höhe der Temperatur direkt an der Bohrungsoberfläche, die zu einer thermisch induzierten Phasentransformation und WEL-Bildung von meist wenigen Mikrometern Tiefe führt, kann mit einem thermoelektrischen Messaufbau nicht direkt erfasst werden. Die Temperaturmessung mittels Quotientenpyrometer erlaubt hingegen die prozessbegleitende Temperaturmessung direkt an der Werkzeugschneide und an den Führungsleisten des Werkzeugs. Die dabei ermittelten Temperaturen lassen auf qualitative Trends der thermischen Randzonenbeeinflussung in Abhängigkeit der variierenden Parameter schließen. Eine hohe Abtastrate des Pyrometers von 7 kHz erlaubt es, die maximale Temperatur bei jeder Umdrehung des Werkzeugs beim Passieren des Lichtleiters an der entsprechenden Messposition einzeln auswerten zu können.

Für die unter Einsatz von Tiefbohröl erzeugten Tiefbohrungen lagen die gemessenen Maximaltemperaturen von $T_{max} = 776$ °C im Bereich der Austenitisierungstemperatur des Werkstoffs 42CrMo4. Das Bohren mit Öl zeigte im Vergleich der Kühlschmierstoffkonzepte die niedrigsten Temperaturen bei der Temperaturmessung in der Wirkzone. Die Analysen des Randzonengefüges und der Tiefenverläufe der Mikrohärtigkeit deuten darauf hin, dass hier nur eine mechanisch induzierte Gefügeverfeinerung stattgefunden hat und die kritische thermomechanische Randzonenbelastung, die zu einer WEL-Bildung führt, nicht überschritten wurde. Die vergleichsweise geringen, thermoelektrisch in der Bohrungsrandzone gemessenen Temperaturen beim Bohren unter Einsatz von Emulsion resultieren aus der hohen Wärmekapazität des Kühlschmierstoffs. In der Wirkzone wurden

beim Einsatz von Emulsion jedoch Temperaturen von $T_{PM,max} > 1000$ °C erreicht. Möglicherweise schirmt die durch die hohen Temperaturen verursachte Verdampfung eines geringen Teils des Kühlschmierstoffs die Wirkzone von einer effektiven Kühlung ab. Der Siedebereich der verwendeten Emulsion liegt bei $T > 200$ °C. Bei sehr hohen Temperaturen, wie sie in der Wirkzone gemessen wurden, kann es im Bereich der Werkzeugschneide bei wasserbasierten KSS durch den Leidenfrost-Effekt und der Bildung einer Dampfbarriere mit reduzierter Wärmeleitfähigkeit zu einer starken Verminderung der Kühlwirkung kommen. Die Schlibbilder und Mikrohärtmessungen zeigen daher eine WEL-Bildung bei hohen Schnittwerten, so dass zur Vermeidung von Phasenumwandlungen nur reduzierte Schnittwerte von $f = 0,05$ mm; $v_c = 50$ m/min empfohlen werden, um WEL zu vermeiden. Zudem wurden für diese Schnittwertkombination vergleichsweise hohe Druckeigenstressungen mit einer großen Tiefenwirkung in die Bohrungsrandzone eingebracht.

Die ermittelten Unterschiede in der Höhe der Vorschubkraft und des Bohrmoments zwischen den Kühlschmierstoffkonzepten lassen sich über die KSS-spezifische Schmierwirkung an den Führungsleisten in Kombination mit thermischer Werkstoffentfestigung bei hohen Temperaturen erklären. So wurde die geringste Vorschubkraft unter Einsatz von MMS bei der Schnittwertkombination $f = 0,1$ mm; $v_c = 65$ m/min gemessen, was auf eine thermische Entfestigung des Werkstückmaterials zurückgeführt werden kann, die aus der hohen eingebrachten thermischen Energie und einer geringen Kühlwirkung dieser Kühlschmierstrategie resultiert. Für diese Schnittwertkombination wurde anhand der Gefügeanalyse eine starke WEL-Bildung festgestellt. Das geringste Bohrmoment M_B beim Bohren mit Tiefbohröl lässt sich durch die stärkere Schmierwirkung an den Führungsleisten im Vergleich zu den weiteren eingesetzten Kühlschmierstrategien erklären. Die aus der thermomechanischen Randzonenbeeinflussung resultierenden Auswirkungen auf das Bohrungsrandzonengefüge wurden in Form einer Gefügeverfeinerung bis zu einer Tiefe von ca. $a_{BW} = 40$ µm dokumentiert. Die WEL-Bildung konnte dabei auch anhand der Tiefenverläufe der Eigenstressungen, die mit einem Abstand von wenigen Mikrometern zur Bohrungswand stark abfallen, nachgewiesen werden.

Im Rahmen dieses Kapitels konnte der Einfluss der Werkzeuggestalt (Kap. 5.1), der Schnittwerte (Kap. 5.2–5.3) des Schwefelgehalts (Kap. 5.2) und der Kühlschmierstrategie (Kap. 5.4) auf die thermomechanische Randzonenbelastung und die daraus resultierenden Randzonenveränderungen ermittelt werden. **Abbildung 5-53** fasst diese Hauptinflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften zusammen, die Zusammenhang mit der Ermüdungsfestigkeit (s. Kap. 2.5) stehen.

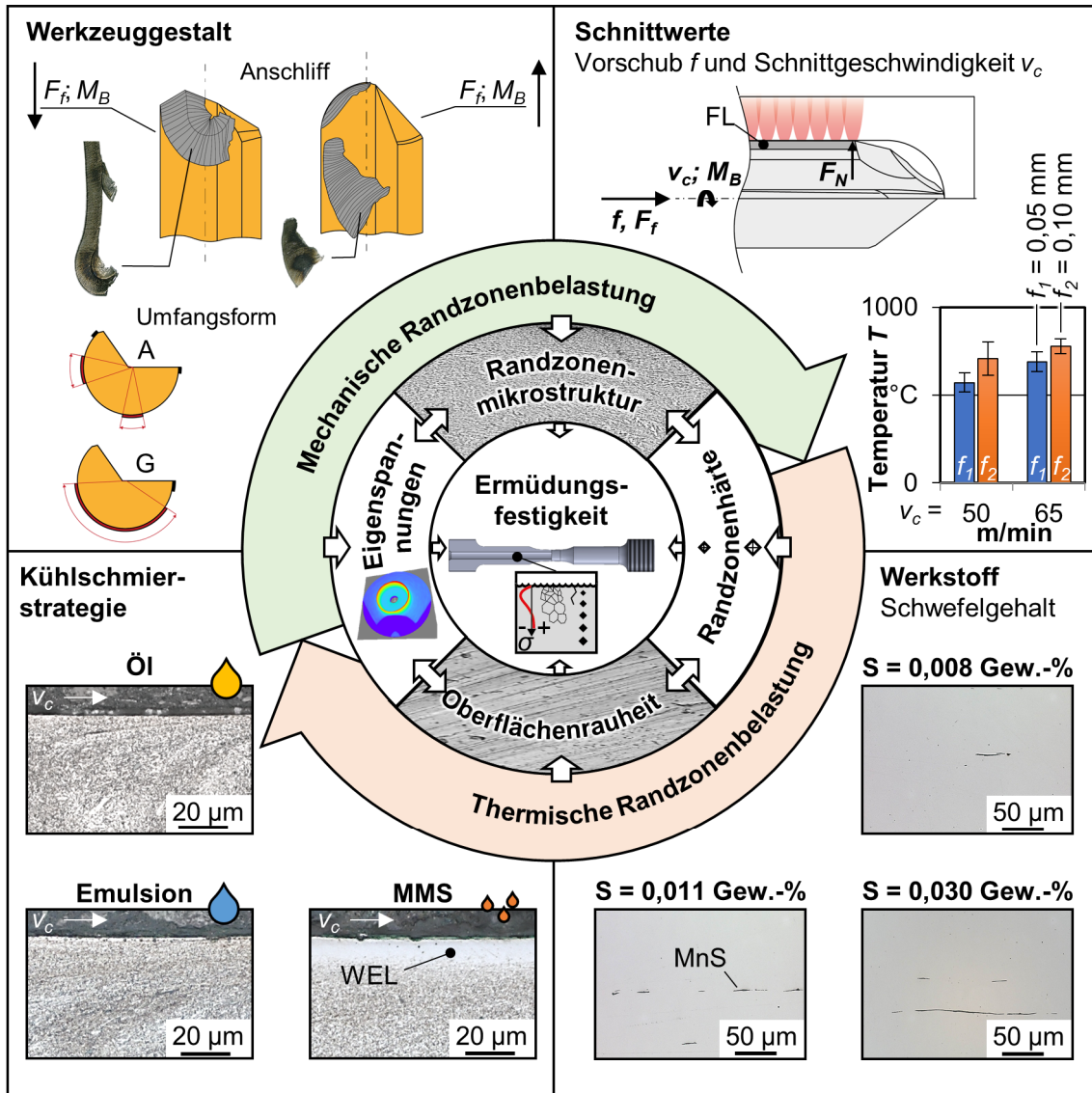


Abbildung 5-53: Zusammenfassung der Einflussgrößen auf die Randzoneneigenschaften und Ermüdungsfestigkeit

6 Modellierung des thermomechanischen Einflusses des Einlippentiefbohrens auf die Randzonenintegrität

Die Modellierung der Randzonenbeeinflussung beim Einlippentiefbohren stellt eine besondere Herausforderung dar. Neben dem Einfluss des im Bereich der Werkzeugschneide stattfindenden Trennvorgangs findet bei führungsleistengestützten Werkzeugen eine zusätzliche Beeinflussung der Randzone durch den Führungsleistenkontakt statt. Auf Grundlage der Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen überwiegt im Bereich der Werkzeugschneide der thermische Einfluss und im Bereich der FL der mechanische Einfluss auf die Bohrungsrandzone. Bei der Modellierung des komplexen Einlippentiefbohrprozesses wurden diese Bereiche zur Vereinfachung des Modells separat betrachtet. Bei der 2D-Spanbildungssimulation im Bereich der Werkzeugschneide wurde der Fokus auf die auftretenden Temperaturen gelegt. Hierfür wurde die kommerzielle Simulationssoftware Deform 2D der Firma Scientific Forming Technologies Corporation genutzt. Der in Deform 2D integrierte Neuvernetzungs-Algorithmus eignet sich besonders, um das FE-Netz auch bei starken Dehnungen, wie sie in der Zerspanung auftreten, zu erneuern und die Lösbarkeit des Problems sicherzustellen. Bei der Simulation des Führungsleisteneinflusses wurde hingegen der Fokus auf die auftretende mechanische Deformation gelegt, die zur Ausprägung von Eigenspannungen in der Randzone führt. Für diese Simulation, bei der deutlich geringere Dehnungen als bei der Zerspanung an der Schneide auftreten, wurde die kommerzielle Simulationssoftware Ansys Workbench der Firma Ansys Inc. genutzt. Diese bietet die Möglichkeit, Eigenspannungen in komplexen Strukturen effizient und mit vergleichsweise kurzer Rechenzeit, für unterschiedliche Eingangsparameter zu simulieren.

6.1 Simulative Randbedingungen

Die numerische Modellierung der Spanbildungssimulation erfolgte mit der Finite-Elemente (FE) -Methode in der Software Deform 2D. Dabei wurde die Lagrange-Formulierung angewendet, bei der das FE-Netz mit dem Werkstoff verknüpft ist und durch die Deformation des Werkstoffs bei der Spanbildung verzerrt wird. Als Solver des linearen Gleichungssystems wurde der in der Software integrierte MULTifrontal Massively Parallel sparse direct Solver (MUMPS) verwendet.

6.1.1 Fließspannungsmodell

Um das Werkstoffverhalten in der Spanbildungssimulation realitätsnah abbilden zu können, ist die Identifizierung der Werkstoffparameter von zentraler Bedeutung. Die Werkstoffplastizität wird durch das Fließspannungsmodell beschrieben. Im Zerspanprozess ist die Werkstoffplastizität geprägt von hohen Dehnungen, Dehnraten und Temperaturen. Diese können bei konventionellen Methoden zur Werkstoffprüfung nicht erreicht und somit nicht experimentell ermittelt werden. Daher werden für die Modellierung phänomenologische Fließspannungsgesetze angewendet, bei denen die experimentell ermittelten Daten extrapoliert werden, um etwa höhere Dehnraten und Temperaturen im Modell abbilden zu können [Tif18].

Für die Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens während des Zerspanprozesses wird das empirische Fließspannungsmodell nach Johnson und Cook (JC) verwendet, das den Einfluss von Dehnung, Dehnungsgeschwindigkeit und Temperatur auf die Fließspannung berücksichtigt [Joh85]. Mithilfe dieses Modells wird die Fließspannung gemäß der **Formeln 6.1** und **6.2** berechnet.

$$\sigma_{y,JC} = (A + B\varepsilon_v^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_v}{\dot{\varepsilon}_0}\right) (1 - T_h^m) \quad (6.1)$$

$$\text{mit } T_h = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (6.2)$$

Das JC-Fließspannungsmodell enthält jeweils einen Term für die Berücksichtigung der Kaltverfestigung, der Dehnungsintensität und der thermischen Entfestigung [Arr13]. Dabei entspricht A der für den Werkstoff ermittelten Fließspannung bei Referenztemperatur T_r und der Referenzdehnrate $\dot{\varepsilon}_0$, die ohne Vorverformung vorliegt. B ist der Koeffizient für die Kaltverfestigung, der mit der Vergleichsdehnrate ε_v mit dem Exponenten n multipliziert wird. C und m stellen die materialspezifischen Koeffizienten der Dehnrate und den Exponenten der thermischen Entfestigung dar [Joh85]. Die Parameter A , B und n zur Beschreibung des Einflusses der Kaltverfestigung bei einer Referenzdehnrate können aus dem im quasistatischen Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramm berechnet werden.

Dem Modell wurden materialspezifische Eigenschaften für das Werkstück aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4 und das Werkzeug aus Hartmetall mit einer 5 μm starken TiN Beschichtung zugewiesen. Um das plastische Verhalten des Werkstückmaterials zu modellieren, wurde das konstitutive Johnson-Cook-Modell verwendet. Zur Ermittlung der Parameter, um das quasistatische Verhalten im Materialmodell abzubilden, wurde ein Zugversuch für den Versuchswerkstoff 42CrMo4+QT S110 am Lehrstuhl für Werkstoffprüftechnik (WPT) der TU Dortmund durchgeführt (**Abbildung 6-1**).

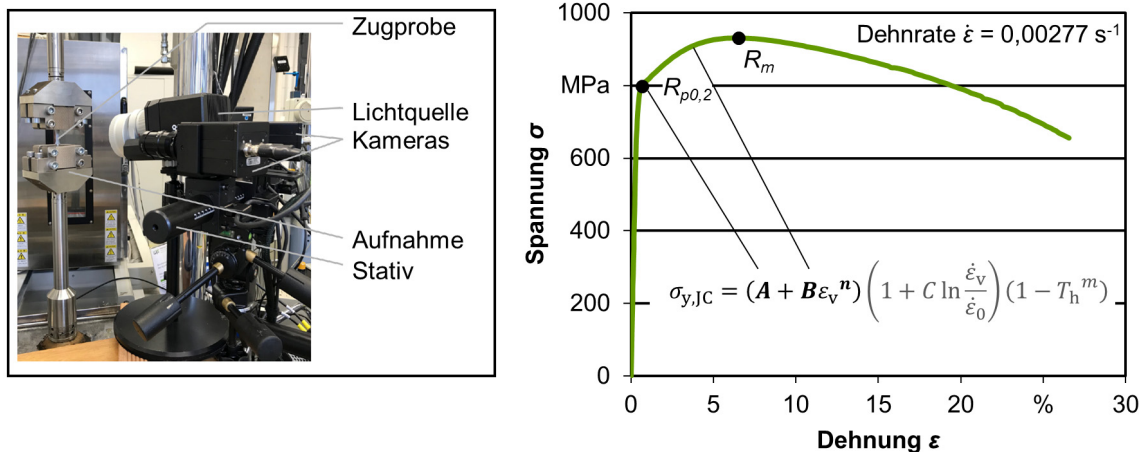


Abbildung 6-1: Bestimmung der materialspezifischen JC-Modellparameter A , B und n aus einem im Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Die weiteren materialspezifischen Parameter zur Beschreibung des Dehnraten und Temperatureinflusses auf das plastische Materialverhalten lagen aus einem vorherigen Forschungsprojekt bereits am ISF vor. Hier wurden für den Vergütungsstahl 42CrMo4+QT die Parameter C und m mithilfe eines Split-Hopkinson-Pressure-Bar Versuchsstands ermittelt (vgl. Kap. 4.2.5). Der Versuchsstand verfügt zusätzlich über einen Induktor zum Vorheizen der Proben. Hierdurch ist eine Charakterisierung des Materialverhaltens bei Dehnraten von bis zu $\dot{\varepsilon} \approx 10^4 \text{ s}^{-1}$ und Temperaturen von bis zu $T \approx 750 \text{ °C}$ möglich, die sich den im Zerspanprozess auftretenden hohen Dehnraten und Temperaturen weiter annähern, als es bei konventionellen Werkstoffprüfverfahren wie dem Hochgeschwindigkeits-Zugversuch der Fall ist. Die **Tabelle 6-1** zeigt eine Übersicht der für die Modellierung des Materialverhaltens in der 2D Spanbildungssimulation verwendeten Parameter des JC-Fließspannungsmodells.

Tabelle 6-1: Parameter des JC-Fließspannungsmodells für den Werkstoff 42CrMo4+QT

Fließbeginn A in MPa	798	Temperaturexponent m	1,1546
Verfestigungsfaktor B in MPa	959	Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_0$ in s^{-1}	0,0027
Verfestigungsexponent n	0,704	Referenztemperatur T_r in $^{\circ}C$	20
Dehnratenfaktor C	0,0652	Schmelztemperatur T_m in $^{\circ}C$	1547

6.1.2 Aufbau der Spanbildungssimulation

Die vollständige 3D-Simulation des komplexen Einlippentiefbohrprozesses würde zu sehr großen Modellen mit entsprechend unverhältnismäßig langen Rechenzeiten führen. Daher werden Vereinfachungen am Modell vorgenommen und Randbedingungen gewählt, die zu einer Reduzierung der benötigten Rechenleistung beitragen, aber trotzdem zu einer möglichst hohen Vorhersagegenauigkeit des abstrahierten Modells führen. In dieser Arbeit wurde für die Modellierung der Einflüsse an der Hauptschneide und an den Führungsleisten jeweils eine 2D Simulation gewählt, bei der jeweils ein Ausschnitt der Werkzeug- und Werkstückgeometrie verwendet wird. Bei der Spanbildungssimulation liegt dieser Ausschnitt des Werkzeugs an der Hauptschneide.

Aufgrund der Geometrie der Hauptschneide wird die lokale Spannungsdicke h entlang der radiusförmigen Außenschneide vom Zentrum des Bohrers zur Schneidenecke kontinuierlich geringer. Zur Ermittlung einer Spannungsdicke für die 2D Spanbildungssimulation wird exemplarisch ein Punkt an der Hauptschneide gewählt, der einen Abstand von $l_F = 300 \mu m$ von der Bohrungswand hat. Dieser Abstand entspricht dem halben Faserüberstand in die Bohrung während der pyrometrischen Temperaturmessungen. Somit wird ein Zustand modelliert, bei dem die Faser im Experiment bereits zerspannt wurde und Temperaturmesswerte in der Wirkzone aufgenommen werden konnten. Die pyrometrischen Temperaturmesswerte können so zur Validierung der Simulationsergebnisse, insbesondere bezüglich der auftretenden Zerspannungstemperaturen, genutzt werden, da eine Vergleichbarkeit der Positionen im Werkstück zwischen Experiment und Modell erzielt wird. Da die Schnittgeschwindigkeit ebenfalls entlang der Schneide linear zum Radius des Werkzeugs abnimmt, wird die Schnittgeschwindigkeit für die Simulation an der entsprechenden Stelle der Hauptschneide gemäß **Formel 6.3** berechnet.

$$v_c = d \cdot \pi \cdot n = (d_{ELB} - 2 \times L_F) \cdot \pi \cdot n \quad (6.3)$$

Für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65 \text{ m/min}$ ergibt sich an der für die Modellierung ausgewählten Position an der Hauptschneide eine lokale Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 57 \text{ m/min}$. Die Spannungsdicken an der entsprechenden Position, die für die 2D Spanbildungssimulation verwendet werden, sind in **Abbildung 6-2** zusammengefasst.

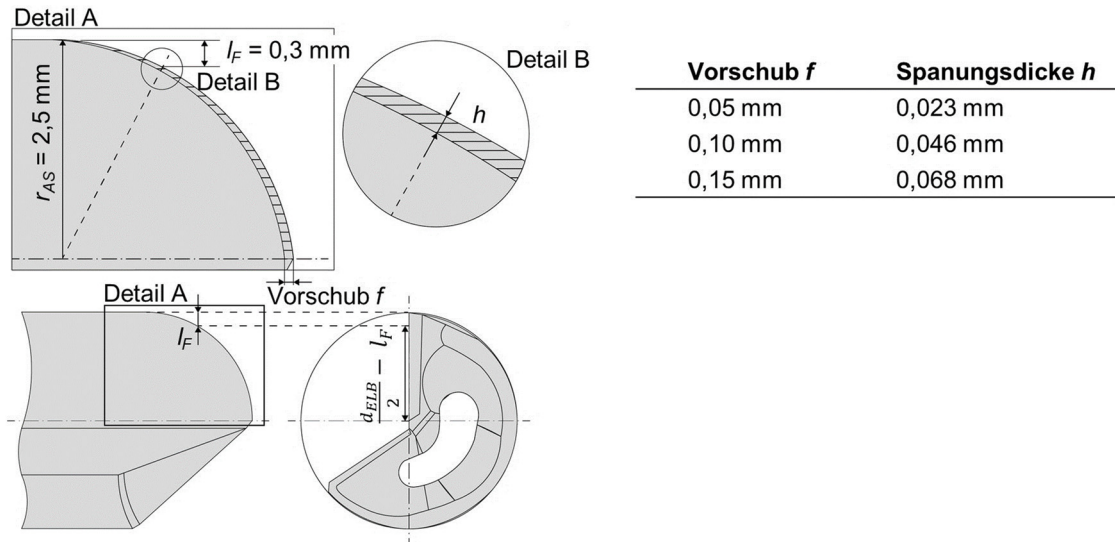


Abbildung 6-2: Ermittlung der Spanungsdicke für die Übertragung des Einlippentiefbohrprozesses in die 2D Spanbildungssimulation

Die 2D-Spanbildungssimulation erfolgt in der Software Deform der Firma Scientific Forming Technologies Corporation. Die Netzdicke des Werkstücks weist eine gradierte Struktur auf, wobei die Abstufung über festgelegte Bereiche definiert ist. Im Bereich der primären Scherzone, wo die zeitlichen und örtlichen Gradienten der Zustandsvariablen am stärksten sind, wird die feinste Netzdicke mit einer minimalen Elementkantenlänge e_{min} von $1/25$ der Spanungsdicke h definiert. In den Abstufungen $e_{min} = 0,006$ mm und $e_{min} = 0,03$ mm wurden um diesen Bereich weitere Bereiche mit größerer Netzgröße festgelegt (**Abbildung 6-3**). Diese Abstufungen in der Elementgröße der Vernetzung stellt einen Kompromiss aus ausreichender Genauigkeit in der FEM-Modellierung und angemessener Dauer der Berechnung dar. Für die geometrische Modellierung der Schneide wurden anhand des digitalen Abbilds des Werkzeugkopfes (vgl. **Abbildung 5-12**) ein Freiwinkel von $\alpha = 13^\circ$ an der entsprechenden Position der Hauptschneide ermittelt. Der Schneidkantenradius wurde mittels Streifenlichtmikroskopie vermessen und für das Werkzeugmodell mit $r_\beta = 0,014$ mm übernommen. Die Vernetzung im Bereich der Schneidkante und der sekundären Scherzone an der Freifläche erfolgte mit einer Elementkantenlänge von $e_{min} = 0,008$ mm, im restlichen Teil des Werkzeugs mit einer Elementkantenlänge von $e_{min} = 0,1$ mm. Abhängig von der Spanungsdicke wurde die Schrittweite der Simulation mit $1/3$ der jeweiligen Elementkantenlänge im Vernetzungsbereich 1 gewählt.

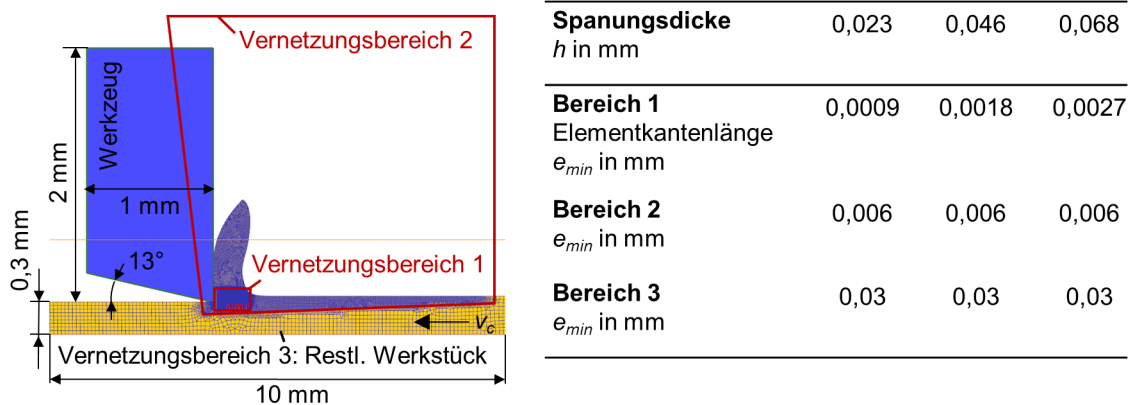


Abbildung 6-3: Vernetzungsbereiche in der 2D-Spanbildungssimulation

Die Reibung im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Span ist durch eine hohe Flächenpressung, hohe Temperaturen sowie einer stark variierenden Relativgeschwindigkeit geprägt. Zur Charakterisierung dieses Reibkontakts, kann das Verhältnis von Normal- und Reibkraft bzw. von Normal- und Schubspannung herangezogen werden. Nach dem Ansatz der Coulomb'schen Reibung steigt die Reibkraft proportional zur Normalkraft und kann über die in **Formel 6.4** dargestellte Beziehung in das FEM-Modell implementiert werden [Pop15].

$$\tau_r = \mu \cdot \sigma_n \quad (6.4)$$

Saelzer et al. stellten in Untersuchungen zur Reibung in der Spanbildungszone fest, dass bei polierten Werkzeugoberflächen die Reibung im Bereich niedriger Relativgeschwindigkeiten bis etwa $v_r = 50$ m/min zunächst konstant ist, bevor sich der Reibungskoeffizient mit weiter steigender Relativgeschwindigkeit verringert [Sae21]. Die Experimente wurden mit Hartmetallwerkzeugen in Kombination mit Werkstücken aus Vergütungsstahl (C45 / AISI 1045) durchgeführt, was eine Vergleichbarkeit zu den in dieser Arbeit eingesetzten Werkzeug- und Werkstückstoffen zulässt. Bei der Modellierung des Einlippentiefbohrprozesses wird eine an der entsprechenden Position der Hauptschneide vorherrschende Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 57$ m/min verwendet. Die Geschwindigkeit, mit der der Span auf der Spanfläche abläuft, ist durch die auftretende Spanstauchung entsprechend geringer als diese Schnittgeschwindigkeit. Es wird daher davon ausgegangen, dass auch bei der hier verwendeten Materialpaarung in einem großen Teil des Kontaktbereichs zwischen Span und Spanfläche, insbesondere in der primären Scherzone, eine Relativgeschwindigkeit im Bereich des konstanten Reibungskoeffizienten vorliegt. Der Reibungskoeffizient der Coulomb'schen Reibung zwischen Werkstoff und Werkzeug wurde daher für die Modellierung mit einheitlich $\mu = 0,6$ angenommen. Dieser Wert basiert auf für den Kontakt von TiN-beschichteten Werkzeugen mit Stahl experimentell ermittelten Reibungskoeffizienten aus der Literatur [Coz13; Aih12]. Weitere Parameter zur Beschreibung des Materialverhaltens von Werkzeug und Werkstoff sind in **Abbildung 6-4** zusammengefasst. Die Werte für die Emissivität TiN-beschichteter Hartmetallwerkzeuge wurden von *Hou et al.* entnommen [Hou14]. Die Parameter Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und der Wärmeübergangskoeffizient für die jeweiligen verwendeten Werkstoffe stammen aus einer Materialdatenbank der Software Deform und wurden, nach einer Überprüfung durch einen Vergleich mit Literaturwerten [Mic14; Agm11; Agm17], für das Spanbildungsmodell übernommen.

Eigenschaft	Werkstück	Werkzeug	Werkzeug	Einheit
		Substrat	Beschichtung	
Emissivität ϵ_m	0,7	0,73	0,75	-
Wärmeleitfähigkeit λ	$\lambda(T)$	46	25	W/(m·K)
Wärmekapazität C_w	$C(T)$	5	12	J/K
Wärmeübergangskoeffizient Werkzeug/Werkstoff $\alpha_w = 46$				W/(m ² · K)

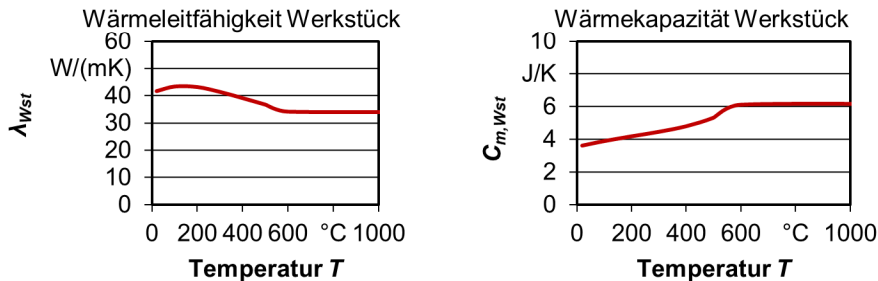


Abbildung 6-4: Parameter zur Beschreibung des Materialverhaltens von Werkzeug und Werkstoff

Ein wichtiger Aspekt der Simulation sind die sich ausbildenden Temperaturfelder in der Wirkzone. Zu Beginn des Kontaktes zwischen Werkzeug und Werkstück steigt die Temperatur in den modellierten Körpern zunächst an, bis eine stationäre Temperatur in Werkzeug und Werkstoff erreicht wird. Bei der Modellierung des Temperatureinflusses auf die Bohrungsrandzone wurde daher zunächst untersucht, welchen Einfluss die Temperaturentwicklung zu Beginn des Werkzeugeingriffs bis zum Erreichen einer stationären Werkzeugtemperatur auf die thermische Randzonenbeeinflussung hat. Für das Erreichen einer stationären Werkzeugtemperatur müssen verhältnismäßig lange Werkzeugeingriffe simuliert werden, die mit einer thermomechanischen Spanbildungssimulation nur schwer zu erreichen sind. Um den Rechenaufwand zu reduzieren, wird das in **Abbildung 6-5** skizzierte Vorgehen angewendet, bei dem zunächst die Spanbildungssimulation bis zu einem Zeitpunkt durchgeführt wird, in dem der Kontaktbereich zwischen Span und Werkzeug voll ausgebildet und das Temperaturfeld im Kontaktbereich des Spans sowie in der Werkstückrandzone stationär sind. Die zu diesem Zeitpunkt an den Kontaktknoten zwischen Span und Werkzeug herrschenden Temperaturen werden im folgenden Schritt in ein zweites Modell übertragen. In diesem wirken die stationären Temperaturen an den Kontaktknoten auf das Werkzeug ein, so dass sich das Temperaturfeld im Werkzeug ausbreiten kann. Dieser Schritt findet ohne eine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück und damit ohne Deformation des Werkstoffs statt.

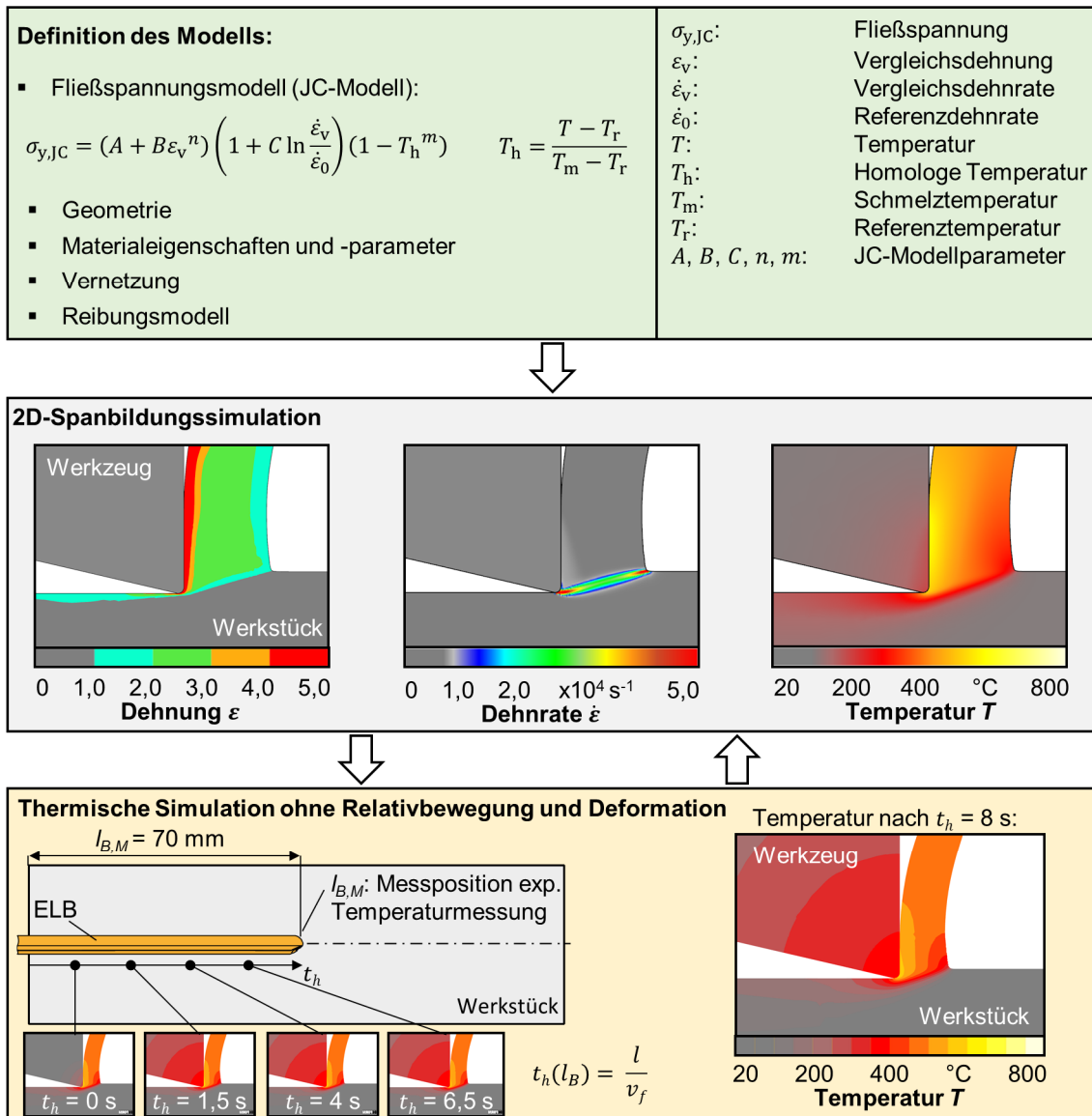


Abbildung 6-5: Vorgehen bei der 2D-Spanbildungssimulation

Durch den Verzicht auf die Simulation der Deformation in diesem Schritt kann die Rechenzeit deutlich reduziert werden. Diese thermische Simulation erfolgt für einen definierten Zeitraum, der der Prozessdauer bis zum Erreichen einer Bohrungstiefe von $l_{B,M} = 70 \text{ mm}$ und damit der Position der Probenmitte entspricht. Diese Position entspricht der Messposition der pyrometrischen Temperaturmessung und sorgt für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Modellierung mit den Messergebnissen aus dem Realversuch. Die nach dieser simulierten Werkzeugeingriffszeit erreichte stationäre Temperaturverteilung im Werkzeug wird im nachfolgenden Schritt in die Fortsetzung der Simulation mit Berücksichtigung der Deformation des Werkstoffs zurückgeführt und der Einfluss auf die erzeugte Randzone untersucht. Dabei ist die Temperaturverteilung im Werkzeug vergleichbar zu einer, wie sie sich nach einer Werkzeugeingriffszeit, je nach Vorschubgeschwindigkeit, von $t_h = 4 \dots 12$ einstellen würde. Dies entspricht einem mit dem Realprozess vergleichbaren Zustand, so dass die Temperaturverteilung im Werkzeug als Einflussgröße für die thermisch bedingten Randzonenveränderungen berücksichtigt werden kann.

6.1.3 Aufbau der Simulation zur Vorhersage der durch den Führungsleistenkontakt beim Einlippentiefbohren und die Autofrettage erzielter Eigenspannungen

In einer Simulation des Autofrettageprozesses als Referenz für die Randzonenbeeinflussung, wird der sich nach einer Belastung mit einem Autofrettagedruck von $p_{Aut} = 8000$ bar in der Bohrungsrandzone einstellende Eigenspannungszustand untersucht. Die vereinfachte Simulation besteht wie der Realprozess aus zwei Lastschritten, im ersten Lastschritt wird ein Autofrettagedruck auf die Bohrungswand aufgetragen und im zweiten Lastschritt wird das Bauteil vollkommen entlastet. Der Prozess wurde dabei zweidimensional mit einer rein strukturell-mechanischen Analyse unter der Annahme eines ebenen Spannungszustandes abgebildet. Durch die symmetrische Geometrie des verwendeten Probenquerschnitts ist eine Reduzierung zu einem Viertelmodell möglich, bei dem die Schnittkanten reibungsfrei gelagert sind (**Abbildung 6-6**). Dieses ist über einen Innendurchmesser der Bohrung von $d_i = 5$ mm und einen Außendurchmesser von $d_a = 15$ mm definiert. Aufgrund des hohen aufzutragenden Autofrettagedrucks musste die Wanddicke des Werkstücks größer modelliert werden als bei der Simulation des Einlippentiefbohren, bei der die mechanischen Lasten der Führungsleisten lokal wirken.

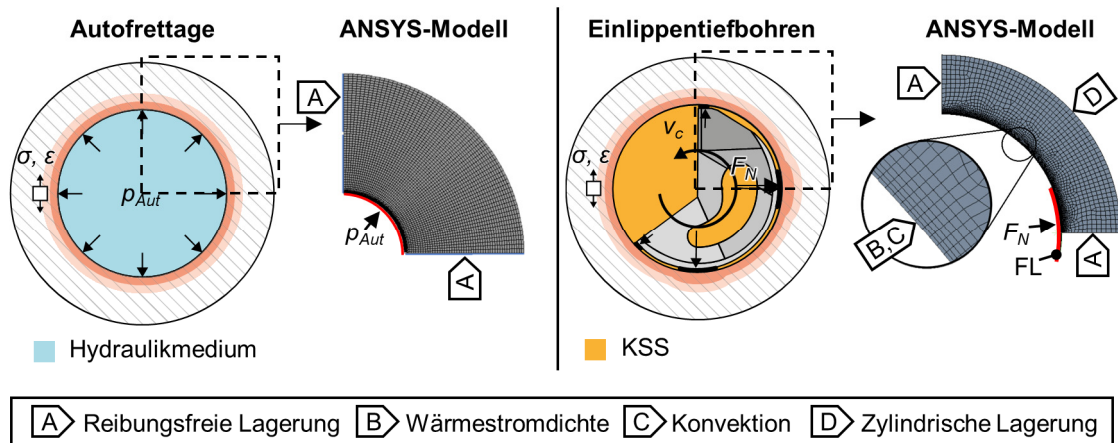


Abbildung 6-6: Simulationsaufbau bei der Eigenspannungsermittlung beim Autofrettage- und Einlippentiefbohrprozess

Zur Modellierung der mechanischen Randzonenbeeinflussung durch den Führungsleistenkontakt wurde zunächst die Führungsleistengeometrie der eingesetzten Tiefbohrwerkzeuge mittels eines 3D-Oberflächenmessgerätes Alicona Infinite Focus G5 ermittelt (vgl. **Abbildung 5-12**). Aus den Messpunkten wurde ein Volumenmodell generiert, um anschließend, über eine orthogonal zur Drehachse erzeugten Ebene, den Querschnitt des Werkzeugkopfes zu extrahieren, aus dem die Geometrie der Führungsleisten ermittelt werden konnte. Da bei der Simulation kein Spanbildungsvorgang stattfindet, wurden die thermischen und mechanischen Lasten als Eingangsgrößen definiert. Der Wärmeeintrag in die Bohrungswand wurde basierend auf der beim Bohrprozess eingebrachten Wirkleistung berechnet, die nahezu vollständig in Wärme umgewandelt wird. Die Wirkleistung wird mit η_{wp} gewichtet, um den anteiligen Wärmestrom zu ermitteln, der über die Kontaktfläche A ins Werkstück eingeleitet wird (**Formel 6.5**) [Med20]. Der Wärmestrom ist von der Spindelgeschwindigkeit ω_S und dem Bohrmoment M_B abhängig, das in den experimentellen Untersuchungen ermittelt wurde. Für den anteiligen Wärmeeintrag ins Werkstück wurde ein Wert von $\eta_{wp} = 8,5\%$ gewählt, was aufgrund des KSS Einsatzes beim Tiefbohren einem Wert im unteren des in der Literatur bekannten Bereichs entspricht [Fle07].

$$q_{wp} = \eta_{wp} \frac{P_a}{A} = \eta_{wp} \frac{\omega_s \cdot M_B}{A} = \eta_{wp} \frac{2\pi n \cdot M_B}{A} \quad (6.5)$$

Die Modellierung des Führungsleisteneinflusses erfolgte zu Reduzierung des Rechenaufwands anhand eines Viertelmodells des Probenquerschnitts (Abbildung 6-6). Um die Effekte des Pressglättens den Führungsleistenkontakt abbilden zu können, wurde das Verhalten des Werkstücks mithilfe der in der Simulationssoftware Ansys enthaltenen Module für eine thermisch-mechanische Simulation berechnet. Der Führungsleiste wurde als Starrkörper definiert. Für die globale Vernetzung wurde eine Elementkantenlänge von $e_{min} = 100 \mu\text{m}$, für die Kontaktflächen von Führungsleiste und Bohrungswand eine Elementgröße mit einer Kantenlänge von $e_{min} = 15 \mu\text{m}$ gewählt. Weiterhin wurde der oberflächennahe Bereich mit der Funktion der Prismenschichten bis zu einer Tiefe von $a_{BW} = 60 \mu\text{m}$ in radialer Richtung verfeinert.

Über die Wärmestromdichte q_{wp} wurde die thermische Ersatzlast in die gesamte Bohrungswand eingebracht. Anschließend wurde die Bewegung der FL über eine externe Verschiebung um den Bohrungsmittelpunkt in Inkrementen von 1° modelliert. Dabei erfolgte die plastische Deformation des Randzonengefüges über die Berechnung der Eindringtiefe der FL ins Werkstückmaterial infolge der Normalkräfte. Diese wurde bei jedem Winkelschritt mit den entsprechenden x- und y-Verschiebungen, bezogen auf das globale Koordinatensystem, berechnet. Im Anschluss an die Bahnbewegung der FL entlang der gesamten Bohrungswand erfolgte ein Abkühlungsschritt des Werkstücks auf Raumtemperatur.

Die Berechnung der Eindringtiefe der Führungsleiste in das Werkstückmaterial beruht auf dem Modell von *Johnson* für den Kontakt zwischen zwei zylindrischen Körpern, welches sich wiederum auf die Hertz'sche Kontakttheorie bezieht [Joh85]. Ausgehend von den in Kap. 5.2.2 beschriebenen Berechnungen der Normalkräfte an den Führungsleisten wurde abhängig von der Vorschubrate eine Eindringtiefe zwischen $\delta_{FL} = 3,6 \dots 5,5 \text{ mm}$ berechnet, was über die Analyse von Querschliffen bei Versuchen mit Schnittunterbrechung validiert werden konnte (vgl. Kap. 5.2.5). In der Modellierung wurde eine Eindringtiefe von $5 \mu\text{m}$ ausgewählt, was die mechanische Beeinflussung der Randzone bei einer Vorschubrate von $f = 0,10 \text{ mm}$ repräsentiert. Die sich einstellenden Randzonenveränderungen wurden über einen radial zum Bohrungsmittelpunkt erzeugten Pfad mit 200 Analysepunkten bis zu einem Abstand von $a_{BW} = 50 \mu\text{m}$ von der Bohrungswand ermittelt.

6.1.4 Modellierung des Kontakts zwischen Führungsleisten und Bohrungsrandszone

Für die Simulation des mechanischen Einflusses der Führungsleisten auf die Bohrungswand wurde die kommerzielle Simulationssoftware Ansys Workbench 2021 R2 verwendet. Zusätzlich wurde zum Vergleich mit einem Randzonennachbehandlungsprozess eine Simulation des Autofrettageprozesses erstellt, um eine Referenz für die beim Einlippentiefbohren durch die FL erzeugten Randzonenveränderungen, mit Fokus auf den induzierten Eigenspannungen, zu erzeugen.

Die für die Modellierung benötigten physikalischen Eigenschaften des Werkstückmaterials 42CrMo4+QT sowie für das Werkzeugmaterial Hartmetall wurden aus der Literatur entnommen (Abbildung 6-7). Für die Simulation wurde ein isotropes Materialverhalten angenommen. Die Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität wurde durch Verwendung der temperaturabhängigen Werte gemäß des in Abbildung 6-7 dargestellten Verlaufs berücksichtigt.

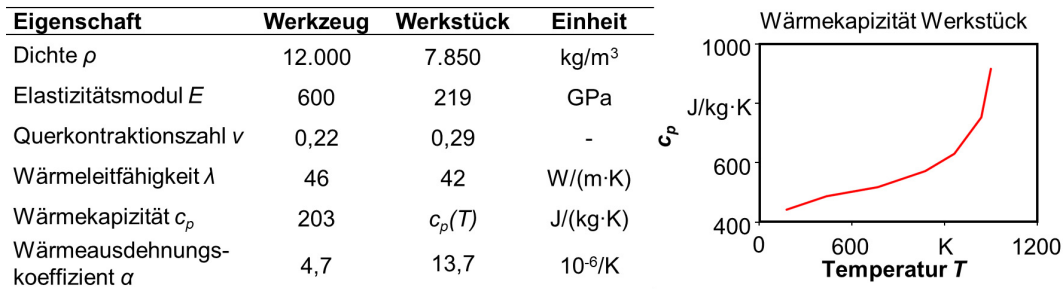


Abbildung 6-7: Physikalische Eigenschaften von Werkzeug und Werkstück nach [Agm11]

Aufgrund fehlender Unterstützung durch die verwendeten Simulationsmodule konnte das JC-Fließspannungsmodell nicht direkt eingesetzt werden. Stattdessen wurde ein multilinear-isotropes Materialmodell verwendet, für das die Fließkurven aus den in Tabelle 6-1 genannten JC-Parametern berechnet wurden.

6.2 Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulation

Die Temperaturen in der erzeugten Werkstückoberfläche werden in 100 linear angeordneten Analysepunkten ermittelt (Abbildung 6-8). Die Analysepunkte sind auf einer Messstrecke von $l_{m,Sim} = 1,08$ mm äquidistant verteilt. Über diese Anordnung der Analysepunkte in Schnittrichtung kann ein Temperaturverlauf ermittelt werden, der dem Passieren der Schneide an einer Messposition in der Randzone entspricht. Die Messstrecke l_m entspricht dabei der Strecke, die die Scheide unter Berücksichtigung der Schnittgeschwindigkeit in $t = 1$ ms zurücklegt, wodurch ein Temperaturverlauf über dieses Zeitintervall dargestellt werden kann.

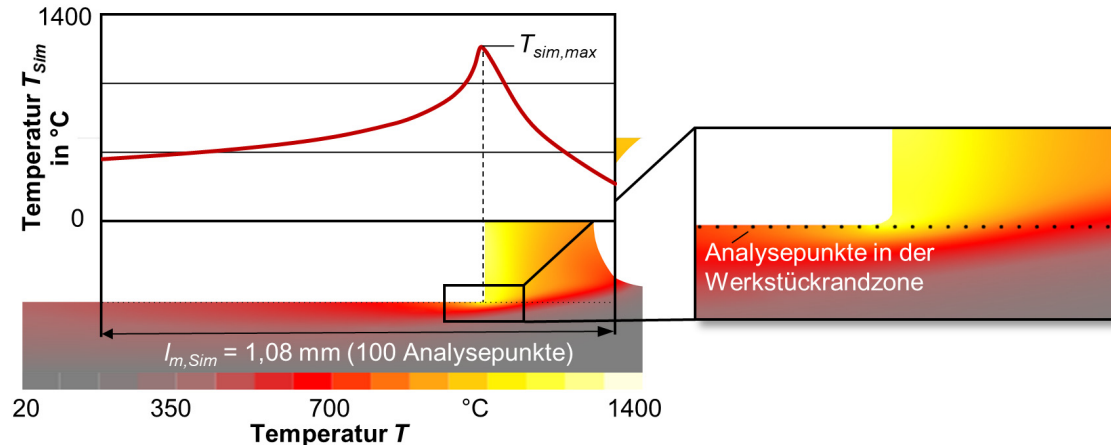


Abbildung 6-8: Auswertung der Randzonentemperatur in der 2D-Spanbildungssimulation an der Werkstückoberfläche

Unter Beibehaltung dieser Messstrecke wird der Abstand der Analysepunkte, in das Werkstück hinein, parallel zur erzeugten Werkstückoberfläche auf $a_{BW} = 100$ μm vergrößert, um die Temperaturen in der Randzone auszuwerten. Dieser Abstand entspricht dem Messabstand zur Bohrungswand der thermoelektrischen Messung und ermöglicht so einen Vergleich der modellierten Temperaturen in der Randzone mit den thermoelektrisch gemessenen Werten in diesem Bereich. Bei der Analyse der Kontaktsituation der Messaufnehmer ist ein Querschnitt einer Kleinbohrung mit einem darin enthaltenen Thermoelement gelungen, der zur Veranschaulichung des Messabstands zur Einlippentiefbohrung in Abbildung 6-9 dargestellt ist.

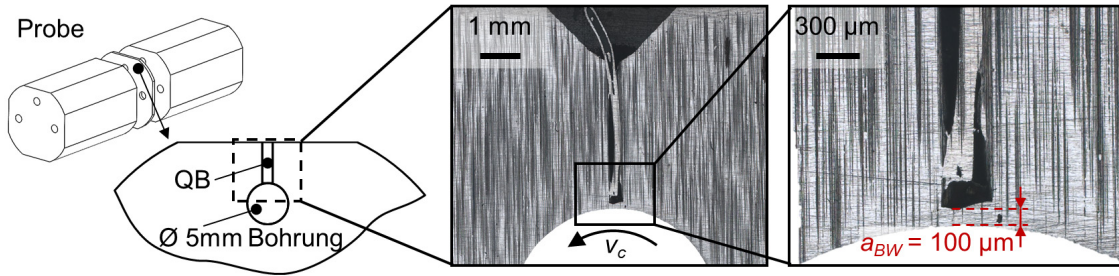


Abbildung 6-9: Querschliff von einer Querbohrung mit darin enthaltenem Thermoelement

6.2.1 Vorhersage der thermischen Randzonenbeeinflussung

Die Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulation zeigten, dass die Werkzeugtemperatur keinen Einfluss auf die Temperatur in den Analysepunkten in der Randzone hat. Ein Vergleich zeigte keinen Unterschied in der Werkstückrandzonentemperatur zwischen einer zuvor beschriebenen thermischen Simulation mit erreichter stationärer Temperaturverteilung und einer Simulation mit deutlich kürzerer Eingriffszeit, bei der die Span-Werkzeug-Kontaktzone vollständig ausgebildet, aber noch keine stationäre Werkzeugtemperatur erreicht war. Die Bereiche der höchsten Temperatur liegen im Bereich der primären Scherzone und der sekundären Scherzone an der Spanfläche. Hier findet der Wärmeübergang in das Werkzeug statt, der sich jedoch nicht auf die in der Spanbildungssimulation ermittelten Temperaturen in der erzeugten Werkstückrandzone auswirkt. Die Werkzeugtemperatur kann somit bei den gewählten Parametern zur Modellierung der thermischen Randzonenbeeinflussung vernachlässigt werden. **Abbildung 6-10** zeigt den Temperaturverlauf in der Werkstückrandzone beim Passieren des Schneidkeils für variierende Vorschübe. Neben der in einem einzelnen Analysepunkt auftretenden Maximaltemperatur $T_{Sim,max}$ erfolgt eine Auswertung als gleitender Mittelwert über 27 Analysepunkte, was einer Messstrecke von $330\ \mu\text{m}$ und somit der Breite der für die experimentelle Temperaturermittlung eingesetzten Pyrometriefaser entspricht. Hierdurch wird bei der Simulation die Berechnung der Temperatur durch das Pyrometer nachgebildet, bei der ein Mittelwert der Temperaturen innerhalb des Messflecks ermittelt wird. Zur Visualisierung ist in Analogie zum Experiment die Ausrichtung der Pyrometriefaser in **Abbildung 6-10** skizziert. Die so ermittelten Temperaturen $T_{Sim,PM}$ ermöglichen einen Vergleich der experimentellen Messergebnisse. Die maximalen Temperaturen in der oberflächennahen Randzone steigen von $T_{Sim,PM} = 725\ \text{°C}$ bei $f = 0,05\ \text{mm}$ auf $T_{Sim,PM} = 816\ \text{°C}$ bei $f = 0,15\ \text{mm}$.

Werkstoff:	42CrMo4+QT / AISI4140	Spanungsdicke:	$h = 0,023 \dots 0,068$ mm
Werkzeug:	Hartmetall	Objekttyp Werkzeug:	starr
Schnittgeschw.:	$v_c = 65$ m/min	Objekttyp Werkstück:	plastisch
Vorschub:	$f = 0,05 \dots 0,15$ mm	Reibung:	$\mu = 0,6$ (Coulomb)
Beschichtung:	TiN		

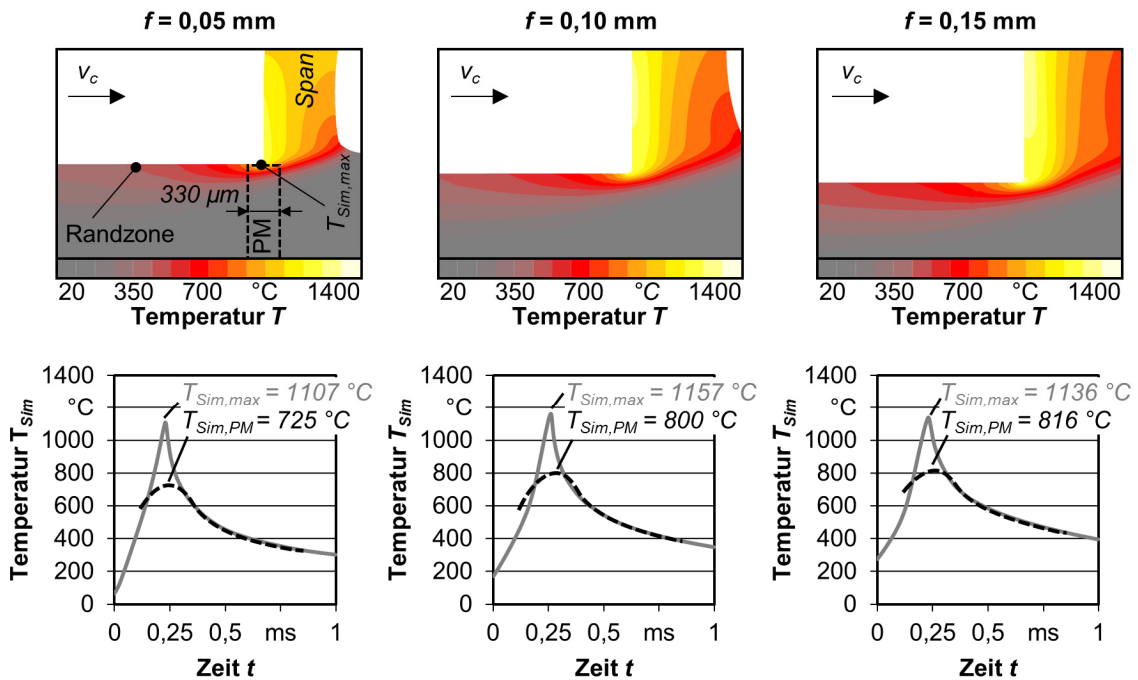


Abbildung 6-10: Simulierte thermische Bohrungsrandzonenbeeinflussung unter Variation des Vorschubs

Zusätzlich erfolgt eine Auswertung der Temperaturen in einem Abstand von $a_{BW} = 100 \mu\text{m}$ zur erzeugten Werkstückoberfläche (Abbildung 6-11). Diese Messposition entspricht dem mittleren Abstand zur Randzone der Messposition von validen Ergebnissen der Thermoelementmessung. Durch die in der Simulation berücksichtigte Wärmeleitung zu dieser Position in der Bohrungswand ist die Temperaturverteilung entlang der Messstrecke $l_{m,Sim}$ deutlich gleichmäßiger als bei geringerem Abstand zur Werkstückoberfläche, was anhand der geringeren Gradienten der Temperaturverläufe für die Vorschübe $f = 0,05 \dots 0,15$ mm in Abbildung 6-11 zu erkennen ist.

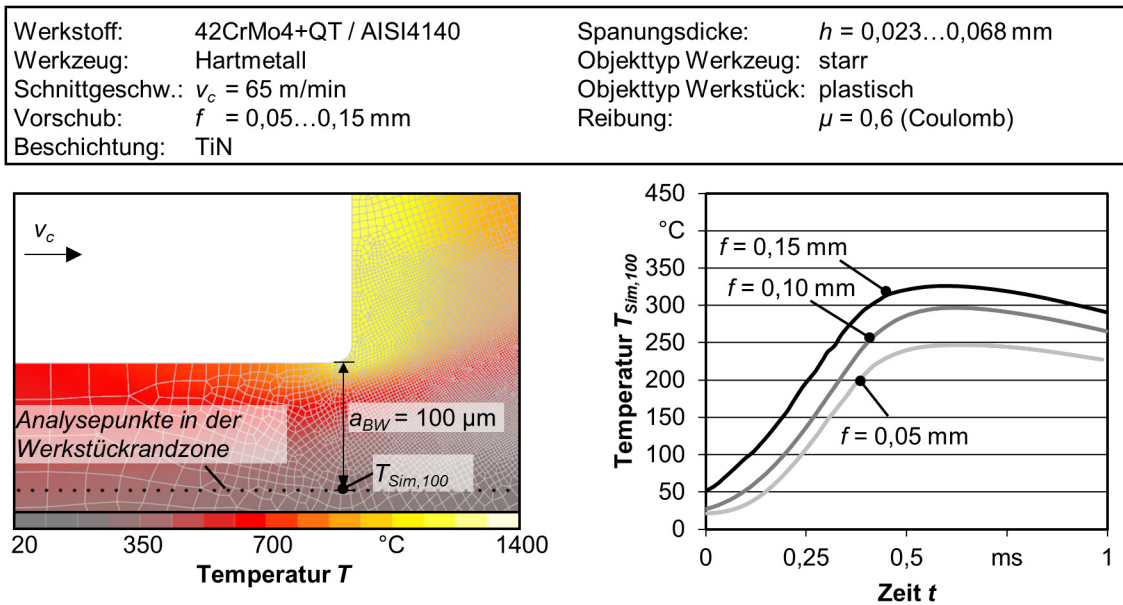


Abbildung 6-11: Auswertung der Temperatur in der Bohrungsrandzone bei der 2D-Spanbildungssimulation

6.2.2 Auswertung und Validierung der Ergebnisse der 2D-Spanbildungssimulation

Eine Übersicht der mittels Spanbildungssimulation vorhergesagten, thermischen Randzonenbelastung ist in **Abbildung 6-12** dargestellt. Zur Validierung der Simulationsergebnisse der Temperaturen im Bereich der Werkzeugschneide, werden die mittels Quotientenpyrometer experimentell ermittelten Temperaturen aus den Tiefbohrversuchen in einem Vorschubbereich von $f = 0,05 \dots 0,10$ mm herangezogen. Dabei wird davon ausgegangen, dass die pyrometrisch in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück gemessenen Temperaturen annähernd denen im Randbereich des Werkstücks an der Werkstückoberfläche entsprechen. Die in der Spanbildungssimulation an der Werkstückoberfläche berechneten Temperaturen $T_{Sim,PM}$ zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentell in diesem Bereich für die Tiefbohrversuche unter Einsatz von Tiefbohröl ermittelten Temperaturen. Die Abweichungen zwischen der Simulation und dem Experiment betragen, abhängig vom Vorschub, zwischen 3 % und 5,2 %. Durch das Modell lassen sich somit die im Bereich der Werkzeugschneide auftretenden thermischen Belastungen auf die Randschicht mit hoher Genauigkeit abbilden. Zusätzlich erfolgt eine Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse für die Temperaturen in den darunterliegenden Randzonenschichten mit den thermoelektrisch in den Tiefbohrversuchen ermittelten Temperaturen.

Experiment:		Simulation:	■
Werkstoff:	42CrMo4+QT / AISI4140	Spanungsdicke:	$h = 0,023 \dots 0,046 \text{ mm}$
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5 \text{ mm}$	Werkzeug:	Hartmetall / TiN-Beschichtung
Schnittgeschw.:	$v_c = 65 \text{ m/min}$	Reibung:	$\mu = 0,6 \text{ (Coulomb)}$
Vorschub:	$f = 0,05 \dots 0,10 \text{ mm}$		
KSS:	■ Öl / ■ MMS		

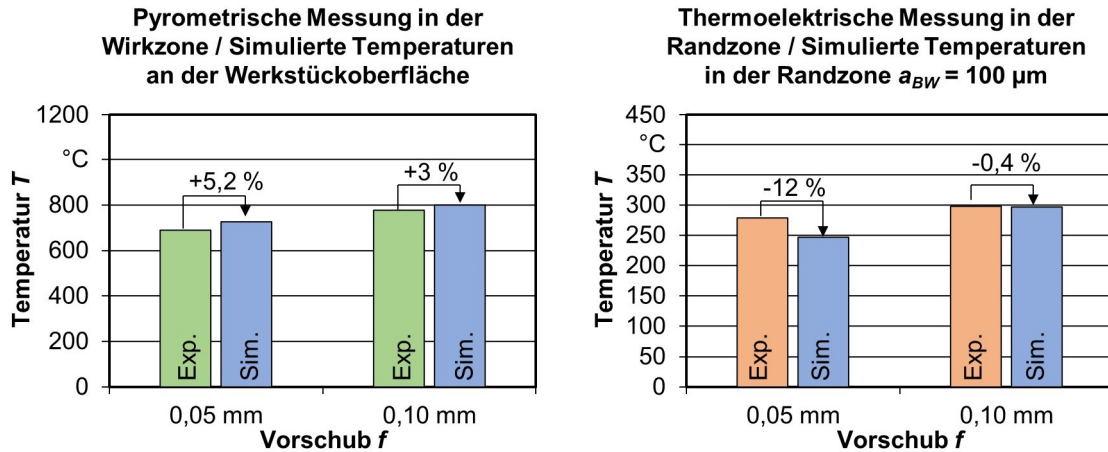


Abbildung 6-12: Vergleich der experimentell ermittelten und modellierten Temperaturen in der Bohrungsrandzone für die Vorschübe $f = 0,05$ und $f = 0,10 \text{ mm}$

Zur Validierung wurden hier die Messergebnisse unter Einsatz von MMS verwendet. Die hohe Kühlwirkung des KSS bei Öl und Emulsion führte zu einer starken Reduzierung der in der Randzone gemessenen Temperaturen, da aus dem Werkstückmaterial kontinuierlich über den Kontakt mit dem Kühlschmierstoff Wärme abgeleitet wurde. Dieser Einfluss des Kühlschmierstoffs auf Werkstücktemperatur wurde in der Spanbildungssimulation bisher noch nicht berücksichtigt, weswegen zur Validierung die unter Einsatz von MMS gemessenen Temperaturen verwendet wurden, bei denen der Effekt vergleichsweise gering ist. Unter Verwendung von MMS wird nur eine stark verringerte Kühlwirkung des Werkstückmaterials erzeugt, so dass sich die Wärme aus der Wirkzone bis zur Messposition des Thermoelements ausbreiten kann. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den thermoelektrisch unter MMS gemessenen Temperaturen in der Randzone zeigt insbesondere für den Vorschub von $f = 0,10 \text{ mm}$ eine sehr gute Übereinstimmung. Um die Wärmeverteilung in der Randzone auch für weitere KSS abbilden zu können, wäre eine zusätzliche Anpassung des Modells notwendig, in der der Wärmeübergang in den KSS als Umgebungsmedium berücksichtigt ist. Die Ergebnisse der Simulation verdeutlichen, dass die Messposition, speziell der Abstand zur Werkstückoberfläche und damit auch zur Wirkzone, einen entscheidenden Einfluss auf die Temperaturen hat. Bereits bei einem Abstand von $a_{BW} = 100 \mu\text{m}$ liegen die maximalen Temperaturen deutlich unterhalb der direkt an der Werkstückoberfläche wirkenden Temperaturen. Für eine experimentelle Messung der Temperaturen mit hoher Genauigkeit in der oberflächennahen Schicht ist somit eine möglichst wirkstellennahe Messmethode notwendig.

6.3 Ergebnisse der Modellierung der mechanischen Randzonenbeeinflussung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der simulationsbasierten Vorhersage von Eigenspannungen, gegenübergestellt, die durch die Autofrettage sowie den Führungsleistenkontakt beim Einlippentiefbohren erzielt werden. Die Autofrettage dient dabei als Referenzprozess zur Randzonennachbehandlung aus der konventionellen Prozesskette, der für einen Vergleich mit den beim Einlippentiefbohren erzielbaren Eigenspannungen ausgewählt wurde.

6.3.1 Eigenspannungszustand nach der Autofrettage

Die Simulationsergebnisse des durch die Autofrettage mit einem Druck von $p_{Aut} = 8000$ bar erzeugten Tiefenverlaufs der Eigenspannungen sind in **Abbildung 6-13** dargestellt. Zum Vergleich wurden diese mit Ergebnissen aus der Literatur gegenübergestellt. Die XRD-Messung sowie FEM-Simulation wurden von *Brünnel* an Bauteilen aus dem Werkstoff 42CrMoS4 durchgeführt, der eine etwas höhere Dehngrenze ($R_{p0,2} = 1002$ MPa) und Zugfestigkeit ($R_m = 1076$ MPa) aufweist [Brü13]. Dennoch sind die Daten aufgrund der Ähnlichkeit der Werkstoffeigenschaften geeignet, um die Qualität der Simulationsergebnisse einordnen zu können.

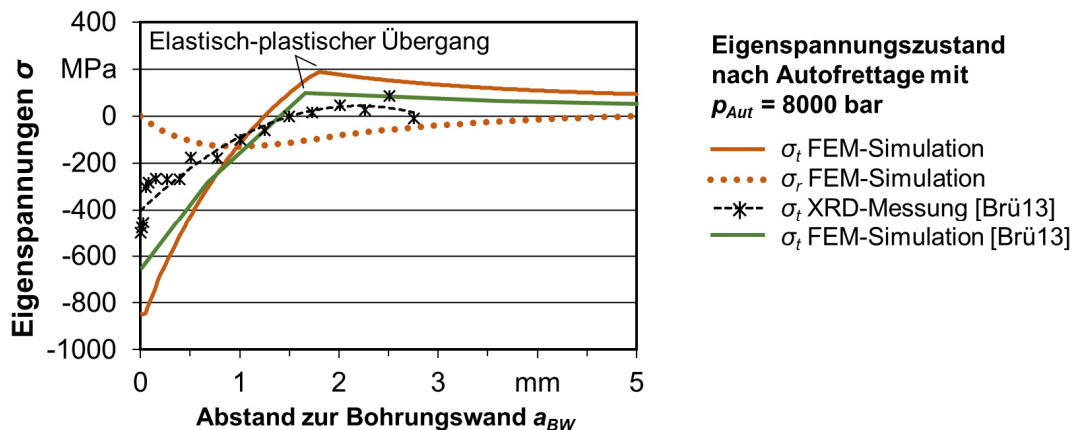


Abbildung 6-13: Eigenspannungszustand nach Autofrettage mit $p_{Aut} = 8000$ bar

Die Tiefenverläufe zeigen die verfahrenstypischen Druckeigenspannungen in tangentialer Richtung in der Randzone mit einem steilen Spannungsgradienten. Bei einem Abstand von $a_{BW} = 1,25 \dots 1,50$ mm erreichen die Spannungsverläufe den Nulldurchgang von Druck- zu Zugeigenspannungen. Die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Simulation zeigen trotz der Vereinfachungen beim Aufbau des Modells eine relativ gute Übereinstimmung mit den Werten aus der Literatur. Die etwas stärkere Plastifizierung der Randzone, mit einem etwa 9 % größeren Abstand a_{BW} des elastisch-plastischen Übergangs zur Bohrungswand, im Vergleich zur FEM-Simulation aus der Literatur, lässt sich mit der geringeren Dehngrenze des in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffs in Verbindung bringen. In den oberflächennahen Sichten werden die Druckeigenspannungen durch die FEM-Simulationen gegenüber der Messung überschätzt. *Brünnel* erklärt diese Differenz zwischen den Simulations- und Messergebnissen mit dem Einfluss der Probenpräparation, um die Eigenspannungsmessung an der Bohrungsoberfläche durchführen zu können. Das Auftrennen des Hohlzylinders zur Vorbereitung der XRD-Messung kann zu einer signifikanten Veränderung des Eigenspannungszustands und so zu geringeren nachweisbaren Eigenspannungen führen [Brü13].

6.3.2 Eigenspannungszustand nach dem Führungsleistenkontakt beim Einlippentiefbohren

Die Ergebnisse der Simulation des Einflusses des Führungsleistenkontakts auf den Eigenspannungszustand in der Randzone sind **Abbildung 6-14** den Messwerten aus den experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt. Zusätzlich wurden exemplarisch die Tiefenverläufe für zwei ausgewählte Schnitwertkombination im unteren und oberen Bereichs des untersuchten Parameterspektrums ermittelt und dargestellt.

Werkstoff:	42CrMo4+QT (S110)	Schnittgeschw.: v_c	= 50...65 m/min
Werkzeug:	ELB-113HP, $d_{ELB} = 5$ mm	Vorschub: f	= 0,05...0,15 mm
WZ-Variante:	Radius-Ans.; A ;TiN	KSS:	Öl
Experiment	—◇—	$v_c = 50$ m/min; $f = 0,05$ mm	—▲— $v_c = 65$ m/min; $f = 0,10$ mm
Simulation	◇◇◇◇	$v_c = 50$ m/min; $f = 0,05$ mm	▲▲▲▲ $v_c = 65$ m/min; $f = 0,10$ mm

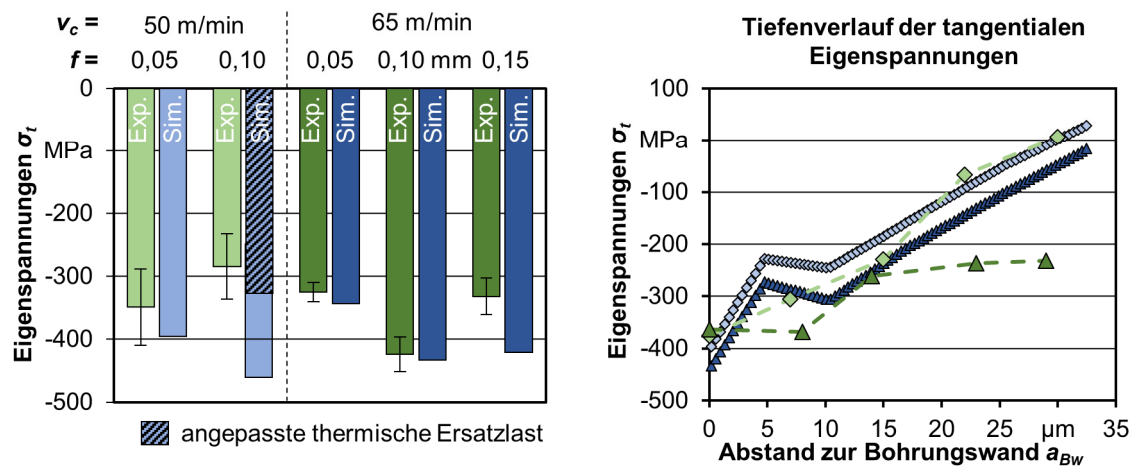


Abbildung 6-14: Gegenüberstellung der simulativ und experimentell ermittelten Eigenspannungen

Der Vergleich von simulativ und experimentell ermittelten tangentialen Eigenspannungen zeigt eine gute Übereinstimmung. Die in der Simulation ermittelten Werte liegen größtenteils innerhalb des Bereichs der Standardabweichung der Messungen. Die vergleichsweise große Abweichung bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ m/min und einem $f = 0,15$ mm ist möglicherweise auf Prozesseinflussgrößen zurückzuführen, die in dem hier verwendeten Modell nicht abgebildet werden. So kann unter anderem der in Kap. 5.2 beschriebene Einfluss des Abstands der Kontaktbereiche der Führungsleisten mit der Bohrungswand zu einer Reduzierung der in die Bohrungswand eingebrachten Druckeigenspannungen beitragen, was in der Simulation nicht berücksichtigt wird. Die Schnitwertkombination $v_c = 50$ m/min und $f = 0,10$ mm wies in einer ersten Simulation ebenfalls eine relativ starke Abweichung von den gemessenen Eigenspannungen auf. Um die Konvergenz mit den gemessenen Eigenspannungen zu verbessern, wurde in einem zweiten Ansatz die Wärmestromdichte der thermischen Ersatzlast neu berechnet, in dem die ermittelten Messdaten für die Schnitwertkombination aus geringer Schnittgeschwindigkeit $v_c = 50$ m/min und geringerem Vorschub $f = 0,05$ mm, die eine gute Übereinstimmung zeigte, als Referenz verwendet wurde. Die Wärmestromdichte für den Vorschub $f = 0,10$ mm wurde über das Verhältnis der pyrometrisch gemessenen Temperaturen bei Erhöhung des Vorschubs von $f = 0,05$ mm auf $f = 0,1$ mm extrapoliert. Mit der aus dieser angepassten Wärmestromdichte ermittelten thermischen Ersatzlast konnte die Übereinstimmung mit den Messwerten deutlich verbessert werden. Die Ergebnisse verdeutlichen die Sensitivität der modellierten Eigenspannungen gegenüber den für die Schnitwertkombinationen berechneten thermischen Lasten.

Der simulierte Eigenspannungstiefenverlauf zeigt insbesondere für die Schnittwertekombination $v_c = 50$ m/min und $f = 0,05$ mm eine sehr gute Übereinstimmung mit dem röntgenografisch ermittelten Tiefenverlauf (Abbildung 6-14). Bei der Schnittwertekombination mit höherer Schnittgeschwindigkeit und höherem Vorschub zeigen Simulation und Experiment bis zu einer Tiefe von $a_{BW} = 15$ μm eine gute Übereinstimmung. Bei größerem Abstand zur Bohrungswand divergieren die Tiefenverläufe und die Simulation zeigt einen stärkeren Gradienten der Druckeigenspannungen als die Messwerte.

6.3.3 Vergleich der modellierten Eigenspannungstiefenverläufe

Der Vergleich der Eigenspannungstiefenverläufe nach der Autofrettage und dem Einlippentiefbohrprozess weist insbesondere in der Tiefenwirkung der Prozesse deutliche Unterschiede auf. Die Simulation zeigt für den Einlippentiefbohrprozess einen Nulldurchgang der Eigenspannungen in einer Tiefe von etwa $a_{BW} = 30$ μm , während die experimentell und simulativ ermittelten Eigenspannungen bei der Autofrettage in einer Tiefe von $a_{BW} = 1,25 \dots 1,50$ mm von Druck- zu Zugeigenspannungen wechseln. Der Vergleich der röntgenografischen ermittelten Tiefenverläufe für die Autofrettage und das Einlippentiefbohren (Abbildung 6-15 und Abbildung 6-14) zeigt für die Schnittwertekombination $v_c = 65$ m/min und $f = 0,10$ mm Druckeigenspannungen von über $\sigma_t = -200$ MPa bis zu einer Tiefe von $a_{BW} = 25$ μm . Bei der Autofrettage fallen die Druckeigenspannungen in einer Tiefe zwischen $a_{BW} = 40 \dots 50$ μm unter den Wert von $\sigma_t = -200$ MPa. Die Tiefenwirkung der mechanischen Randzonenbeeinflussung durch die Führungsleisten des Einlippentiefbohrers ist somit im Vergleich zur Autofrettage geringer. Dennoch zeigen die Ergebnisse, dass sich der Einlippentiefbohrprozess nutzen lässt, um Eigenspannungen mit einer gewissen Tiefenwirkung in die Bohrungswand einzubringen und damit einen Eigenspannungszustand, ähnlich zur Autofrettage, zu erzeugen. Die Unterschiede in der Stärke der Eigenspannungen sowie der Tiefenwirkung in Abhängigkeit von den Schnittwerten und dem KSS-Konzept zeigen, dass die Auswahl geeigneter Prozessparameter entscheidend ist, um einen Eigenspannungszustand zu erzielen, der, ähnlich wie bei Randzonennachbehandlungsverfahren, die Ermüdungsfestigkeit der Bauteile steigern kann.

7 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Dissertation erfolgte eine Analyse der während des Einlippentiefbohrprozesses auftretenden thermomechanischen Einflüsse auf die Bohrungsrandzone und daraus resultierender Veränderungen der Randzoneneigenschaften. Hierzu wurde ein Versuchsaufbau entwickelt, mit dem zeitgleich eine In-Prozess-Messung der mechanischen Belastungen sowie der auftretenden Temperaturen, sowohl in der Werkstückrandzone als auch direkt in der Wirkzone, ermöglicht wurde. Mithilfe dieses Versuchsaufbaus ist eine Messung auch unter Verwendung von KSS möglich, wodurch ein Vergleich der thermomechanischen Randzonenbelastung bei variierendem KSS-Konzept durchgeführt werden konnte. Neben der Kühlschmierstrategie wurden im Rahmen der Untersuchungen die Prozessparameter Werkzeuggestalt, Schnittwerte sowie der Werkstoff-Schwefelgehalt variiert. Bei Variation der Werkzeuggestalt wurde für die Werkzeuge mit Radiusanschiff eine höhere mechanische Werkzeugbelastung gemessen, die aus der Schneidengeometrie resultierte. Zusätzlich zeigte diese Werkzeugvariante einen günstigeren Spanbruch als die ELB-Varianten mit Standardanschiff. Die weiteren, variierten Werkzeugeigenschaften zeigten nur einen geringen Einfluss auf die Vorschubkraft und das Bohrmoment. Der radiusförmige Schneidenschiff wurde für eine möglichst starke mechanische Beeinflussung der Bohrungsrandzone ausgewählt, da die Normalkräfte, die über die Führungsleisten übertragen werden, hierbei gegenüber dem Standardanschiff gesteigert werden konnten. Aus dem gleichen Grund wurde die Umfangsform A gegenüber der Umfangsform G wegen der geringeren Kontaktlänge der FL am Umfang gewählt, um eine hohe Flächenpressung im Kontaktbereich zwischen FL und Bohrungswand zu erzielen. Für die Werkzeugvariante mit entsprechenden Eigenschaften und TiN-Beschichtung konnte eine plastische Deformation des Gefüges der Bohrungsrandzone mit einer Härtesteigerung von etwa 40 % gegenüber der Grundhärte erzielt werden. Mit dieser Werkzeugvariante wurden für variierende Schnittwerte neben der mechanischen Werkzeugbelastung die Normal- und Reibkräfte an den Führungsleisten bestimmt. Die Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigte nur einen geringfügigen Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung. Die errechneten Normalkräfte lagen für den untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich auf einem ähnlichen Niveau. Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit ging jedoch mit einem Anstieg der in der Wirkzone gemessenen Temperaturen einher, wodurch das Risiko einer Kurzzeit-Austenitisierung und Neuhärtung des Randzonengefüges erhöht wird.

Zur Steigerung der an den Führungsleisten auftretenden Pressglättungseffekte und dem Einbringen von mechanisch induzierten Druckeigenstressungen stellte sich für die Erhöhung des Vorschubs ein höheres Potential dar. Hier zeigte sich ein annähernd linearer Anstieg der mechanischen Werkzeugbelastung mit Erhöhung des Vorschubs, wodurch auch die an den Führungsleisten übertragenen Normalkräfte gesteigert wurden. Die Ergebnisse der Analyse des Randzonengefüges sowie die Analyse der Mikrohärtigkeit zeigten jedoch keine direkte Korrelation eines höheren Vorschubs mit einer stärkeren Verfestigung des Randzonengefüges und größerer Tiefenwirkung der Gefügedeformation. So konnte bei konstanter Schnittgeschwindigkeit für geringere Vorschübe eine stärkere Gefügedeformation in Verbindung mit höherer Härtesteigerung festgestellt werden. Dies wurde darauf zurückgeführt, dass sich mit höherem Vorschub auch der axiale Abstand der Kontaktbereiche, in denen die größten mechanischen Normalspannungen zwischen Führungsleisten mit der Bohrungswand auftreten, vergrößert wird. In den Laststeigerungsversuchen zur Analyse der Ermüdungsfestigkeit konnte die höchste Bruchlastspielzahl für die mit einem Vorschub von $f = 0,10$ mm tiefgebohrten Proben erreicht werden. Auch die Einstufenversuche zeigten für diesen Vorschub eine gegenüber den weiteren

untersuchten Vorschüben höhere Ermüdungsgrenze. Die Variation des Vorschubs zeigte gegenläufige Effekte bezüglich der Stärke und Homogenität der mechanischen Randzonenbeeinflussung. Mit Steigerung des Vorschubs kann die mechanische Belastung aus die Randzone gesteigert werden. Dabei vergrößert sich jedoch auch der Abstand der Kontaktbahnen der Führungsleisten auf der Bohrungswand. Der mittlere Vorschub stellt gegenüber geringerem Vorschub demnach eine geeignete Kombination aus gesteigerter mechanischer Randzonenbeeinflussung sowie einer gleichmäßigen Verfestigung der Bohrungsrandzone dar.

Um ein breites Spektrum von in der industriellen Fertigung verbreiteten Prozessbedingungen abbilden zu können, wurden Untersuchungen der thermomechanischen Randzonenbelastung mit unterschiedlichen Kühlschmierstrategien durchgeführt. Neben Tiefbohröl, welches konventionell beim Einlippentiefbohren verwendet wird, wurden Versuche unter Einsatz von Emulsion und MMS durchgeführt. Die thermoelektrischen Messungen zeigten dabei relativ geringe Temperaturen in der Bohrungsrandzone, was mit einem Abstand der Messposition zur Bohrungswand in Kombination mit der Kühlwirkung des KSS auf den Werkstoff zusammenhängt. So wurden die geringsten Temperaturen unter Einsatz von wasserbasierter Emulsion ermittelt, die aufgrund der hohen Wärmekapazität des Mediums eine verbesserte Abfuhr der Wärme aus der Bohrungsrandzone ermöglichte, als die MMS. Der Vergleich mit den mittels Quotientenpyrometrie in der Wirkzone ermittelten Temperaturen zeigte, dass die im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Bohrungsoberfläche auftretenden Temperaturen deutlich höher sind und aufgrund des Abstands der Messposition zur Wirkzone nicht mittels thermoelektrischer Messung ermittelt werden können. Im direkten Kontaktbereich zwischen Schneide und Bohrungswand wurden im Vergleich der KSS-Strategien die geringsten Temperaturen unter Einsatz von Öl gemessen. Hier lagen die Temperaturen bei bis zu $T_{max} = 776 \text{ °C}$ für $v_c = 65 \text{ m/min}$ und $f = 0,10 \text{ mm}$. Für die Versuche unter Emulsion und MMS lagen die Temperaturen teilweise deutlich über $T_{max} = 1000 \text{ °C}$ und damit weit oberhalb der Austenitierungstemperatur des Werkstoffs. Die Maximaltemperaturen wurden im Bereich der Werkzeugschneide ermittelt. Die Messung der Temperaturen an den FL war nicht für alle Parameterkombinationen auswertbar, da sie durch die Deformation des Materials in der Randzone, was zum Verschließen der Querbohrung durch einen Grat führte, beeinflusst wurde. Diese Vorgänge konnten anhand von mikroskopischen Aufnahmen der Bohrungsverschneidung nachgewiesen werden konnte. Die Analyse des Randzonengefüges zeigt für alle unter MMS sowie für die unter Emulsion tiefgebohrten Proben, bei denen die Temperaturen von $T_{PM,max} > 1000 \text{ °C}$ gemessen wurden, WEL-Bildung. Als Grund für die hohen Temperaturen wird ein Verdampfen der wasserbasierten Emulsion, deren Siedebereich bei etwa $T > 200 \text{ °C}$ liegt, an der Schneide vermutet, wodurch die Wirkstelle nicht effektiv gekühlt werden kann. Die Bildung einer martensitischen Neuhärtungszone konnte über Mikrohärtmessungen, die in diesem Bereich eine typische Härte von bis zu einem dreifachen der Grundhärte aufweisen, nachgewiesen werden. Die Eigenspannungsmessungen zeigten für alle untersuchten KSS-Schnittwerte-Kombinationen, auch bei vorhandenen WEL, Druckeigenspannungen in der Bohrungsrandzone. Für die unter Öl tiefgebohrten Proben zeigten im Vergleich zu den Ergebnissen unter Emulsion und MMS die geringsten Änderungen bei Variation der Prozessparameter. Im Gegensatz zu den Eigenspannungen unter MMS und Emulsion, wiesen die Eigenspannungen in axialer und tangentialer Richtung die geringsten Unterschiede und somit eine deutlich geringere Anisotropie auf. Die unter MMS tiefgebohrten Proben zeigten neben einer deutlich stärkeren Anisotropie der Eigenspannungen, insbesondere bei den tangentialen Eigenspannungen, einen starken Gradienten und nur noch geringe Druckeigenspannungen bei einem Abstand zwischen $a_{BW} = 10 \dots 15 \text{ }\mu\text{m}$.

Unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse stellt sich der Einsatz von Öl als günstigste KSS-Variante dar, insbesondere bezüglich der auftretenden thermischen Belastung und der Auswirkungen auf die Randzoneigenschaften. Mit einer Schnittwertekombination von $v_c = 65$ m/min von $f = 0,1$ mm konnten dabei gute Ergebnisse hinsichtlich der mechanischen Randzonenbeeinflussung und der resultierenden Randzoneigenschaften mit Vermeidung einer WEL-Bildung erzielt werden. Für das Tiefbohren unter Emulsion, wie es beispielsweise auf Bearbeitungszentren verbreitet ist, sollten zur Vermeidung zu hoher thermischer Randzonenbelastungen die Schnittwerte reduziert werden. Hier konnte lediglich mit dem geringsten Vorschub von $f = 0,05$ mm und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 65$ m/min eine WEL-Bildung verhindert werden. Das Tiefbohren unter MMS führte bei allen untersuchten Parameterkombinationen zu einer WEL-Bildung sowie zu Eigenspannungen mit einem starken Gradienten und einer starken Anisotropie. Zusätzlich konnten Oberflächendefekte durch Ausbrüche der spröden Neuhärtungsschicht detektiert werden. Für das Tiefbohren dynamisch hochbelasteter Bauteile wird der Einsatz von MMS daher nur in Verbindung mit darauffolgenden Nachbehandlungsverfahren empfohlen, mit denen die Randzonendefekte wie WEL entfernt werden.

Neben den technologischen Untersuchungen wurden Ansätze zur Modellierung der thermomechanischen Randzonenbeeinflussung für das Einlippentiefbohren entwickelt. Dabei wurden die maßgeblich die Randzone beeinflussenden Bereiche am ELB, die Werkzeugschneide und die FL, jeweils in einem separaten Ansatz modelliert. Die an der Werkzeugschneide ablaufenden Trennvorgänge wurden mit einem Fokus auf der thermischen Randzonenbeeinflussung in einer 2D-Spannungssimulation modelliert. Dieses Vorgehen basierte auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen, die im Bereich der Schneide die höchsten Temperaturen zeigten. Die maßgebliche mechanische Randzonenbeeinflussung konnte hingegen in Versuchen mit Schnittunterbrechung für den Kontaktbereich mit den Führungsleisten nachgewiesen werden. Sowohl die Simulation der thermischen Randzonenbelastung an der Werkzeugschneide, als auch die Simulation des Führungsleisteneinflusses und Vorhersage der Eigenspannungen in der Bohrungsrandzone zeigten trotz der getroffenen vereinfachenden Annahmen beim Aufbau der Modelle eine gute Übereinstimmung mit den experimentell gemessenen Werten. Die Modellierungsansätze stellen eine Grundlage für zukünftige Entwicklungen zur weiteren Steigerung der Vorhersagegenauigkeit und einer Ausweitung der Vorhersage auf weitere Beurteilungsgrößen der Randzonenintegrität, wie beispielsweise die Gefügestände und -verfestigung, dar. Der Vergleich der Ergebnisse der Simulation eines Autofrettageprozesses als industriell verbreitetes Randzonennachbehandlungsverfahren mit den Ergebnissen des Einlippentiefbohrens, zeigte, dass die Höhe und Tiefenwirkung der durch die Autofrettage erzielten Eigenspannungen durch das Einlippentiefbohren nicht erreicht wird. Durch das Einlippentiefbohren mit geeigneten Prozessparametern, konnten dennoch signifikante Druckeigenspannungen in die Bohrungsrandzone eingebracht werden.

Im Rahmen dieser Arbeit konnten Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim Einlippentiefbohren, den auftretenden thermomechanischen Randzonenbelastung sowie daraus resultierende Auswirkungen auf die Randzonen- und Ermüdungseigenschaften ermittelt werden. Diese Ergebnisse unterstützen bei der Auslegung von Einlippentiefbohrprozessen zur Herstellung funktionsorientierter Randzoneigenschaften mit dem Ziel, eine möglichst hohe Ermüdungsfestigkeit der Bauteile zu erzielen. Mit Blick auf die Veränderungen der Energieversorgung sowie der Antriebstechnologien in PKW und Nutzfahrzeugen gewinnt die Speicherung und Nutzung von Wasserstoff an Bedeutung. In Wasserstoffumgebungen werden aufgrund ihrer Resistenz gegen Wasserstoffdiffusion und -versprödung oft austenitische Stähle eingesetzt [Web11]. Zudem sind die Komponenten dieser Systeme oft hohen Drücken von $p = 200 \dots 700$ bar ausgesetzt

[Kle18]. Hieraus ergibt sich bezüglich weiterer Forschung der Bedarf nach einer Erweiterung des Werkstoffspektrums für diesen Einsatzbereich. Eine besondere Herausforderung bei der mechanischen Randzonenbeeinflussung stellt der Einfluss der Kaltverfestigung auf die Versprödungswirkung in Wasserstoffumgebungen dar [Lui13], die in zukünftigen Untersuchungen für diesen Anwendungsfall zu berücksichtigen ist.

Die simulationsbasierte Vorhersage der Randzoneneigenschaften bietet die Möglichkeit der Implementierung eines Modells zur Vorhersage der thermomechanisch induzierter Gefügeumwandlung und WEL-Bildung. Die Verknüpfung der simulationsgestützten Vorhersage der Radzoneneigenschaften mit Modellen zur Vorhersage der daraus resultierenden Ermüdungsfestigkeit stellt weiterhin eine komplexe Herausforderung dar und bietet hohes Potential zur effizienten Auslegung funktionsorientierter Zerspanprozesse.

8 Literaturverzeichnis

- [Agm11] Agmell, M.; Ahadi, A.; Ståhl, J.-E.: A fully coupled thermomechanical two-dimensional simulation model for orthogonal cutting: formulation and simulation. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 225, 10 (2011) 1735–1745.
- [Agm17] Agmell, M.; Ahadi, A.; Gutnichenko, O.; Ståhl, J.-E.: The influence of tool micro-geometry on stress distribution in turning operations of AISI 4140 by FE analysis. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 89, 9-12 (2017) 3109–3122.
- [Aih12] Aihua, L.; Jianxin, D.; Haibing, C.; Yangyang, C.; Jun, Z.: Friction and wear properties of TiN, TiAlN, AlTiN and CrAlN PVD nitride coatings. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 31 (2012) 82–88.
- [Alh02] Al Huda, M.; Yamada, K.; Hosolawa, A.; Ueda, T.: Investigation of Temperature at Tool-Chip Interface in Turning Using Two-Color Pyrometer. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124 (2002) 200–207.
- [And21] Andurkar, M.; Suzuki, T.; Omori, M.; Prorok, B.; Gahl, J.; Thompson, S.: Residual Stress Measurements via X-ray Diffraction Cos α Method on Various Heat-Treated Inconel 625 Specimens Fabricated via Laser-Powder Bed Fusion. *Proceedings of the 32nd Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium* (2021) 1048-1060.
- [Ari22] Aridhi, A.; Dumas, M.; Perard, T.; Girinon, M.; Brosse, A.; Karaouni, H.; Valiorgue, F.; Rech, J.: 3D Numerical modelling of turning-induced residual stresses in 316L stainless steel. *Procedia CIRP* 108 (2022) 885–890.
- [Arn13] Arnold, B.: *Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure*. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2013, ISBN 978-3-642-36590-4.
- [Arr13] Arrazola, P.; Özel, T.; Umbrello, D.; Davies, M.; Jawahir, I.: Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals* 62, 2 (2013) 695–718.
- [Arr15] Arrazola, P.-J.; Aristimuno, P.; Soler, D.; Childs, T.: Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals*, 64 (2015) 57–60.
- [Ast14] Astakhov, V. P.: *Drills*. CRC Press, Boston, MA, 2014, ISBN 1466584343.
- [Baa18] Baak, N.; Schaldach, F.; Nickel, J.; Biermann, D.; Walther, F.: Barkhausen noise assessment of the surface conditions due to deep hole drilling and their influence on the fatigue behaviour of AISI 4140. *Metals* 8, 9 (2018) 720.
- [Baa22] Baak, N.; Nickel, J.; Biermann, D.; Walther, F.: Microstructure analysis of single-lip deep hole drilled bores by electron backscatter diffraction and magnetic Barkhausen noise. *Procedia CIRP* 108 (2022) 740–745.
- [Bar18] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2018, ISBN 978-3-662-48629-0.

- [Bas11] Basara, A.; Nicolas, A.; Schlücker, E.: Influence of the pressure holding time on strain generation in fuel injection lines. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 88, 4 (2011) 132–137.
- [Ben12] Beno, T.; Hulling, U.: Measurement of Cutting Edge Temperature in Drilling. *CIRP Annals*, 3 (2012) 531–536.
- [Ben99] Bentley, S.; Mantle, A.; Aspinwall, D.: The effect of machining on the fatigue strength of a gamma titanium aluminide intermetallic alloy. *Intermetallics* 7, 8 (1999) 967–969.
- [Ber14] Bernhard, F.: *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2014, ISBN 978-3-642-24505-3.
- [Bie09] Biermann, D.; Weinert, K.; Felderhoff, F.: *Untersuchungen zum Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Stähle*. Verlag und Vertriebsgesellschaft, Düsseldorf, 2009, ISBN 3-937567-75-5.
- [Bie11] Biermann, D.; Heilmann, M.; Kirschner, M.: Analysis of the Influence of Tool Geometry on Surface Integrity in Single-lip Deep Hole Drilling with Small Diameters. *Procedia Engineering* 19 (2011) 16–21.
- [Bie18] Biermann, D.; Bleicher, F.; Heisel, U.; Klocke, F.; Möhring, H.-C.; Shih, A.: Deep hole drilling. *CIRP Annals* 67, 2 (2018) 673–694.
- [Bot13] Botek Präzisionsbohrtechnik GmbH: Einlippenbohrer Typ 110, 111 112, 113, 113-HP, 114, 115. Botek, Riedrich, 2013, Internetquelle abgerufen über <https://www.botek.de/de/download/broschueren-bestelldaten/katalog-einlippenbohrer-typ-110-111-112-113-113-hp-114-115/>.
- [Bri04] Brinksmeier, E.; Lucca, D.; Walter, A.: Chemical Aspects of Machining Processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 53, 2 (2004) 685–699.
- [Bri82] Brinksmeier, E.; Cammett, J.; König, W.; Leskovar, P.; Peters, J.; Tönshoff, H.: Residual Stresses - Measurement and Causes in Machining Processes. *CIRP Annals* 31, 2 (1982) 491–510.
- [Bri84] Brinksmeier, E.; Schneider, E.; Theiner, W.; Tönshoff, H.: Nondestructive Testing for Evaluating Surface Integrity. *CIRP Annals* 33, 2 (1984) 489–509.
- [Bri85] Brinksmeier, E.; Tönshoff, H.: X-Ray Stress Measurement — a Tool for the Study and Layout of Machining Processes. *CIRP Annals* 34, 1 (1985) 485–490.
- [Bri91] Brinksmeier, E.: *Prozess- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung*. Hab. Schrift, Universität Hannover, 1991.
- [Bri96] Brinksmeier, E.; Brockhoff, T.: Utilization of Grinding Heat as a New Heat Treatment Process. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* [0007-8506] 45, 1 (1996) 283–286.
- [Bro22] Brown, M.; M'Saoubi, R.; Crawforth, P.; Mantle, A.; McGourlay, J.; Ghadbeigi, H.: On deformation characterisation of machined surfaces and machining-induced white layers in a milled titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology* 299, 11 (2022) 117378.
- [Brü13] Brünnet, H.: *Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung autofrettierter Bauteile unter Anwendung der Finite-Elemente-Methode*. Dissertation, Universität des Saarlandes, 2013.
- [Bru22] Brust, S.; Karbasian, H.; Zimmermann, S.; Meiwes, K.: Injection line solutions for 3.000 bar pressure systems for low emission diesel engines.

- Proceedings of the International Conference on Steels in Cars and Trucks (SCT 2022), 19.-23.06.2022 in Milan, Italy (2022).
- [Buc15] Buchkremer, S.; Klocke, F.; Lung, D.: Finite-element-analysis of the relationship between chip geometry and stress triaxiality distribution in the chip breakage location of metal cutting operations. *Simulation Modelling Practice and Theory* 55 (2015) 10–26.
- [Büc21] Bücken, M.: Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718. Dissertation, Technische Universität Dortmund; Vulkan-Verlag GmbH.
- [Buc71] Buck, G.: Spanformen beim Bohren mit Einlippenwerkzeugen. *Werkzeugmaschine international*, 2 (1971) 39–44.
- [Bus87] Buse, B.; Fuß, H.; Bolle, D.: Prozessbegleitende Temperaturmessungen an den Stützleisten von BAT-Tiefbohrwerkzeugen. *Kurzberichte der Hochschulgruppe Fertigungstechnik der Technischen Hochschulen und Universitäten der Bundesrepublik Deutschland*, 53 (1987) 42–43.
- [Cap22] Cappellini, C.; Abeni, A.: Development and implementation of crater and flank tool wear model for hard turning simulations. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 120, 3-4 (2022) 2055–2073.
- [Cho15] Choi, Y.: Influence of feed rate on surface integrity and fatigue performance of machined surfaces. *International Journal of Fatigue* 78 (2015) 46–52.
- [Cho16] Chomienne, V.; Valiorgue, F.; Rech, J.; Verdu, C.: Influence of Part's Stiffness on Surface Integrity Induced by a Finish Turning Operation of a 15-5PH Stainless Steel. *Procedia CIRP* 45 (2016) 19–22.
- [Cho99] Chou, Y.; Evans, C.: White Layers and Thermal Modeling of Hard Turned Surfaces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 39 (1999) 1863–1881.
- [Chu01] Chung, D.: Structural health monitoring by electrical resistance measurement. *Smart Materials and Structures* 10, 4 (2001) 624–636.
- [Cor22] Coria Correa, N.: Charakterisierung und Modellierung der Eigenspannungen in durch Einlippenbohren hergestellten Bauteilen aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4+QT. Masterarbeit, Lehrstuhl für Werkstoffprüfung WPT, TU Dortmund, 2022.
- [Coz13] Cozza, R.: A study on friction coefficient and wear coefficient of coated systems submitted to micro-scale abrasion tests. *Surface and Coatings Technology* 215 (2013) 224–233.
- [Cyr09] Cyril, N.; Fatemi, A.: Experimental evaluation and modeling of sulfur content and anisotropy of sulfide inclusions on fatigue behavior of steels. *International Journal of Fatigue* 31, 3 (2009) 526–537.
- [Dav07] Davies, M.; Ueda, T.; M'Saoubi, R.; Mullany, B.; Cooke, A.: On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals*, 56 (2007) 581–604.
- [Dec73] Decneut, A.; Peters, J.: Continuous measurement of residual stress in thin cylindrical pieces using deflection-etching techniques. *Centre de Recherches Scientifiques et Techniques de l'Industrie des Fabrications Métalliques*, Brüssel, 1973.
- [Dee09] Deeg, J. Einlippenbohrer. Patentschrift DE102009033508B4, 2009.
- [Dee10] Deeg, J. Tieflochbohrer. Patentschrift EP2448704B1, 2010.

- [Den10] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: Spanen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010, ISBN 9783642197710.
- [DEW22] Deutsche Edelstahlwerke (DEW): Werkstoffdatenblatt 42CrMo4, Internetquelle abgerufen über https://www.dew-stahl.com/fileadmin/files/dew-stahl.com/documents/Publikationen/Werkstoffdatenblaetter/Bau-stahl/1.7225_1.7227_de.pdf.
- [DIN 10083] DIN EN Norm Vergütungsstähle: Teil 3: Technische Lieferbedingungen für legierte Stähle. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2007.
- [DIN 4287] DIN EN ISO Norm Geometrische Produktspezifikation (GPS): Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010.
- [DIN 50125] DIN Norm Prüfung metallischer Werkstoffe: Zugproben. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2016.
- [DIN 51385] DIN Norm Schmierstoffe: Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2013.
- [DIN 60584] DIN EN Norm Thermoelemente - Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [DIN 683-2] DIN EN ISO Norm Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 2: Legierte Vergütungsstähle. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2018.
- [DIN 8589] DIN Norm Fertigungsverfahren Spanen: Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2003.
- [DIN6507] DIN EN ISO Norm Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2018.
- [DIN6892] DIN EN ISO Norm Metallische Werkstoffe: Zugversuch. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2020.
- [Drä98] Dräger, H.-J.; Klumpp, M.; Putensen, H.: Einlippenhartmetallbohren von Ringmatrizen. Werkstatttechnik 88, 9/10 (1998) 405–407.
- [Eic96] Eichler, R.: Prozeßsicherheit beim Einlippentiefbohren mit kleinen Durchmessern. Dissertation, Universität Stuttgart, 1996.
- [Ena17] en2Aix - energy engineering Aachen GmbH: Pyrometer FIRE-3 - Gebrauchsanweisung, 2017.
- [Fan21] Fandiño, D.; Guski, V.; Wegert, R.; Möhring, H.-C.; Schmauder, S.: Simulation Study on Single-Lip Deep Hole Drilling Using Design of Experiments. Journal of Manufacturing and Materials Processing 5, 2 (2021) 44.
- [Fel11] Felderhoff, J.: Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefel- armer Edelbaustähle. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2011.
- [Fie64] Field, M.; Kahles, J.: The surface integrity of machined-and ground high-strength steels. DMIC Report, 210 (1964) 54–77.
- [Fie72] Field M.; Kahles J. F.; Cammett J. T.: Review of Measuring Methods for Surface Integrity. Annals of the CIRP, 21(2) (1972) 219–238.
- [Fin77] Fink, P.: Spanbildung und Bohrungsqualität beim Tiefbohren. Dissertation, Universität Stuttgart, 1977.

- [Fle07] Fleischer, J.; Pabst, R.; Kelemen, S.: Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. *CIRP Annals Volume 56*, 1 (2007) 117–122.
- [Fri90] Fritsch, R.; König, W.; Treppe, F.: Leistungssteigerung von Werkzeugen. In: Weck, M. (Hrsg.) - Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik, VDI-Verl., Düsseldorf, 1990.
- [Fuß86] Fuß, H.: Aspekte zur Beeinflussung der Qualität von BTA-Tiefbohrungen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 1986.
- [Gir18a] Girinon, M.; Dumont, F.; Valiorgue, F.; Rech, J.; Feulvarch, E.; Lefebvre, F.; Karaoui, H.; Jourden, E.: Influence of lubrication modes on residual stresses generation in drilling of 316L, 15-5PH and Inconel 718 alloys. *CIRP Annals*, 71 (2018) 41–46.
- [Gir18b] Girinon, M.; Valiorgue, F.; Karaoui, H.; Feulvarch, É.: 3D numerical simulation of drilling residual stresses. *Comptes Rendus Mécanique* 346, 8 (2018) 701–711.
- [Gob09] Gobrecht, J.: *Werkstofftechnik - Metalle*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH, München, 2009.
- [Gre06] Greuling, S.; Seeger, T.; Vormwald, M.: Autofrettage innendruckbelasteter Bauteile. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37, 3 (2006) 233–239.
- [Gre70] Greuner, B.: Beitrag zur Frage der Kräfte an Schneide und Führungsleisten von einschneidigen hartmetallbestückten Tiefbohrwerkzeugen. Dissertation, Institut für Fertigungstechnik und spanende Werkzeugmaschinen, Technische Universität Hannover, 1970.
- [Gri01] Griffiths, B.: *Manufacturing surface technology*. Penton Press, London, 2001, ISBN 9780080511016.
- [Gri75] Griffiths, B.: Deep Hole Drilling and Boring. *The Production Engineer*, 2 (1975) 97–105.
- [Gri85] Griffiths, B.; Grieve, R.: The role of the burnishing pads in the mechanics of the deep drilling process. *International Journal of Production Research* 23, 4 (1985) 647–655.
- [Guo21] Guo, J.; Fu, H.; Pan, B.; Kang, R.: Recent progress of residual stress measurement methods: A review. *Chinese Journal of Aeronautics* 34, 2 (2021) 54–78.
- [Hal05] Halle, T.: Zusammenhänge zwischen Spanvorgängen und dem mechanischen Werkstoffverhalten bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Technische Universität Chemnitz, 2005.
- [Ham04] Hamdi, H.; Zahouani, H.; Bergheau, J.-M.: Residual stresses computation in a grinding process. *Journal of Materials Processing Technology* 147, 3 (2004) 277–285.
- [Har14] Hartmann H.; Biermann D.; Engineer S.; Merkel C.: Investigations on Machining of High Strength Bainitic Steels. *Proceedings of the 4th International Conference on Steels in Cars and Trucks* (2014) 149–156.
- [Har16] Hartmann, H.: Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle. Dissertation, Vulkan-Verlag.

- [Hau92] Hauger, R.: Untersuchungen des Stabilitätsverhaltens von Einlippenbohrwerkzeugen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [Hau97] Hauk, V.: Structural and residual stress analysis by nondestructive methods. Elsevier, Amsterdam, New York, 1997, ISBN 9780444824769.
- [Heg20] Hegemann, K.-R.; Guder, R.: Vergießen des Stahls. In: Hegemann, K.-R., Guder, R. (Hrsg.) - Stahlerzeugung, 275–279, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2020.
- [Hei94] Heisel, U.; Eichler, R.: Werkzeugverhalten und -optimierung beim Einlippenbohren. Spanende Fertigung 1. Ausgabe (1994) 86–102.
- [Hen51] Henriksen E. K.: Residual Stresses in Machined Surfaces. Transactions of the ASME, 73 (1951) 69–74.
- [Hou14] Hou, J.; Zhou, W.; Duan, H.; Yang, G.; Xu, H.; Zhao, N.: Influence of cutting speed on cutting force, flank temperature, and tool wear in end milling of Ti-6Al-4V alloy. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 70, 9-12 (2014) 1835–1845.
- [Hua06] Hua, J.; Umbrello, D.; Shivpuri, R.: Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel. Journal of Materials Processing Technology 171, 2 (2006) 180–187.
- [Iov16] Iovkov, I.: Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [Jae43] Jaeger, J.: Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. Proceedings of the Royal Society of NSW, 76 (1943) 203–224.
- [Jaw11] Jawahir, I.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D.; Outeiro, J.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A.: Surface integrity in material removal processes. CIRP Annals 60, 2 (2011) 603–626.
- [Joh85] Johnson, G.; Cook, W.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. Engineering Fracture Mechanics 21, 1 (1985) 31–48.
- [Kam92] Kammermeier, D.: Charakterisierung von binären und ternären Hartstoffschichten anhand von Simulations- und Zerspanuntersuchungen. VDI-Verl., Düsseldorf, 1992, ISBN 318147102X.
- [Kas92] Kastner, R.: In tiefen Bohrungen präzise messen. Werkstatt und Betrieb 125, 11 (1992) 831–833.
- [Kaß82] Kaßbaum, D.; Löffler, N.: Temperaturermittlung und Verschleißcharakterisierung spezieller Hartmetallwerkzeuge beim nicht unterbrochenen Schnitt. Dissertation, TU Dresden, 1982.
- [Ken00] Kendall, D.: A Short History of High Pressure Technology From Bridgman to Division 3. Journal of Pressure Vessel Technology 122, 3 (2000) 229–233.
- [Kie01] Kiessling, R.: Nonmetallic Inclusions and their Effects on the Properties of Ferrous Alloys. Encyclopedia of Materials: Science and Technology (2001) 6278–6283.
- [Kie78] Kiessling, R.; Lange, N.: Non-metallic Inclusions in Steel. The Metals Society, London, 1978, ISBN 0 904357-18-X.
- [Kim21] Kimm, J.; Bergmann, J.; Wöste, F.; Pöhl, F.; Wiederkehr, P.; Theisen, W.: Deformation behavior of 42CrMo4 over a wide range of temperatures and

- strain rates in Split-Hopkinson pressure bar tests. *Materials Science and Engineering: A* 826 (2021) 141953.
- [Kir16] Kirschner, M.: Tiefbohren von hochfesten und schwer zerspanbaren Werkstoffen mit kleinsten Durchmesser. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [Kle18] Klell, M.; Eichseder, H.; Trattner, A.: *Wasserstoff in der Fahrzeugtechnik*. Springer Vieweg, Wiesbaden, Heidelberg, 2018.
- [Klo08] Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 1*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2008, ISBN 978-3-540-35834-3.
- [Klo76] Kloos, K.: Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. *VDI-Berichte*, 268 (1976) 63–76.
- [Klo81] Kloos, K.: Größeneinfluß und Dauerfestigkeitseigenschaften unter besonderer Berücksichtigung optimierter Oberflächenbehandlung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 12, 4 (1981) 134–142.
- [Koe04] Koehler, W.: Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2004.
- [Koh14] Kohlenbecker, M.: Untersuchung der Eigenspannungsstabilität von autofrettierten Aluminiumbauteilen unter zyklischer Beanspruchung und erhöhter Temperatur. Dissertation, Universität Stuttgart, 2014.
- [Kön92] König, U.: Moderne Entwicklungen auf dem Gebiet der CVD-Beschichtung von Hartmetallen. In: (Hrsg.) - *Beschichten mit Hartstoffen*, 205–220, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1992.
- [Kos70] Koster, W.; Field, M.; Kahles, J.; Fritz, L.; Gatto, L.: Surface integrity of machined structural components. Technical Report AFML-TR-70-11, Metcut Research Associates Inc (1970).
- [Kro54] Kronenberg, M.: *Grundzüge der Zerspanungslehre*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, 1954.
- [Lec12] Le Coz, G.; Marinescu, M.; Devillez, A.; Dudzinski, D.; Velnom, L.: Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys. *Applied Thermal Engineering* 36 (2012) 434–441.
- [Leu08] Leutwein, H.-U.: Einfluss von Autofrettage auf die Schwingfestigkeit an innendruck-belasteter Bauteile aus Kugelgraphitguss. *Univ.-Verl. Ilmenau*, Ilmenau, 2008.
- [Lev79] Leverant, G.; Langer, B.; Yuen, A.; Hopkins, S.: Surface residual stresses, surface topography and the fatigue behavior of Ti-6Al-4V. *Metallurgical and Materials Transactions A* 10, 2 (1979) 251–257.
- [Löb01] Löbbe, H.; Webber, O.: Einlippentiefbohren auf BAZ. *Spanende Fertigung*, Band 3 (2001) 101–113.
- [Löb03] Löbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Vulkan-Verl., Essen, 2003, ISBN 3802787188.
- [Lon05] Longbottom, J.; Lanham, J.: Cutting temperature measurement while machining - a review. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 77 (2005) 122–130.
- [Low67] Lowack, H.: Temperaturen an Hartmetall Drehwerkzeugen bei der Stahlzerspanung. Dissertation, RWTH Aachen, 1967.

- [Luc98] Lucca, D.; Brinksmeier, E.; Goch, G.: Progress in Assessing Surface and Subsurface Integrity. *CIRP Annals* 47, 2 (1998) 669–693.
- [Lui13] Luithle, A.: Einfluss der Kaltverfestigung und des Wasserstoffgehaltes auf die flüssigmetallinduzierte Spannungsrisskorrosion beim Feuerverzinken von Baustählen, 2013.
- [Luk73] Lukáš, P.; Klesnil, M.: Cyclic stress-strain response and fatigue life of metals in low amplitude region. *Materials Science and Engineering* 11, 6 (1973) 345–356.
- [Mac19] Macherauch, E.; Zoch, H.-W.: *Praktikum in Werkstoffkunde*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2019.
- [Mac73] Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 28, 3 (1973) 201–211.
- [Mac90] Mack, M.: *Oberflächentechnik*. Verl. Moderne Industrie, Landsberg/Lech, 1990, ISBN 3478930383.
- [Man11] Manns, T.: Analyse oberflächennaher Eigenspannungszustände mittels komplementärer Beugungsverfahren. Kassel Univ. Press, Kassel, 2011.
- [Mar75] Maris, M.; Snoeys, R.; Peters, J.: Analysis of plunge grinding operations. *Cirp Annals-manufacturing Technology*, 47 (2) (1975) 669–693.
- [Mat19] Matthes, S.: Röntgendiffraktometrie mit dem Pulstec μ -x360 Gerät. Masterarbeit, Institut für Werkstofftechnik, Technische Universität Ilmenau, 2019.
- [Med20] Medeiros, J.; Filho, J.: A comparison of different heat flux density distribution models to predict the temperature in the drilling process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 109, 7-8 (2020) 1997–2008.
- [Mel79] Melander, A.: Computer simulation of ductile fracture in a random distribution of voids. *Materials Science and Engineering*, 39(1) (1979) 57–63.
- [Men07] Meneghetti, G.: Analysis of the fatigue strength of a stainless steel based on the energy dissipation. *International Journal of Fatigue* 29, 1 (2007) 81–94.
- [Mic14] Michna, J.: Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2014.
- [Mon14] Mondelin, A.; Rech, J.; Feulvarch, E.; Coret, M.: Characterisation of surface martensite-austenite transformation during finish turning of an AISI S15500 stainless steel. *Int. J. Machining and Machinability of Materials*, 15, No. 1/2 (2014).
- [MSa02] M'Saoubi, R.; Le Calvez, C.; Changeux, B.; Lebrun, J.: Thermal and microstructural analysis of orthogonal cutting of a low alloyed carbon steel using an infrared—charge-coupled device camera technique. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 216, 2 (2002) 153–165.
- [MSa08] M'Saoubi, R.; Outeiro, J.; Chandrasekaran, H.; Jr., O.; Jawahir, I.: A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing* 1, 1/2 (2008) 203.

- [Mül01] Müller, B.; Renz, U.: Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities. *Review of Scientific Instruments*, Vol. 72, No. 8 (2001) 3366–3374.
- [Mül04] Müller, B.: Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. Dissertation, RWTH Aachen, 2004.
- [Mül11] Müller-Bollenhagen, C.: Verformungsinduzierte Martensitbildung bei mehrstufiger Umformung und deren Nutzung zur Optimierung der HCF- und VHCF-Eigenschaften von austenitischem Edelstahlblech. Dissertation, Universität Siegen, 2011.
- [Mur89] Murakami, Y.; Kodoma, S.; Konuma, S.: Quantitative evaluation of effects of non-metallic inclusions on fatigue strength of high strength steels. *International Journal of Fatigue*, 11 (5) (1989) 291–298.
- [Nic21] Nickel, J.; Baak, N.; Volke, P.; Walther, F.; Biermann, D.: Thermal influence on the surface integrity during single-lip deep hole drilling of steel component. *MM Science Journal* (2021) 4636–4643.
- [Nis72] Nisitani, H.; Kage, M.: Some Consideration on the Anisotropy of Fatigue Limit in a Rolled Steel Plate, Based on the Observation of Fatigue Process in Electropolished Specimens. *Bulletin of JSME*, Volume 15 (83) (1972) 565–574.
- [Nov04] Novovic, D.; Dewes, R.; Aspinwall, D.; Voice, W.; Bowen, P.: The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44, 2-3 (2004) 125–134.
- [Out06] Outeiro, J.; Umbrello, D.; M'Saoubi, R.: Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46, 14 (2006) 1786–1794.
- [Pab08] Pabst, R.: Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2008.
- [Pan12] Pantke, K.: Entwicklung und Einsatzqualifizierung eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2012.
- [Pau08] Paucksch, E.; Holsten, S.; Linß, M.; Tikal, F.: Zerspantechnik. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [Pet22] Petrofer Chemie H. R. Fischer GmbH + Co. KG: Produkt Informationsblatt Isocut T 404 - Nichtwassermischbarer Kühlschmierstoff.
- [Pfl76] Pflegar, F.: Verbesserung der Bohrungsqualität beim Arbeiten mit Einlippentiefbohrwerkzeugen. Dissertation, Institut für Werkzeugmaschinen, Universität Stuttgart, 1976.
- [Pop15] Popov, V.: Kontaktmechanik und Reibung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2015, ISBN 978-3-662-45974-4.
- [Pou01] Poulachon, G.; Moisan, A.; Jawahir, I.: Evaluation of Chip Morphology in Hard Turning Using Constitutive Models and Material Property Data. In: Bagchi, A. (Hrsg.) - Proceedings of the ASME Manufacturing Engineering Division - 2001- Presented at the 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, November 11 - 16, 2001, New York, New York, 179–185, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 2001.

- [Rad07] Radaj, D.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007, ISBN 978-3-540-71458-3.
- [Ram18] Rami, A.; Kallel, A.; Djemaa, S.; Mabrouki, T.; Sghaier, S.; Hamdi, H.: Numerical assessment of residual stresses induced by combining turning-burnishing (CoTuB) process of AISI 4140 steel using 3D simulation based on a mixed approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 97, 5-8 (2018) 1897–1912.
- [Ran03] Randecker, H. and Baumgärtner, H. Einlippenbohrer und Verfahren zu dessen Herstellung. Offenlegungsschrift DE10316116A1, 2003.
- [Rec08] Rech, J.; Hamdi, H.; Valette, S.: Workpiece Surface Integrity. In: Davim, J. P. (Hrsg.) - *Machining- Fundamentals and Recent Advances*, 59–96, Springer, London, 2008.
- [Ris06] Risse, K.: Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.
- [Rog20] Rogowski, S.: Simulation der Dauerfestigkeit einer autofrettierten Kraftstoffverteilerleiste. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2020.
- [Rug13] Ruge, J.; Wohlfahrt, H.: *Technologie der Werkstoffe*. Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2013, ISBN 978-3-658-01880-1.
- [Sae21] Saelzer, J.; Berger, S.; Iovkov, I.; Zabel, A.; Biermann, D.: Modelling of the friction in the chip formation zone depending on the rake face topography. *Wear* 477 (2021) 203802.
- [Sch20] Schmidt, R.; Strodtick, S.; Walther, F.; Biermann, D.; Zabel, A.: Influence of the process parameters and forces on the bore sub-surface zone in BTA deep-hole drilling of AISI 4140 and AISI 304 L. *Procedia CIRP* 87 (2020) 41–46.
- [Sch22a] Schmidt, R.; Brause, L.; Strodtick, S.; Walther, F.; Biermann, D.; Zabel, A.: Measurement and analysis of the thermal load in the bore subsurface zone during BTA deep hole drilling. *Procedia CIRP* 107 (2022) 375–380.
- [Sch22b] Schmidt, R.; Strodtick, S.; Walther, F.; Biermann, D.; Zabel, A.: Influence of the cutting edge on the surface integrity in BTA deep hole drilling - part 1: Design of experiments, roughness and forces. *Procedia CIRP* 108 (2022) 329–334.
- [See94] Seeger, T.; Schön, M.; Bergmann, J. et al. Autofrettage I - Vorhaben Nr. 478, Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage no. 550, 1994.
- [Seg15] Segurajauregui, U.; Arrazola, P.: Heat-flow determination through inverse identification in drilling of aluminium workpieces with MQL. *Production Engineering* 9, 4 (2015) 517–526.
- [Seg95] Segtrop, K.: Einfluss einer Drehbearbeitung auf die Randzone von Hartlegierungen. Dissertation, Ruhruniversität Bochum, 1995.
- [Sha05] Shaw, M. C.: *Metal cutting principles*. Oxford University Press, New York, 2005, ISBN 0195142063.
- [Sim06] Simoneau, A.; Ng, E.; Elbestawi, M.: Surface defects during microcutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46, 12-13 (2006) 1378–1387.
- [Söh03] Söhner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2003.

- [Spi09] Spieß, L.; Teichert, G.; Schwarzer, R.; Behnken, H.; Genzel, C.: *Moderne Röntgenbeugung*. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2009.
- [Sta14] Staszuk, M.; Dobrzanski, L.; Tanski, T.; Kwasny, W.; Musztyfaga-Staszuk, M.: The Effect of PVD and CVD Coating Structures on the Durability of Sintered Cutting Edges. *Archives of Metallurgy and Materials* 59, 1 (2014) 269–274.
- [Sta21] Stampfer, B.; González, G.; Gerstenmeyer, M.; Schulze, V.: The Present State of Surface Conditioning in Cutting and Grinding. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 5, 3 (2021) 92.
- [Str20] Strodick, S.; Berteld, K.; Schmidt, R.; Biermann, D.; Zabel, A.; Walther, F.: Influence of cutting parameters on the formation of white etching layers in BTA deep hole drilling. *tm - Technisches Messen* 87, 11 (2020) 674–682.
- [Str21] Strodick, S.; Schmidt, R.; Gerdes, L.; Zabel, A.; Biermann, D.; Walther, F.: Impact of cutting parameters on the mechanical properties of BTA deep drilled components under quasi-static compression. *Procedia CIRP* 103 (2021) 207–212.
- [Str22] Strodick, S.; Schmidt, R.; Biermann, D.; Zabel, A.; Walther, F.: Influence of the cutting edge on the surface integrity in BTA deep hole drilling - part 2: Residual stress, microstructure and microhardness. *Procedia CIRP* 108 (2022) 276–281.
- [Str22b] Strodick, S.; Hühn, F.; Schmidt, R.; Biermann, D.; Zabel, A.; Walther, F.: Evolution of the residual stress state in BTA deep-drilled components under quasi-static and cyclic loading. Nancy, France, 2022.
- [Str75] Streicher, P.: *Tiefbohren der Metalle*. Vogel-Verl., Würzburg, 1975, ISBN 3-8023-0540-X.
- [Tan19] Tanaka, K.: The cosa method for X-ray residual stress measurement using two-dimensional detector. *Mechanical Engineering Reviews*, Vol. 6, No. 1 (2019).
- [Tem06] Temmel, C.; Karlsson, B.; Inngesten, N.: Fatigue anisotropy in cross-rolled, hardened medium carbon steel resulting from MnS inclusions. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 37 (2006) 2995–3007.
- [The22] Thermocoax GmbH: Informationsblatt - Mantelthermoelemente - Auswahl und Anwendung, 2022, Internetquelle abgerufen über <https://www.thermocontrol.ch/fileadmin/Dateien/Downloads/Thermoelemente/Thermocoax-Auswahl-Anwendung.pdf>.
- [Thu02] Thumser, R.; Bergmann, J.; Vormwald, M.: Residual stress fields and fatigue analysis of autofrettaged parts. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 79, 2 (2002) 113–117.
- [Tif18] Tiffe, M.: Charakterisierung grundlegender Mechanismen für die Simulation der Spannbildung mithilfe der FEM. Dissertation, Technische Universität Dortmund.
- [Tön80] Tönshoff, H.; Brinksmeier, E.: Determination of the Mechanical and Thermal Influences on Machined Surfaces by Microhardness and Residual Stress Analysis. *CIRP Annals* 29, 2 (1980) 519–530.
- [Top01] Topf, E.: *Tiefbohren Praxis*. Toweko Verlag, Oberboihingen, 2001.

- [TQu89] T Quinto, D. et al.: High temperature microhardness of hard coatings produced by physical and chemical vapor deposition. *Vacuum* 39, 5 (1989) 19–36.
- [Ued07] Ueda, T.; Nozaki, R.; Hosokawa, A.: Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-. *CIRP Annals*, Vol. 56 (2007) 93–96.
- [Ued08] Ueda, T.; Sato, M.; Hosokawa, A.; Ozawa, M.: Development of infrared radiation pyrometer with optical fibers—Two-color pyrometer with non-contact fiber coupler. *CIRP Annals*, 57 (2008) 69–72.
- [Ued92] Ueda, T.; Kanada, Y.; Satou, M.; Sugita, T.: Measurement of Machining Temperature Using Infrared Radiation Pyrometer With Optical Fiber. Characteristics of Pyrometer. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series C* 58, 545 (1992) 302–309.
- [Umb04] Umbrello, D.; Hua, J.; Shivpuri, R.: Hardness-based flow stress and fracture models for numerical simulation of hard machining AISI 52100 bearing steel. *Materials Science and Engineering: A* 374, 1-2 (2004) 90–100.
- [Usu84] Usui, E.; Obikawa, T.; Shirakashi, T.: Study on Chip Segmentation in Machining Titanium Alloy. *Proceedings of the 5th International Conference on Production Engineering* (1984) 233–239.
- [VDI 3208] VDI Richtlinie Norm Tiefbohren mit Einlippenbohrern: Deep-hole drilling with gun drills. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [VDI 3210] VDI-Richtlinie Norm VDI 3210 Tiefbohrverfahren. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2006.
- [VDI 3397] VDI-Richtlinie Norm VDI 3397 Blatt 1, Bearbeitungsmedien (BM) für die Umformung und Zerspanung - Kühlschmierstoffe, Umformschmierstoffe, Minimalmengenschmierstoffe, Multifunktionsöle: Processing media (PM) for forming and machining - Metal working fluids, forming fluids, minimum quantity fluids, multifunctional oils. Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- [VDW20] Verein Deutscher Werkzeugmaschinenfabriken VDW: Marktbericht 2020. VDW, 2020, Internetquelle abgerufen über https://vdw.de/wp-content/uploads/2021/07/pub_vdw-marktbericht_2020_2021-06-14_web.pdf.
- [Vie70] Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1970.
- [Wal08] Walther, F.: Physikalisch basierte Messverfahren zur mikrostrukturbasierten Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens metallischer Werkstoffe. Zugl: Kaiserslautern, Techn, Univ., Habil.-Schr., 2007, Techn. Univ, 2008.
- [Wal14] Walther, F.: Microstructure-Oriented Fatigue Assessment of Construction Materials and Joints Using Short-Time Load Increase Procedure. *Materials Testing* 56, 7-8 (2014) 519–527.
- [War74] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Technischer Verlag Resch KG, 1974.
- [Web11] Weber, S.; Martin, M.; Theisen, W.: Lean-alloyed austenitic stainless steel with high resistance against hydrogen environment embrittlement. *Materials Science and Engineering: A* 528, 25-26 (2011) 7688–7695.

-
- [Weg20] Wegert, R.; Guski, V.; Schmauder, S.; Möhring, H.-C.: Effects on surface and peripheral zone during single lip deep hole drilling. *Procedia CIRP* 87, 2 (2020) 113–118.
- [Wei07] Weißbach, W.: *Werkstoffkunde*. Friedr. Vieweg & Sohn Verlag | GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2007, ISBN 9783834802958.
- [Wei99] Weinert, K.: *Trockenbearbeitung und Minimalmengen Kühlschmierung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, s.l., 1999, ISBN 9783642586248.
- [Wir21] Wirtschaftsvereinigung Stahl: *Fakten zur Stahlindustrie in Deutschland*. Wirtschaftsvereinigung Stahl, 2021, Internetquelle abgerufen über https://www.stahl-online.de/wp-content/uploads/WV-Stahl_Fakten-2021_RZ_Web_neu.pdf.
- [Wit07] Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, ISF, TU Dortmund, 2007.
- [Yao14] Yao, C.-F.; Tan, L.; Ren, J.-X.; Lin, Q.; Liang, Y.-S.: Surface Integrity and Fatigue Behavior for High-Speed Milling Ti–10V–2Fe–3Al Titanium Alloy. *Journal of Failure Analysis and Prevention* 14, 1 (2014) 102–112.

Studentische Arbeiten

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

Bachelorarbeit von Pascal Volke, TU Dortmund, Juni 2017

Thema: „Analyse der Bohrungsqualität im Hinblick auf die beeinflussenden Parameter der Schwingfestigkeit bei der spanenden Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT“

Bachelorarbeit von Fabian Granieczny, TU Dortmund, Februar 2018

Thema: „Analyse der Bohrungsqualität im Hinblick auf die beeinflussenden Parameter der Schwingfestigkeit bei der spanenden Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT“

Bachelorarbeit von Christian Theling, TU Dortmund, Februar 2020

Thema: „Erstellung eines Prädiktionsmodells zur Auslegung schwingungsbelasteter tiefgebohrter Bauteile“

Masterarbeit von Pascal Volke, TU Dortmund, September 2020

Thema: „Analyse der thermomechanischen Randzonenbeeinflussung bei der spanenden Bearbeitung des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT“

Masterarbeit von Philip Gasterstädt, TU Dortmund, Mai 2021

Thema: „Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Einfluss der Kühlschmierstrategie beim Tiefbohren des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT auf die thermomechanische Randzonenbeeinflussung“

Bachelorarbeit von Jan Lukas Schmidt, TU Dortmund, Juni 2021

Thema: „Entwicklung eines Modells zur Vorhersage der thermomechanischen Randzonenbeeinflussung beim Tiefbohren des Vergütungsstahls AISI4140 (42CrMo4+QT)“

Masterarbeit von Noel Juan Coria Correa, TU Dortmund, Oktober 2022

Thema: „Charakterisierung und Modellierung der Eigenspannungen in durch Einlippenbohren hergestellten Bauteilen aus dem Vergütungsstahl 42CrMo4+QT“

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 107 Zelinko, A.: *Magnetabrasives Polieren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2022, ISBN 978-3-8027-8923-6
- Band 106 Bücken, 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 Umfangsgestaltoptimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN 978-3-8027-8920-5, [dx.doi.org/10.17877/DE290R-21668](https://doi.org/10.17877/DE290R-21668)
- 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, [http://dx.doi.org/10.17877/DE290R-20351](https://doi.org/10.17877/DE290R-20351)
- 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-Nassstrahlspannen 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 978-3802789120
- 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, <http://dx.doi.org/10.17877/DE290R-20295>
- 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 Verdichterschaukeln*. 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 nickel-reduzierter 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 Fließbohrens*. 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 Durchmesser*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1
- Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Microfinishen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4
- Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4
- Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8
- Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 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 Spannungen 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 schwerelastiger Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1
- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4

- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfschichtigen 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 fünfschichtige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräs Werkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5
- Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2
- Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4

- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7
- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfsichtige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität

- Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, 978-3-8027-8730-0
- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeugund 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 Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8716-1
- Band 18 Löbbe, 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 Einlippentiefbohrens*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5



Technische Universität Dortmund

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

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