Technologische Analyse des Ejektortiefbohrens zur Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau

der Technischen Universität Dortmund

genehmigte Dissertation

Julian Frederic Gerken M.Sc.

aus Witten

Tag der mündlichen Prüfung: 30. September 2024

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

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. E.h. Peter Eberhard

Dortmund, 2024

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

ISBN: 978-3-8027-8929-8

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Dirk Biermann für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit und das entgegengebrachte Vertrauen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. E.h. Peter Eberhard, Leiter des Instituts für Technische und Numerische Mechanik (ITM) der Universität Stuttgart, danke ich für die Übernahme des Korreferats sowie die hervorragende Zusammenarbeit in dem der Arbeit zugrundeliegenden gemeinsamen Forschungsprojekt. Weiterer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther für die Mitwirkung in der Prüfungskommission sowie apl. Prof. PD Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Mein Dank gilt der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Förderung des Schwerpunktprogramms SPP 2231 FluSimPro sowie des Teilprojektes „Werkzeug- und Prozessentwicklung für effiziente Ejektortiefbohrprozesse mittels Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)“ in dessen Rahmen die vorliegenden Ergebnisse entstanden sind.

Den Kollegen des Instituts danke ich für ihre Unterstützung, die freundliche Arbeitsatmosphäre und den offenen Austausch. Insbesondere möchte ich den Kollegen der Abteilung Zerspanung danken, die mich auf meinem Weg zur Promotion begleitet haben. Hervorzuheben sind dabei meine Kollegen und Freunde Jannis Saelzer, Sebastian Berger, Nils Felinks und Timo Rinschede, die mir in der entscheidenden Phase Motivation und Unterstützung gaben, um meine Dissertation zu vollenden. Ein besonderer Dank gilt meinem Freund und Bürokollegen Robert Schmidt für die Unterstützung auf dem gemeinsamen Weg zur Promotion sowie die fantastischen Dienstreisen. Für die Unterstützung bei der Durchführung experimenteller Arbeiten bedanke ich mich bei den technischen Angestellten und Hilfskräften. Hierbei gilt mein besonderer Dank Marvin Waldemar Daniel, Marvin Kunze und Julian Voigtländer.

Ich möchte meiner Familie für den stetigen Rückhalt und die Unterstützung danken, die mir auf meiner akademischen Reise sowie in allen anderen Lebensbereichen Kraft und Selbstvertrauen gegeben haben. Mein tiefster Dank gilt meiner wundervollen Freundin Sabrina, deren Liebe, Geduld und Beistand mir in herausfordernden Zeiten besonders geholfen haben. Vielen Dank Euch allen für Eure Unterstützung!

Julian Frederic Gerken Dortmund, Oktober 2024

Kurzfassung

Bedingt durch die stark steigenden Energiekosten nimmt die Effizienzsteigerung und Optimierung von Werkzeugen in der spanenden Fertigung eine immer wichtigere Rolle ein. Dabei bietet das Ejektortiefbohren insbesondere im Hinblick auf den energieintensiven Bereich der Kühlschmierstoffversorgung für industrielle Anwendungen enormes Optimierungspotenzial, hochpräzise Tiefbohrprozesse mit hohen Zerspanleistungen und sehr guten Oberflächengüten auf konventionellen Bearbeitungszentren zu realisieren und ressourceneffizient zu nutzen. Aufgrund des ungenügenden Grundlagenwissens zu den physikalischen Vorgängen und Wirkmechanismen beim Ejektortiefbohren wird der aktuelle Einsatz oft unter suboptimalen Prozessparametern durchgeführt, wodurch erhöhte Prozesskosten mit unnötig hohen Energieaufwendungen resultieren.

Um die Wissenslücke in diesem Bereich zu schließen wird in der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit ein Grundlagenverständnis zu den physikalischen Wirkzusammenhängen beim Ejektortiefbohren erarbeitet und als Basis für die Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge herangezogen. Dazu wird ein innovativer Versuchsstand zur prozesssimultanen Erfassung der Prozessdaten mit kombinierter In-Prozess-Sensorik entwickelt, in Betrieb genommen und der Einfluss der Schnittparameter sowie des Kühlschmierstoffvolumenstroms im Hinblick auf die KSS-Druckverteilung im Werkzeugsystem analysiert. Das weitere Vorgehen beinhaltet die Charakterisierung der im Bohrprozess auftretenden Werkzeugbelastungen und Temperaturen unter Variation der Prozessparameter, die als Eingangs- und Validierungsdaten für nachfolgende Struktur- und Strömungssimulationen verwendet werden. Um ein tiefgreifendes Prozessverständnis über die Strömungsverhältnisse und Spanbildungsmechanismen zu erlangen werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen im laufenden Tiefbohrprozess angefertigt, die, in Kombination mit einem Werkzeugsystem aus Polycarbonat und einer mit Polyamidpartikeln angereicherten KSS-Strömung, eine wirkstellennahe Analyse der Spanbildung und der Strömungscharakteristika am Werkzeugsystem ermöglichen.

Auf Grundlage der geschaffenen empirischen Datenbasis werden optimierte Ejektorbohrkopfmodifikationen konstruktiv ausgearbeitet und im Hinblick auf ihre statische Belastbarkeit sowie die resultierenden Strömungscharakteristika validiert. Abschließend werden zwei Prototypenversionen additiv durch das selektive Laserstrahlschmelzen im Pulverbettverfahren hergestellt, die eine verbesserte KSS-Versorgung der Wirkelemente zulassen, den Spanabtransport begünstigen und durch einen effizienteren KSS-Einsatz zu einer Energieeinsparung beitragen.

Abstract

Optimizing the efficiency of tools in machining production has become increasingly important due to the increase in energy costs. Ejector deep hole drilling has significant potential for energy consumption savings and therefore cost reduction. The use of ejector deep hole drilling offers enormous potential for optimized cooling lubricant supply in industrial applications. It allows high-precision deep hole drilling with excellent cutting performance and surface qualities on conventional machining centers while minimizing the use of resources. Due to a lack of basic knowledge, ejector deep hole drilling is often performed with suboptimal process parameters. This results in high process costs and energy consumption.

This scientific work aims to provide a fundamental understanding of the physical interactions in ejector deep hole drilling and to use this as a basis for the development of optimized drilling tools. To achieve this goal, an innovative test rig for the simultaneous measurement of process data with combined in-process sensors will be developed and put into operation. To characterize the tool loads and temperatures during the drilling process, the process parameters will be varied and the results will be used as input and validation data for the structure and flow simulations. To gain a deeper understanding of the flow conditions and chip formation mechanisms, high-speed recordings are made during the deep hole drilling process, which, in combination with a polycarbonate tool system and a fluid flow enriched with polyamide particles, allow an analysis of the chip formation and flow characteristics in the tool system.

Optimized ejector drill head modifications will be designed and validated with regard to their structural strength and resulting flow characteristics based on the generated empirical data. Finally, two prototype versions will be additively manufactured using selective laser melting in a powder bed process that allows improved cooling lubricant supply to the working element and enhanced chip removal.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen III

Formelzeichen und Indizes V

1 Einleitung 1

2 Stand der Technik 3

2.1 Tiefbohren ... 3

2.2 Ejektortiefbohren ... 9

2.2.1 Grundlegendes Funktionsprinzip und technischer Aufbau ... 9

2.2.2 Strömungscharakteristische Grundlagen und hydraulische Kennzahlen ... 17

2.2.3 Konzepte zur Effizienzsteigerung beim Ejektortiefbohren ... 22

2.3 Fertigung additiver Werkzeuge ... 27

2.4 Modellierungstechniken ... 30

3 Zielsetzung und Methoden 33

4 Experimentelle Randbedingungen 35

4.1 Werkzeugmaschine ... 35

4.2 Ejektorsystem ... 38

4.3 Werkstoffe und Versuchswerkstücke ... 41

4.4 Mess- und Analysetechnik ... 43

4.4.1 Telemetriesystem zur kontaktlosen Messdatenübertragung ... 43

4.4.2 Volumenstrom- und Fluiddruckmessung ... 44

4.4.3 Mechanische Werkzeugbelastung ... 49

4.4.4 Temperaturerfassung ... 51

4.4.5 Spanbildungs- und Strömungsanalyse ... 53

4.4.6 Werkzeugverschleißanalyse ... 55

5 Technologische Grundlagenuntersuchungen 57

5.1 Strömungsanalyse des Kühlschmierstoffs beim Ejektortiefbohren ... 57

5.1.1 Analyse des KSS-Teilungsverhältnisses im Werkzeugsystems ... 57

5.1.2 Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Eintritt des Ejektoreffekts ... 62

5.1.3 Optische Analyse der Strömungscharakteristika im Ejektorsystem ... 69

5.2 Charakterisierung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim Ejektortiefbohren ... 75

5.2.1 Analyse der mechanischen Werkzeugbelastung ... 75
5.2.2 Analyse des thermischen Belastungskollektivs ... 80
5.3 Spanbildungsanalyse beim Ejektortiefbohren ... 86

6 Entwicklung und Fertigung strömungsoptimierter Ejektortiefbohrwerkzeuge 97

6.1 Entwicklung optimierter Ejektorwerkzeuge ... 98
6.1.1 Konstruktive Ausführung und Belastungsanalyse der Optimierungsmaßnahmen ... 98
6.1.2 Analyse der KSS-Strömung der modifizierten Bohrköpfe ... 109
6.2 Additive Fertigung der Ejektorwerkzeuge ... 115
6.3 Einsatzversuche ... 123

7 Zusammenfassung und Ausblick 129

8 Literaturverzeichnis 133

Abkürzungen

AM	Additive Manufacturing (additive Fertigung)
BAZ	Bearbeitungszentrum
CAD	rechnerunterstützte Konstruktion
CAE	rechnergestützte Entwicklung
CFD	Computational Fluid Dynamics
BOZA	Bohrölzuführapparat
BTA	Boring and Trepanning Association
DMS	Dehnungsmessstreifen
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung
ELB	Einlippen(tief-)bohren, Einlippen(tief-)bohrer
ETB	Ejektor(tief-)bohren, Ejektor(tief-)bohrer
FEM	Finite Elemente Methode
FL	Führungsleiste
HGK	Hochgeschwindigkeitskamera
HSK	Hohlschaftkegel
ISF	Institut für Spanende Fertigung
KSS	Kühlschmierstoff
l/D	Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis
LPBF	Laser Powder Bed Fusion
MK	Morsekegel
SK	Steilkegel
SLM	selektives Laserstrahlschmelzen
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
SPP	Schwerpunktprogramm

WSP	Wendeschneidplatte
WTB	Wendel(tief-)bohren, Wendel(tief-)bohrer
WZM	Werkzeugmaschine
ZLB	Zweilippen(tief-)bohren, Zweilippen(tief-)bohrer

Formelzeichen und Indizes

Lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bezeichnung
a	m/s²	Beschleunigung
A	%	Bruchdehnung
A_{ed}	mm²	Querschnittsfläche der Ejektordüsen
A_{ir}	mm²	Querschnittsfläche des Innenrohrs
b_{ed}	mm	Breite der Ejektordüsen
b_s	mm	Spanbreite
d	mm	Werkzeugdurchmesser
d_e	mm	Durchmesser der Ejektorrundstrahldüse
$d_{br,a}$	mm	Bohrrohr Außendurchmesser
$d_{br,i}$	mm	Bohrrohr Innendurchmesser
$d_{ir,a}$	mm	Innenrohr Außendurchmesser
$d_{ir,i}$	mm	Innenrohr Innendurchmesser
d_{kss}	mm	KSS-Auslassbohrungen des Ejektorbohrkopfs
d_p	mm	SPH-Partikeldurchmesser
d_{sp}	mm	maximaler Spindeldurchlass INDEX G250
d_w	mm	maximaler Drehdurchmesser
D	mm	Bohrungsdurchmesser
D_a	mm	Außendurchmesser
E	kN/mm²	Elastizitätsmodul
f	mm	Vorschub
f_p	Hz	KSS-Pumpenfrequenz
f_s	Hz	Spanbildungsfrequenz
F	N	Kraft
F_c	N	Schnittkraft
$F_{c,spez}$	N/mm	anteilige spezifische Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
$F_{f,spez}$	N/mm	spezifische Vorschubkraft
F_p	N	Passivkraft
g	9,81 m/s²	Erdbeschleunigung
G	-	Verstärkungsfaktor Quotientenpyrometer
h	mm	Spanungsdicke
h_{ch}	mm	Spandicke
h_e	-	relative hydraulische Energieverlusthöhe
H_l	m	hydraulische Verlusthöhe des Betriebsvolumenstroms durch die Ejektordüsen

H_2	m	hydraulische Verlusthöhe des KSS-Späne-Gemischs im Innenrohr nach den Ejektordüsen
He	mm	Hebelarm zur Bestimmung des Schnittmoments M_c
K	-	Korrekturfaktor
KB_i	µm	Kontaktbreite des Spans mit der Werkzeugschneide
$KV2$	J	Kerbschlagarbeit
Δl	mm	Längendifferenz zwischen Bohrrohr und Innenrohr
l	mm	Bohrungstiefe, Länge
l_{br}	mm	Bohrrohrlänge
l_{dms}	mm	Messgitterlänge der DMS
l_{ed}	mm	Länge der Ejektordüsen
l_f	mm	Bohrweg, Vorschubweg
l_{ges}	mm	Gesamtlänge des Werkzeugs
l_{ir}	mm	Innenrohrlänge
l_{mess}	mm	Messabstand bzw. -länge
l_p	mm	Pilotbohrungstiefe
l_s	mm	Spanlänge
l_w	mm	Maximale Werkstücklänge
L	mm	Länge
m	mm	Mittenversatz bzw. -verlauf
m_e	-	Ejektor-Modul
m_s	kg	Einzelspanmasse
M	Nm	Drehmoment
M_b	Nm	Bohrmoment
M_c	Nm	Schnittmoment
M_{max}	Nm	Maximales Drehmoment
M_r	Nm	Reibmoment
M_u	Nm	Umformmoment
n	min^{-1}	Drehzahl
n_{max}	min^{-1}	Maximale Spindeldrehzahl
n_s	-	Anzahl Späne pro Umdrehung
Δp_{kss}	bar	KSS-Druckverlust
p	Pa, bar	Druck
p_0	bar	Umgebungsdruck/ Atmosphärendruck
p_d	bar	Staudruck/ dynamischer Druck
p_{ges}	bar	Gesamtdruck
p_{grund}	bar	KSS-Druck am Bohrungsgrund
p_{ir}	bar	KSS-Druck im Innenrohr
p_{kss}	bar	KSS-Druck
p_r	bar	Referenzdruck Kalibrierungsmessung

p_{rr}	bar	KSS-Druck im Ringraum
p_{sen}	bar	Sensordruck Kalibrierversuchsstand
p_{stat}	bar	Statischer Druck
p_{wand}	bar	KSS-Druck an der Bohrungswand
P_s	kW	Spindelleistung
$q_{b,AS}$	-	relative Bohrkopfdurchflussrate durch das äußere Spanmaul
q_e	-	relative Durchflussrate
Q_w	mm³/s	Zeitspanvolumen
r	mm	Radius
R_m	N/mm²	Zugfestigkeit
R_n	Ω	Nennwiderstand der DMS
$R_{p0,2}$	N/mm²	Dehngrenze
s	mm	Strecke
$s_{kss\text{-}b}$	mm	Abstand der KSS-Auslassbohrung zum Innenrohrende
s_{lw}	mm	Überstand des Lichtwellenleiters zur Bohrungswand
s_{rr}	mm	Spaltmaß des Ringraums
s_{th}	mm	Abstand zwischen Thermoelement und Bohrungswand
$\Delta t_{A,B}$	s	Zeitschritt zwischen den Zeitpunkten A und B
t	s	Zeit
$t_{prozess}$	s	Betrachtete Prozesszeit
T	K, °C	Temperatur
u	mm	Deformation
U	V	Spannung
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
v_g	m/s	Gleitgeschwindigkeit der Späne im horizontalen Rohr
v_{kr}	m/s	kritische KSS-Strömungsgeschwindigkeit
v_{kss}	m/s	KSS- Strömungsgeschwindigkeit
V	m³	Volumen
V_{max}	-	maximale Systemverstärkung
V_{zer}	mm³	Zerspantes Volumen
$\dot{V}$	l/min	Volumenstrom
$\dot{V}_L$	l/min	Leckage/ Leckagevolumenstrom
$\dot{V}_\Sigma$	l/min	Gesamtvolumenstrom
$\dot{V}_{\Sigma,opt}$	l/min	Optimaler Gesamtvolumenstrom
$\dot{V}_{0,rr}$	l/min	Rezirkulationsvolumenstrom im Ringraum
$\dot{V}_{0,ir}$	l/min	Rezirkulationsvolumenstrom im Innenrohr
$\dot{V}_I$	l/min	Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen
$\dot{V}_{I,sep}$	l/min	separater Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen

$\dot{V}_2$	l/min	KSS-Späne Volumenstrom
x	mm	Kartesische Koordinate in x-Richtung
$X_{1,A}$	-	Position A des Partikels 1
y	mm	Kartesische Koordinate in y-Richtung
z	mm	Kartesische Koordinate in z-Richtung

Griechische Buchstaben

Zeichen	**Einheit**	**Bezeichnung**
α	°	Freiwinkel
α_e	°	Winkel der Ejektordüsen im Verhältnis zur Bohrungsachse
β	°	Keilwinkel
γ	°	Spanwinkel
ζ_e	-	Druckverlustbeiwert der Ejektordüsen
η	%	Wirkungsgrad
η_e	-	Hydraulischer Wirkungsgrad des Ejektors
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
μ_e	-	Ausflusskoeffizient der Ejektordüsen
ρ	g/cm^3	Dichte
σ	variabel	Standardabweichung
σ_v	MPa	Mises-Vergleichsspannung
ν	mm^2/s	kinematische Viskosität
φ_e	-	Geschwindigkeitskoeffizient der Ejektordüsen
$\varphi_{kss\text{-}b}$	°	Neigungswinkel der KSS-Auslassbohrungen

1 Einleitung

Durch das wachsende Interesse an technologischen Innovationen zur Produktivitätssteigerung in Zerspanprozessen, ist die Fertigungstechnik in den Hochtechnologiebereichen mit komplexen Herausforderungen konfrontiert. Insbesondere bei der Bohrbearbeitung hochbelasteter und leistungsfähiger Komponenten im Bereich der Luftfahrt- und Energietechnik ist ein enormer Anstieg der Qualitätsansprüche zu verzeichnen, sodass konventionelle Bohrverfahren trotz intensiver Forschungstätigkeiten zunehmend an ihre Einsatzgrenzen gelangen [Sch22; Stu15]. Eine Möglichkeit um den gestiegenen Anforderungen hinsichtlich der Bohrungsqualität an die Maßhaltigkeit, die Oberflächengüte und die Formgenauigkeit gerecht zu werden, ist der Einsatz der klassischen Tiefbohrverfahren [Kai11; Pol11; Sch15]. Dabei bietet speziell das Ejektortiefbohren großes Potenzial, die prozesstypischen Vorteile, wie z. B. hohe Zerspanleistungen sowie geringe Mittenverläufe, auf konventionellen Bearbeitungszentren für industrielle Anwendungen kosteneffizient zu nutzen, da keine teuren Sondermaschinen mit aufwändiger Abdichtung der Kühlschmierstoffversorgung erforderlich sind [BBH+18; WJ22].

Da Tiefbohrprozesse unter Anwendung des Ejektorverfahrens aufgrund des eingeschränkten Grundlagenwissens oft unter suboptimalen Prozessparametern, wie z. B. zu hohen Kühlschmierstoff (KSS) Volumenströmen durchgeführt werden, besteht großes Interesse die Wissenslücke in diesem Bereich zu schließen. Gegenstand der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit ist daher die technologische Analyse des Ejektortiefbohrprozesses mit Fokus auf dem zugrundeliegenden Ejektoreffekt zur Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge, um den Einsatz von Kühlschmierstoff hinsichtlich der Strömungsführung am Werkzeug sowie dem Transportieren von Spänen energie- und ressourceneffizient zu gestalten und somit zu einer Effizienzsteigerung in der Produktion beizutragen [Ran15; Stu15; Sui17]. Dabei leistet die vorliegende Arbeit initiale Entwicklungsarbeit, um ein Grundlagenverständnis zu den physikalischen Wirkzusammenhängen bei der Entstehung des Ejektoreffektes zu erarbeiten. Mithilfe adaptierter In-Prozess-Sensorik werden die im Werkzeugsystem vorherrschenden KSS-Druck- und Volumenstromverhältnisse sowie das thermomechanische Belastungskollektiv messtechnisch erfasst und unter Variation der Schnittdaten und des KSS-Volumenstroms ausgewertet. Weiterführend erfolgt eine optische Analyse der Strömungscharakteristika am Werkzeug, wobei das Hauptaugenmerk auf der KSS-Versorgung der Wirkelemente und der Spanbildung liegt. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden Modifikationen für strömungsoptimierte Ejektorbohrköpfe abgeleitet und einer statischen

Belastungsanalyse unterzogen, sodass Spannungsspitzen an hochbelasteten Bereichen in der Konstruktion identifiziert und konstruktiv überarbeitet werden können. Um eine Bewertung der Modifikationsmaßnahmen im Hinblick auf die resultierende KSS-Strömung ohne aufwendigen Prototypenbau zu realisieren, werden SPH-Strömungssimulationen mit den CAD-Modellen angefertigt und hinsichtlich ihrer Strömungscharakteristika analysiert. Basierend auf diesen Erkenntnissen erfolgt abschließend die pulvermetallurgische Prototypenfertigung der optimierten Ejektorbohrköpfe aus dem Werkzeugstahl 1.2709 durch das selektive Laserstrahlschmelzen sowie der Einsatz in ersten Referenzversuchen.

Die Untersuchungen wurden im Rahmen eines durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Kooperationsprojekts im Schwerpunktprogramm 2231 *FluSimPro* zwischen dem *Institut für Spanende Fertigung* (*ISF*) der Technischen Universität Dortmund und dem *Institut für Technische und Numerische Mechanik* (*ITM*) der Universität Stuttgart durchgeführt. Für die Ergebnisse der Strömungssimulation wird auf die im Rahmen des Projektes entstandenen gemeinsamen Veröffentlichungen verwiesen.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die für diese Arbeit relevanten prozesstechnischen Grundlagen mit dem Fokus auf dem Ejektortiefbohren dargestellt. Zusätzlich werden wichtige Aspekte zur Fertigung additiver Werkzeuge dargelegt und die Modellierungsgrundlagen für die Strömungssimulation der Kühlschmierstoffströmung vorgestellt, da diese die Basis für die Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge darstellen.

2.1 Tiefbohren

Das Bohren ist ein spanendes Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide und kreisförmiger Schnittbewegung, welches zur Erzeugung rotationssymmetrischer Innenflächen Anwendung findet [DIN85b; DIN03b]. Die Rotationsachse des Werkezugs sowie die Bohrungsachse verlaufen konzentrisch zueinander und sind in Richtung der Vorschubbewegung orientiert [DIN85a; DIN03a]. Die Herausforderungen in der Bohrbearbeitung liegen in der bis auf null abfallenden Schnittgeschwindigkeit von der Schneidenecke zum Zentrum des Bohrers, dem Reiben der Führungsfasen an der Bohrungswand, dem Abtransport der Späne sowie der ungünstigen Wärmeverteilung in der Wirkstelle durch ihre lokale Wirkung im Bereich der Schneidkante [DIN98; KK08]. Bohrungen mit einem Länge-zu-Durchmesser-(l/D)-Verhältnis von $l/D \geq 10$ werden als Tiefbohrungen bezeichnet. Dabei werden das Einlippen-, das BTA- (*Boring and Trepanning Association*) und das Ejektorbohren als klassische Tiefbohrverfahren bezeichnet [VDI06]. Bei den drei klassischen Tiefbohrverfahren werden Werkzeuge mit asymmetrischer Gestalt und Schneidenanordnung eingesetzt, sodass zusätzliche Führungselemente zur Abstützung der Radialkräfte an der Bohrungswand erforderlich sind. Durch die daraus resultierende Selbstzentrierung führt sich das Werkzeug in der erzeugten Bohrung, sodass Bohrungen mit Bohrtiefen realisierbar sind, die dem hundert-, bis hin zum tausendfachen des Bohrungsdurchmessers entsprechen [Gri93; GG93]. Zusätzlich gewährleisten die Führungsleisten eine hohe Bohrungsgüte und Oberflächenqualität, da sie die Bohrungsoberfläche lokal plastisch deformieren, die durch den Zerspanprozess vorhandenen Vorschubrillen glätten und Rauheitsspitzen einebnen [Fuß86; Gri75; GG85]. Die auf den Bohrungsdurchmesser D bezogene Einteilung der Tiefbohrverfahren ist in **Abbildung 2.1** dargestellt. Das Einlippentiefbohren (ELB) findet bei Bohrungsdurchmessern von $D = 0{,}5 \ldots 40$ mm Anwendung. Charakteristisch für das Verfahren sind die KSS-Zufuhr durch Kühlkanäle innerhalb des Werkzeugs, die Abfuhr des KSS-Späne-Gemisches durch eine gerade Längsnut (Sicke) am äußeren Werkzeugschaft und der Einsatz von Bohrbuchsen beim Anbohrvorgang zur Stabilisierung des Werkzeugs.

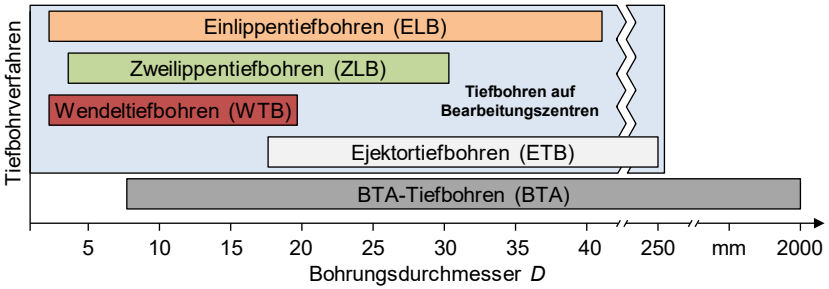


Abbildung 2.1: Einteilung der Tiefbohrverfahren nach dem Bohrungsdurchmesser D nach [VDI06; VDI14b; VDI19]

Grundsätzlich sind Einlippenbohrer mit einem Bohrkopf aus Hartmetall ausgestattet, die meist stoffschlüssig über eine Lötverbindung an einem Werkzeugschaft aus gehärtetem Stahl befestigt sind [Eck08; HS08]. Die Werkzeugaufnahme und Übertragung des Drehmoments wird über eine Einspannhülse realisiert [VDI14b]. Das Wendeltiefbohren (WTB) mit Vollhartmetallwerkzeugen wird im Bohrungsdurchmesserbereich $D = 1…20$ mm eingesetzt. Aufgrund des symmetrischen Aufbaus mit zwei Schneiden und vier Führungsfasen am Umfang, sind im Allgemeinen höhere Vorschubwerte als beim einschneidigen ELB realisierbar. Die wendelförmige Ausführung der Spannuten unterstützt den Abtransport der Späne nach dem Prinzip der archimedischen Schraube. Der Einsatz ist aufgrund der maximal realisierbaren Schleiflänge auf Werkzeugschleifmaschinen und der aufwendigen Herstellung von Hartmetallrohlingen mit helikalen Kühlkanälen auf ca. $l/D = 40…50$ beschränkt [VDI15]. Zweilippentiefbohrwerkzeuge (ZLB-Werkzeuge) werden im Bereich von $D = 2{,}8…32$ mm eingesetzt und verfügen im Vergleich zum WTB und ELB über einen geringeren Marktanteil. ZLB-Werkzeuge weisen einen symmetrischen, zweischneidigen Aufbau mit geraden Spannuten auf, sodass gegenüber dem ELB höhere Vorschübe realisierbar sind. Der Einsatz ist vorwiegend auf die Bearbeitung von kurzspanenden Werkstoffen wie Guss oder Automatenstähle beschränkt, da bei langspanenden Werkstoffen die Wahrscheinlichkeit von Spanklemmern und Spänestau mit darauffolgendem Werkzeugversagen, aufgrund des limitierten Spanraums, stark zunimmt [BF10]. Eine gemeinsame Problematik beim WTB, dem ELB und dem ZLB ist der Abtransport der Späne außen am Werkzeug, da die Oberflächenqualität der erzeugten Bohrung durch den Kontakt mit Spänen beeinträchtigt werden kann. Dahingegen wird das KSS-Späne-Gemisch beim BTA- und Ejektortiefbohren (ETB) durch das Innere des Werkzeuges abtransportiert. Dadurch besteht während des Prozesses kein Kontakt zwischen der durch die Führungsleisten geglätteten Bohrungswand und den Spänen, wodurch sehr hohe Oberflächengüten erzielt werden.

Das BTA- und Ejektortiefbohren werden in der Regel für die Erzeugung von Tiefbohrungen mit großem Durchmesser $D \geq 20$ wirtschaftlich eingesetzt. Beim BTA-Tiefbohren sind in der Verfahrensvariante Aufbohren, Bohrungsdurchmesser von bis zu $D = 2.000$ mm realisierbar. Die eingesetzten Werkzeugsysteme bestehen aus einem BTA-Bohrkopf, der auf ein Bohrrohr geschraubt wird. Die Bohrköpfe sind mit eingelöteten oder geschraubten Schneiden und Führungsleisten ausgestattet, wobei die Anzahl und Anordnung in Abhängigkeit vom Hersteller und dem Durchmesser variieren. Die KSS-Zufuhr erfolgt über einen Bohrölzufuhrapparat (BOZA) unter Druck und mit hohem Volumenstrom in den Ringraum zwischen Bohrungswand und Bohrrohr, wodurch eine Abdichtung des Bohrungseintritts zwingend erforderlich ist. Die Abdichtung erfolgt durch den BOZA, der mit Druck axial gegen das Werkstück verfahren wird. Daher ist der Einsatz des BTA-Tiefbohrens ausschließlich auf klassischen Tiefbohrmaschinen möglich. Das KSS-Späne-Gemisch wird über die im Bohrkopf integrierten Spanmäuler in das Bohrrohr abgeführt [VDI06]. Das Ejektorbohren ist eine Variante des BTA-Tiefbohrens und ermöglicht es, die prozesstypischen Vorteile des BTA-Bohrens auf konventionellen Drehmaschinen und Bearbeitungszentren industriell nutzbar zu machen [VDI15]. Die Klassifizierung der Tiefbohrverfahren, die auf Bearbeitungszentren eingesetzt werden können, ist in **Abbildung 2.2** dargestellt. Hierbei wird deutlich, dass vor allem das Ejektortiefbohren großes Potenzial bietet, Tiefbohroperationen mit großen Bohrungsdurchmessern bis zu $D = 250$ mm und hohen Länge-zu-Durchmesser-Verhältnissen bis zu $l/D = 58$ ohne teure Tiefbohrmaschine zu realisieren. Da der Schwerpunkt der Dissertation auf dem Ejektortiefbohren liegt, werden die technologischen Grundlagen des Verfahrens im nachfolgenden Kapitel im Detail vorgestellt.

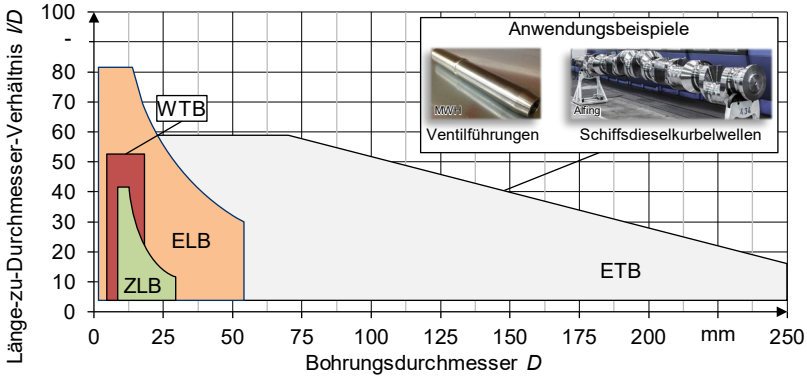
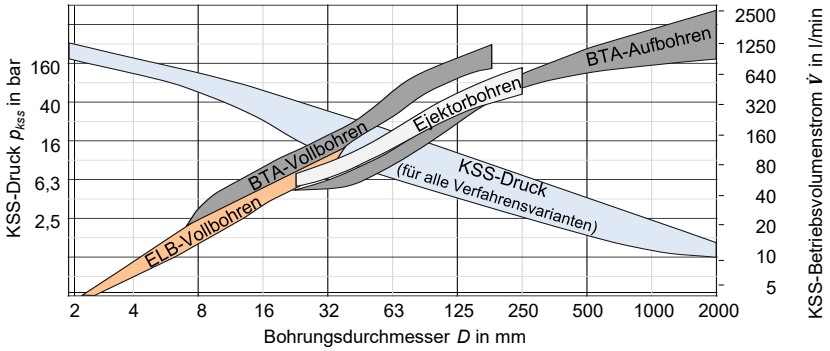


Abbildung 2.2: Klassifizierung der Tiefbohrverfahren auf Bearbeitungszentren nach [VDI15]

Kühlschmierstoffe

Der Kühlschmierstoff (KSS) stellt neben der Maschine, dem Werkzeug, dem Werkstück und den Schnittparametern eine elementare Einflussgröße auf den Tiefbohrprozess dar und übernimmt multifunktionale Aufgaben, die sich in drei Hauptgruppen einteilen lassen. Zunächst unterstützt er über die Kühlwirkung eine effektive Wärmeabfuhr sowie eine gleichmäßige Temperierung von Werkstück und Maschine und wirkt dadurch fördernd auf die Einhaltung von Toleranzen [Kla08; Tha83]. Ferner ist er für eine ausreichende Schmierung der Wirkelemente durch Minimierung der Reibung verantwortlich und reduziert Adhäsionsvorgänge zwischen Werkstoff und Werkzeug und trägt zur Verschleißminderung bei. Darüber hinaus stellt er den kontinuierlichen Abtransport der Späne sicher, welcher gerade für leistungsfähige klassische Tiefbohrwerkzeuge mit hohen Länge-zu-Durchmesser-Verhältnissen unabdingbar ist [Mül08; Wei99]. Da beim Wendelbohrer der Spanabtransport vorwiegend mechanisch durch die wendelförmigen Spannuten nach dem Prinzip der archimedischen Schraube erfolgt, beeinflusst der KSS den Spanabtransport nur indirekt. Beim Tiefbohren ist weiterhin die dämpfende Wirkung vom KSS auf das Bohrrohr zu nennen, die insbesondere zu einer Reduzierung der Schallbelastung beiträgt [VDI06; VDI20b]. Kühlschmierstoffe werden in nichtwassermischbare, wassermischbare und wassergemischte KSS unterteilt, wobei zuletzt genannte, durch Anrühren wassermischbarer Konzentrate mit Wasser hergestellt werden [DIN13]. Für reine Tiefbohranwendungen wird die Verwendung von Tiefbohrölen aus legierten Mineral- oder Esterölen empfohlen, da sie gegenüber wassermischbarem KSS (Emulsionen) bessere Schmiereigenschaften aufweisen, zu geringerer Schaumentwicklung neigen, geringere Entsorgungskosten verursachen und der KSS-Wechsel in zeitlich vergrößerten Intervallen erfolgen kann. Die tiefbohrspezifischen Merkmale im Zusammenhang mit KSS sind in **Abbildung 2.3** visualisiert. Die kinematische Viskosität ν von Tiefbohrölen, die für eine Referenztemperatur von 40 °C angegeben ist, ist entsprechend dem überwiegend zu bearbeitenden Bohrdurchmessern auszuwählen. Eine Unterschreitung der KSS-Temperatur unter 20 °C ist zu vermeiden, da sie Lufteinschlüsse (Aero-Emulsion), Schaumbildung und verringerte Strömungsgeschwindigkeiten zur Folge haben kann. Ebenso führen Temperaturen über 40 °C zu einer verstärkten Alterung des KSS sowie zu erhöhter Aerosolbildung und Verdampfung [VDI06]. Der Energiebedarf von spanenden Werkzeugmaschinen wird aufgrund der energieintensiven Prozessanforderungen, wie z. B. hohe Volumenströme bei guter Filtrations- und Kühlwirkung, Hochdruckversorgung bei innerer Zuführung durch das Werkzeug oder Temperierung des KSS zur Sicherstellung von Genauigkeitsanforderungen, maßgeblich durch die KSS-Versorgung beeinflusst und liegt im Durchschnitt bei ca. 62 % des Gesamtenergiebedarfs der Maschine [VDI23].



Bohrungsdurchmesser D in mm	**Kinematische Viskosität** $\nu_{T=40°C}$ in mm²/s
< 5	5 bis 10
5 bis 30	10 bis 25
30 bis 80	15 bis 32
> 80	25 bis 46

- Bei hohen Schnittgeschwindigkeiten ist die höhere KSS-Viskosität vorzuziehen
- Optimale KSS-Temperatur 20 °C bis 40 °C

Abbildung 2.3: Kühlschmierstoff-Richtwerte für das Tiefbohren nach [VDI06]

Im Gegensatz zu konventionellen Tiefbohrmaschinen, kommen auf modernen Bearbeitungszentren mit integrierten Tiefbohrprozessen meist wassermischbare Kühlschmierstoffe mit höheren Konzentrationen von 8…12 % gegenüber Dreh- und Fräsprozessen von ≈ 6% zum Einsatz. Die höhere Konzentration und damit einhergehende Additivierung ist aufgrund der hohen Temperaturen und Drücke im Bereich der Führungsleisten und Bohrungswand notwendig. Die Vorteile der Emulsionen liegen in einer besseren Kühlwirkung und den geringeren Bereitstellungsdrücken. Zudem liegt eine geringere Verschleppung durch Späne und Werkstücke vor, sodass auch der Waschvorgang der Werkstücke nach der Bearbeitung häufig entfällt [Ket10; Löb03]. Neben dem Wasseranteil bestehen Emulsionen entweder aus hochausraffinierten und hydrierten Mineralölen auf Paraffin- oder Naphtenbasis oder aus synthetischen Esterölen, die eine höhere Schmierwirkung aufweisen. Die charakteristischen Eigenschaften werden durch die Zugabe von aufeinander abgestimmten Additiven definiert. Anti-Wear (AW)-Additive und Extreme-Pressure (EP)-Additive aus Schwefel- und Phosphorverbindungen verhindern die Entstehung von Oberflächenreaktionsschichten auf dem Werkstoff und tragen zur Steigerung des Verschleißschutzes bei. Um das Öl im Wasser zu dispergieren und eine stabile Öl-in-Wasser-Emulsion einzustellen, ist die zwingende Zugabe von Emulgatoren in Form von Alkaliseifen von Naphtensäuren oder Fettsäuren erforderlich,

die sich direkt auf die Öltröpfchengröße auswirkt. Korrosionsinhibitoren wie Trialkanolaminsalze oder Dicarbonsäuren tragen zum Korrosionsschutz der Maschine und des Werkstücks bei. Um den Befall durch Mikroorganismen zu verhindern werden geringe Anteile ca. 0,15 % Biozide wie z. B. Aldehyd-Derivate beigemischt [Mül98; Sch06; VDI20a]. Der Einsatz der Minimalmengenschmierung (MMS) stellt ein weiteres Kühlschmierstoffkonzept dar, welches aufgrund der geringeren KSS-Menge in Ausnahmefällen wirtschaftliche Vorteile mit sich bringt, jedoch auf einen reduzierten Bereich geeigneter Schnittparameter beim WTB, ZLB und ELB beschränkt ist [Eis15; Tha99]. Für das Ejektor- und BTA-Tiefbohren hat das Konzept der Minimalmengenschmierung keine Relevanz.

2.2 Ejektortiefbohren

Zunächst wird das grundlegende Funktionsprinzip des Ejektortiefbohrens mit seinen hydrodynamischen Wirkzusammenhängen sowie der technische Aufbau des gesamten Werkzeugsystems erläutert. Im nächsten Schritt werden die Strömungscharakteristika im Werkzeugsystem betrachtet und die hydraulischen Kennzahlen zur Charakterisierung von Ejektorwerkzeugen vorgestellt. Im letzten Teil des Kapitels werden verschiedene Konzepte zur Effizienzsteigerung beim Ejektortiefbohren dargestellt und die aktuelle Anwendung moderner Ejektortiefbohrsysteme in der Industrie visualisiert.

2.2.1 Grundlegendes Funktionsprinzip und technischer Aufbau

Das Grundprinzip des Ejektortiefbohrens wurde 1963 durch *Faber* zum Patent angemeldet, 1967 unter der US-Patentschrift 3.304.815 ereilt und an die Firma *Sandvik AB* abgetreten [Fab67]. Der Innovationsgedanke liegt in der Reduzierung des Fluiddrucks am Bohrungsgrund durch die Separierung eines KSS-Rückflusses im Inneren des Werkzeugs, mithilfe von Düsen oder Öffnungen, sodass Leckagen im Prozess verringert werden, der Spanabtransport verbessert wird und der Einsatz des Tiefbohrens auf Bearbeitungszentren und Drehmaschinen ermöglicht wird. Das zugrundeliegende Funktionsprinzip wird nach *Faber* als rückwärtsgerichteter Ejektoreffekt bezeichnet und arbeitet nach dem technischen Wirkprinzip einer Flüssigkeitsstrahlpumpe.

Aufbau von Flüssigkeitsstrahlpumpen

Flüssigkeitsstrahlpumpen sind den Treibmittelpumpen zugeordnet, die durch die Übertragung von Bewegungsenergie von einem Treibmedium auf ein Saugmedium, zum Fördern oder Verdichten von Gasen, Flüssigkeiten oder Feststoffen eingesetzt werden [DIN81]. Der technische Aufbau einer Flüssigkeitsstrahlpumpe sowie die Bezeichnung der einzelnen Komponenten sind in **Abbildung 2.4** dargestellt. Über den Treibmittelanschluss wird ein flüssiges Medium (Treibmittel) zugeführt, das mithilfe der Treibdüse, die häufig als Lavaldüse ausgebildet ist, durch eine Verringerung des Fluiddrucks auf eine höhere Geschwindigkeit beschleunigt wird. Der Düsenaustritt endet an einer Mischkammer, an der zusätzlich der Sauganschluss des abzupumpenden bzw. zu fördernden Mediums (Saugmedium) angeschlossen ist, welches meist unter Umgebungs- bzw. Atmosphärendruck p_0 steht. Aufgrund der inneren Fluidreibung entsteht eine Scherspannung in der Grenzschicht zwischen dem schnelleren Treibmittel und dem langsameren Saugmedium, wodurch eine Impulsübertragung nach dem Prinzip der Impulserhaltung stattfindet und das Saugmedium beschleunigt wird. Die Beschleunigung des Saugmediums ruft eine Sogwirkung hervor, sodass weiteres Saugmedium vom Sauganschluss nachgefördert wird.

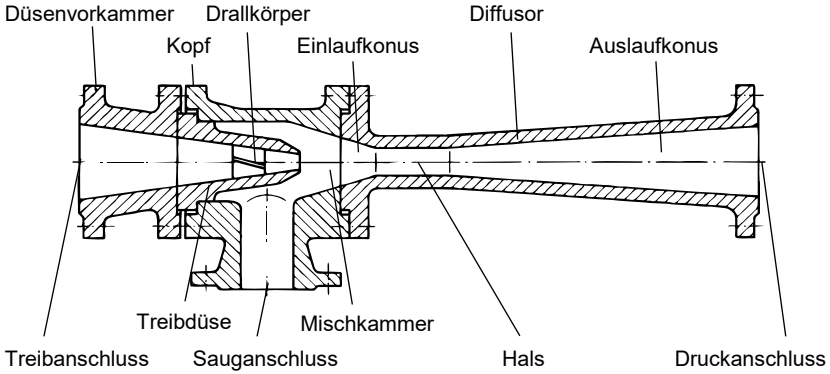


Abbildung 2.4: Aufbau von Flüssigstrahlpumpen nach [DIN74]

Optional kann der statische Fluiddruck vor dem Druckanschluss durch einen vorgeschalteten Diffusor erhöht werden. Dieser technische Vorgang zur Unterdruck- bzw. Vakuumerzeugung wird im Allgemeinen als Ejektorprinzip bezeichnet. Zur Realisierung einer optimalen Förderleistung ist eine intensive Durchmischung von Treibmittel und Saugmedium erforderlich. Dies wird durch den Einbau eines Drallkörpers in die Treibdüse erzielt, der ein Aufreißen des Flüssigkeitsstrahls am Austritt der Treibdüse bewirkt. Die Auslegung solcher Anlagen wird aufgrund der entstehenden komplexen Strömungsvorgänge häufig auf Basis empirischer Untersuchungen durchgeführt. Aufgrund der hohen Ansaugleistungen eignet sich der Einsatz solcher Pumpen besonders für Anfahr-Evakuierungen von Saugleitungen großer Kreiselpumpen oder Entlüftungen von Turbinenkondensatoren in Kraftwerken [JG18].

Hydrodynamische Grundlagen

Die physikalischen Wirkzusammenhänge, welche beim Betrieb von Flüssigkeitsstrahlpumpen vorherrschen und somit auch fundamental für die Funktion von Ejektorwerkzeugen sind, werden durch das grundlegende Gesetz der Hydrodynamik von *Bernoulli* beschrieben, das den Druckverlauf entlang einer Stromlinie definiert. Nach *Bernoulli* bleibt die Gesamtenergie eines Fluidpartikels, welche sich aus den Anteilen Druckenergie, kinetischer Energie und potentieller Energie zusammensetzt, entlang einer Stromlinie unverändert. Beim Durchlaufen der Stromröhre variieren die Energieanteile ständig, ihre Gesamtsumme bleibt jedoch konstant.

Der mathematische Zusammenhang der Energieanteile ist durch Gleichung (2.1) definiert und wird als *Bernoulli'sche Gleichung* bezeichnet [SA19; Tru08].

$$p_{ges} = p_{stat} + p_d. \tag{2.1}$$

Der statische Druck p_{stat} beschreibt dabei den Druck in einem strömenden Fluid auf ein in der Strömung mitschwimmendes Teilchen, ohne Relativbewegung zur Strömung. Gemäß dem *Pascal'schen Gesetz* wirkt der Fluiddruck von allen Seiten identisch auf das Teilchen und stellt den Anteil der potentiellen Energie an der Gesamtenergie des Mediums dar. Die Messung des statischen Drucks p_{stat} ist mit einer statischen Drucksonde möglich, die orthogonal zur Rohrströmung positioniert wird. Um eine valide Messung zu gewährleisten, darf die Strömung durch die Sonde nicht beeinflusst oder umgelenkt werden. In konventionellen Rohrleitungen werden vorwiegend gratfreie Wandbohrungen normal zur Strömungsrichtung zur statischen Druckmessung eingesetzt. Die Erfassung des Gesamtdrucks p_{ges}, der nach *Bernoulli* die Summe aus statischem Druck p_{stat} und dynamischem Druck p_d ist, wird mithilfe eines Pitotrohrs, auch Staurohr genannt, ausgeführt. Die Öffnung des Pitotrohrs wird dabei frontal entgegen der Strömung ausgerichtet und die hintere Öffnung ggf. mit einer Druckmesseinrichtung verbunden. Die Kombination aus statischer Drucksonde und Pitotrohr wird als Prandtlrohr bezeichnet und zur Messung des Staudrucks bzw. dynamischen Drucks p_d verwendet. Hierbei wird mithilfe eines Manometers die direkte Druckdifferenz zwischen dem Gesamtdruck p_{ges} sowie dem statischen Druck p_{stat} ermittelt, die nach *Bernoulli* dem dynamischen druck p_d entspricht. Der Einsatz solcher Messsysteme findet unteranderem in der Luftfahrt zur Geschwindigkeitsmessung oder in der Verfahrenstechnik zur Durchflussmessung Anwendung [Wie16]. Die schematischen Darstellungen zur Bestimmung der verschiedenen Druckarten sind in **Abbildung 2.5** skizziert.

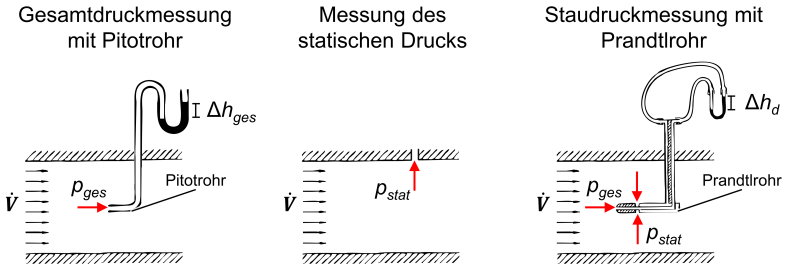


Abbildung 2.5: Schematische Darstellungen zur Messung des Gesamtdrucks p_{ges}, des statischen Drucks p_{stat} und des Staudrucks/ dynamischen Drucks p_d nach [BK21]

Konstruktionsvarianten von Ejektortiefbohrwerkzeugen

Die konstruktiven Besonderheiten zur Realisierung der Ejektorfunktion in Tiefbohrwerkzeugen sind in **Abbildung 2.6** dargestellt. Dabei zeigen die ersten beiden Konstruktionsvarianten, dass im Späteren als klassisches Ejektortiefbohrwerkzeug bekannte Konzept mit Doppelrohrsystem sowie, mit der Variante V.3, eine Übertragung der Ejektorfunktion auf einen Einlippenbohrer. Die rot gekennzeichneten Verläufe illustrieren die Separierung des zugeführten KSS durch die Ejektordüsen. Bei den ersten beiden Varianten wird zwischen Bohrkopf und Innenrohr zusätzlich ein gekanteter Ring positioniert (Nr. 23 und 47), sodass der separierte KSS-Volumenstrom, der im Folgenden als Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen $\dot{V}_I$ definiert wird, entgegen der Vorschubrichtung umgelenkt wird. Die Neigung der Ejektordüsen im Verhältnis zur Bohrungsachse (Nr. 25) ist vorzugsweise im Bereich von $\alpha_e = 5…45°$ vorzunehmen. Zur Reduzierung turbulenter Strömungen ist ein Winkel von $\alpha_e = 8…15°$ vorteilhaft. Der Unterschied zwischen den ersten beiden Varianten liegt in der Verbindung zwischen Bohrkopf und Doppelrohrsystem. Bei der Variante V.1 wird der Bohrkopf auf das Außenrohr geschraubt, da dieses gegenüber dem Innenrohr eine größere Wandstärke aufweist und die Übertragung des Bohrmoments realisiert. Aufgrund des daraus resultierenden größtmöglichen Massenträgheitsmoments des Bohrers, ist dieser Aufbau für die Prozessführung mit rotierendem Werkzeug vorzuziehen. Für die Umsetzung des Tiefbohrprozesses mit stehendem Werkzeug (V.2) erfolgt die Montage des Bohrkopfs auf dem Innenrohr, sodass das Außenrohr mit einer stark reduzierten Wandstärke hergestellt werden kann. In V.1 und V.2 werden die Ejektordüsen als zylindrische Bohrungen in das Werkzeug eingebracht, wohingegen sie in V.3 als Einschnitt (Nr. 63) in die „V-förmige“ Werkzeugnut (Nr. 62) eingebracht werden und das überstehende Material in den KSS-Zufuhrkanal gebogen wird, sodass eine Öffnung entgegen der Vorschubrichtung entsteht (Nr. 64).

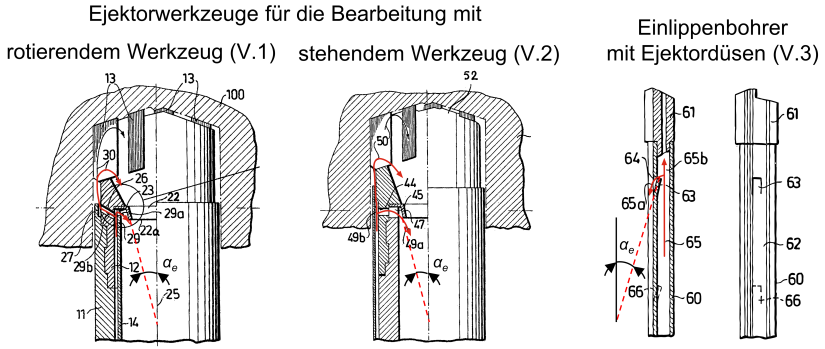


Abbildung 2.6: Patentzeichnungen der Werkzeuge mit Ejektorfunktion nach [Fab67]

Werkzeugaufnahmetypen von Ejektorsystemen

Zur Aufnahme von Ejektorwerkzeugen wird ein Anschlussstück, die sogenannte Ejektorzuführung, verwendet. Der Grundhalter der Ejektorzuführung, der die Schnittstelle zur Spindel des Bearbeitungszentrums oder der Drehmaschine darstellt, ist für variierende Werkzeugaufnahmetypen, wie z. B. als Hohlschaftkegel (HSK) [DIN11a], Steilkegel (SK) [DIN11b], Morsekegel (MK) [DIN87] oder als CAPTO-Aufnahme mit Polygonschaft [DIN20], verfügbar. Der grundlegende Aufbau mit den wesentlichen Komponenten einer Ejektorzuführung ist in **Abbildung 2.7** skizziert. Die Dichthülse, die in der Ejektorzuführung montiert ist, fungiert als axialer Anschlag und Lagerung für das Außen- und Innenrohr und positioniert die Rohre konzentrisch zueinander. Aufgrund dieses Konzepts wird das Ejektortiefbohren auch als Zweirohrverfahren oder Verfahren mit Doppelrohrsystem (engl. *Double Tube System*) bezeichnet. Die Sicherung des Außenrohrs gegen eine axiale Verschiebung wird mithilfe einer Spannzange mit Nut und einer Überwurfmutter mit Feder realisiert. Durch das Anziehen der Überwurfmutter wird die konische Spannzange in den Innenkonus der Ejektorzuführung gepresst und das Außenrohr geklemmt. Die Nut-Feder-Verbindung gewährleistet, dass die Spannzange beim Lösen der Überwurfmutter aus dem Innenkonus gedrückt und die Klemmung wieder gelöst werden kann. In dem dargestellten Konzept erfolgt die Übertragung des Bohrmoments M_b und der Vorschubkraft F_f durch das Außen- bzw. Bohrrohr. Das Innenrohr weist gegenüber dem Bohrrohr eine verringerte Wandstärke auf, da es ausschließlich zur Separierung des zugeführten und abgeführten KSS-Volumenstroms dient. Der für den Tiefbohrprozess notwendige Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ wird über den KSS-Anschluss in die Ejektorzuführung eingeleitet und durch den Ringraum zwischen Bohrrohr und Innenrohr zum Bohrkopf geleitet.

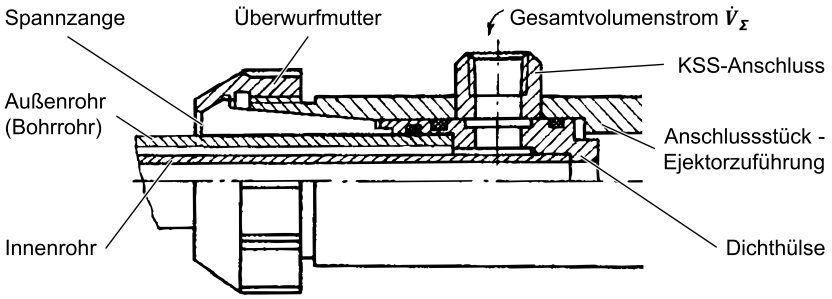


Abbildung 2.7: Aufbau der Ejektorzuführung nach [Ast14]

Prozessprinzip

Eine Detailansicht des Bohrkopfs im Eingriff sowie das zugrundeliegende Prozessprinzip von Ejektortiefbohrwerkzeugen sind in **Abbildung 2.8** dargestellt. Der Bohrkopf wird mit dem Bohrrohr verschraubt, sodass die Stirnseite des Bohrkopfs axial am Wellenabsatz des Bohrrohrs anliegt und der Kraftfluss der Axialkräfte aus dem Prozess über diese Kontaktfläche weitergeleitet werden kann. Wie bereits in Abbildung 2.6 illustriert, bilden die gegenüberliegenden konischen Enden des Innenrohrs und des Bohrkopfs einen ringförmigen Schlitz, der als Ejektordüse bezeichnet wird.

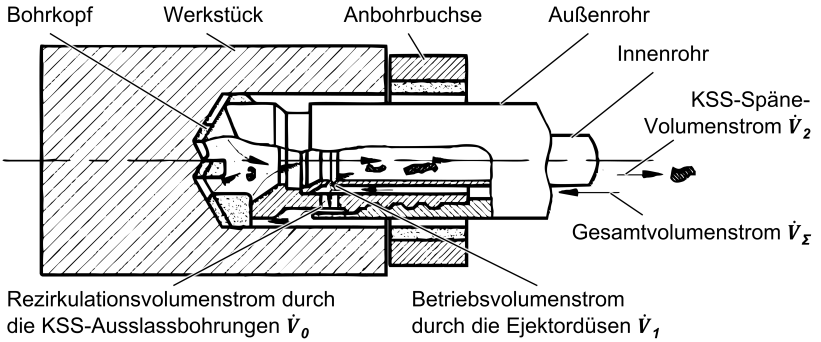


Abbildung 2.8: Prozessprinzip eines Ejektortiefbohrwerkzeugs im Eingriff nach [Ast14]

Sobald der über den Ringraum zugeführte Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ den Bereich der Ejektordüsen erreicht, wird er in den Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen $\dot{V}_1$ und den Rezirkulationsvolumenstrom durch die KSS-Auslassbohrungen $\dot{V}_0$ aufgeteilt. Der Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ wird durch die Ejektordüsen entgegengesetzt der Vorschubrichtung in das Innenrohr geleitet und bewirkt auf Grundlage des zuvor erläuterten Venturi-Prinzips eine Reduzierung des Fluiddrucks am Bohrungsgrund (Ejektoreffekt). Der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ tritt durch die radialen KSS-Auslassbohrungen am Bohrkopf aus und wird aufgrund des Ejektoreffekts in die Wirkzone gesaugt. Das in der Wirkzone entstehende KSS-Späne-Gemisch wird dann über die Spanmäuler im Bohrkopf in das Innenrohr geleitet und verbindet sich mit dem Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ zum KSS-Späne-Volumenstrom $\dot{V}_2$. Für einen stabilen Tiefbohrprozess ohne Leckage (Leckagevolumenstrom $\dot{V}_L$) gilt das in Gleichung (2.2) gezeigte Verhältnis.

$$\dot{V}_\Sigma = \dot{V}_1 + \dot{V}_0 = \dot{V}_2. \tag{2.2}$$

Aufbau und Belastungskollektiv des Ejektorbohrkopfs

Neben der Ejektorzuführung und dem konzentrischen Doppelrohrsystem, ist der Ejektorbohrkopf eine weitere Hauptkomponente des Werkzeugsystems und fundamental für einen stabilen Tiefbohrprozess. Die Ausführung der Bohrköpfe ist als Vollbohrwerkzeug oder Aufbohrwerkzeug im Durchmesserbereich von $d = 18…250$ mm verfügbar, die sich hinsichtlich der Anordnung und Anzahl ihrer Schneiden unterscheiden. **Abbildung 2.9** zeigt einen Ejektorvollbohrkopf des Herstellers *botek Präzisionsbohrtechnik GmbH* mit wechselbaren Verschleißteilen und zweigeteilter Schneide.

1. Führungsleiste 1 **2.** Führungsleiste 2 **3.** Führungsleiste 3
4. Zentrumsschneide **5.** Außenschneide **6.** Spanmaul
7. KSS-Ausslassbohrungen

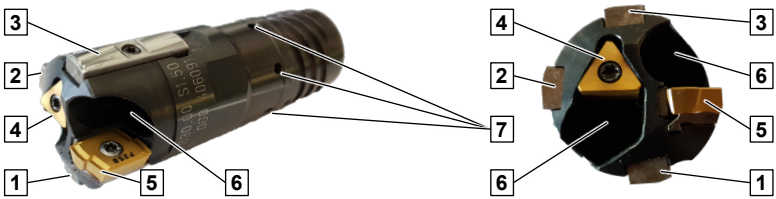


Abbildung 2.9: Ejektorvollbohrkopf in Standardausführung mit wechselbaren Schneidplatten und Führungsleisten ($d = 30$ mm)

Das Werkzeug ist mit drei Führungsleisten ausgeführt, die eine Selbstführung des Bohrkopfs in der erzeugten Bohrung bewirken und dadurch einen reduzierten Mittenverlauf mit zunehmender Bohrtiefe gegenüber konventionellen Bohrverfahren erzielen. Durch die in **Abbildung 2.10** resultierenden radialen Kraftanteile der Schnitt- und Passivkräfte, die aus dem asymmetrischen Werkzeugaufbau resultieren, liegen die Führungsleisten (1) und (2) an der Bohrungswand an und bilden im stationären Bohrprozess zusammen mit der Außenschneide eine Dreipunktlage, welche den finalen Bohrungsdurchmesser bestimmt. Dies wird als innerer Kraftfluss im Bohrkopf bezeichnet. Hingegen wird die dritte Führungsleiste ausschließlich für die Stabilisierung des Bohrkopfs während der An- und Ausbohrphase benötigt, da die Radialkraftkomponenten in diesen Bohrphasen ihre Richtung ändern [AGO95]. Zudem wird durch den Reibkontakt, die von der Rundschlifffase der Außenschneide erzeugte Vorschubrilligkeit eingeebnet [Abr16]. Die Rundschlifffase wird mit einem Hinterschliff versehen, sodass bei einem unverschlissenem Werkzeug nur Kontakt im vorderen Bereich der Schneidplatte besteht. Analog zu konventionellen Bohrverfahren ist der äußere Kraftfluss durch das im Prozess resultierende Bohrmoment M_b und die

Vorschubkraft F_f gekennzeichnet und wird von der Spindel der Maschine über das Bohrrohr übertragen [DIN13; WHP+04]. Das Belastungskollektiv am Ejektorbohrkopf ist für eine zweigeteilte Schneide in Abbildung 2.10 skizziert. Hinzukommend sind aus dem KSS-Volumenstrom resultierende Kräfte zu erwarten, die sowohl in axialer Richtung als auch bei rotierendem Bohrrohr tangential am Werkzeug angreifen [COS85; Gri93]. Die an den Führungsleisten angreifenden Reib- und Umformkräfte sind neben den aus dem Zerspanprozess resultierenden Schnitt- und Passivkräften abhängig von der Winkellage der Führungsleisten und dem Reibkoeffizienten zwischen der Führungsleistenoberfläche und der Bohrungswand. [Hag93]. Aufgrund des asymmetrischen Werkzeugaufbaus müssen Tiefbohrwerkzeuge beim Anbohren durch eine Anbohrbuchse geführt werden, da sich die Bohrkräfte nicht gegenseitig negieren. Alternativ kann die in Abbildung 2.8 dargestellte Anbohrbuchse durch eine Führungs- oder Pilotbohrung ersetzt werden, welche die Führungs- und Positionieraufgabe während des Anbohrprozesses übernimmt, bis sich das Werkzeug in der Bohrung selbstzentriert [AGO95].

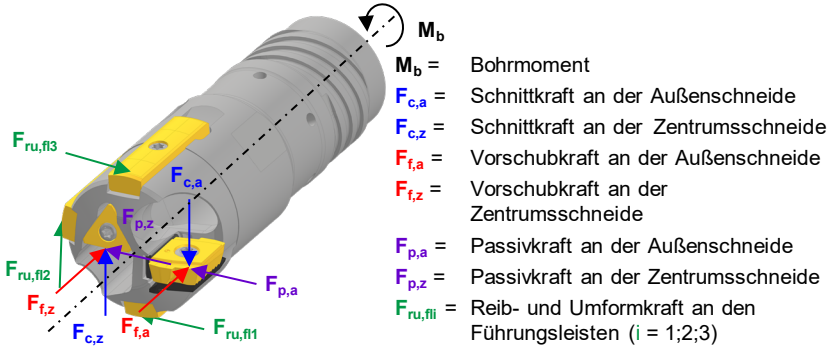


Abbildung 2.10: Mechanisches Belastungskollektiv am zweischneidigen Ejektorbohrkopf nach [CW79; DIN82; Gre70; WHP+04]

Das variierende Belastungskollektiv für den gesamten Bohrprozess lässt sich nach *Griffiths* in sieben Phasen unterteilen. In Phase A rotiert der Bohrkopf ohne Werkstückkontakt in der Anbohrbuchse bei zugeschaltetem KSS-Volumenstrom. In Phase B liegt ein erster Kontakt zwischen den Schneiden und der Stirnseite des Werkstücks vor, wobei der Spanungsquerschnitt kontinuierlich zunimmt. In Phase C liegt ein vollständiger Eingriff der Schneiden mit konstantem Spanungsquerschnitt vor. Da die Führungsleisten noch in der Anbohrbuchse geführt werden, ist die erzeugte Bohrung kleiner als der Innendurchmesser der Anbohrbuchse. Der Eintrittsvorgang der Führungsleisten in das Werkstück sowie die Aufweitung der Bohrung mit steigender

Kontaktlänge zwischen Bohrungswand und Führungsleiste finden in Phase D statt. Der stationäre Bohrprozess liegt in Phase E vor. Der Austritt der Schneiden sowie die Änderung des Belastungskollektivs findet in Phase F statt. In der letzten Phase G sind die Schneiden aus dem Werkstück ausgetreten, der KSS-Volumenstrom ist weiter eingeschaltet und die Führungsleisten haben Kontakt zur Bohrungswand [Gri93].

2.2.2 Strömungscharakteristische Grundlagen und hydraulische Kennzahlen

Wissenschaftliche Untersuchungen zu den Wirkmechanismen der KSS-Versorgung in Zerspanprozessen zeigen, dass neben dem KSS-Druck p_{kss} vor allem der KSS-Volumenstrom $\dot{V}$ bei Tiefbohrprozessen als wichtigstes Kriterium heranzuziehen ist, da dieser sich maßgeblich auf die Produktivität, die Bearbeitungseffizienz sowie die Bauteilqualität auswirkt und Grundlage für einen sicheren Abtransport der Späne ist. Dem Fluiddruck im Bereich der KSS-Zuführung wird eine sekundäre Bedeutung zugeschrieben, da er als Mittel dient, den erforderlichen KSS-Volumenstrom $\dot{V}$ bereitzustellen, sodass dieser seine Wirkung im Prozess entfalten kann [AJ12]. Im Bereich der Wirkzone ist der Fluiddruck jedoch ein fundamentaler Faktor, da die KSS-Druckverteilung in diesem Bereich in Korrelation mit dem Verschleißverhalten der Schneiden und Führungsleisten steht. *Astakhov* konnte beim BTA-Bohren in Kombination mit Werkzeugen mit geteilter Schneide einen signifikant höheren Verschleiß der Schneiden in den Bereichen mit geringem KSS-Druck am Bohrungsgrund feststellen [AKO98]. Zudem wirkt sich die KSS-Druck-Verteilung am Bohrungsgrund auf die Strömungsgeschwindigkeit des KSS-Späne-Gemisches und somit auf den Abtransport der Späne aus, sodass eine gleichmäßige Druckverteilung am Bohrkopf für einen sicheren Abtransport zu bevorzugen ist [ASO95a]. Des Weiteren wird durch die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit ein verbesserter Wärmeaustausch zwischen dem KSS und den Spänen erzielt [ASO95b].

Strömungscharakteristika von Ejektortiefbohrwerkzeugen

Die Hauptaufgaben der KSS-Versorgung sind (1) das Kühlen, (2) das Schmieren und (3) das Transportieren der Späne aus der Bearbeitungszone, wobei vorrangig der Abtransport der Späne aus der schwer zugänglichen Wirkstelle essentiell für einen stabilen Tiefbohrprozess ist [Ast14]. Der Einfluss der KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} auf das Geschwindigkeitsprofil des KSS-Späne-Gemisches in einem horizontalen Rohr sowie die daraus resultierenden Transportmodi sind in **Abbildung 2.11** dargestellt. Im Bereich geringer Strömungsgeschwindigkeiten (T.1) zeigt das Geschwindigkeitsprofil, dass der KSS-Volumenstrom $\dot{V}$ keinen Einfluss auf die im Rohr vorhandenen Späne hat und diese stationär am unteren Rohrquerschnitt verbleiben. Eine Erhöhung der KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} führt zu einer Wechselwirkung zwischen Spänen

und KSS, sodass ein Teil der Späne mit dem KSS abtransportiert wird, jedoch der übrige Anteil als gleitende Schicht mit geringer Geschwindigkeit im unteren Rohrquerschnitt verbleibt. Daher wird dieser Zustand als heterogener Transportmodus mit gleitender Schicht bezeichnet (T.2). Die maximale Gleitgeschwindigkeit der Späne im horizontalen Rohr wird mit v_g definiert.

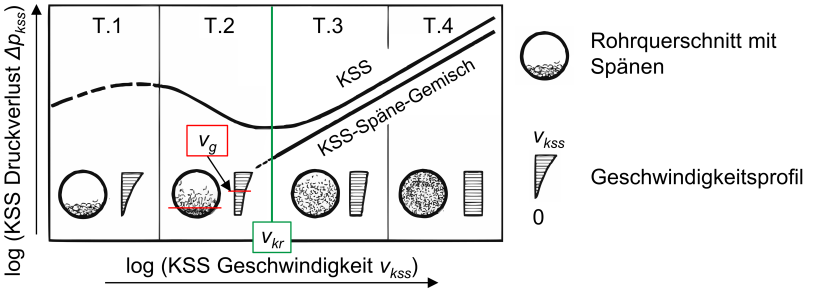


Abbildung 2.11: Strömungscharakteristika, Geschwindigkeitsprofile und KSS-Druckverlust Δp_{kss} in Abhängigkeit der KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} in einem horizontalem Rohr mit Spänen nach [Ast14]

Die zwei Schichten sind im Geschwindigkeitsprofil anhand der unterschiedlichen Steigungsbereiche identifizierbar und werden durch die maximale Gleitgeschwindigkeit der Späne v_g getrennt. Die verstärkte Konzentration der Späne am unteren Rohrbereich erhöht die Neigung zum wechselseitigen Verklemmen der Späne, was zu lokalen Verschlüssen im Rohr, dem sogenannten Spänestau, führen kann. Bei einer weiteren Erhöhung der KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} stellt sich der heterogene Transportmodus (T.3) ein, bei dem alle Späne im KSS-Späne-Gemisch vorzufinden sind, die Konzentration aber über den Rohrquerschnitt variiert. Die Strömungsgeschwindigkeit beim Eintritt des heterogenen Transportmodus wird als kritische KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kr} definiert. Wird die Strömungsgeschwindigkeit weiter erhöht, sodass ein konstantes Geschwindigkeitsprofil vorliegt, wird ein pseudo-homogener Transportmodus (T.4) erreicht. Dieser Transportmodus geht mit einem zunehmendem KSS-Druckverlust Δp_{kss} einher und ist aufgrund des hohen KSS-Volumenstroms $\dot{V}$ nicht immer realisierbar und zielführend. Für das Ejektor- und BTA-Tiefbohren ist der KSS-Volumenstrom $\dot{V}$ so einzustellen, dass mindestens die kritische KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kr} im heterogenen Transportmodus (T.3) vorliegt, da somit ein zuverlässiger Spanabtransport im Innenrohr bei gleichzeitig minimalem KSS-Druckverlust Δp_{kss} gewährleistet wird. Nach *Astakhovs* analytischem Ansatz liegt der optimale Bereich des zugeführten KSS-Volumenstroms $\dot{V}_{\Sigma,opt}$ vor, wenn die Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} in jedem

Innenrohrquerschnitt etwa 15 bis 21 % über der kritischen Strömungsgeschwindigkeit v_{kr} liegt [ASO95a]. Um den Tiefbohrprozess ressourcenschonend und energieeffizient auszuführen, ist der KSS-Volumenstrom so gering wie möglich so halten, sodass die Bedingung in Gleichung (2.3) als Basis für den optimalen KSS-Volumenstroms $\dot{V}_{\Sigma,opt}$ definiert wird.

$$v_{kss,opt} = 1{,}15 \cdot v_{kr}. \tag{2.3}$$

Kennzahlen zur Charakterisierung von Ejektortiefbohrwerkzeugen

Um die passenden Betriebsbedingungen für den Einsatz von Ejektorwerkzeugen festzulegen, ist neben dem optimalen KSS-Volumenstrom $\dot{V}_{\Sigma,opt}$, der zu Beginn des Kapitels definierte Ejektoreffekt fundamental für einen stabilen Tiefbohrprozess. Zur Charakterisierung von Werkzeugen mit Ejektoren sowie des Ejektoreffekts werden drei dimensionslose Kennzahlen (Ähnlichkeitskennzahlen) durch *Astakhov* definiert [ASO96], die nachfolgend erläutert werden. Sie bieten den Vorteil, die physikalischen Vorgänge und Zusammenhänge zwischen den Einflussgrößen in einem mathematischen Modell zu erfassen und den Einfluss auf den hydraulischen Wirkungsgrad eines Ejektors η_e analytisch abzubilden. Für Ejektorwerkzeuge werden die relative Durchflussrate q_e, das Ejektor-Modul m_e sowie die relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e zur Berechnung des hydraulischen Wirkungsgrads des Ejektors η_e definiert:

1) Ejektor-Modul m_e:

$$m_e = \frac{A_{ir}}{A_{ed}}. \tag{2.4}$$

- A_{ed} Querschnittsfläche der Ejektordüsen
- A_{ir} Querschnittsfläche des Innenrohrs

Das Ejektor-Modul m_e ist ein Parameter, der bei der Konstruktion des Werkzeugs festgelegt wird und gibt Auskunft über das Verhältnis der aufsummierten Gesamtquerschnittsflächen aller Ejektordüsen A_{ed} in Bezug auf die Querschnittsfläche der Mischkammer A_{ir}. Als Mischkammer wird die Position im Innenrohr in Höhe der Ejektordüsen beschrieben, in der sich der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ und der Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ zum KSS-Späne-Volumenstrom $\dot{V}_2$ vereinigen. Die Berechnung der Querschnittsflächen erfolgt orthogonal zur Strömungsrichtung.

2) Relative Durchflussrate q_e

$$q_e = \frac{\dot{V}_0}{\dot{V}_1}. \tag{2.5}$$

- $\dot{V}_0$ Rezirkulationsvolumenstrom durch die KSS-Auslassbohrungen
- $\dot{V}_1$ Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen

Die relative Durchflussrate q_e beschreibt das Volumenstromverhältnis zwischen dem Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$, der durch die KSS-Auslassbohrungen in die Wirkzone gefördert wird und dem Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$, der durch die Ejektordüsen strömt und für die Erzeugung des Ejektoreffekts verantwortlich ist. Wird die relative Durchflussrate q_e zu hoch gewählt, ist der generierte Unterdruck zu gering und es kommt im Prozess zur Leckage, sodass der KSS stirnseitig aus dem Werkstück austritt. Bei einer zu geringen relativen Durchflussrate q_e werden über den stirnseitigen Spalt große Mengen Luft aus dem Maschinenraum angesaugt, die sich negativ auf den Spanabtransport auswirken und ein verschlechtertes Kühlen und Schmieren der Führungsleisten und Schneiden zur Folge haben können. Das optimale Arbeitsregime für Ejektorwerkzeuge liegt vor, wenn über den stirnseitigen Spalt ein minimaler Anteil Luft angesaugt wird.

3) Relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e

$$h_e = \frac{H_2}{H_1}. \tag{2.6}$$

- H_1 hydraulische Verlusthöhe des Betriebsvolumenstroms durch die Ejektordüsen
- H_2 hydraulische Verlusthöhe des KSS-Späne-Gemisches im Innenrohr nach den Ejektordüsen

Die relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e ist die dritte Kennzahl zur Beschreibung von Ejektorwerkzeugen. Sie definiert die Energiecharakteristik beim Betrieb von Ejektoren und wird über die hydraulischen Verlusthöhen [DIN12] einzelner Werkzeugbereiche berechnet. Zur Bestimmung der Energierelationen ist die Analyse des KSS-Strömungsverhalten im Werkzeug notwendig. Die hydraulische Verlusthöhe H_1 beschreibt den Energieunterschied des Betriebsvolumenstroms $\dot{V}_1$ beim Durchfließen der Ejektordüsen. Die hydraulische Verlusthöhe H_2 definiert den Energieunterschied im Innenrohr zwischen Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ und dem resultierenden KSS-Späne-Volumenstrom $\dot{V}_2$, direkt nach den Ejektordüsen und kann simplifiziert als der durch die Ejektordüsen theoretisch realisierbare Sog verstanden

werden. Mithilfe der drei definierten Kennzahlen kann der hydraulischer Wirkungsgrad eines Ejektors η_e über Gleichung (2.7) bestimmt werden.

$$\eta_e = q_e \cdot \frac{h_e}{1 - h_e}. \tag{2.7}$$

Die multiple Korrelation zwischen den Kennzahlen visualisierte *Astakhov* für Ejektorwerkzeuge mit ringförmigen Ejektordüsen. Ein Auszug der Funktionen ist in **Abbildung 2.12** skizziert. Der linke Bereich A zeigt den hydraulischen Wirkungsgrad η_e als Funktion der relativen Durchflussrate q_e und des Ejektor-Moduls m_e. Der maximale hydraulische Wirkungsgrad des Ejektors ist mit einem Ejektor-Modul von $m_{e,opt}$ = 3,5…4,0 (grüne Markierung) in Kombination mit einer relativen Durchflussrate von $q_{e,opt}$ = 0,4…0,6 (grüne Markierung) realisierbar und liegt im Bereich von $\eta_e \approx 20$ %. In Bereich B wird der Einfluss der relativen Durchflussrate q_e und des Ejektor-Moduls m_e auf die relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e dargestellt. Es ist ersichtlich, dass mit steigendem Ejektor-Modul m_e sowie einer zunehmenden relativen Durchflussrate q_e ein degressiver Verlauf der relativen hydraulischen Energieverlusthöhe h_e und dadurch ein verringerter Sog im Betrieb vorliegt.

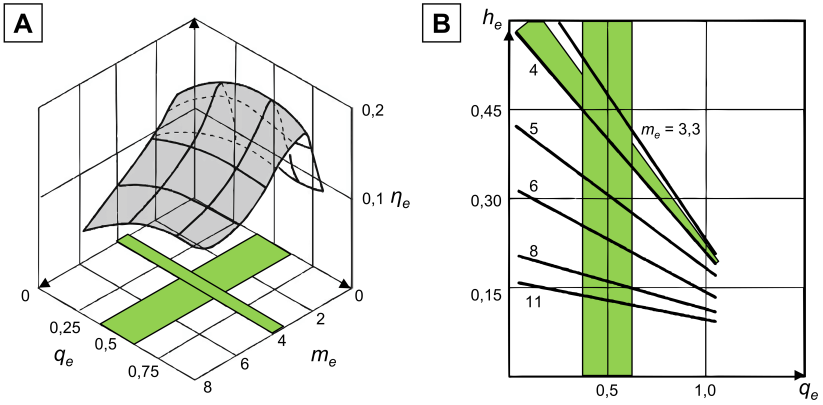


Abbildung 2.12: Einfluss der relativen Durchflussrate q_e und des Ejektor-Moduls m_e für ringförmige Ejektordüsen auf A) den hydraulischen Wirkungsgrad des Ejektors η_e und B) die relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e nach [Ast14]

2.2.3 Konzepte zur Effizienzsteigerung beim Ejektortiefbohren

Die aktuell in der Industrie eingesetzten Ejektortiefbohrsysteme sind in der Schnittansicht in **Abbildung 2.13** visualisiert. Sie zeigen gegenüber der ursprünglichen Patentschrift Unterschiede im Aufbau, die sich effizienzsteigernd auf den Tiefbohrprozess auswirken. Ein substanzieller Unterschied liegt in der Positionierung der Ejektordüsen im Innenrohr, der gegenüber der ursprünglichen Ausführung zwei fundamentale Vorteile aufweist. Aufgrund der direkten Separierung des KSS im Bereich der Ejektorzuführung (Abbildung 2.13 Bereich A) entfällt die Notwendigkeit den Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_{\Sigma}$ durch den schmalen Ringraum zwischen Bohr- und Innenrohr bis zum Bohrkopf (Abbildung 2.13 Bereich B) zu fördern. Infolgedessen ist ein Normalbetrieb mit einem deutlich verringerten KSS Eingangsdruck p_{kss} möglich.

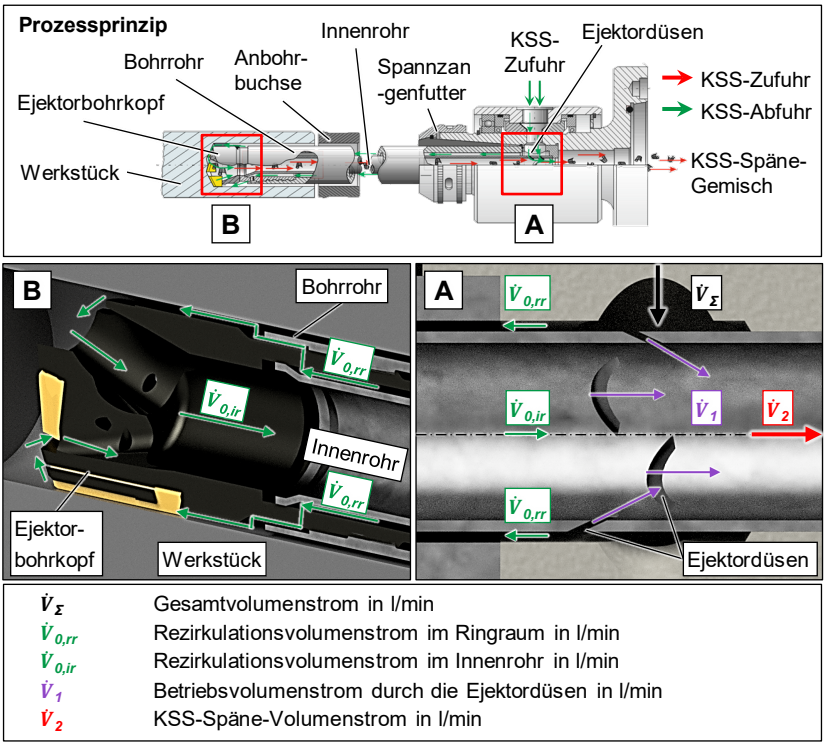


Abbildung 2.13: Prozessprinzip moderner Ejektortiefbohrsysteme mit abhängiger KSS-Separierung im Bereich der Ejektorzuführung nach [Ast14; BBH+18]

Da der Eingangsdruck p_{kss} keinen limitierenden Faktor mehr darstellt, kann die relative Durchflussrate q_e optimal eingestellt werden, sodass die durch die Ejektordüsen erzeugte relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e möglichst groß ist. Der zweite Vorteil, der im Prozess durch die Positionierung der Ejektordüsen im Bereich der Zuführung erzielt wird, liegt in der Realisierung größerer Bohrungstiefen l. Aufgrund der hydraulischen Verluste, die bei der Durchströmung des KSS-Späne-Volumenstrom $\dot{V}_2$ durch das Innenrohr auftreten, ist die maximale Bohrungstiefe der ursprünglichen Konstruktionsvariante auf $l = 1.800$ mm limitiert [Ast14]. Da in der weiterentwickelten Variante ausschließlich der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ durch das Innenrohr gefördert wird, verringern sich die hydraulischen Verluste merklich, sodass auch Bohrungstiefen bis zu $l = 4.500$ mm mit dem Ejektortiefbohren realisiert werden können. Der nach den Ejektordüsen entstehende KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$ wird unmittelbar nach dem Ende des Innenrohrs in den Maschinenraum geleitet, sodass die hydraulischen Verluste auf ein Minimum reduziert werden. *Faber* stellte in seiner Patentschrift die These auf, dass bei längeren Tiefbohrwerkzeugen weitere schlitzförmige Ejektordüsen im Innenrohr zur Verstärkung des Ejektoreffekts eingebracht werden können. *Astakhov's* Analysen hingegen zeigen, dass keine Verstärkung des Ejektoreffekts durch zusätzliche Ejektordüsen erzielt wird, wenn der zusätzliche Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ vom ursprünglichen Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ separiert wird. Eine Prozessoptimierung mit Verstärkung des Ejektoreffekts ist jedoch durch einen weiteren, unabhängigen Ejektor mit separatem Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_{1,sep}$ mit externer KSS-Pumpe möglich. Diese bietet den weiteren Vorteil, dass die Ejektordüsen optimal ausgestaltet und einstellbar ausgeführt werden können, sodass ein gänzlicher Verzicht auf die Innenrohrdüsen möglich ist [Ast14; ASO96]. Der schematische Aufbau unabhängiger Ejektorsysteme für die Bearbeitung mit rotierendem sowie stehendem Werkzeug ist in **Abbildung 2.14** illustriert. Im aktuellen, industriellen Einsatz finden diese unabhängigen Ejektorsysteme jedoch so gut wie keine Anwendung, da die Mehrheit der Bearbeitungszentren standardmäßig nicht mit einer zusätzlichen, separaten KSS-Pumpe ausgestattet ist.

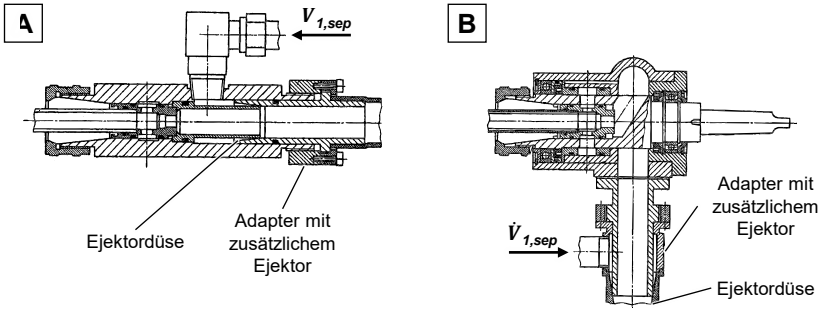


Abbildung 2.14: Unabhängige Ejektorsysteme mit Adaptern für A) nicht rotierende Werkzeuge und B) rotierende Werkzeuge nach [Ast14]

Wie bereits im vorangegangen Kapitel dargelegt, ist über konstruktive Anpassungen der Ejektordüsen eine Einflussnahme auf den Ejektoreffekt realisierbar. Bereits *Faber* entwickelte in seiner Patentschrift weitere Konzepte zur Realisierung von Ejektordüsen, die in **Abbildung 2.15** skizziert sind. Bereich A zeigt die Positionierung der Ejektordüsen am Übergang zwischen Außenrohr und Bohrkopf unter Verwendung eines zweigeteilten Innenrohrs mit konischen Enden (Markierung 141 und 142), welches an mindestens drei Punkten (Markierung 146) verlötet oder verschweißt werden muss. Hierbei können Innenrohre mit konischen Enden punktgeschweißt werden (Bereich B). Oder es besteht die Möglichkeit angefaste Rohrenden zu verwenden und diese mithilfe einer aufgeschweißten Hülse so zu fixiert, dass die Aussparungen (Markierung 153) in der Hülse als Ejektordüsen fungieren (Bereich C).

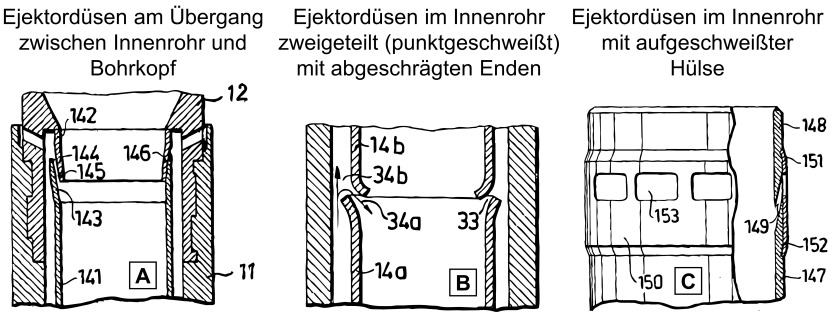


Abbildung 2.15: Erste Konstruktionsvarianten von Ejektordüsen nach [Fab67]

Astakhov griff die Idee von gestaltoptimierten Ejektordüsen im Bereich der Ejektorzuführung für unabhängige Ejektorsysteme, d.h. mit separatem Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_{1,sep}$ mit externer KSS-Pumpe, auf und führte Untersuchungen zu unterschiedlichen Düsenkonfigurationen durch. Da die energetische Bewertung der Ejektordüsen über die relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e auch weitere Einflussgrößen wie z. B. die Länge der Mischkammer oder das Vorhandensein eines Diffusors im Werkzeugsystem berücksichtigt, zieht *Astakhov* den Ausflusskoeffizienten nach den Ejektordüsen μ_e zur Bewertung seiner Konfigurationen heran. Dieser wird mithilfe von Gleichung (2.8) unter Berücksichtigung des Druckverlustbeiwert ζ_e und des Geschwindigkeitskoeffizienten φ_e der Ejektordüsen ermittelt und betrachtet ausschließlich die geometrischen Abmessungen der Ejektordüse.

$$\mu_e = \frac{1}{\sqrt{(\varphi_e + \zeta_e)}}. \tag{2.8}$$

Der Einfluss der verschiedenen Konfigurationen der Ejektordüsen sowie ihr Einfluss auf den Druckverlustbeiwert der Ejektordüsen ζ_e und den Ausflusskoeffizienten nach den Ejektordüsen μ_e sind in **Abbildung 2.16** visualisiert. Für jede Konfiguration ist der Winkel der Ejektordüsen im Verhältnis zur Bohrungsachse α_e im optimalen Bereich gewählt, sodass ein minimaler Druckverlust bei maximalem Ausflusskoeffizienten erzielt wird. Die Experimente von *Astakhov* zeigen, dass Konfiguration 5 die effizienteste Ejektordüsenform mit minimalem Druckverlust bei höchstem Ausflusskoeffizienten aufweist. Sie ist jedoch technologisch nur unter großem Aufwand realisierbar, da bereits ein geringer Fehler in der axialen Positionierung des Innenrohrs zu einer Änderung der Düsengröße und somit zu einer Änderung des Ejektor-Moduls m_e führt. Ein identisches Problem liegt für Konfiguration 2 aufgrund der Teilung und notwendigen Positionierung im richtigen Abstand des dünnwandigen Innenrohrs vor. Auf Basis seiner Analysen empfiehlt *Astakhov* Konfiguration 6, da mit dieser ein größtmöglicher Ausflusskoeffizient von $\mu_e = 0{,}90$ erzielt wird und die Probleme beim axialen Positionieren des Innenrohrs entfallen. Die Ejektordüse zeichnet sich durch eine konische Außenkontur ($\alpha_e = 22{,}5°$) mit einem abgerundeten, glatten Düseneintritt aus.

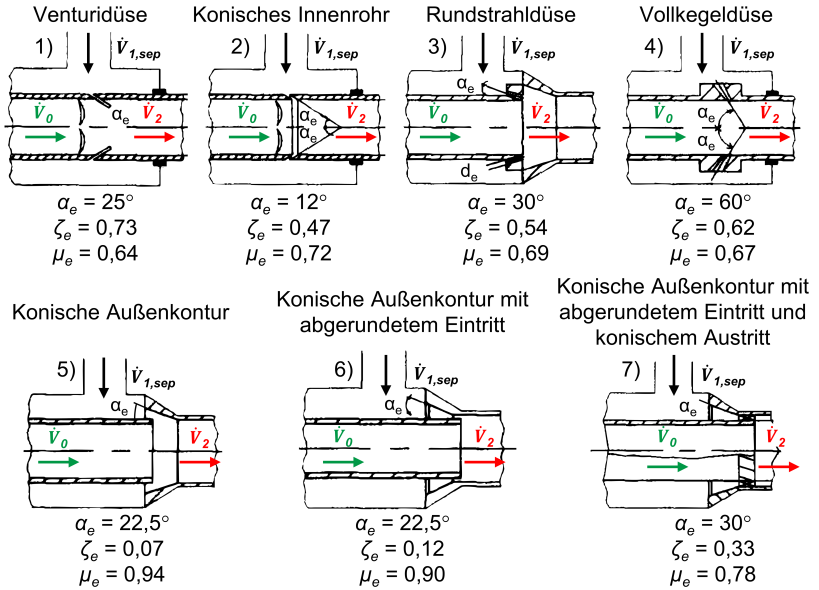


Abbildung 2.16: Einfluss der Ejektordüsenform auf den Druckverlustbeiwert der Ejektordüsen ζ_e und den Ausflusskoeffizienten nach den Ejektordüsen μ_e nach [AFO91; ASO96]

Eine weitere Möglichkeit zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit beim Ejektortiefbohren, stellt die Verwendung von Werkzeugen mit Spanbrechern dar. Die gezielte Erzwingung eines regelmäßigen Spanbruchs ist aufgrund des, im Vergleich zum BTA-Bohren deutlich geringeren KSS-Drucks, vor allem bei langspanenden Werkstoffen notwendig, da bereits ein kurzzeitiges Verklemmen der Späne im Spanmaul in einem Spänestau resultieren kann [Ast14].

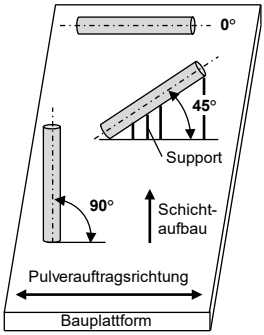
2.3 Fertigung additiver Werkzeuge

Die additive Fertigung (AM, englisch: *Additive Manufacturing*) umfasst Fertigungsverfahren zur schichtweisen Herstellung physischer, dreidimensionaler Objekte durch das Auf- und Aneinanderfügen von Volumenelementen mittels sukzessiver Materialzugabe [DIN22a; Geb13]. Die Klassifizierung erfolgt in sieben Fertigungsverfahren, wobei im industriellen Einsatz zur additiven Fertigung von Stahlwerkstoffen hauptsächlich die drei Verfahren *Powder Bed Fusion*, *Directed Energy Deposition* sowie das *Binder Jetting* Anwendung finden [TSI+22]. Typische Anwendungsgebiete liegen in der Fertigung von Konzeptmodellen und Prototypen mit eingeschränkter Funktionalität, bei denen jedoch spezifische Merkmale ausreichend gut ausgeprägt sind (*Rapid Prototyping*), Endprodukten, die alle Merkmale des finalen Bauteils beinhalten (*Rapid Manufacturing*) sowie Werkzeugeinsätzen bzw. kompletten Werkzeugen mit Seriencharakter (*Rapid Tooling*) [GKS19; VDI14c]. Das stark wachsende Interesse an der additiven Fertigung wird durch eine Vielzahl von Faktoren motiviert. Die AM bietet den Vorteil einer nahezu uneingeschränkten Gestaltungsfreiheit, wodurch sich ein hohes Maß an Funktionsintegrität ergibt. Demzufolge ist die Fertigung hochkomplexer Strukturen, wie z. B. dreidimensionaler, strömungsoptimierter Kühlkanäle in Werkzeugen, realisierbar, die mit konventionellen Fertigungsverfahren nicht herstellbar sind. Zudem ist die additive Fertigung ein wichtiger Ansatz zur Realisierung einer energieeffizienten und nachhaltigen Produktion, da die Herstellung von Leichtbaubauteilen durch Kombination variierender Werkstoffe oder Optimierung der mechanischen Eigenschaften möglich ist. Weiterhin ermöglicht sie eine Lebensdauersteigerung durch die Wiederaufarbeitung defekter Bauteile und reduziert längere Stillstandszeiten in der Fertigung durch eine schnelle Verfügbarkeit von additiv gefertigten Ersatzteilen [RSZ19; TSI+22].

Das *Laser Powder Bed Fusion* (LPBF), auch unter der Bezeichnung selektives Laserstrahlschmelzen (SLM, englisch: *Selective Laser Melting*) bekannt, gehört zu den pulverbettbasierten Verfahren und wird vorrangig zur Herstellung von Metallbauteilen eingesetzt. Der Aufbau der Bauteile erfolgt direkt aus dem Werkstoff in einer mit Schutzgas (z. B. Argon) gefluteten Prozesskammer. Ein Beschichtungssystem positioniert eine dünne Schicht des pulverförmigen Werkstoffs auf der Bauplattform und schmilzt die aufgetragenen Pulverpartikel durch eine fokussierte Laserquelle lokal auf, sodass sich ein örtliches (selektives) Schmelzbad bildet. Beim Erstarrungsvorgang verschmilzt bzw. verschweißt das Pulver zu einer hochdichten Materialschicht. Auch die darunterliegende Grenzschicht wird durch die eingebrachte Laserenergie lokal aufgeschmolzen, sodass sich die Materialschichten schweißmetallurgisch verbinden. Der komplette Vorgang ist in die vier Schritte 1) Absorption, 2) Wärmeleitung,

3) Schmelzen und Schrumpfen und 4) Wiederverfestigung aufgegliedert [DWF+17; VDI13; VDI14c].

Bei der additiven Fertigung von Bauteilen mit dem LPBF-Prozess ist zu berücksichtigen, dass die resultierenden Werkstoffeigenschaften sowie die Materialkennwerte von einer Vielzahl von Parametern, wie z. B. dem Hardware-Setup, den Fertigungsparametern oder den Pulvereigenschaften, beeinflusst werden. Zudem liegt ein anisotropes Werkstoffverhalten der Bauteile vor, welches maßgeblich durch die Orientierung im Bauraum in Bezug auf die Sichtaufbaurichtung bestimmt wird [BBL+18]. Folglich ist keine Übertragbarkeit von Literaturkennwerten von konventionell hergestelltem Material auf additiv gefertigte Bauteile möglich [LBP+19]. **Abbildung 2.17** zeigt die quasistatischen Festigkeitskennwerte von stranggegossenem im Vergleich zu additiv gefertigten und nachträglich polierten Probenkörper aus 1.4404 in Abhängigkeit der Bauraumausrichtung beim LPBF-Prozess. Die additiv gefertigten Proben zeigen im Vergleich zum stranggegossenem Material geringere Bruchdehnungen bei gleichzeitig höheren 0,2 %-Dehngrenzen für alle Orientierungen im Bauraum. Zudem liegt für die quasistatische Festigkeit (R_m und $R_{p0,2}$) eine deutliche Abhängigkeit von der Aufbaurichtung vor, wohingegen das elastische Werkstoffverhalten (Elastizitätsmodul E) nahezu unabhängig von der Aufbaurichtung ist. Auch die Kerbschlagarbeit weist eine starke Anisotropie mit abnehmender Kerbschlagzähigkeit von der 0°- hin zur 90°-Orientierung auf.



Kennwerte 1.4404	Konventionell	SLM 0°	SLM 45°	SLM 90°
Elastizitätsmodul E in kN/mm²	161 ± 6	178 ± 16	187 ± 1	183 ± 13
Zugfestigkeit R_m in N/mm²	639 ± 2	600 ± 1	662 ± 2	678 ± 1
Dehngrenze $R_{p0,2}$ in N/mm²	454 ± 4	519 ± 6	583 ± 4	580 ± 8
Bruchdehnung A in %	44,5 ± 1,5	41,2 ± 1	36,4 ± 1	38,7 ± 1
Kerbschlagarbeit $KV2$ 300/10 in J	80 ± 10	160 ± 9	143 ± 9	131 ± 2

Abbildung 2.17: Abhängigkeit der quasistatischen Festigkeitskennwerte und Kerbschlagarbeit von 1.4404 von der Bauraumausrichtung nach [BLB+19; BBL+18; LBP+19]

Auch für dynamische Belastungen liegt eine Abhängigkeit der Ermüdungseigenschaften von der Aufbaurichtung vor. *Blinn's* Ergebnisse zeigen, dass für die 90°-Orientierung eine geringere Empfindlichkeit gegenüber mikrostrukturellen Defekten (wie z. B. Poren) und dadurch ein höheres Verfestigungspotential vorliegt.

Zudem konnte er für alle additiv gefertigten Proben im Vergleich zum stranggegossenem Material, eine höhere Lebensdauer bei hohen Beanspruchungen und eine vergleichbare Lebensdauer bei geringen Beanspruchungen feststellen [BKG+18; BLB+19; ZLB17]. Auch eine Wärmebehandlung additiv gefertigter Bauteile zur Reduzierung der Eigenspannungen (Spannungsarmglühen) oder zum Einstellen definierter Gefügezustände und damit mechanischer Eigenschaften (Rekristallisationsglühen, Härten usw.) ist möglich, jedoch nicht grundsätzlich erforderlich. Die durch die Wärmebehandlung erzielbaren Ergebnisse hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften, entsprechen denen von konventionell hergestellten Werkstücken [RMB+21; SKR+19; VDI13]. Bei der Fertigung additiver Bauteile ist neben der Orientierung auch die eingebrachte Support Struktur von fundamentaler Bedeutung. Für Bauteilüberhänge mit einem Winkel über 43° ist aufgrund des Bauteileigengewichts eine Support Struktur zwingend erforderlich. Zudem sind zur verbesserten Wärmeableitung größere aufzuheizende Flächen zu vermeiden, da diese zur Ausbildung von Porosität sowie Rissen neigen und größere Eigenspannungen entstehen [SFD+23; TSI+22]. Die durch den LPBF-Prozess erzielbaren Toleranzen liegen im Bereich von ± 0,1 mm.

Zur Herstellung additiv gefertigter Werkzeuge mit dem LPBF-Prozess wird vorwiegend der martensitaushärtbare Werkzeugstahl 1.2709 verwendet. Aufgrund der hohen Streck- und Dehngrenze, der guten Zerspanbarkeit und dem geringen Verzug beim Härten, ist er sehr gut für die additive Fertigung von Zerspanungswerkzeugengrundkörpern geeignet [GMA+23; Sel16; VSK+23]. *Lakner* entwickelte additiv gefertigte Fräswerkzeugträger mit tangentialem Plattensitz und integrierte strömungsmechanisch optimierte Kühlkanäle mit einem optimierten Düsenaustritt. Durch die zielgerichtete KSS-Zufuhr wurden Standwegsteigerungen bei der Zerspanung von 42CrMo4+QT (1.7225) von bis zu 67 % gegenüber dem Referenzwerkzeug erzielt werden [LBD19; LSS+21].

2.4 Modellierungstechniken

In Kombination mit experimentellen und messtechnischen Methoden, ist die Anwendung innovativer Simulationsmethoden aus der Strömungs- und Strukturmechanik in enger Kooperation mit der Produktionstechnik essentiell, um eine realitätsnahe Vorhersage über das Verhalten des Werkzeugs und des KSS sowie seine Wirkung im Bearbeitungsprozess zu ermöglichen.

Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH)

Insbesondere die prozesstypischen Besonderheiten des Tiefbohrens, wie die Rotation des Werkzeugs mit sehr hoher Geschwindigkeit, der Transport von Feststoffpartikeln mit variierenden Spanmorphologien sowie die eingeschränkte Zugänglichkeit der Wirkzone, stellen eine enorme Herausforderung für die Strömungssimulation dar. Großes Potenzial, um den aufgezeigten Herausforderungen zur vollständigen Prozessmodellierung gerecht zu werden, liegt in dem gitterfreien Simulationsansatz der *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH). Die SPH-Methode erlaubt eine physikalisch realitätsnahe und aussagekräftige Simulation von Systemen mit freien Oberflächen mit wechselnden Topologien [MCL+10; MK95; RK06], Fluid-Struktur-Interaktionen [KBL+04], Lufteinschlüssen [NNT+16; YYH+19] und mehrphasigen Stoffen mit komplexen Grenzflächen [CL03; HA06]. Im ersten Schritt der SPH-Simulation erfolgt eine Diskretisierung des Kontinuums in Teilvolumina, in welchem sämtliche relevanten Eigenschaften wie wirkende Kräfte, Dichte und Geschwindigkeit jedem Punkt, den sogenannten Partikeln, zugewiesen werden. Aufgrund des Lagrange-Formalismus der SPH-Methode, bei der die Dynamik des Systems durch eine einzige, skalare Lagrange-Funktion beschrieben wird, bewegen sich die Partikel entlang des Geschwindigkeitsfeldes ohne feste Bindung zu benachbarten Partikeln. Neben der Fluidsimulation ermöglicht die SPH-Methode die Modellierung von Festkörpern mit großen elastischen Verformungen oder des Bruchverhaltens in spröden Materialien. Da es kein festes Berechnungsgitter gibt, sind SPH-Berechnungen stets zeitaufwendiger als gitterbasierte CFD-Simulationen und sollten nur dort eingesetzt werden, wo ein festes Gitter die Realität nicht hinreichend beschreiben kann. Da die SPH-Methode sowohl das lineare-elastische als auch das plastische Verhalten des Materials inklusive physikalischer Bruchvorgänge berücksichtigt, ist sie ein effizientes Werkzeug zur Modellierung von Zerspanprozessen [BE15]. Des Weiteren bietet die Anwendung eines Schädigungsmodells die Möglichkeit, sprödbrüchiges Verhalten sowie Rissausbreitung im Material zu modellieren und trotz der hohen plastischen Dehnraten und Temperaturen in der Spanbildungszone das Spanbildungsverhalten sowie Prozesskräfte akkurat vorherzusagen [SE18]. Einen weiteren Vorteil der SPH-Methode stellt die Implementierung der SPH-Adaptivität mit verschiedenen Verfeinerungskriterien zur Rechenzeitoptimierung bei gleichzeitigem Fokus auf relevante, zu analysierende

Bereiche innerhalb des Simulationsgebiets dar. Sie ermöglicht eine lokale Verfeinerung oder Vergröberung der Diskretisierung in der laufenden Simulation durch eine Anpassung der Partikeldichte, ohne die Qualität der Ergebnisse zu beeinträchtigen. Durch die Integration eines flächenbasierten Kriteriums werden umgebungsnahe Partikel nach einem flächenbasierten Vergröberungsmuster vereint und die physikalischen Eigenschaften der neu verschmolzenen Partikel mit der SPH-Interpolation bewertet [BLO+14; SME14; SSM+14].

Finite-Elemente-Methode (FEM)

Um die auftretenden Belastungen und Prozessrandbedingungen bereits während der Konzipierungsphase von Werkzeugen mit zu berücksichtigen, kommen vermehrt simulationsgestützte Verfahren zum Einsatz. In der heutigen Zeit stellt die Finite-Elemente-Methode (FEM) das wichtigste Verfahren zur integrativen, rechnerunterstützten Produkt- und Werkzeugentwicklung dar [VDI14a]. Die FEM ist ein numerisches Verfahren zur Lösung von Differentialgleichungen, mit der statische, dynamische und nicht linear thermo-physikalische Problemstellungen berechnet werden können. Der Einsatz der FEM findet im Zuge der rechnergestützten Entwicklung statt (CAE, englisch: *Computer-aided Engineering*). Die konventionelle CAE-Prozesskette wird in vier Schritte untergliedert [Kle15]. Zu Beginn erfolgt im ersten Schritt 1) die Konstruktion mittels CAD-System (CAD, englisch: *Computer-aided Design*). Im nächsten Schritt, dem 2) Prä-Prozessor (Vorlauf), findet die Generierung eines berechenbaren FE-Modells, d. h. die Erzeugung eines finiten Netzes, Zuweisung von Elementdaten und der Materialwerte sowie Einbringung der Kräfte und Randbedingungen statt. Bei der Netzgenerierung ist zu berücksichtigen, dass jedes Element aufgrund seiner endlichen (lateinisch: *finit*) Größe in die Berechnung einfließt. Die Vernetzung bzw. Größe der Elemente ist so zu wählen, dass eine weitere Verfeinerung das Simulationsergebnis des nächsten Schrittes (3) nicht weiter signifikant beeinflusst. Der dritte Schritt ist die Lösung der numerischen Gleichungen durch das 3) FEM-Universalprogramm (Solver). Abschließend werden im 4) Post-Prozessor (Nachlauf) über das vorgegebene Werkstoffgesetz, die verformte Struktur sowie die Dehnungen und Spannungen ausgegeben [MG07; Red02]. Die FEM bietet zudem die Möglichkeit, die bei der Konstruktion und Optimierung von komplexen Werkzeugen vorhandenen Zielkonflikte hinsichtlich der ausreichenden mechanischen Stabilität des Werkzeugs, der effizienten Kühlung und Schmierung der Wirkzone sowie dem sicheren Abtransport der Späne zu analysieren und in der Auslegung zu berücksichtigen [BRB19; FA14; MKA19]. Mithilfe der FEM können die Auswirkungen der Prozessbelastungen auf den Grundkörper und den Schneidstoff des Werkzeugs analysiert und die Spannungsverteilung im Werkzeug ermittelt werden [BKK09; Fuj11]. In früheren Arbeiten wurden heuristische Algorithmen zur Auslegung

von Wendelbohrwerkzeugen unter Berücksichtigung der Anwendungseigenschaften als auch ihrer Herstellbarkeit untersucht. Dabei wurde ein Wendelbohrwerkzeug vollständig modelliert und die Optimierungsmaßnahmen auf ihre Realisierbarkeit im Hinblick auf die strukturelle Steifigkeit und Festigkeit unter Berücksichtigung des mechanischen Belastungskollektivs mithilfe von numerischen Simulationsmodellen überprüft [AF10; HT00].

3 Zielsetzung und Methoden

Das Ejektortiefbohren erlaubt es, die prozesstypischen Vorteile des Tiefbohrens, wie z. B. hohe Zerspanleistungen sowie geringe Mittenverläufe, auf konventionellen Bearbeitungszentren für industrielle Anwendungen kostengünstig zu nutzen, da keine teuren Sondermaschinen mit aufwendiger Abdichtung der Kühlschmierstoffversorgung notwendig sind. Weitere Vorteile des Ejektortiefbohrens sind die sehr guten Oberflächenqualitäten und Bohrungsgüten gegenüber konventionellen Bohrverfahren, da die entstehenden Späne beim Abtransport durch das Innere des Werkzeugs keinen Kontakt zur entstandenen Bohrungswand haben. Ebenso entfällt die Notwendigkeit einer Nachbearbeitung, z. B. durch Reiben, da die am Bohrkopf applizierten Führungsleisten eine Glättung der Rauheitsspitzen an der Bohrungsoberfläche bewirken. Trotz der Vielzahl an Vorteilen wird das Ejektortiefbohren aufgrund des unzureichenden Grundlagenwissens in Bezug auf die physikalischen Wirkzusammenhänge im Werkzeugsystem oft unter suboptimalen Prozessparametern, wie z. B. zu hohen KSS-Volumenströmen, durchgeführt, wodurch erhöhte Prozesskosten mit unnötig hohen Energieaufwendungen resultieren. Des Weiteren gewinnt die Energieeffizienz in der Produktion aufgrund steigender Kosten für elektrische Energie zunehmend an Bedeutung und rückt das Ejektortiefbohren mit strömungsoptimierten Werkzeugen stärker in den Fokus der produzierenden Industrie. Die aktuelle Vorgehensweise beim Ejektortiefbohren in der industriellen Anwendung ist mit einer langwierigen Inbetriebnahme des Werkzeugsystems verbunden, die aufgrund des fehlenden Prozesswissens zum Ejektoreffekt mit einem großen Ressourcenaufwand in Form von Personal- und Maschinenkosten verbunden ist. Das Ejektortiefbohren bietet somit ein enormes Potenzial, um den Einsatz von KSS hinsichtlich der Hauptfunktionen Kühlen, Schmieren und Transportieren von Spänen energie- und ressourceneffizient zu gestalten und dadurch zu einer Effizienzsteigerung im Produktionsprozess beizutragen.

Daraus leitet sich die übergeordnete Zielsetzung dieser wissenschaftlichen Arbeit ab, ein tiefgreifendes Prozessverständnis des Ejektortiefbohrens zu erarbeiten sowie die technologischen Wirkmechanismen und deren physikalische Zusammenhänge bei der Entstehung des Ejektoreffekts zu analysieren. Auf Basis des erarbeiteten Grundlagenverständnisses, in Kombination mit Strömungssimulationen mithilfe des gitterfreien SPH Modellierungsansatzes, werden strömungsoptimierte Ejektorbohrköpfe entwickelt und additiv durch das LPBF-Verfahren gefertigt, die eine verbesserte KSS-Versorgung der Schneidkante sowie einen verbesserten Spanabtransport begünstigen (vgl. **Abbildung 3.1**).

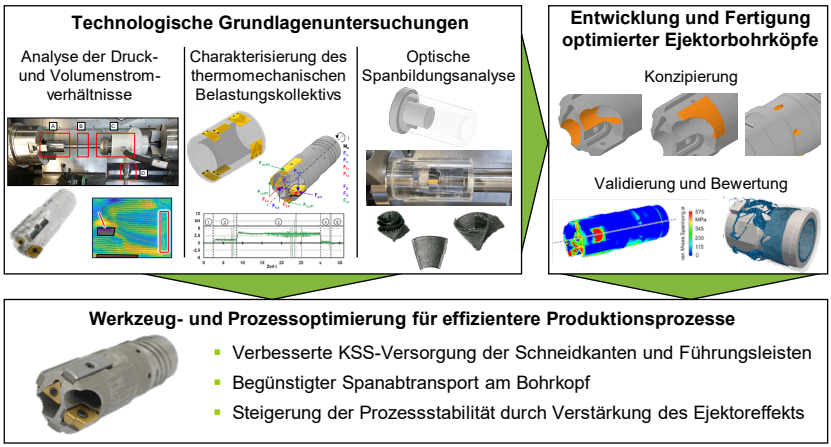


Abbildung 3.1: Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise innerhalb der Untersuchungen

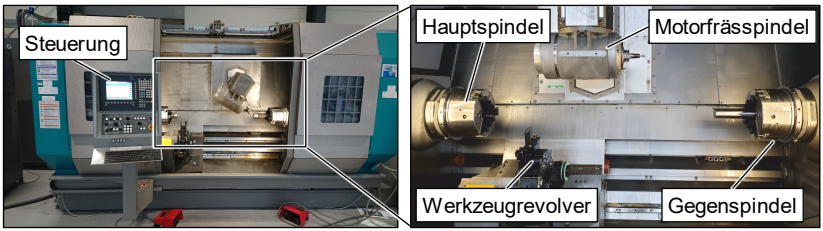
Im ersten Schritt erfolgt die Entwicklung eines innovativen Versuchsstands zur prozesssimultanen Erfassung der Prozessdaten beim Ejektortiefbohren, der um ein Telemetriesystems zur kontaktlosen Messdatenübertragung erweitert wird. Mithilfe kombinierter In-Prozess-Sensorik kann das KSS-Teilungsverhältnis im Bereich der Ejektordüsen analysiert und der Einfluss variierender Schnitt- und Prozessparameter auf die KSS-Druckverteilung und die Strömungen im Werkzeugsystem betrachtet werden. Das weitere Vorgehen sieht die Charakterisierung des thermomechanischen Belastungskollektivs des Werkzeugs vor. Im Rahmen dessen werden die im Bohrprozess auftretenden Werkzeugbelastungen und Temperaturen unter Variation der Prozessparameter messtechnisch erfasst und als Eingangs- und Validierungsdaten für die Struktur- und Strömungssimulation verwendet. Im nächsten Schritt erfolgt die Anfertigung von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen im laufenden Tiefbohrprozess mit rotierendem Werkzeug, die, in Kombination mit einem Werkzeugsystem aus Polycarbonat und einer mit Polyamidpartikeln angereicherten KSS-Strömung, eine wirkstellennahe Analyse der Spanbildung und der Strömungscharakteristika am Werkzeugsystem ermöglichen. Dies bietet die Möglichkeit die KSS-Strömung optisch auszuwerten und die SPH-Simulationen zu validieren. Durch die realitätsnahe Vorhersage des KSS-Verhaltens und seiner Wirkung ist es möglich, eine gesteigerte Prozessstabilität zu gewährleisten sowie eine weiterführende Werkzeugoptimierung durchzuführen. Abschließend erfolgt die additive Fertigung der optimierten Werkzeuge durch das selektive Laserstrahlschmelzen, die metallographische Analyse des gefertigten Bauteilgefüges sowie der Einsatz in ersten Referenzversuchen.

4 Experimentelle Randbedingungen

In diesem Kapitel werden die experimentellen Randbedingungen dieser Arbeit beschrieben. Im Rahmen dessen werden die Versuchsmaschine inklusive der Maschinenintegration des Werkzeugsystems, die Werkzeuge und der Versuchswerkstoff mit Bezug auf relevante Eigenschaften und Besonderheiten vorgestellt. Des Weiteren erfolgt eine Darstellung der zum Einsatz kommenden Mess- und Analysetechnik zur detaillierten Analyse essentieller Prozesskenngrößen für den Ejektortiefbohrprozess. Zu Beginn erfolgt die Konzipierung eines Telemetriesystems zur kontaktlosen Messdatenübertragung im laufenden Tiefbohrprozess. Nachfolgend werden die Versuchsaufbauten und Sensoriken zur Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse im Werkzeugsystem beim Eintritt des Ejektoreffekts, des thermomechanischen Belastungskollektivs, der Strömungscharakteristika, der Spanbildung und des Werkzeugverschleißes gezeigt.

4.1 Werkzeugmaschine

Die Durchführung der Versuche erfolgt auf einem Hochleistungs-Dreh-Fräszentrum vom Typ G 250 der Firma *Index-Werke GmbH & Co. KG Hahn & Tessky*. Die fünfachsige Maschine verfügt über zwei Arbeitsspindeln mit einem maximalen Durchlass von $d_{sp} = 102$ mm, einer Motorfrässpindel mit 20 Magazinplätzen sowie einem zusätzlichen Werkzeugrevolver mit zwölf angetriebenen Revolverplätzen. Die Maschinensteuerung INDEX C200-4D basiert auf einer Siemens 840D powerline. Zur Durchführung von Tiefbohroperationen kann die Gegenspindel CNC-gesteuert angetrieben und parallel zur Rotationsachse verfahren werden. Dabei wird das Werkzeug von der Gegenspindel angetrieben und das Werkstück in der Hauptspindel fixiert. Die resultierende Vorschubbewegung der Gegenspindel ist durch eine maximale Vorschubkraft von $F_f = 7.200$ N begrenzt. Die Versuchsmaschine inklusive der Steuerungseinheit ist mit ihren charakteristischen Daten in **Abbildung 4.1** dargestellt. Das Bearbeitungszentrum (BAZ) bietet aufgrund der fünfachsigen Konfiguration zudem die Möglichkeit, die Vorbereitung der Versuchsproben direkt in der Maschine in einer Aufspannung durchzuführen.



Technische Maschinendaten

Haupt- und Gegenspindel

▪ Spindelleistung	P_s = 44 kW (100 % ED bei M_{max} = 400 Nm)
	P_s = 60 kW (40 % ED bei M_{max} = 600 Nm)
▪ Spindeldrehzahl	n_{max} = 3 500 min^{-1}
▪ Max. Drehdurchmesser	d_w = 560 mm
▪ Max. Werkstücklänge	l_w = 1 400 mm
▪ Max. Spindeldurchlass	d_{sp} = 102 mm
▪ Werkzeugschnittstelle	Dreibackenkraftspannfutter Röhm KFD-HS 250 KK

Motorfrässpindel

▪ Spindelleistung	P_s = 27,5 kW (100 % ED bei M_{max} = 75 Nm)
▪ Spindeldrehzahl	n_{max} = 12 000 min^{-1}
▪ Werkzeugschnittstelle	HSK-A63

Abbildung 4.1: Versuchsmaschine INDEX G250

Kühlschmierstoff

Die interne KSS-Versorgung KTS 20-48 der Maschine liefert einen maximalen Volumenstrom von $\dot{V}$ = 28 l/min bei einem von KSS-Druck von p_{kss} = 10 bar sowie einen Volumenstrom von $\dot{V}$ = 23 l/min bei einem maximalen KSS-Druck von p_{kss} = 80 bar und ist in 10 bar Druckstufen regelbar. Da das Ejektorsystem einen höheren Volumenstrom bedingt sowie eine feinere Regelung der Volumenstromzuführung für die Analysen erforderlich ist, wird die KSS-Versorgung über eine externe Tauchpumpe vom Typ STH628A790 (Firma *K.H. Brinkmann GmbH & Co. KG*) realisiert, welche in **Abbildung 4.2** dargestellt ist. Die Regelung des Volumenstroms $\dot{V}$ der Pumpe erfolgt über einen Frequenzumrichter (f_p = 0…50 Hz) mit Potentiometer. Mit der applizierten Anlagenperipherie ist im Frequenzbereich von f_p = 19…38 Hz ein Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma$ = 42…89 l/min einstellbar (1 Hz ≈2,2…2,4 l/min). Die KSS-Tauchpumpe wird mit einer Adapterplatte direkt an den KSS-Tank der Maschine angeschlossen, sodass zur KSS-Abfuhr und Aufbereitung die periphere Anlagentechnik genutzt wird. Die Anbindung an das Ejektorsystem wird mit einem Hydraulikschlauch aus synthetischem Gummi mit zwei Stahldrahteinlagen vom Typ 2SN NW19 (Firma *Knapheide GmbH*) realisiert.

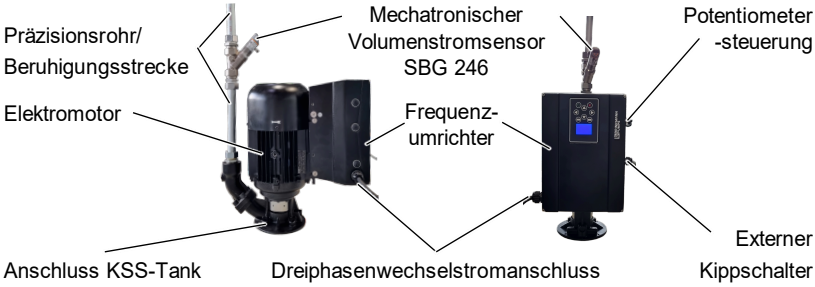


Abbildung 4.2: Externe KSS-Tauchpumpe

Die messtechnische Erfassung des zugeführten Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_{\Sigma}$ erfolgt über einen mechatronischen Volumenstromsensor SBG 246 der Firma *ifm electronic GmbH*. Zur Generierung einer laminaren KSS-Strömung für eine hochpräzise Volumenstrommessung wird ein nahtloses Präzisionsstahlrohr als Beruhigungsstrecke an der Einlauf- und Auslaufseite des Sensors montiert. Des Weiteren wird ein externer Kippschalter zum Ein- und Ausschalten der KSS-Pumpe mit einer 24V DC Steuerleitung bis zur Steuerung der Versuchsmaschine verlegt. Als Kühlschmierstoff wird ein wassermischbarer, bor-, formaldehyd- und chlorfreier KSS auf Esterölbasis in einer Konzentration von 12 % eingesetzt. Der Anwendungsbereich liegt in der allgemeinen bis schweren Zerspanung von legiertem Stahl, Guss, Aluminiumgusslegierungen, Titan- und Nickelbasislegierungen. **Tabelle 4.1** zeigt die technischen Daten und Inhaltsstoffe der für die Versuchsreihen verwendeten Emulsion.

Tabelle 4.1: Technischen Daten der Emulsion Vasco 6000 der Firma *Blaser Swisslube AG* [Bla22]

Eigenschaft	**Vasco 6000**
Typ (esterbasiert)	Emulsion
Mischungsverhältnis	88 % Wasser 12 % Konzentrat
Dichte (gemischt bei T = 40 °C)	994 kg/m³
Kinematische Viskosität (gemischt bei T = 40 °C)	1,07 mm²/s
Kinematische Viskosität (Konzentrat bei T = 40 °C)	41,9 mm²/s
Flammpunkt (gemischt)	103 °C
Inhaltsstoffe	Phosphorsäureester, Pyrithion, Na-Salz, Benzotriazol

4.2 Ejektorsystem

Maschinenintegration und Prozessführung

In den Versuchsreihen wird ein Ejektorsystem der Firma *botek Präzisionsbohrtechnik GmbH* eingesetzt. Das verwendete Doppelrohrsystem verfügt über eine Ejektorzuführung vom Typ 97-2055-400M-V63, die für eine Prozessführung mit rotierendem Werkzeug ausgelegt ist. Bei dieser Verfahrensvariante wird die Schnittgeschwindigkeit v_c ausschließlich über die Rotation des Werkzeugs bestimmt. Sie bietet den großen Vorteil, dass sie auch für nicht rotationssymmetrische Bauteile sowie exzentrisch positionierte Bohrungen eingesetzt werden kann, jedoch mit einem erhöhten Mittenverlauf gegenüber der Prozessführung mit rotierendem Werkstück oder gegenläufiger Rotation von Werkstück und Werkzeug einhergeht. Die Adaptierung des Ejektorsystems in der Maschine wird über die Gegenspindel mit einem Dreibackenkraftspannfutter realisiert, da die zu erwartenden mechanischen Belastungen aus dem Tiefbohrprozess das maximal zulässige Drehmoment der Motorfrässpindel überschreiten. Zudem bietet die daraus resultierende Verfügbarkeit der Motorfrässpindel den Vorteil, diese für die komplexe Probenvorbereitung der Pyrometrieversuchsreihen zu verwenden. Die Werkzeugschnittstelle des Ejektorsystems wird mit einem Capto C6-391.01 Grundhalter erweitert, sodass die Klemmung der Maschine nicht auf dem polygonalen Endstück, sondern kraft- bzw. reibschlüssig auf dem davorliegenden zylindrischen Wellenabsatz erfolgt. Um eine zentrische Aufnahme im Dreibackenkraftspannfutter zu gewährleisten werden weiche Aufsatzbacken vom Typ 543/538 (Firma *Röhm GmbH*) montiert und vor der Aufnahme des Ejektorsystems durch einen Drehfräsprozess auf einen Durchmesser von d = 42 mm gefertigt. Zudem bietet diese Ausführung der Werkzeugaufnahme den Vorteil, dass bei einem möglichen Versagen des Werkzeugs und einer daraus resultierenden Überbelastung, die geklemmte Verbindung axial durchrutschen und der Prozess gestoppt werden kann, sodass eine Beschädigung des Ejektorsystems und der Maschine verhindert wird. Die Ausführung des Ejektorsystems ist in **Abbildung 4.3** visualisiert.

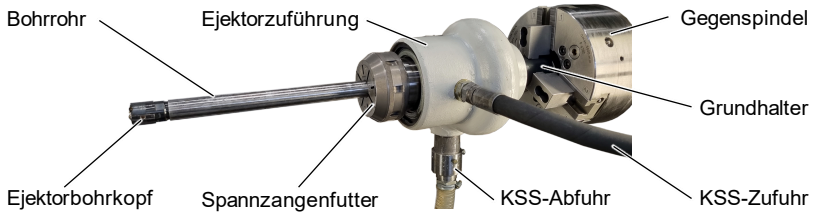


Abbildung 4.3: Adaptiertes Ejektorsystem für die Prozessführung mit rotierendem Werkzeug

Technischer Aufbau des Werkzeugsystems

Zur Komplettierung des Versuchsaufbaus wird das Werkzeugsystem um ein Doppelrohrsystem und einen Bohrkopf erweitert. Der verwendete Bohrkopf vom Typ 62 wird mit drei Führungsleisten vom Typ P20, einer Außenschneide vom Typ P25 B SP 5 und einer Zentrumschneide vom Typ P40 B SP 1 adaptiert. Das Vollbohrwerkzeug ermöglicht Bohrungen im Durchmesserbereich von $D = 30{,}00 \ldots 30{,}49$ mm. Der eingesetzte Standardbohrkopf verfügt über sechs Kühlschmierstoffauslassbohrungen. Die radial nach außen gerichteten Bohrungen sind symmetrisch über dem Umfang des Bohrkopfes angeordnet und weisen einen Durchmesser von $d_{kss} = 2{,}55$ mm auf. In Kombination mit dem verwendeten Bohrrohr vom Typ 55 (55-0610-005), welches eine Länge von $l_{br} = 400$ mm aufweist, ist eine maximale Bohrungstiefe von $l = 400$ mm erzielbar. Das Bohrrohr weist einen Außendurchmesser von $d_{br,a} = 28$ mm bei einem Innendurchmesser von $d_{br,i} = 20$ mm auf. Das eingesetzte Innenrohr vom Typ 55 (55-0650-010) hat einen Außendurchmesser von $d_{ir,a} = 18$ mm und einen Innendurchmesser von $d_{ir,i} = 16$ mm. Konzeptbedingt weist das Innenrohr am vorderen Ende eine konische Aufweitung auf einen Durchmesser von $d = 20$ mm auf. Am hinteren Ende verfügt das Innenrohr über sechs Ejektordüsen, die in einem Winkel von $\alpha_e = 25°$ im Verhältnis zur Bohrungsachse angebracht sind. Bedingt durch diese Ausrichtung wird dem KSS beim Eintritt in das Innenrohr eine Strömungsrichtung vorgegeben, welche als maßgebend für den Ejektoreffekt gesehen wird. Das Innenrohr verfügt über eine um $\Delta l = 30$ mm vergrößerte Gesamtlänge von $l_{ir} = 430$ mm, sodass die Ejektordüsen im montierten Zustand im Bereich der Ejektorzuführung positioniert sind. Im eingespannten Zustand sind das Bohrrohr und das Innenrohr konzentrisch zueinander angeordnet und symmetrisch zur Rotationsachse ausgerichtet. Der aus der Konzentrizität resultierende symmetrische Ringraum weist im Radius ein Spaltmaß von $s_{rr} = 1$ mm auf. Zudem ist das Innenrohr, welches beim Tiefbohrprozess ausschließlich zur Separierung des KSS-Volumenstroms benötigt wird und dadurch keine Prozessbelastungen erfährt, vollständig gegen eine radiale Verschiebung gesichert. Für die Einschränkung dieses Freiheitsgrades wird das Innenrohr am hinteren Ende durch eine Bohrung in der Ejektorzuführung geführt. Für das vordere Ende des Innenrohrs ist ein axialer Anschlag im Bohrkopf vorgesehen. Demgegenüber ist das Innenrohr in axialer Richtung schwimmend gelagert. Erst der druckbeaufschlagte Kühlschmierstoff im Ringraum übt eine axiale Kraft auf das konische Ende des Innenrohrs aus, wodurch dieses in axialer Richtung gegen den Anschlag im Bohrkopf gedrückt wird. Dies wird durch die nach hinten gerichtete Umlenkung des Kühlschmierstoffes im Bereich der Ejektordüsen unterstützt. Eine gesonderte Fixierung gegen eine Rotation des Innenrohrs ist nicht vorgesehen. Das Bohrrohr hingegen wird mit den Belastungen aus dem Tiefbohrprozess beaufschlagt, weswegen dessen Fixierung einen hohen Stellenwert

annimmt. Zur Abstützung axial wirkender Kräfte ist ein axialer Anschlag in der Dichthülse des Ejektorsystems vorgesehen. Zur Übertragung des Drehmoments wird das Bohrrohr über eine kraft- bzw. reibschlüssige Kegelsitzverbindung mit dem Grundkörper der Ejektorzuführung verbunden. Die kegelförmige, radial geschlitzte Spannzange ist konzentrisch zum Bohrrohr geführt und wird mithilfe einer Überwurfmutter in den konischen Innenkegel der Spannzangenaufnahme des Grundkörpers gepresst. Die damit einhergehende axiale Bewegung der Spannzange führt dazu, dass diese gleichmäßig schließt, wodurch das Bohrrohr kraft- bzw. reibschlüssig mit dem Grundkörper verbunden wird und die Rotationsbewegung der Gegenspindel überträgt. Das vordere Ende des Bohrrohrs ist mit einem Gewinde zur Adaptierung des Bohrkopfs versehen. Das Rechtsgewinde wird entgegen der Rotationsrichtung des Bohrkopfs festgezogen, sodass die Belastungen beim Tiefbohren ein Lösen der Schraubverbindung zwischen Bohrrohr und Bohrkopf verhindern.

4.3 Werkstoffe und Versuchswerkstücke

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen liegt der Fokus auf der Bearbeitung des legierten Vergütungsstahls 42CrMo4+QT (Werkstoff-Nr. 1.7225), der hauptsächlich im Automobil- und Flugzeugbau Anwendung findet. Die hohe Festigkeit in Kombination mit hoher Duktilität und Zähigkeit, aufgrund des vergüteten Wärmebehandlungszustands, ermöglichen den Einsatz für hochbeanspruchte Bauteile, wie Achsschenkel, Pleuelstangen, Getriebewellen und Zahnräder [Deu22b]. Der warmgewalzte und vergütete Werkstoff wurde beim Härten für $t = 30$ min auf eine Temperatur von $T = 850$ °C erhitzt und in Wasser abgeschreckt. Das Anlassen erfolgte bei einer Temperatur von $T = 610$ °C für $t = 60$ min mit anschließender Abkühlung an der Luft. Die chemische Zusammensetzung des verwendeten Versuchswerkstoffs wurde dem 3.1 Abnahmeprüfzeugnis des Lieferanten entnommen und ist in **Tabelle 4.2** dargestellt.

Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung von 42CrMo4+QT (1.7225) [DEL22; DIN18]

Element	Kohlenstoff	Mangan	Silicium	Phosphor	Schwefel	Chrom	Nickel	Kupfer	Molybdän	Aluminium
Kürzel	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al
Gew.-%	0,420	0,850	0,230	0,011	0,018	1,070	0,220	0,200	0,15	0,025

Insbesondere beim Ejektortiefbohren ist eine intelligente Handhabung des Spanabtransports bei langspanenden Werkstoffen sicherzustellen, da im Vergleich zum BTA-Bohren deutlich geringere KSS-Drücke resultieren. Um den Einfluss von langspanenden Werkstoffen auf die KSS-Strömung und den Abtransport der Späne zu analysieren, wird neben dem Vergütungsstahl auch ein Einsatz- und Wälzlagerstahl 18CrNiMo7-6 (Werkstoff-Nr. 1.6587) für ausgewählte Versuchsreihen eingesetzt, der zur Ausbildung von Band- und Wirrspänen neigt. Das Formänderungsvermögen und damit die Spanformung wird maßgeblich durch den zu bearbeitenden Werkstoff sowie bei Stählen entscheidend durch Legierungselemente bestimmt [DT11]. Der Einsatzstahl weist eine sehr hohe Kernfestigkeit bei guten Zähigkeitseigenschaften auf und wird für höchstbeanspruchte Getriebeteile wie Tellerräder, Antriebsritzel und Zahnräder verwendet. Die chemische Zusammensetzung von 18CrNiMo7-6 kann **Tabelle 4.3** entnommen werden.

Tabelle 4.3: Chemische Zusammensetzung von 18CrNiMo7-6 (1.6587) [Deu22a; DIN22b]

Element	Kohlenstoff	Mangan	Silicium	Phosphor	Schwefel	Chrom	Nickel	Kupfer	Molybdän	Aluminium
Kürzel	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al
Gew.-%	0,180	0,700	0,400	0,025	0,035	1,650	1,550	0,400	0,300	0,050

Die günstigeren Spanformen des Vergütungsstahls 42CrMo4+QT sind auf den höheren Kohlenstoffgehalt von > 0,2 % C bis zur eutektoiden Zusammensetzung (Perlit) von 0,8 % C durch das reduzierte Formänderungsvermögen zurückzuführen [DT11]. Die physikalischen und mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe sind in **Tabelle 4.4** gegenübergestellt.

Tabelle 4.4: Physikalische Eigenschaften der Versuchswerkstoffe [DEL22; Deu22a; Deu22b; DIN18; DIN22b]

Eigenschaft	42CrMo4+QT (1.7225)	18CrNiMo7-6 (1.6587)
Dichte ρ	7,72 kg/dm³	7,80 kg/dm³
E-Modul E	210 kN/mm²	210 kN/mm²
Zugfestigkeit R_m	994 N/mm²	800 N/mm²
Dehngrenze $R_{p0,2}$	680 N/mm²	692 N/mm²
Bruchdehnung A	16 %	8 %
Kerbschlagarbeit *KV2*	36 J	41 J
Wärmeleitfähigkeit	42,6 W/(m·K)	39,8 W/(m·K)

Beide Werkstoffe liegen als Wellenmaterial mit einem Durchmesser von $D = 50$ mm und einer Länge von $l = 250$ mm vor. Da sowohl die Probenvorbereitung, als auch die angewendete Anbohrstrategie in Form einer Pilotbohrung und einer Anbohrbuchse, in Abhängigkeit des individuellen Versuchsstands variieren, werden diese Randbedingungen zum verbesserten Verständnis im direkten Zusammenhang mit den technologischen Grundlagenuntersuchungen und den Versuchsdurchführungen dargestellt.

4.4 Mess- und Analysetechnik

Zur ganzheitlichen Bewertung der physikalischen Vorgänge beim Ejektortiefbohren liefern die Analysen der Volumenstrom- und Fluiddruckmessung, des thermomechanischen Belastungskollektivs, der Spanbildung und des Werkzeugverschleißes wichtige Erkenntnisse. Zur Aufnahme und Messung der variierenden Zielgrößen werden im Rahmen der wissenschaftlichen Arbeit eine Vielzahl von Mess- und Analysetechniken entwickelt, validiert und eingesetzt. In Ergänzung zu den aufgeführten Geräten ist für ausgewählte Versuchsaufbauten weitere Messtechnik einzusetzen, die in den jeweiligen Kapiteln gesondert beschrieben wird.

4.4.1 Telemetriesystem zur kontaktlosen Messdatenübertragung

Aufgrund der anspruchsvollen Bearbeitung mit rotierendem Werkzeug ist keine kabelgebundene Messdatenübertragung realisierbar, sodass ein Versuchsstand mit Telemetriesystem zur prozesssimultanen Erfassung und kontaktlosen Übertragung der Prozessdaten entwickelt wird. Zur Übertragung der Daten werden separierte 1-Kanal-Telemetrie-Sender vom Typ dt12-10DC der Firma *datatel Telemetrie Elektronik GmbH* eingesetzt, die über einen Verstärker, einen Signalwandler sowie einen HF-Modulator verfügen und über konventionelle 9-Volt Blockakkus mit Strom versorgt werden. Beim Durchlaufen der Messkette wird das Sensorsignal durch den Verstärker verstärkt und auf einen Normpegel konditioniert, mithilfe des Signalwandlers in eine Unterträgerfrequenz überführt und anschließend durch den HF-Modulator in eine HF-Trägerfrequenz moduliert, die über eine angeschlossene Sender-Antenne übertragen wird. Zur Erzielung einer maximalen Systemverstärkung von $V_{max} = 5.000$ werden kleinstmögliche Verstärkungswiderstände von $R = 510\ \Omega$ integriert. Um die maschinenseitig verbaute Messtechnik am rotierenden Ejektorsystem in einer definierten Position zu fixieren und gegen auftretende Störeinflüsse wie z. B. austretenden KSS zu schützen, wird eine Telemetrieeinheit, bestehend aus Telemetriekammer und abgedichtetem Deckel, entwickelt, die in **Abbildung 4.4** skizziert ist. Die Telemetrieeinheit wird konzentrisch zum Ejektorsystem angeordnet und an der Überwurfmutter des Spannzangensystems verschraubt.

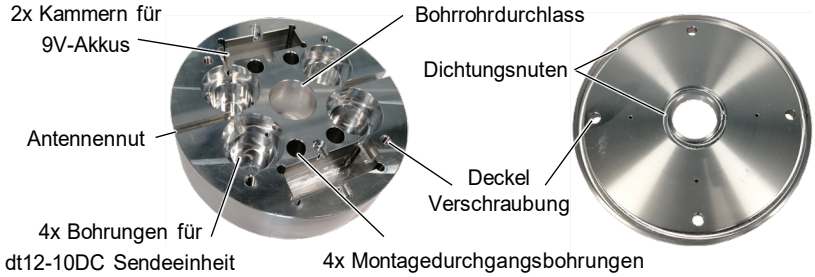


Abbildung 4.4: Rotationssymmetrische Telemetrieeinheit zur Applizierung der maschinenseitigen Messtechnik

Da das gesamte Telemetriesystem im Prozess rotiert und hohen Beschleunigungskräften ausgesetzt ist, ist die konstruktive Auslegung zwingend rotationssymmetrisch auszuführen, sodass eine Unwucht im Prozess vermieden wird. Auf der stationären Seite extern der Versuchsmaschine wird die HF-Trägerfrequenz von Empfänger-Antennen erfasst und zur Telemetrie-Empfängereinheit vom Typ dt193 geleitet. Der integrierte HF-Demodulator wandelt die HF-Frequenz zurück, sodass diese von der Tunerkarte vom Typ dt471 in eine Spannung, die proportional zum Sensorsignal ist, überführt wird. Die Digitalisierung und Übertragung der Messsignale erfolgt über eine Messkarte vom Typ NI USB-4431 der Firma *National Instruments* an den Messrechner, sodass die Daten nahezu echtzeitfähig mithilfe der Datenerfassungssoftware *Signal Express* visualisiert und gespeichert werden. Die Analyse erfolgt mithilfe der Software *Diadem* der Fima *National Instruments*.

4.4.2 Volumenstrom- und Fluiddruckmessung

Zur Erarbeitung eines Grundlagenverständnisses in Bezug auf die physikalischen Wirkzusammenhängen bei der Entstehung des Ejektoreffekts, ist die Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse im Werkzeugsystem von essentieller Bedeutung. Um das Aufteilungsverhältnis des zugeführten Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ zwischen Ringraum und Ejektordüsen zu erfassen und auszuwerten, ist der Einsatz zwei verschiedener Volumenstromsensoren notwendig, die den zugeführten und abgeführten KSS-Volumenstrom simultan erfassen. Der zugeführte Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ wird mit einem mechatronischen Volumenstromsensor SBG246 der Firma *ifm electronic GmbH* vermessen, der unmittelbar nach der KSS-Pumpe montiert wird (siehe Kapitel 4.1). Bei dieser robusten Sensorart ist ein beweglicher Bolzen um 45° zur Strömungsrichtung im Strömungskanal montierten, der die Fluidgeschwindigkeit und dadurch den Volumenstrom aufgrund der Bolzenverschiebung bestimmt. Dahingegen ist der Einsatz eines mechatronischen Sensors zur Erfassung des

abgeführten KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$ nicht zweckdienlich, da die Strömung mit Festkörperpartikeln in Form von Spänen angereichert und dadurch zwingend kontaktlos durchzuführen ist. Des Weiteren haben Voruntersuchungen gezeigt, dass bereits die geringe Querschnittsverjüngung durch den Messbolzen im Strömungskanal das Druckniveau im Werkzeugsystem erhöht und ein Eintreten des Ejektoreffekts verhindert. Um eine kontaktlose Messung zu realisieren, wird ein magnetisch-induktiver Volumenstromsensor vom Typ SM8020 der Firma *ifm electronic GmbH* eingesetzt, der ein magnetisches Feld orthogonal zur Strömungsrichtung erzeugt. Durch den KSS-Durchfluss wird eine Spannung induziert, die linear zur Strömungsgeschwindigkeit ist. Der messtechnische Aufbau und die Positionierung im Werkzeugsystem sind in **Abbildung 4.5** visualisiert. Beim Ejektortiefbohren mit rotierendem Werkzeug ist der aus dem System austretende KSS-Späne Volumenstroms $\dot{V}_2$ stark turbulent und neben den Spänen zusätzlich mit Luft angereichert, was dem konstruktiven Aufbau des Ejektorsystems geschuldet ist (Abbildung 4.5 Abschnitt A). Der aus dem Doppelrohrsystem austretende KSS wird durch die Dichthülse in die rotierende Werkzeugaufnahme geleitet und über eine radiale Bohrung in das Gehäuse transportiert. Um die Luft aus dem KSS-Späne-Gemisch abzuscheiden und die Genauigkeit der Volumenstrommessung zu erhöhen, ist die Einbringung einer Beruhigungsstrecke am Ein- und Auslauf zwingend erforderlich. Der minimale Durchmesser der Messstrecke beträgt $d_{min} = 17$ mm, sodass auch bei Versuchen mit erhöhtem Volumenstrom ($\dot{V}_\Sigma \approx 90$ l/min) ein Eintritt des Ejektoreffekts gewährleistet ist, da der Füllstand im Gehäuse des Ejektorsystems nicht über das Niveau der Werkzeugaufnahme steigt. Würde dieses Höhenniveau überschritten, führt der erhöhte Strömungswiderstand zu einem gesteigerten Druck im Innenrohr und dadurch zu einem Abbruch des Ejektoreffekts.

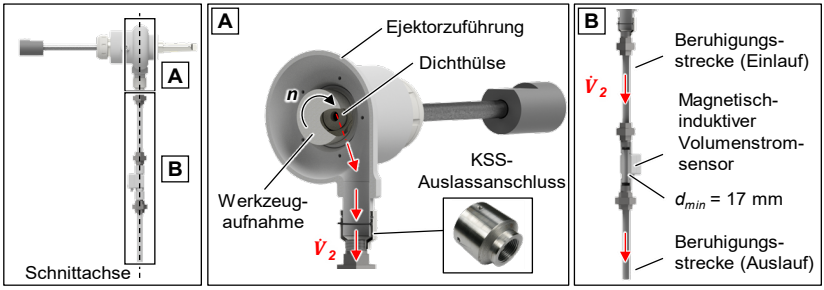


Abbildung 4.5: Positionierung der Volumenstromsensoren im Werkzeugsystem

Neben der Sensorik zur Erfassung der Volumenströme werden zusätzlich unterschiedliche Arten von Drucksensoren im Werkzeugsystem appliziert, die in

Abbildung 4.6 dargestellt sind. Da ein Teil der Sensoren im vollgefluteten KSS-Bereich eingesetzt wird, werden alle Sensoren konsistent als Absolutdrucksensoren ausgeführt, wobei die Messung des KSS-Drucks bezogen auf das Vakuum (Relativdruckmessung) erfolgt. Des Weiteren werden alle Sensoren in gleicher Orientierung appliziert, sodass der statische KSS-Druck ermittelt wird (siehe Abbildung 2.5). Für den stationären Teil des Versuchsaufbaus im Bereich des Werkstücks werden zwei Absolutdrucksensoren vom Typ A-10 mit einem Druckmessbereich von $p = 0…25$ bar der Firma *WIKA Alexander Wiegand SE & Co. KG* verwendet, mit denen der KSS-Druck am Bohrungsgrund p_{grund} sowie der radial zur Bohrungsachse wirkende Druck an der Bohrungswand p_{wand} bestimmt werden können. Die Datenleitungen der stationären Sensoren werden kabelgebunden aus der Maschine geführt und an die externe Messperipherie angeschlossen.

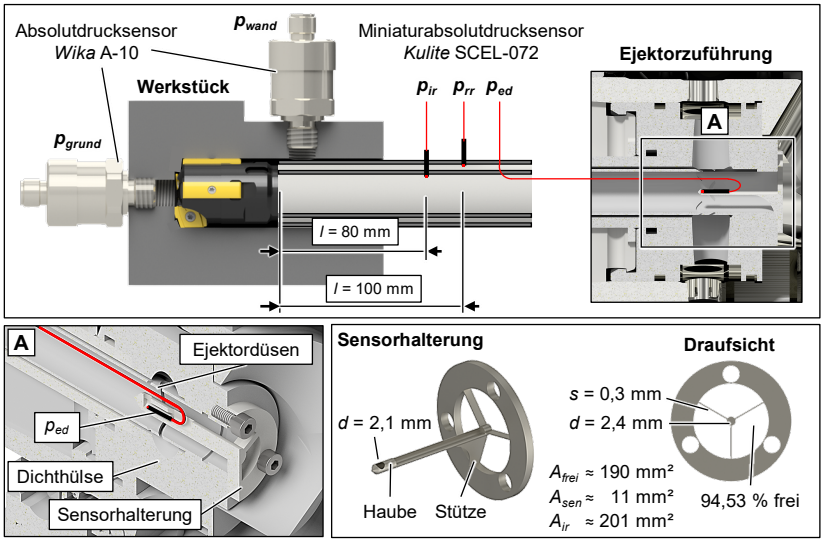


Abbildung 4.6: Positionierung der Drucksensoren im Werkzeugsystem

Zusätzlich wird der KSS-Druck im rotierenden Werkzeugsystem im Ringraum p_{rr}, im Innenrohr p_{ir} sowie im Innenrohr im Bereich der Ejektordüsen p_{ed} gemessen. Bei der Auswahl der Sensorik sind folgende technische Anforderungen, wie die schnelle Rotation des Werkzeugs ($n \approx 950\ \text{min}^{-1}$) und die daraus resultierenden hohen Beschleunigungskräfte in Messzellenrichtung ($> 30\ g$), die Abmessungen des Doppelrohrsystems (Spaltmaß $s_{rr} = 1$ mm zwischen Innen- und Bohrrohr) sowie der Einsatz im voll gefluteten Kühlschmierstoffbereich zu berücksichtigen. Unter

Betrachtung des Anforderungsprofils werden SCEL-072 Miniaturabsolut-drucksensoren der Firma *Kulite Semiconductor Products* mit einem Messzellendurchmesser von $d = 1{,}9$ mm und einer Sensorlänge von $l = 9{,}5$ mm ausgewählt, die vorwiegend bei Turbomaschinen in der Luftfahrttechnik eingesetzt werden und einen Druckmessbereich von $p = 0\ldots21$ bar abdecken. Des Weiteren sind die Sensoren abgedichtet ausgeführt und weisen eine sehr geringe Beschleunigungsempfindlichkeit von $9 \cdot 10^{-5}$ % FS/g orthogonal zur Messzelle auf. Die daraus resultierende größtmögliche Messungenauigkeit bei maximaler Beschleunigung liegt dadurch bei nur $2{,}7 \cdot 10^{-3}$ %. Neben der Auswahl stellt vor allem die Applizierung der Sensorik im rotierenden Werkzeug eine komplexe Herausforderung dar. Um eine präzise und stabile Positionierung des Drucksensors im Bereich der Ejektordüsen im rotierenden Innenrohr sicherzustellen, wird eine filigrane Sensorhalterung entwickelt und additiv gefertigt, die im montierten Zustand die KSS-Strömung im Werkzeug nur marginal beeinflusst. In Strömungsrichtung wird der Gesamtrohrquerschnitt des Innenrohrs von $A_{ir} \approx 201$ mm² durch die Sensorhalterung um eine Fläche von $A_{sen} \approx 11$ mm² verjüngt, sodass 94,53 % des Rohrquerschnitts ungehindert durchströmt werden können. Die in Abbildung 4.6 dargestellte Sensorhalterung wird axial mit der Dichthülse verschraubt und der Sensor mit der Messzelle voran in die Haube eingeführt. Die Datenleitung des Sensors wird dazu in das geschlitzte Rohr $d = 2{,}4$ mm eingeklebt. Die Auslegung und Fertigung der Sensorhalterung erfolgt in mehreren Iterationen, da erste Ausführungen mit einer Stegbreite von $s = 0{,}5$ mm aufgrund des erhöhten Strömungswiderstands zu einem Abbruch des Ejektoreffekts führen. Zur Montage der Drucksensoren im Innenrohr werden Querbohrungen in das Bohrrohr und Innenrohr eingebracht, die im montierten Zustand bestmöglich konzentrisch übereinanderliegen und mit Kupferhülsen fixiert, sodass keine Relativbewegung zwischen den Rohren stattfindet. Nach der Sensormontage werden die Bohrungen mit dem kalt aushärtenden Klebstoff *X60* aus Methylmetacrylat verschlossen, da bereits geringe Leckagen im Doppelrohrsystem zu einem Abriss der Ejektoreffekts führen. Die Datenleitungen der Drucksensoren werden an der Außenseite des Bohrrohrs befestigt und in die Sensorik der konzipierten Telemetriekammer geführt. Um die Drucksensoren zu kalibrieren, wird die in **Abbildung 4.7** Abschnitt A dargestellte Kompressionskammer entwickelt und in dem Analogieversuchsstand in Abschnitt B eingesetzt. Die Bestimmung der Kalibrierungskurven erfolgte mithilfe verschiedener Sensorarten sowie durch ein in den Sensoranschlüssen montiertes Manometer und die Beaufschlagung der Kompressionskammer mit variierenden Drücken.

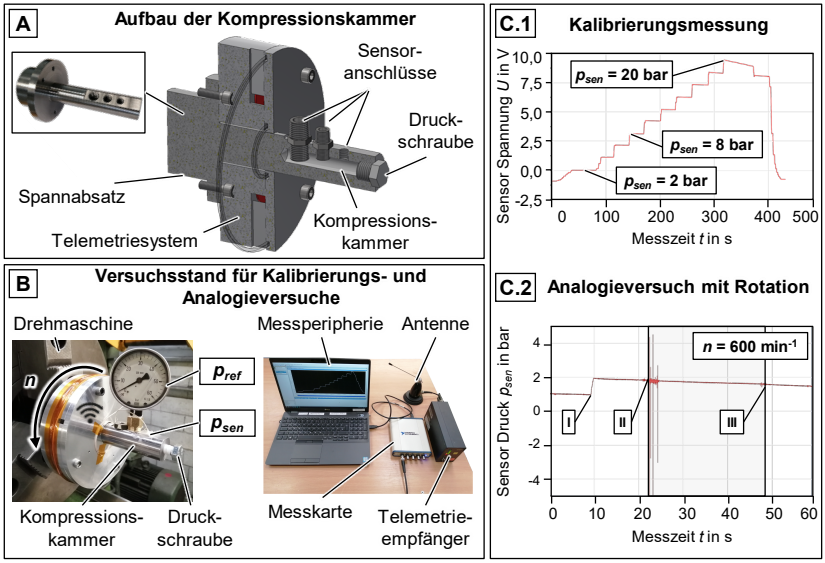


Abbildung 4.7: Analogieversuchsstand zur Kalibrierung der Drucksensoren (C.2: I: Druckbeaufschlagung der Kompressionskammer, II: Start der Spindelrotation, III: Stopp der Spindelrotation)

Das Einbringen des Fluiddrucks wird durch eine Druckschraube mit abgedichtetem Gewinde realisiert, die bei einer Erhöhung des Anzugsmoments den Druck auf die mit Fluid gefüllte Kompressionskammer erhöht. Die Kalibrierungsmessung sowie der Analogieversuch auf der Drehmaschine *MAG Boehringer M670* zur Analyse des Rotationseinflusses auf die Druckmessung sind für die SCEL-072 Miniaturabsolutdrucksensoren unter Verwendung des Telemetriesystems in Abbildung 4.7 in Abschnitt C dargestellt. Die Messung C.1 zeigt die ausgegebene Sensorspannung bei einer schrittweisen Steigerung des Kompressionskammerdrucks um $p = 2$ bar. Dieses Vorgehen wird für alle Sensoren durchgeführt und die jeweiligen Kalibrierungswerte in der Messsoftware hinterlegt. Im darauffolgenden Schritt wird der Rotationseinfluss auf der Drehmaschine analysiert. Dabei wird die Kompressionskammer mit einem definierten Kammerdruck von $p = 2$ bar beaufschlagt (C.2 I) und durch die Rotation der Spindel in Bewegung versetzt (C.2 II). Es zeigt sich, dass durch die ausgewählte Sensorik eine korrekte Messung des KSS-Drucks unabhängig von der Werkzeugrotation möglich ist. Die gemessenen Druckamplituden in Abschnitt C.2 II bei Rotationsbeginn sind auf die Messkabelanbindung an die Messzelle zurückzuführen und konnten durch eine zusätzliche Fixierung mit

Epoxidharz im späteren Versuchseinsatz verhindert werden. Der finale Versuchsaufbau ist in **Abbildung 4.8** gezeigt. Aufgrund des komplexen Aufbaus der Messtechnik ist das Werkzeugsystem außerhalb der Maschine vorzumontieren. Nachdem der in Abschnitt D gezeigte Drucksensor p_{ed} in die Sensorhalterung eingeklebt ist, wird dieser mit der Dichthülse verschraubt und auf das Innenrohr aufgesetzt, sodass im Anschluss das Gesamtsystem im Ejektorgehäuse eingesetzt und mit dem Spannzangenfutter angezogen wird. Im letzten Schritt werden die Datenkabel am Bohrrohr befestigt und zur Telemetriekammer geführt.

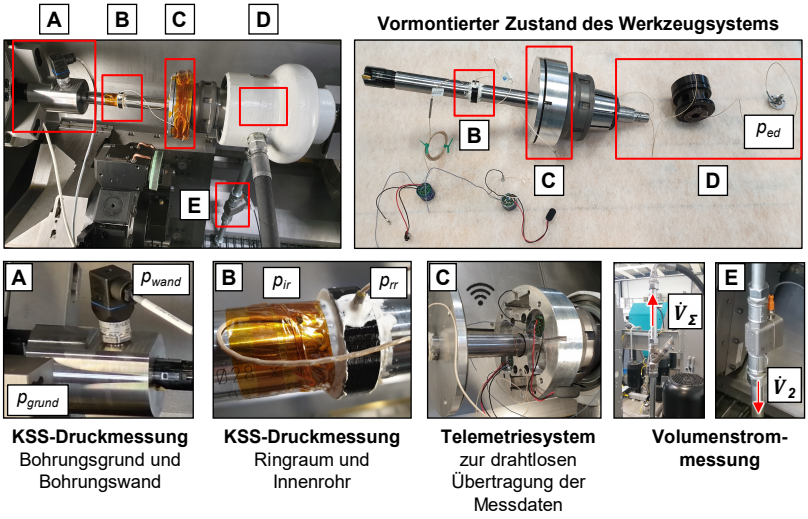


Abbildung 4.8: Experimenteller Versuchsaufbau zur Druck- und Volumenstrommessung

4.4.3 Mechanische Werkzeugbelastung

Die messtechnische Analyse beinhaltete darüber hinaus die prozessbegleitende Erfassung der auftretenden mechanischen Werkzeugbelastung. Die Messung der Vorschubkraft F_f erfolgt über zwei Dehnungsmessstreifen-Module vom Typ 1-XY31-6/350 (Firma *Hottinger Brüel & Kjaer*). Diese DMS-Module (R_1/R_2 und R_3/R_4) verfügen über zwei nebeneinanderliegende, um 90° versetzte Messgitter mit einem Nennwiderstand von R_n = 350 Ω und einer Messgitterlänge von l_{dms} = 6 mm. Die Applizierung der Module erfolgt parallel zur Rotationsachse des Bohrrohres sowie radial in Umfangsrichtung. Dabei werden die Module gegenüberliegend auf der Bohrrohr-Außenfläche befestigt und in einer Wheatstone´schen Brückenschaltung als Vollbrücke verschaltet. Für die Messung des Bohrmomentes M_b werden zwei

Dehnungsmessstreifen-Module vom Typ 1-XY41-6/350 des gleichen Herstellers eingesetzt. Auch diese DMS-Module (R_5/R_8 und R_6/R_7) verfügen jeweils über zwei nebeneinanderliegende, um 90° versetzte Messgitter. Bei der Applizierung der Module werden die Messgitter mit identischer Messgitterabmessung jeweils um 45° gegenüber der Rotationsachse des Bohrrohres ausgerichtet. Die Module werden radial um 90° versetzt auf der Bohrrohr-Außenfläche angeordnet und in einer Wheatstone´schen Brückenschaltung als Vollbrücke verschaltet. Die Applizierung der DMS erfolgt mit einem kalt aushärtenden Cyanacrylat-Schnellklebstoff vom Typ Z70. Zur Isolation gegen äußere Einflüsse, wie z. B. den Kühlschmierstoff, werden sowohl die DMS, als auch alle offenliegenden Lötstellen, dreifach mit dem Polyurethan-Lack PU140 abgedeckt. Die Applizierung der Messtechnik sowie die Anordnung der DMS auf dem Bohrrohr ist in **Abbildung 4.9** visualisiert. Nach der Implementierung der Messtechnik wird die Kraftmesstechnik kalibriert. Dazu wird das Bohrrohr mit einer definierten Kraft in Vorschubrichtung belastet, die simultan mit den DMS sowie einem Quarz-Kraftmesselement vom Typ 9331B der Firma *Kistler* erfasst wird.

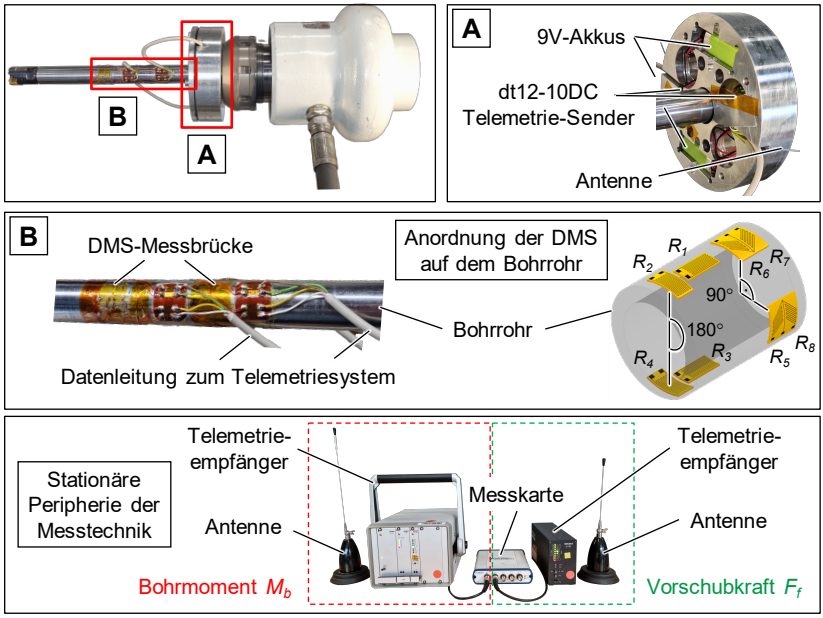


Abbildung 4.9: Applizierung des Telemetriesystems und der Dehnungsmessstreifen (DMS) auf dem Werkzeugsystem sowie dem Aufbau der stationären Peripherie

Die Kalibrierung des Moments in Drehrichtung erfolgt durch ein Handkraftmessgerät vom Typ BFG 500 N der Firma *Mecmesin* in Kombination mit einem biegesteifen Hebelarm mit einer definierten Länge von $l = 1.000$ mm und einem am Bohrkopf eingehängten Hakenschlüssel. Die aus der elastischen Verformung resultierenden Ausgangssignale sind proportional zur Belastung, sodass für beide Belastungstypen eine lineare Steigungsfunktion ermittelt und in der Messsoftware hinterlegt werden kann.

4.4.4 Temperaturerfassung

Zur Analyse der beim Bohrprozess umgesetzten Wärmeenergie sind detaillierte Untersuchungen der Temperaturverteilung in Werkzeug und Werkstück erforderlich. Dabei wird die in das Werkstück eingebrachte Wärmeenergie durch Thermoelemente und die Temperatur des Werkzeugs mithilfe eines Quotientenpyrometers erfasst. Die Applizierung der drei Thermoelemente sowie des Lichtwellenleiters des Quotientenpyrometers erfolgt jeweils um 90° versetzt in einer Ebene und ist in **Abbildung 4.10** skizziert.

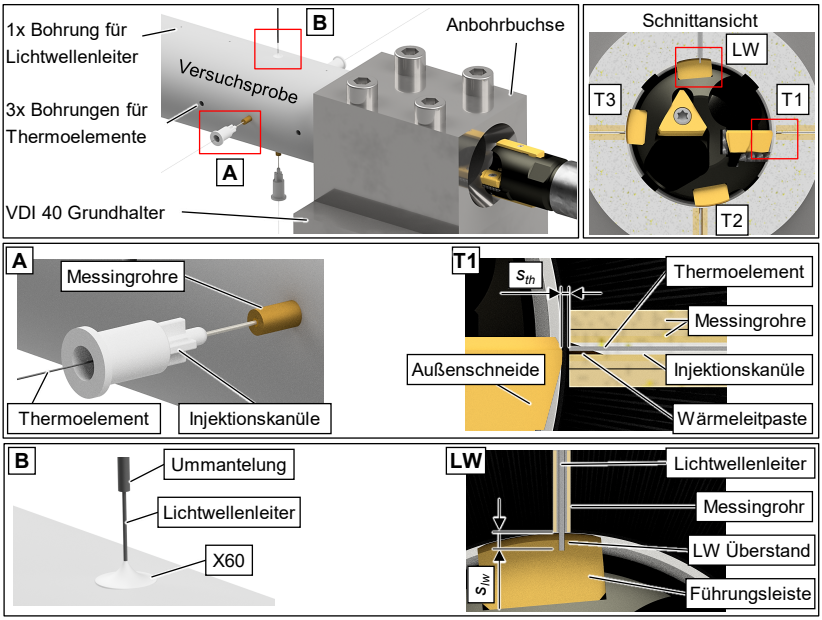


Abbildung 4.10: Experimenteller Versuchsaufbau zur Temperaturmessung im Bohrprozess

Zur Erfassung der Werkstücktemperatur werden drei Thermoelemente vom Typ K (Nickel-Chrom-Nickel) mit einem Durchmesser von $d = 0{,}25$ mm eingesetzt, da sie den Vorteil eines großen Messbereichs bei gleichzeitig schneller Ansprechzeit und hochpräziser Messung bieten. Die Thermoelemente werden in drei Bohrungen mit einem Durchmesser von $D = 3$ mm mit variierenden Abständen zur Bohrungswand ($s_{th123} = 0{,}05/\ 0{,}1/\ 0{,}15$ mm) radial in der Versuchsprobe appliziert (Abbildung 4.10 T1). Um ein Abknicken der filigranen Thermoelemente zu verhindern, werden diese im ersten Schritt in chirurgischen Injektionskanülen fixiert, sodass ein knickfreies und sauberes Leiterpaar über die Stichlänge der Kanüle vorliegt. Im nächsten Schritt werden die Bohrungen in der Versuchsprobe mit Kontaktspray gereinigt und mit Wärmeleitpaste versehen. Anschließend werden zwei Messingrohre zur Durchmesserreduzierung eingesetzt, die Kanüle mit dem Thermoelement in den Messingrohren positioniert und mit kalt aushärtendem Klebstoff *X60* verklebt. Die Werkzeugtemperatur wird an der Außenschneide sowie an den Führungsleisten mit einem Quotientenpyrometer vom Typ Fire III der Firma *En2Aix* ermittelt, da diese gegenüber der stirnseitigen Zerspanprozesse den größten Wärmeeintrag beim Bohrprozess mit Führungselementen bewirken. Dies ließ sich bereits beim BTA-Bohren bestätigen und ist aufgrund des vergleichbaren Bohrkopfaufbaus auf das Ejektorbohren übertragbar [BBH+18]. Zur Erfassung der Temperatur wird ein Lichtwellenleiter (Glasfaser) mit einem Durchmesser von $d = 330$ µm verwendet. Für die Applikation werden in der Versuchsprobe Pyrometriebohrungen mit einem Durchmesser $D = 1$ mm und einer Bohrungstiefe von $l = 11$ mm eingebracht, sodass ein Überstand des Lichtwellenleiters über die Bohrungswand von $s_{lw} = 1$ mm gegeben ist (Abbildung 4.10 LW) und dieser im Prozess zerspant wird. Der direkte Kontakt zwischen Messfaser und Werkzeugschneide sowie Führungsleiste gewährleistet auch unter Einsatz von KSS eine valide Messung der Temperatur. Um einen Defekt der extrem bruchempfindlichen Glasfaser bei Unterschreitung des Biegeradius zu verhindern, wird analog zum Einsatz der Thermoelemente ein Messingrohr zur Durchmesserreduzierung und Führung in die mit Kontaktspray gereinigte Bohrung eingesetzt. Vor der Applizierung wird die Ummantelung entfernt, sodass nur die Glasfaser in das Messingrohr eingeführt und mit *X60* verklebt wird.

4.4.5 Spanbildungs- und Strömungsanalyse

Zur ganzheitlichen Analyse und Optimierung von Tiefbohrprozessen und Werkzeugen ist es unabdingbar, fundierte Erkenntnisse über die Spanbildungsvorgänge und Strömungscharakteristika im Werkzeug zu erlangen. Da beim Bohren im Gegensatz zu anderen spanende Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide, wie z. B. dem Fräsen oder Drehen, keine optische Zugänglichkeit der Wirkstelle gegeben ist, wird für die optische Analyse der Strömungscharakteristika und der Spanbildung ein Referenzversuchsstand mit modifiziertem KSS-Kreislauf entwickelt, der in **Abbildung 4.11** schematisch dargestellt ist.

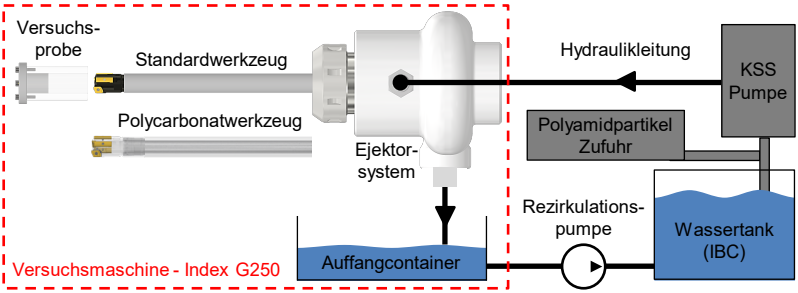


Abbildung 4.11: Schematische Darstellung des modifizierten KSS-Kreislaufs

Aufgrund der hohen Opazität der verwendeten Emulsion werden die Versuchsreihen unter Verwendung von Wasser durchgeführt. Hierzu wird die externe KSS-Tauchpumpe auf einem Wassertank adaptiert. Das aus dem Ejektorsystem austretende Wasser-Späne-Gemisch wird in einen Auffangcontainer geleitet, die Späne über ein Gitter separiert und das Wasser mithilfe einer Rezirkulationspumpe zurück in den Wassertank gefördert. Zur Analyse der Strömungscharakteristika am Bohrkopf sowie im Inneren des Doppelrohrsystems wird ein maßgetreues Sonderwerkzeugsystem (Ejektorbohrkopf, Bohrrohr und Innenrohr) aus hochtransparentem Polycarbonat gefertigt. Die Visualisierung der Strömung erfolgt durch Polyamidpartikel mit einem Durchmesser von $d = 100\ \mu m$, sodass diese ausreichend groß sind um mit der Hochgeschwindigkeitskamera optisch erfasst zu werden, die Strömung jedoch nicht beeinflusst wird. Die Zuführung der Polyamidpartikel im KSS erfolgt mit einer kompakten Aquaristikpumpe direkt in den Ansaugbereich der Tauchpumpe. Für die visuelle Erfassung der Strömungscharakteristika sowie der Spanbildung wird eine Hochgeschwindigkeitskamera (HGK) vom Typ VW-600M der Firma *Kistler* eingesetzt.

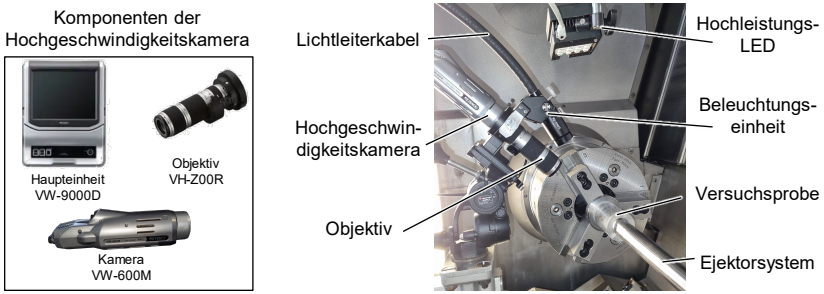


Abbildung 4.12: Versuchsaufbau der Hochgeschwindigkeitsuntersuchungen

Des Weiteren wird die Versuchsmaschine um einen konstruktiven Aufbau erweitert, der einen Bearbeitungsprozess mit offener Maschinentür bei simultaner wirkstellennaher Positionierung der HGK mit Belichtungstechnik zulässt, welcher in **Abbildung 4.12** gezeigt ist. In den Einsatzversuchen werden 4.000 Bilder pro Sekunde bei einer Auflösung von 640 x 480 Pixeln mit einer fünffachen Vergrößerung aufgezeichnet. Das Objektiv wird mit einer Beleuchtungseinheit vom Typ VW-L1 ausgestattet und über ein Lichtleiterkabel mit der Steuerungseinheit verbunden. Zur Verbesserung der Helligkeitsdynamik wird parallel eine weitere Beleuchtungsquelle vom Typ MultiLed QT der Firma *GSVitec* implementiert, die 12.000 Lumen liefert und mithilfe eines Magnetstatives an der Motorfrässpindel der Versuchsmaschine fixiert ist. Die Spanbildung wird anhand von zylinderförmigen Proben aus 42CrMo4+QT analysiert, bei der mithilfe der Substitution der Bohrungswand durch blickdurchlässiges Polycarbonat ein visueller Zugang zur Spanbildungszone gegeben ist. Die Acrylglashülse wird jeweils auf den Absatz der Werkstoffproben gesteckt und mit drei Innensechskantschrauben (M5 x 25) radial um 90° versetzt fixiert, sodass weiterhin eine optische Zugänglichkeit zur Spanbildungszone gewährleistet wird. Der Versuchsaufbau und die Versuchsprobe sind in **Abbildung 4.13** dargestellt.

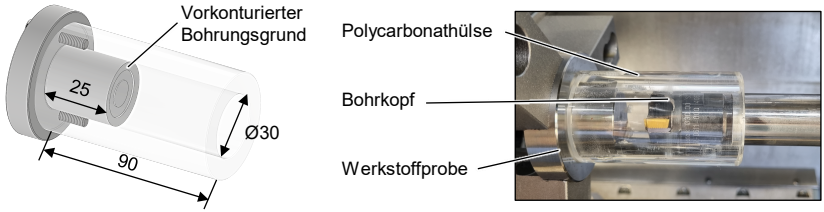


Abbildung 4.13: Versuchsprobe und Aufbau zur Spanbildungsanalyse

Zur Analyse der Spanbildung werden die erzeugten Späne für variierende Parameter aufgefangen und gesammelt. Im Anschluss erfolgt die Anfertigung von fotographischen Übersichtsaufnahmen mit einem digitalen Auflichtmikroskop VHX-950F der Firma *Keyence* zur Bewertung der Spanabmessungen sowie von Detailaufnahmen der entstandenen Späne zur detaillierten Analyse der Spanformung. Charakteristische Spanmorphologien werden zusätzlich mithilfe des 3D-Oberflächenmessgerätes Infinite Focus G5 der Firma *Alicona* digitalisiert. Im Anschluss erfolgt die Nachbearbeitung der charakterisierten Spanmodelle, um die Fehlstellen der Digitalisierung zu beheben.

4.4.6 Werkzeugverschleißanalyse

Die Einsatzversuche der optimierten Ejektorwerkzeuge werden unter Dokumentation der tribologisch beanspruchten Kontaktelementen in festgelegten Intervallen mithilfe des digitalen Auflichtmikroskops VHX-950F der Firma *Keyence* durchgeführt. Da bei Tiefbohrwerkzeugen an den Schneiden, den Führungsleisten und dem Werkzeuggrundkörper Verschleißerscheinungen auftreten können, werden alle Elemente in die Analyse aufgenommen

5 Technologische Grundlagenuntersuchungen

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt die Darstellung der Versuchsergebnisse zur Strömungsanalyse des KSS beim Ejektortiefbohren, sodass ein tiefgreifendes Verständnis der physikalischen Wirkzusammenhänge bei der Entstehung des Ejektoreffekts generiert wird (Kapitel 5.1). Im nächsten Schritt werden die im Bohrprozess auftretenden Werkzeugbelastungen und Temperaturen detektiert und das thermomechanische Belastungskollektiv analysiert (Kapitel 5.2). Nachfolgend werden die Ergebnisse der wirkstellennahen Analyse der Spanbildung beim Ejektortiefbohren vorgestellt (Kapitel 5.3). Aufbauend auf diesen technologischen Grundlagenuntersuchungen werden in Kapitel 6 strömungsoptimierte Ejektorbohrköpfe konzipiert, die eine verbesserte KSS-Versorgung der Schneidkante gewährleisten sowie einen sicheren Spanabtransport begünstigen und dadurch eine gesteigerte Prozessstabilität zur Folge haben.

5.1 Strömungsanalyse des Kühlschmierstoffs beim Ejektortiefbohren

Um die physikalischen Wirkzusammenhänge bei der Entstehung des Ejektoreffekts ganzheitlich zu analysieren, wird das KSS-Teilungsverhältnis im Werkzeugsystem zwischen den Ejektordüsen und dem Ringraum ermittelt. Darauf aufbauend werden die Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Eintritt des Ejektoreffekts prozesssimultan unter Variation der Werkzeugdrehzahl n und des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_{\Sigma}$ ausgewertet. Abschließend werden Hochgeschwindigkeits-aufnahmen im laufenden Tiefbohrprozess unter Verwendung des Werkzeugsystems aus Polycarbonat sowie einer mit Polyamidpartikeln angereicherten KSS-Strömung angefertigt, sodass die KSS-Strömung am Werkzeug analysiert und die auftretenden Strömungscharakteristika detektiert werden.

5.1.1 Analyse des KSS-Teilungsverhältnisses im Werkzeugsystem

Ein essentieller Schritt, um die physikalischen Vorgänge bei der Entstehung des Ejektoreffekts zu analysieren, ist die messtechnische Erfassung der Volumenstromaufteilung im Werkzeugsystem mit dem in Abbildung 4.5 visualisierten Versuchsaufbau. Die spezielle KSS-Führung im Ejektorsystem resultiert in partiellen Strömungsbereichen mit stark turbulenter Strömung und Wirbelbildungen sowie teilgefluteten Werkzeugbereichen aufgrund der Einmischung von Luft in den KSS. Um einen Einfluss dieser Faktoren auf die Genauigkeit der Messungen des abgeführten Volumenstroms auszuschließen, werden zusätzliche Validierungsmessreihen ausgelitert. Dazu wird die KSS-Pumpe gestartet und der durch die Ejektordüsen separierte und aus dem System austretende Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_{I}$ für einen definierten Zeitraum mit einem skalierten Gefäß aufgefangen und vermessen. Um einen

Rückfluss des Rezirkulationsvolumenstroms $\dot{V}_{0,rr}$ durch das Innenrohr auszuschließen, wird dieses mit einem Weichgummistopfen abgedichtet, sodass der KSS vom Bohrkopf direkt in den Maschinenraum geleitet wird. Dadurch wird sichergestellt, dass beim Auslitern ausschließlich der Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ durch die Ejektordüsen und nicht der gesamte KSS-Späne-Volumenstrom $\dot{V}_2$ erfasst wird. Ein Einfluss der Innenrohrabdichtung auf das KSS-Teilungsverhältnis konnte ausgeschlossen werden, da im Standardprozess sowie beim Referenzprozess mit abgedichtetem Innenrohr identische KSS-Drücke p_{rr} im Ringraum in Abhängigkeit des zugeführten Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ vorliegen. Da zudem der zugeführten Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ durch die KSS-Pumpe vorgegeben ist und durch den zweiten Volumenstromsensor messtechnisch erfasst wird, kann der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_{0,rr}$ mithilfe der im Stand der Technik vorgestellten Gleichung (2.2) berechnet werden. Abbildung 5.1 zeigt den Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ und den Betriebsvolumenstrom $\dot{V}_1$ in Abhängigkeit des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$.

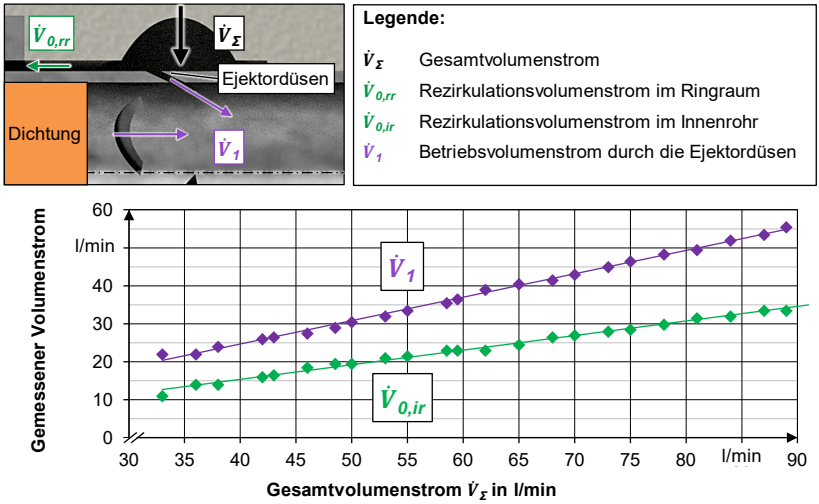


Abbildung 5.1: Simultane Erfassung des Rezirkulationsvolumenstroms $\dot{V}_{0,ir}$ und des Betriebsvolumenstroms $\dot{V}_1$ durch die Ejektordüsen

Die Erhöhung des zugeführten notwendigen Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ führt zu einem linearen Anstieg des Betriebsvolumenstroms $\dot{V}_1$ durch die Ejektordüsen und des Rezirkulationsvolumenstroms im Ringraum $\dot{V}_{0,ir}$.

Die Analyse für variierende Volumenströme zeigt, dass unabhängig vom zugeführten Gesamtvolumenstrom immer ein konstantes Aufteilungsverhältnis vorliegt, das sich

durch die in **Abbildung 5.2** abgebildete Formel beschreiben lässt. Die KSS-Aufteilung ist somit ausschließlich von der Werkzeugauslegung abhängig und erfolgt nach einem festen Verhältnis. Das verwendete Werkzeugsystem nutzt durchschnittlich 61,9 % der zugeführten KSS-Menge zur Aufrechterhaltung des Ejektoreffekts und nur 38,1 % zum Kühlen, Schmieren und Transport der Späne.

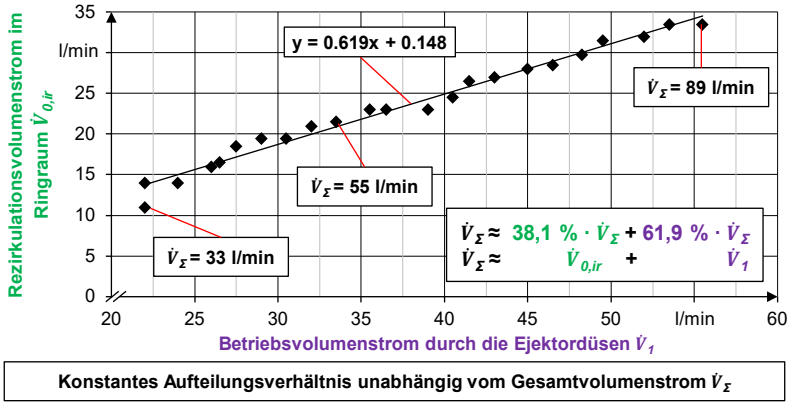
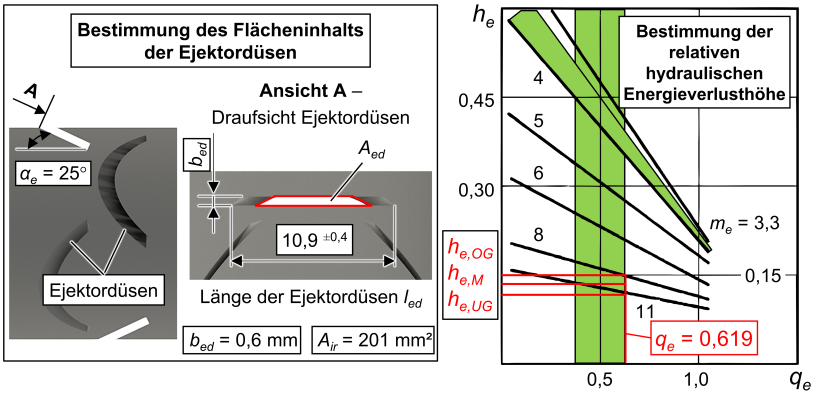


Abbildung 5.2: Analyse des KSS-Aufteilungsverhältnisses im Ejektorsystem

Mithilfe des bekannten Aufteilungsverhältnisses und der technischen Fertigungszeichnung des Innenrohrs und der Ejektordüsen, werden die hydraulischen Kennzahlen des Ejektors bestimmt, sodass der hydraulische Wirkungsgrads η_e des verwendeten Werkzeugsystems berechnet werden kann. Dazu ist die Erfassung der relativen Durchflussrate q_e erforderlich. Diese kann sowohl unter Verwendung von Gleichung (2.5), als auch anhand der Steigung der Ausgleichsgraden in Abbildung 5.2 bestimmt werden. Für das verwendete Ejektorsystem liegt eine relative Durchflussrate von $q_e = 0{,}619$ vor. Die Berechnung des Ejektor-Moduls m_e mit Gleichung (2.4) wird unter Verwendung des Flächeninhalts des Innenrohrs A_{ir} sowie des Flächeninhalts der Ejektordüsen A_{ed} durchgeführt. Der resultierende Flächeninhalt der Ejektordüsen A_{ed} wird durch den Winkel der Ejektordüsen im Verhältnis zur Bohrungsachse α_e, die Breite b_{ed} und die Länge l_{ed} der Ejektordüsen beeinflusst, die in **Abbildung 5.3** dargestellt sind. Die festgelegten groben Fertigungstoleranzen (±0,4 mm) der Länge der Ejektordüsen l_{ed} wirken sich direkt auf den Flächeninhalt der Ejektordüsen A_{ed} und somit auf das entstehende Ejektor-Modul m_e aus.



Kennzahlen	Toleranz Untergrenze	Toleranz Mitte	Toleranz Obergrenze
Länge der Ejektordüsen l_{ed} in mm	10,5	10,9	11,3
Flächeninhalt je Ejektordüse in mm²	3,01	3,51	4,04
Gesamtflächeninhalt der Ejektordüsen A_{ed} in mm²	18,06	21,06	24,24
Ejektor Modul $m_e = \frac{A_{ir}}{A_{ed}}$ ($m_{e,opt}$ = 3,5…4)	11,12	9,55	8,28
Relative Durchflussrate q_e ($q_{e,opt}$ = 0,4…0,6)	0,619 (experimentell bestimmt)		
Relative hydraulische Energieverlusthöhe h_e	0,109	0,131	0,149
Hydraulischer Wirkungsgrad η_e	**0,076**	**0,092**	**0,107**

Abbildung 5.3: Berechnung des hydraulischen Wirkungsgrads des Ejektorsystems

Für ein Mindestmaß von l_{ed} = 10,5 mm resultiert ein Ejektor-Modul von m_e = 11,12. Demgegenüber liegt für das Höchstmaß von l_{ed} = 11,3 mm ein Ejektor-Modul von m_e = 8,28 vor. Im nächsten Schritt erfolgt die Bestimmung der relativen hydraulischen Energieverlusthöhe h_e über das Diagramm aus Abbildung 5.3. In Abhängigkeit der berechneten Ejektor-Module m_e liegt die hydraulisch Energieverlusthöhe bei h_e = 0,112…0151 mm. Dadurch resultiert für das verwendete Werkzeugsystem ein hydraulischer Wirkungsgrad η_e = 0,076…0,107. Die Analysen zeigen, dass für das reale Ejektorsystem weiterhin großes Optimierungspotenzial bezüglich der Ejektordüsen vorliegt, da laut Literatur ein maximaler hydraulischer Wirkungsgrad von $\eta_{e,max} \approx 0{,}2$ realisierbar ist, ohne die Kavitationsgrenze des KSS im Innenrohr zu unterschreiten. Der maximale hydraulische Wirkungsgrad eines Ejektors liegt in den grün gekennzeichneten Bereichen des Diagramms und ist mit einem Ejektor-Modul von

$m_{e,opt}$ = 3,5…4,0 in Kombination mit einer relativen Durchflussrate von $q_{e,opt}$ = 0,4…0,6 realisierbar. Die Einflussnahme auf das Ejektor-Modul m_e ist über verschiedene Parameter, wie z. B. der Reduzierung des Innenrohrdurchmessers oder der Ejektordüsenlänge und -breite, möglich. Von einer Reduzierung des Innenrohrdurchmessers wird abgesehen, da dies sowohl eine größere Anpassung am konstruktiven Aufbau des Werkzeugsystems erfordert als auch den verfügbaren Querschnitt zum Spanabtransport signifikant reduziert. Unter Berücksichtigung von Abbildung 2.16 ist ein Wechsel der Ejektordüsenform von der Venturidüse hin zu einer konischen Außenkontur mit abgerundetem Düseneintritt denkbar, da somit der Druckverlustbeiwert der Ejektordüsen ζ_e verringert und der Ausflusskoeffizienten nach den Ejektordüsen μ_e erhöht wird. Die Umsetzung erfordert jedoch eine Überarbeitung der schwimmenden Rohrlagerung in der Ejektorzuführung sowie eine konstruktive Anpassung des Grundkörpers und ist dadurch nur bedingt geeignet. Für zukünftige Optimierungsmaßnahmen am Werkzeugsystem wird die Anpassung des Flächeninhalts der Ejektordüsen A_{ed} über die Vergrößerung der Ejektordüsenbreite auf b_{ed} = 1,3 mm und der Ejektordüsenlänge l_{ed} = 12 mm identifiziert, sodass ein Ejektor-Modul von m_e = 3,97 generiert wird.

5.1.2 Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Eintritt des Ejektoreffekts

Nachdem zunächst das KSS-Teilungsverhältnis sowie der hydraulische Wirkungsgrad des Werkzeugsystems bestimmt wurden, erfolgt im nächsten Schritt die prozesssimultane Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Eintritt des Ejektoreffekts. **Abbildung 5.4** zeigt eine exemplarische Übersicht der simultanen Druck- und Volumenstrommessungen beim Ejektortiefbohren für verschiedene Prozessabschnitte, welche die physikalischen Vorgänge und auftretenden Wirkmechanismen im gesamten System erfasst und ihre gegenseitige Wechselwirkung bei der Entstehung des Ejektoreffekts abbildet.

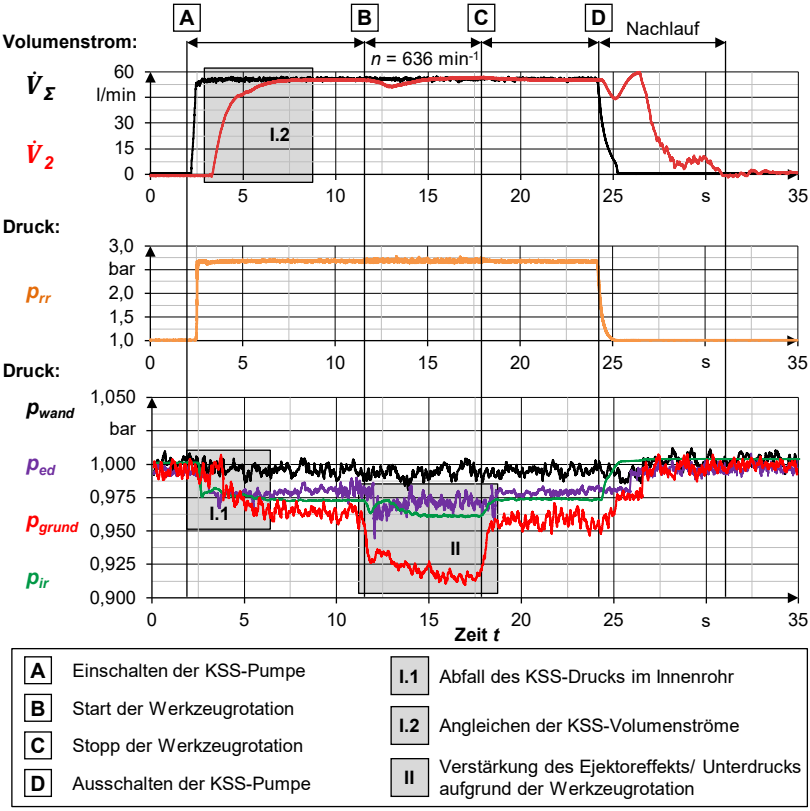


Abbildung 5.4: Auszug der Ergebnisse zur prozesssimultanen Druck- und Volumenstrommessung beim Ejektortiefbohren

Nach dem Einschalten der KSS-Pumpe (**A**) wird dem Werkzeugsystem kontinuierlich ein Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 55$ l/min zugeführt. Sobald der eingestellte Gesamtvolumenstrom einen konstanten Wert erreicht, ist ein sprunghafter Anstieg des KSS-Drucks im Ringraum vom anliegenden Atmosphärendruck ($p = 1$ bar) auf einen KSS-Druck von $p_{rr} \approx 2{,}7$ bar zu verzeichnen, der mit dem Einsetzen des Ejektoreffekts einhergeht. Der im Messschrieb gekennzeichnete Beginn des Ejektoreffekts (**I.1**) zeichnet sich durch einen Abfall des KSS-Drucks im vorderen Abschnitt des Innenrohrs auf $p_{ir} \approx 0{,}974$ bar und im Bereich der Ejektordüsen auf $p_{ed} \approx 0{,}978$ bar aus. Der resultierende Unterdruck (Ejektoreffekt) führt zu einem Ansaugen des aus dem Bohrkopf austretenden Rezirkulationsvolumenstroms $\dot{V}_0$ und dadurch zu einem Anstieg des abgeführten KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$. Der am Bohrungsgrund gemittelte Druck liegt im Bereich von $p_{grund} \approx 0{,}962$ bar. Ein stationärer Prozess mit stabilem Ejektoreffekt ohne Leckage liegt vor, sobald sich der abgeführte KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$ dem zugeführten Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ angleicht (**I.2**) und das im Stand der Technik in Gleichung (2.2) dargestellte Verhältnis erfüllt ist.

$$\dot{V}_\Sigma = \dot{V}_1 + \dot{V}_0 = \dot{V}_2 = 55\,\text{l/min}.$$

Zum Zeitpunkt (**B**) wird zusätzlich zur KSS-Pumpe die Rotation des Werkzeugs mit einer Drehzahl von $n = 636$ min^{-1} eingeschaltet, die der Standard-Schnittgeschwindigkeit des vorliegenden Werkzeugsystems von $v_c = 60$ m/min entspricht. Die kurzzeitige Beimischung von Luft zum KSS im Ejektorgehäuse, aufgrund der Rotation der Werkzeugaufnahme (siehe Abbildung 4.5), resultiert in einem geringfügigen Abfall des gemessenen abgeführten KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$, welcher unmittelbar auf das Ausgangsniveau zurückkehrt. Im Gegensatz zu den gemessenen Volumenströmen, ist ein Einfluss der Rotation auf den KSS-Druck im Gesamtsystem identifizierbar. Die Rotation führt zu einer weiteren geringfügigen Reduzierung des KSS-Druck im vorderen Abschnitt des Innenrohrs auf $p_{ir} \approx 0{,}962$ bar und im Bereich der Ejektordüsen auf $p_{ed} \approx 0{,}972$ bar. Der im Ringraum des Werkzeugsystems gemessene KSS-Druck bleibt bei marginal verstärktem Messrauschen gegenüber dem Abschnitt A-B im Mittel unverändert bei $p_{rr} \approx 2{,}7$ bar und ist somit ausschließlich vom Volumenstrom und dem konstruktiven Aufbau des Ringraums abhängig. Ein markanter KSS-Druckabfall stellt sich im Bereich des Bohrungsgrunds auf bis zu $p_{grund} \approx 0{,}912$ bar ein (**II**). Diese Verstärkung des Ejektoreffekts stellt eine essentielle Erkenntnis für die Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge dar, da er maßgeblich auf die konstruktive Gestaltung des Bohrkopfs zurückzuführen ist. Die abgeschrägten Ebenen des Spanmauls hinter der Zentrums- und Außenschneide, in Kombination mit der Rotation des Bohrkopfs, bewirken eine Erhöhung der KSS-Geschwindigkeit und somit einen Druckabfall am Bohrungsgrund. Daraus resultierend bietet die konstruktive Gestaltanpassung des

Spanmauls ein großes Potenzial, um Ejektorbohrköpfe hinsichtlich der Druck- und Strömungsverhältnisse zu optimieren. Das Ausschalten der Werkzeugrotation (**C**) und das Ausschalten der KSS-Pumpe (**D**) führt zu einer Rückkehr auf die zuvor beschriebenen quasistationären KSS-Druckniveaus. Der in der Abbildung gekennzeichnete Nachlaufbereich liegt in dem zeitlichen Ansprechverhalten des Werkzeugsystems begründet. Nachdem der zugeführte Gesamtvolumenstrom auf $\dot{V}_\Sigma = 0$ l/min abfällt, resultiert ein lokaler Hochpunkt in der Messung des abgeführten KSS-Späne-Volumenstroms $\dot{V}_2$ bei gleichzeitig weiterhin anliegendem Sog am Bohrungsgrund. Dieser Vorgang ist auf das Leerlaufen des Systems zurückzuführen. Dabei fließt der noch im Innenrohr vorhandene KSS aus diesem ab und hält den Sog am Bohrungsgrund weiterhin aufrecht. Zum Ende der Messung liegen alle Messsignale wieder bei ihrem Ausgangsniveau, wodurch ein Defekt der Messtechnik infolge des Prozesses auszuschließen ist. Zudem zeigen die Messungen, dass der über den gesamten Prozess an der Bohrungswand anliegende Druck im Mittel konstant bei $p_{wand} \approx 0{,}995$ bar liegt und dadurch gering unter dem Atmosphärendruck liegt, was auf die für das Ejektorbohren typische Charakteristik der fehlenden stirnseitigen Abdichtung zum Maschinenraum zurückzuführen ist. Dies stützt die These, dass die Sogwirkung des Ejektoreffekts für die gewählte Parameterkombination weitestgehend auf den aus dem Bohrkopf austretenden KSS übertragen wird. Weiterführende Untersuchungen zeigen, dass diese Charakteristik nicht uneingeschränkt gilt, sondern abhängig von den gewählten Prozessparametern, wie z. B. dem zugeführten Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$, ist.

Nachdem die strömungsdynamischen Vorgänge beim Eintritt des Ejektoreffekts erfasst und die Wirkzusammenhänge analysiert werden konnten, werden im nächsten Schritt die Einflüsse des zugeführten Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ und der Werkzeugrotation n auf die Druck-Verhältnisse im Werkzeugsystem untersucht. In **Abbildung 5.5** sind die KSS-Druckmessungen im Ejektorsystem in Abhängigkeit des KSS-Volumenstroms visualisiert. Um im ersten Schritt den Einfluss ausschließlich auf den Volumenstrom zu separieren, werden die Versuchsreihen ohne Rotation des Werkzeugs durchgeführt. Der Gesamtvolumenstrom wird dabei im Bereich $\dot{V}_\Sigma = 34 \ldots 95$ l/min variiert. Eine weitere Reduzierung des Gesamtvolumenstroms wird nicht realisiert, da der Ejektoreffekt ab einem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma < 34$ l/min nicht mehr dauerhaft auftritt und es zu wiederholten Strömungsabrissen kommt. Der vom Werkzeughersteller empfohlene KSS-Volumenstrombereich für das verwendete Werkzeugsystem ist durch die grün hinterlegten Markierungen in den Diagrammen gekennzeichnet.

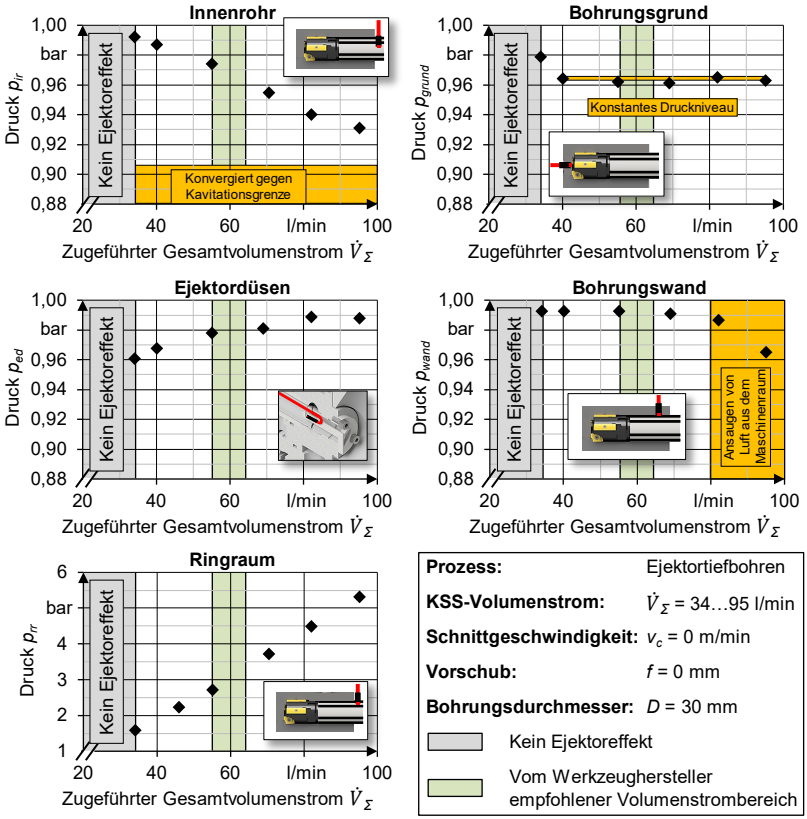


Abbildung 5.5: KSS-Druck im Ejektorsystem in Abhängigkeit des KSS-Volumenstroms $\dot{V}_\Sigma$

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass konstitutiv für alle Messpositionen eine Einflussnahme des Volumenstroms auf die Druckniveaus gegeben ist, die different ausgeprägt ist. Im Bereich des Ringraums ist eine lineare Korrelation gegeben, die bei zunehmendem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ einen gesteigerten KSS-Druck im Ringraum p_{rr} zur Folge hat. Demgegenüber ist für den KSS-Druck im vorderen Bereich des Innenrohrs p_{ir} eine lineare Abnahme mit steigendem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ identifizierbar, die ab einem Volumenstrom von $\dot{V}_\Sigma > 82$ l/min in einen regressiven Verlauf übergeht. Auch für den KSS-Druck im Bereich der Ejektordüsen p_{ed} ist für zunehmende Volumenströme eine linearere Zunahme des KSS-Drucks vorzufinden, die ab einem Volumenstrom von $\dot{V}_\Sigma > 82$ l/min in einen degressiven Verlauf übergeht.

Diese Abnahme des linearen Trends liegt für beide Innenrohrdruckmessungen in den zunehmenden Reibungsverlusten der Strömung im Innenrohr begründet, da bei gleichbleibendem Innendurchmesser ein gesteigerter Massenstrom durch das Rohr geleitet werden muss. Auch die Abweichung zwischen den zwei Messpositionen ist auf dieses Phänomen zurückzuführen, da maßgeblich im Bereich der Ejektordüsen der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ und der Betriebsvolumenstrom durch die Ejektordüsen $\dot{V}_1$ zusammengeführt wird. Laut Literatur konvergiert der KSS-Druck im Innenrohr gegen einen unteren Grenzwert von $p = 0{,}78$ bar, da unterhalb des Grenzwerts die Kavitationsgrenze des KSS im Innenrohr unterschritten wird [ASO96]. Im nächsten Schritt erfolgt die detaillierte Analyse der KSS-Druckverläufe am Bohrungsgrund sowie an der Bohrungswand, aus denen sich essenzielle Erkenntnisse für eine optimierte Parameterauswahl des benötigten KSS-Volumenstroms ableiten lassen. Der Verlauf des KSS-Drucks an der Bohrungswand zeigt, dass für einen Volumenstrombereich von $\dot{V}_\Sigma \approx 34\ldots69$ l/min ein konstantes Druckniveau von $p_{wand} \approx 0{,}991$ bar vorliegt. Dieser Zustand eines geringfügigen Sogs/ Unterdrucks am Bereich der Bohrungswand bis hin zur Anbohrbuchse wird als Idealzustand für das Ejektorbohren definiert. Wird der Volumenstrom zu hoch gewählt, führt dies nach *Astakhov* zu einem gesteigerten Unterdruck, der mit einem starken Ansaugen von Luft aus dem Maschinenraum einhergeht. Der angesaugte Luftmassenstrom hat eine verringerte Kühlwirkung sowie eine verschlechterte Abfuhr der Späne aus der Wirkzone zur Folge [Ast14]. Diese Charakteristik konnte mit den Messungen verifiziert werden. Ab einem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma > 69$ l/min ist eine Reduzierung des KSS-Drucks p_{wand} bei zunehmendem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ vorzufinden. Somit ist dieser Bereich hinsichtlich eines optimierten und ressourceneffizienten KSS-Einsatzes zu meiden. Des Weiteren zeigen die KSS-Druckmessungen am Bohrungsgrund, dass ab einem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma > 39$ l/min ein konstantes Druckniveau von $p_{grund} \approx 0{,}963$ bar erreicht wird, das sich auch bei weiterer Erhöhung des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ nicht verändert. Vor allem der KSS-Druck am Bohrungsgrund gilt als Indikator für einen sicheren Spanabtransport. Dadurch lässt sich ein Mindestvolumenstrom für das verwendete Ejektorsystem von $\dot{V}_\Sigma > 39$ l/min ableiten. Um ein konsistentes Vorgehen beizubehalten und eine Vergleichbarkeit aller Versuche sicherzustellen, wird weiterhin für alle nachfolgenden Experimente ein Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 55$ l/min verwendet. Zudem zeigen die Messungen, dass das in der Industrie häufig angewendete Verhalten der Volumenstromerhöhung zur Verbesserung der Spanabfuhr und Steigerung des Ejektoreffekts nicht zielführend ist. Nachdem der Einfluss des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ auf die KSS-Drücke im Detail betrachtet wurde, erfolgt im nächsten Schritt die Analyse des Einflusses der Werkzeugdrehzahl n. Die Versuchsreihen wurden für zwei variierende Gesamtvolumenströme ausgeführt und sind in **Abbildung 5.6** visualisiert.

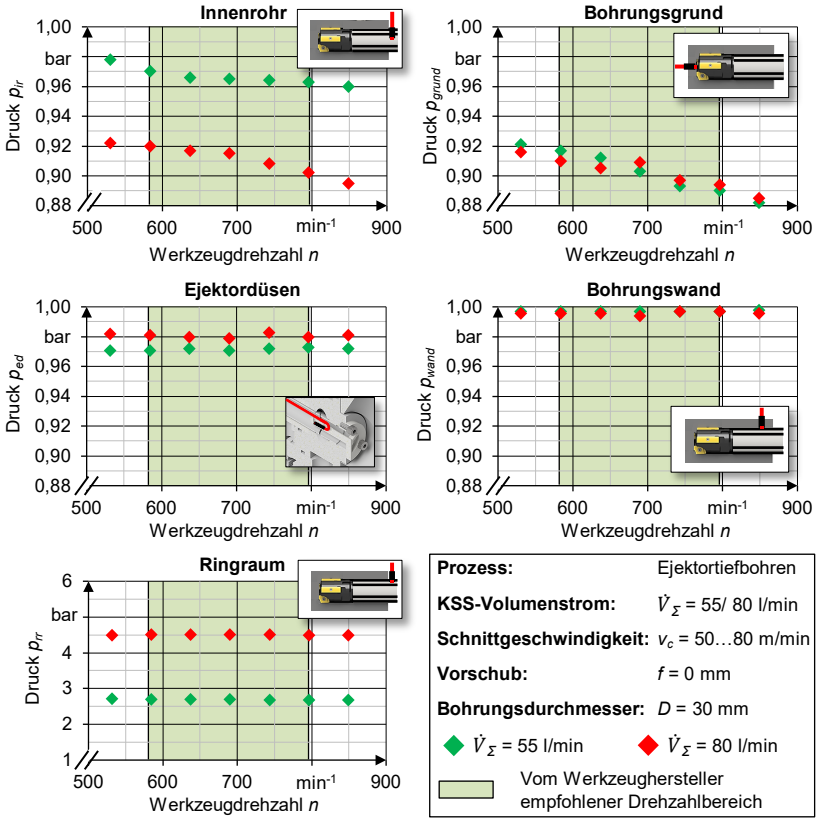


Abbildung 5.6: KSS-Druck im Ejektorsystem in Abhängigkeit der Werkzeugrotation

Der vom Werkzeughersteller empfohlene Werkzeugdrehzahlbereich des Werkzeugsystems für die Bearbeitung von Einsatz- und Vergütungsstählen, ist durch die grün hinterlegten Markierungen in den Diagrammen gekennzeichnet und schließt einen Schnittgeschwindigkeitsbereich von v_c = 55…75 m/min ein. Die Auswertung der Experimente zeigt, dass der KSS-Druck im Bereich des Ringraums, der Ejektordüsen und der Bohrungswand maßgeblich durch den Gesamtvolumenstrom beeinflusst wird und keine Korrelation mit der Werkzeugdrehzahl identifizierbar ist. Demgegenüber liegt für den KSS-Druck am Bohrungsgrund p_{grund} und dem Innenrohr p_{ir} im vorderen Bereich des Werkzeugs eine lineare Korrelation vor, da mit zunehmender Werkzeugdrehzahl n eine Reduzierung des KSS-Drucks einhergeht. Dieser Effekt

konnte bereits in der prozesssimultanen Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Eintritt des Ejektoreffekts in Abbildung 5.4 festgestellt werden und auf die Erhöhung der KSS-Geschwindigkeit im Werkzeugsystems zurückgeführt werden. Dies erklärt zudem den fehlenden Einfluss auf den Bereich der Ejektordüsen, dass die Erhöhung der KSS-Geschwindigkeit beim Durchströmen des Innenrohrs aufgrund der Reibung reduziert wird. Da die Analysen herausgestellt haben, dass die KSS-Geschwindigkeiten im Werkzeugsystem einen wichtigen Faktor darstellen, werden diese im nächsten Kapitel im Detail betrachtet.

5.1.3 Optische Analyse der Strömungscharakteristika im Ejektorsystem

Um eine quantitative Aussage über das Strömungsverhalten und die Strömungsgeschwindigkeit zu treffen, werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Ejektortiefbohrprozesses mit einer mit Polyamidpartikeln angereicherten KSS-Strömung unter Verwendung des in Abbildung 4.12 gezeigten experimentellen Versuchsstands aufgenommen. Eine Detailaufnahme des transparenten Ejektorsystems aus Polycarbonat ist im oberen Bereich von **Abbildung 5.7** dargestellt. Die Auswertung der Strömung mittels automatischer Bildanalyse erfolgt durch die grafische Benutzeroberfläche *PIVlab* (*Particle Image Velocimetry)* der Software *Matlab*. Im Vergleich zur manuellen Analyse bietet die digitale Bildanalyse den großen Vorteil, dass die Analyse quantitativ und zeiteffizient durchgeführt werden kann, da die Bahnen der einzelnen Partikel nicht manuell Bild für Bild verfolgt und die zurückgelegten Strecken vermessen werden müssen. Der implizierte Partikelverfolgungsalgorithmus der Software lädt die Einzelbilder der Aufnahmen ein und durchläuft diese in einer Schleife. Dabei gliedern sich die Schritte der Strömungsanalyse in den Import, das Image-Pre-Processing, die Berechnung bzw. Analyse, das Post-Processing und die abschließende Datenerfassung. Zunächst wird beim Import der zu verwendende zeitliche Videobereich definiert. Dabei wird ein Bereich mit ausgeprägter Strömung und ausreichend hoher Partikeldichte verwendet, der die Strömungscharakteristika zuverlässig abbildet und die Erfassung einzelner Partikel ermöglicht. Vor der eigentlichen Analyse erfolgt eine Vorbearbeitung der Bilder im Image-Pre-Processing. Unter Verwendung eines CLAHE-Filter (*Contrast Limited Adaptive Histogram Equalization*) wird der Kontrast der Bildpunkte verstärkt und der Hintergrund herausgefiltert, sodass eine effektive Verfolgung der Partikelbewegung möglich ist. Anschließend wird ein örtlicher Interessensbereich im Bildausschnitt über eine Maske festgelegt und die zeitliche und räumliche Kalibrierung der Größenbereiche für die Bildfolge durchgeführt, sodass die Partikel Bild für Bild erfasst werden und die Geschwindigkeit aus der zurückgelegten Strecke abgeleitet werden kann. Im dritten Schritt werden die Analyseeinstellungen festgelegt und die Ergebnisse berechnet. Dabei wird die Berechnung in drei Durchgängen durchgeführt, wobei der ursprüngliche Untersuchungsbereich von 48 x 48 Pixeln nach jedem Durchlauf halbiert wird. Die Definierung des Untersuchungsbereichs ist in Abhängigkeit der Abmessung sowie der Strömung durchzuführen. Ein zu groß gewählter Bereich liefert eine ungenügende Vektordichte, wohingegen ein zu kleiner Bereich zwar eine detailreiche Vektordichte vorweist, jedoch anfälliger für Störsignale in der Strömung ist. Im nachfolgenden Schritt der Strömungsanalyse (Post-Processing) werden die individuellen Bilder-Paare mit den Vektoren der jeweiligen lokalen Verschiebung ausgegeben und auf Ausreißer kontrolliert. Zur Validierung werden die Vektoren in Scatterplots dargestellt, sodass

durch einen vorgegebenen Grenzrahmen statistisch unwahrscheinliche Partikel mit stark abweichenden Richtungen und Geschwindigkeiten entfernt werden. Für die finale Ausgabe wird für den analysierten Zeitraum ein Mittelwert über die Vektoren der Bilder-Paare gebildet und in einem Vektorfeld als Geschwindigkeitsprofil gedruckt, das die absolute und richtungsunabhängige Geschwindigkeit des Fluides angibt und in Strömungslinien verdeutlicht (Abschnitt Automatisierte Auswertung in Abbildung 5.7).

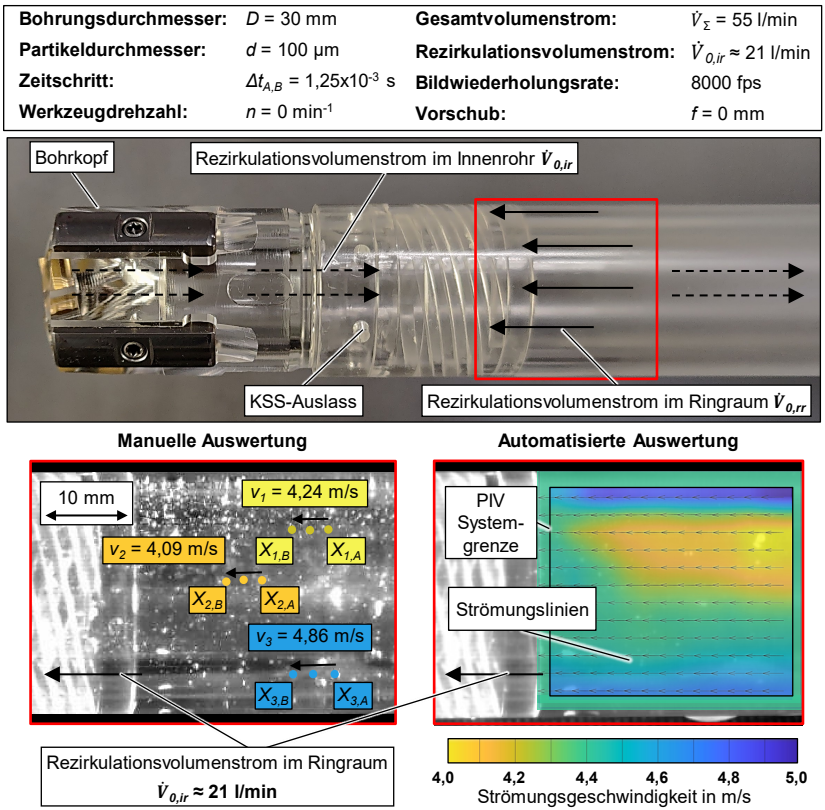


Abbildung 5.7: Vergleich der manuellen und der automatisierten Auswertung der Strömungsgeschwindigkeit durch *PIVlab*

Zur Verifizierung der quantitativen Strömungsanalyse mittels *PIV* wurde zusätzlich eine manuelle Analyse für die laminare Ringströmung durchgeführt, bei der drei Partikel für einen definierten Zeitschritt $\Delta t_{A,B}$ über mehrere Bilder verfolgt und die

zurückgelegten Strecken gemessen wurden. Ein Vergleich der automatisierten und manuellen Analyse hinsichtlich der Strömungsgeschwindigkeiten ist im unteren Abschnitt von Abbildung 5.7 dargestellt. Als Kalibrierungsmaß wurde der Außendurchmesser des Bohrrohres von $d_{br,a} = 28$ mm verwendet und die im Zeitschritt von $\Delta t_{A,B} = 1{,}25\text{x}10^{-3}$ s zurückgelegten Strecken von $X_{1\text{-}3,A\text{-}B}$ der drei Partikel von Position A nach Position B vermessen. Die ausgewerteten Geschwindigkeitsfelder zeigen sowohl eine gute qualitative als auch quantitative Übereinstimmung mit den manuell ermittelten Strömungsgeschwindigkeiten. Die Auswertungen zeigen, dass die *PIV* ein effizientes und valides Analysewerkzeug ist, das quantitative und qualitative Vergleiche und Bewertungen von Strömungseigenschaften im Werkzeugsystem in der experimentell erfassten KSS-Strömung ermöglicht. Gleichzeitig schafft sie eine Bewertungsgrundlage für die Analyse charakteristischer Strömungsphänomene im Prozess, auf deren Basis weitere Optimierungen der Bohrköpfe durchgeführt werden, die eine verbesserte KSS-Versorgung der Schneiden und Führungsleisten erzielen und gleichzeitig eine kontinuierliche Spanabfuhr unterstützen. Um ein Grundlagenverständnis für die im Ejektorsystem vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeiten zu generieren, werden Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Polycarbonatwerkzeugs unter Variation des KSS-Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ angefertigt und im Hinblick auf die KSS-Strömungsgeschwindigkeiten v_{kss} im Ringraum und im Innenrohr ausgewertet. Die Ergebnisse sind in **Abbildung 5.8** visualisiert.

Bohrungsdurchmesser:	D = 30 mm	**Gesamtvolumenstrom:**	$\dot{V}_\Sigma$ = 34…87 l/min
Partikeldurchmesser:	d = 100 µm	**Rezirkulationsvolumenstrom:**	$\dot{V}_{0,i} \approx$ 13…34 l/min
Zeitschritt:	Δt = variabel	**Bildwiederholungsrate:**	2000 fps
Werkzeugdrehzahl:	n = 0 min^{-1}	**Vorschub:**	f = 0 mm

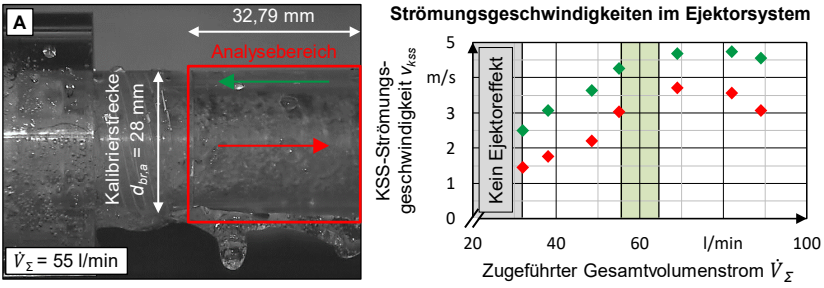


Abbildung 5.8: Analyse der KSS-Strömungsgeschwindigkeiten v_{kss} im Ringraum und Innenrohr des Ejektorsystems in Abhängigkeit des KSS-Volumenstroms $\dot{V}_\Sigma$

Der für die Auswertung herangezogene Analysebereich ist in der roten Box in Abschnitt A für einen Referenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\Sigma} = 55$ l/min markiert. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass ein linearer Zusammenhang zwischen den Strömungsgeschwindigkeiten im Ejektorsystem und dem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_{\Sigma}$ für den Bereich $\dot{V}_{\Sigma} = 34…72$ l/min vorliegt, wobei die Erhöhung des KSS-Volumenstroms mit einer Steigerung der Strömungsgeschwindigkeiten v_{kss} einhergehen. Die maximalen durchschnittlichen Strömungsgeschwindigkeiten liegen bei einem KSS-Volumenstrom von $\dot{V}_{\Sigma} = 82$ l/min vor. Eine weitere Erhöhung des KSS-Volumenstroms führt zu einem degressiven Verlauf und dadurch zu einer Geschwindigkeitsreduzierung. Die Analyse der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen offenbart, dass für alle Versuchsparameter der Ringraum komplett mit KSS gefüllt ist, wohingegen für das Innenrohr ein KSS-Luft-Gemisch detektierbar ist. Die qualitative Auswertung der Innenrohrströmung belegt eine Zunahme des Luftanteils ab einem KSS-Volumenstrom von $\dot{V}_{\Sigma} = 82$ l/min durch das Ansaugen zusätzlicher Luft aus dem Maschinenraum, die für die stärker ausgeprägte KSS-Geschwindigkeitsreduzierung im Innenrohr verantwortlich ist. Die Abnahme der KSS-Geschwindigkeit im Ringraum ist auf die erhöhte innere Fluidreibung zurückzuführen. Um zusätzlich zur Analyse der Strömungsgeschwindigkeiten im Doppelrohrsystem auch ein Grundlagenverständnis der vorherrschenden Strömungscharakteristika in der Wirkzone zu generieren, werden im nächsten Schritt die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen im Bohrkopfbereich analysiert. **Abbildung 5.9** zeigt im linken Bereich einen Ausschnitt der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen sowie im rechten Abschnitt die Visualisierung der mittels *PIV* automatisiert erfassten Strömungslinien im Bohrkopfbereich. Mithilfe der *PIV* Analyse sind vier lokale Strömungscharakteristika identifizierbar, die mit den Kennzeichnungen (**A**) bis (**D**) in der Abbildung 5.9 vermerkt sind. Ein charakteristisches Merkmal ist die Entstehung eines Strömungswirbels (**A**) mit einer oberhalb der Außenschneide lokalisierten Rotationsachse, der durch die Geschwindigkeitsdifferenz der entgegengesetzten Strömungsrichtungen entsteht, die durch die Umlenkung des Rezirkulationsvolumenstroms im Bereich des Bohrungsgrunds aufgrund des Ejektoreffekts erfolgt. Im Bereich (**B**) liegt nach dem Verlassen der KSS-Auslassbohrungen ein Rückflussbereich des KSS entgegengesetzt der Vorschubrichtung vor. Dies rührt aus der konstruktiven Auslegung der KSS-Auslassbohrungen. Beim Standardbohrkopf tritt der KSS als Freistrahl in einem 90° Winkel aus dem Bohrkopf aus und wird unmittelbar als Prallströmung an den Überstand des Bohrrohrs geleitet. Im Tragbereich der dritten Führungsleiste (**C**) ist eine Stauzone mit stark verringerter Strömungsgeschwindigkeit identifizierbar.

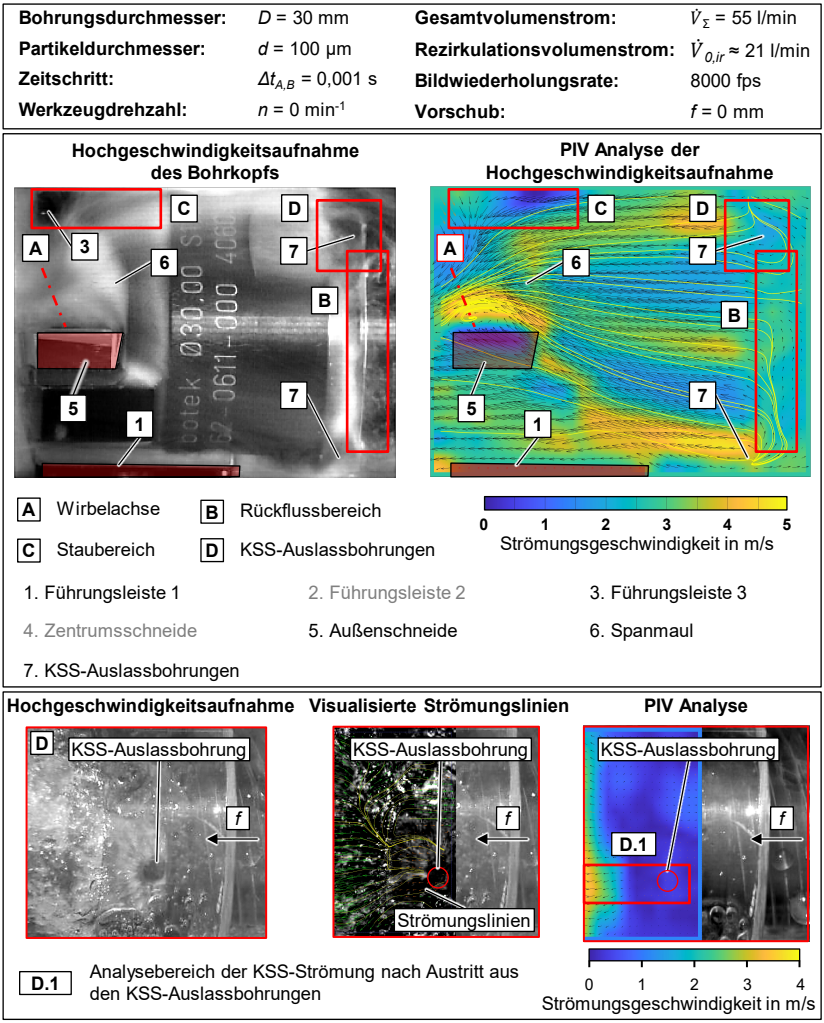


Abbildung 5.9: Analyse der KSS-Strömung im Bereich des Ejektorbohrkopfs

Die Analyse zeigt, dass eine konstruktive Anpassung mit einer Drainage vom Tragbereich zum Spanmaul großes Optimierungspotenzial bietet, den KSS-Fluss gezielt in Richtung Tragbereich zu lenken um die Strömungsgeschwindigkeit v_{KSS} in diesem Bereich zu erhöhen und das Auftreten von Stauzonen zu vermeiden, sodass

durch die zusätzliche Schmierung eine Reduzierung des Führungsleistenverschleißes und eine Verbesserung der erzielbaren Bohrungsqualität bewirkt werden. Die detailliertere Betrachtung der aus der KSS-Bohrung austretenden stark turbulenten Strömung ist in Bereich (**D**) gezeigt. Die *PIV* Analyse des Bereichs zeigt, dass die höchsten Strömungsgeschwindigkeiten von $v_{KSS} \approx 4$ m/s in Vorschubrichtung vorliegen, da diese der Wirkrichtung des Ejektoreffekts entspricht (**D.1**). Um die Strömungsbereiche mit stark turbulenten Strömungen zu dezimieren, bietet die konstruktive Anpassung der KSS-Auslassbohrungen großes Potenzial. Durch eine gezielte Verkippung der KSS-Auslassbohrung der Bohrungsachse in Vorschubrichtung ist ein zunehmend laminarer Strömungsverlauf mit aufgezwängter Vorzugsrichtung realisierbar, der für die konstruktive Entwicklung optimierter Werkzeuge zu berücksichtigen ist.

5.2 Charakterisierung des thermomechanischen Belastungskollektivs beim Ejektortiefbohren

Im nächsten Schritt werden die im Bohrprozess auftretenden Werkzeugbelastungen und Temperaturen detektiert und das thermomechanische Belastungskollektiv im Hinblick auf den Einfluss der Prozessparameter analysiert.

5.2.1 Analyse der mechanischen Werkzeugbelastung

Die Prozessdurchführung zur Analyse der mechanischen Werkzeugbelastung erfolgt nach einem einheitlichen Muster. Dabei wird der Bohrkopf mit einer reduzierten Vorschubgeschwindigkeit ($v_f \approx 0{,}1$ mm/s) in die Fase der Pilotbohrung eingefädelt, in einem Abstand von $s = 10$ mm vor dem Bohrungsgrund positioniert und die KSS-Pumpe eingeschaltet. Aufgrund der identischen Prozessdurchführung ist eine einheitliche Struktur aller Messschriebe gegeben, die in fünf Abschnitte unterteilt werden können. Ein exemplarischer Messschrieb der Vorschubkraft F_f und des Bohrmoments M_b ist in **Abbildung 5.10** dargestellt. Im ersten Prozessabschnitt (**A**) erfolgt keine Bewegung des Werkzeugs, sodass keine Belastung hervorgerufen wird und die Messungen referenziert werden können. In Abschnitt (**B**) setzt die Rotation des Werkzeugs sowie die Vorschubbewegung ein. Dabei wird ein konstantes Belastungsniveau aufgrund der Reibung der Führungsleisten sowie der Rundschlifffase der Außenschneide an der Bohrungswand erreicht. Das verzögerte Erreichen eines konstanten Belastungsniveaus beim Bohrmoment ist darauf zurückzuführen, dass der eingestellte Vorschub f schneller erreicht wird als die vorgegebene Drehzahl n. Im dritten Prozessabschnitt (**C**) treten die Schneiden in Kontakt mit dem Bohrungsgrund und erreichen ein konstantes Niveau, sobald sie vollständig im Eingriff sind. Die Ermittlung der Werkzeugbelastungen wird in diesem stationären Bereich durchgeführt. Der vierte Prozessabschnitt (**D**) ist maschinenbedingt und resultiert aus dem Stopp der Vorschubbewegung bei konstanter Drehzahl, sodass der Bohrkopf im Bohrungsgrund rotiert und es zur Unterschreitung der Mindestspanungsdicke und dem Auftreten des Ploughing Effekts kommt. Dabei wird Material vor der Schneidkante aufgestaut und unter der Schneidkante durchgequetscht, was die auftretenden Belastungen im Messschrieb erklärt. Im letzten Abschnitt (**E**) wird das Werkzeug bei anhaltender Rotation im Eilgang aus der Bohrung verfahren, wodurch eine negative Belastung aufgrund der Führungsleistenreibung bei der Vorschubkraft F_f identifizierbar ist.

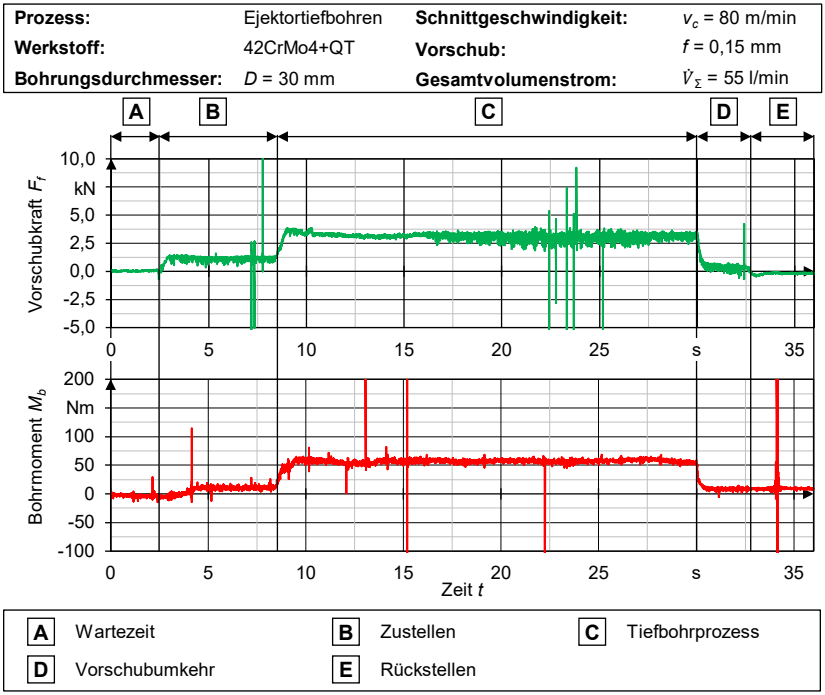


Abbildung 5.10: Exemplarischer Verlauf der mechanischen Werkzeugbelastung beim Ejektortiefbohren

Die unregelmäßig auftretenden Belastungsspitzen werden für die Auswertung herausgefiltert, da sie auf Störeinflüsse wie z. B. die Datenübertragung der Telemetrie zurückzuführen sind. In den ersten Versuchsreihen wird der Vergütungsstahl 42CrMo4+QT unter Variation des Vorschubs f, der Schnittgeschwindigkeit v_c sowie des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ bearbeitet. In **Abbildung 5.11** sind die mechanischen Werkzeugbelastungen unter Variation des Vorschubs f für zwei Schnittgeschwindigkeiten v_c dargestellt.

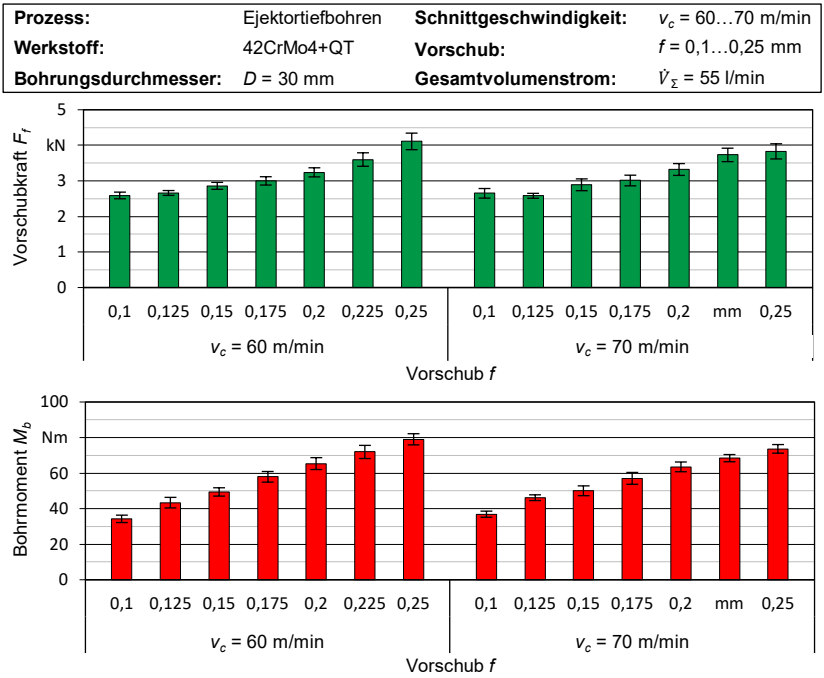


Abbildung 5.11: Mechanische Werkzeugbelastungen unter Variation des Vorschubs f

Für die Schnittgeschwindigkeitskombinationen liegt ein leicht progressiver Anstieg der Vorschubkraft F_f mit steigendem Vorschub f vor, die im Bereich F_f = 2,59…4,1 kN liegen. Auch für die Standardabweichungen σ ist eine Zunahme mit steigendem Vorschub f identifizierbar, was auf einen diskontinuierlicheren Spanbildungsprozess zurückgeführt werden kann. Eine Prozessgefährdung ist ausgeschlossen, da die maximale Standardabweichung einem maximalen Wert von $\sigma_{max} \approx 5{,}74\,\% \cdot F_f$ der jeweiligen Vorschubkraft F_f annehmen und somit als verhältnismäßig klein bewertet werden. Für das Bohrmoment M_b liegt eine lineare Zunahme mit steigendem Vorschub f vor, die auf eine Proportionalität zwischen Bohrmoment M_b und Vorschub f rückschließen lässt. Die mit dem Vorschub f zunehmende Spanungsdicke h führt zu einer gesteigerten Schnittkraft F_c, die mit dem Bohrmoment M_b korreliert. Für die Standardabweichungen σ ist kein Trend identifizierbar. Die über alle Versuche geringen Standardabweichungen sind ein Indikator für einen stabilen Tiefbohrprozess ohne auftretende Torsionsschwingungen im Werkzeug (Rattern), die eine verkürzte Werkzeugstandzeit, Einbußen in der Oberflächenqualität und eine unzureichende

Prozesssicherheit zur Folge haben können. Die Ergebnisse zur Auswertung der mechanischen Werkzeugbelastungen unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c ist in **Abbildung 5.12** dargestellt.

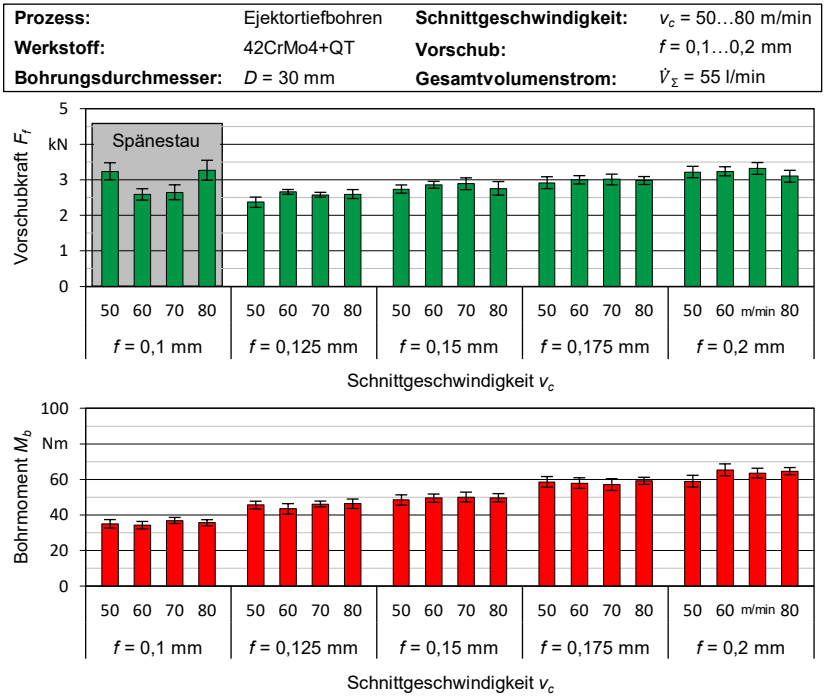


Abbildung 5.12: Mechanische Werkzeugbelastungen unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c

Die Auswertung zeigen, dass die Schnittgeschwindigkeit v_c in dem betrachteten Bereich einen konstanten Einfluss aufweist. Der blockweise Anstieg über die zunehmenden Vorschübe f zeigt zudem, dass der Vorschub f einen maßgeblicheren Einfluss auf die Vorschubkraft F_f und das Bohrmoment M_b aufweist. Die signifikanten Unregelmäßigkeiten der Vorschubkräfte ($\Delta F_f \approx 26\,\%$) sowie die größeren Standardabweichungen σ beim geringsten Vorschub sind auf einen auftretenden Spänestau aufgrund der größeren Spanlängen im Bohrkopfbereich zurückzuführen. Der Spänestau in Kombination mit dem Abriss des Ejektoreffekts führt dazu, dass die Strömungsenergie des KSS-Volumenstroms auf den Bohrkopf übertragen wird und die gemessenen Vorschubkräfte F_f beeinflusst.

Auch die in **Abbildung 5.13** gezeigten Ergebnisse zur Analyse des Einflusses des KSS-Volumenstroms auf die mechanischen Werkzeugbelastungen zeigen, dass ein vernachlässigbarer Einfluss auf die Vorschubkraft F_f sowie das Bohrmoment M_b vorliegt.

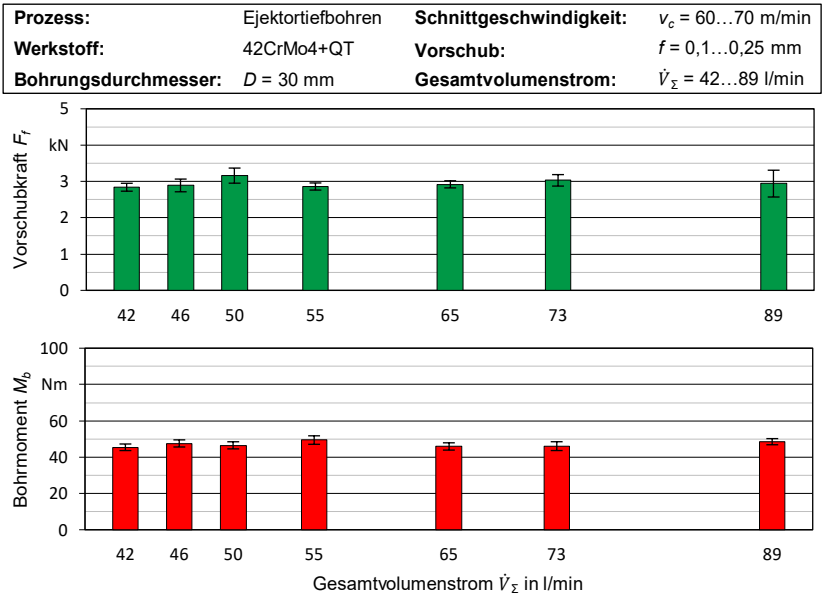


Abbildung 5.13: Mechanische Werkzeugbelastungen unter Variation des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$

5.2.2 Analyse des thermischen Belastungskollektivs

Neben der Auswertung der mechanischen Werkzeugbelastungen stellt die detaillierte Untersuchung der Temperaturverteilung in der Kontaktzone zwischen den Wirkelementen und dem Werkstück sowie in der Bohrungsrandzone einen weiteren essentiellen Schritt dar, um das thermomechanische Belastungskollektiv am Bohrkopf beim Ejektortiefbohren ganzheitlich zu erfassen. Zunächst erfolgt eine exemplarische Analyse der mit Hilfe der Thermoelemente und des Quotientenpyrometers aufgezeichneten Temperaturen. Dabei wird der Fokus insbesondere auf die Korrelation zwischen der Rotation des Bohrkopfes und den erhobenen Temperaturdaten unter Einfluss der Führungsleiste sowie der Außenschneide gelegt. Aufgrund der geometrischen Beziehungen am Bohrkopf und der fest definierten Rotationsgeschwindigkeit lassen sich Korrelationen zwischen der aufgezeichneten Temperatur und der Rotation ableiten. Eine Übersicht der generierten Messdaten ist in **Abbildung 5.14** für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60$ m/min, einen Vorschub von $f = 0{,}15$ mm und einen Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma = 73$ l/min dargestellt. Die im oberen Abschnitt visualisierte thermoelektrische Temperaturerfassung in variierenden Abständen zur Bohrungswand gibt Auskunft über den Einfluss der Prozessparameter auf die Randschicht der Tiefbohrung. Zudem können die gemessenen Temperaturverläufe und der Wärmeübergang zwischen Werkzeug und Bohrungswand, als Eingangsdaten für spätere Simulationen herangezogen und der Wärmefluss durch das System analysiert werden. Insbesondere beim geringsten Abstand zwischen Thermoelement und Bohrungswand von $s_{th,1} = 0{,}05$ mm wird deutlich, dass der thermische Einfluss der Außenschneide und der Führungsleiste auf die Wirkzone, in einem direkten Zusammenhang zur Rotation stehen und differenziert erfasst werden können. Dabei stärken die Messdaten den bereits beim BTA-Tiefbohren identifizierten Trend, dass der thermische Einfluss auf die Randzone durch die Führungsleiste größer als der Einfluss der Außenschneide ist [Fuß86; SBS+22]. Jedoch sind mit steigendem Abstand zur Bohrungswand die zyklischen Einflüsse nicht mehr eindeutig detektierbar und die maximal erfassten Temperaturen nehmen ab. Die Temperaturdifferenzen der Messungen in variierenden Abständen zur Bohrungswand geben Auskunft über den Wärmefluss durch das Werkstück. Um eine direkte visuelle Vergleichbarkeit zwischen den Messungen zu gewährleisten, werden die Diagramme einheitlich skaliert ab einer Starttemperatur von $T = 28$ °C dargestellt. Aufgrund der schnellen Ansprechzeit der Thermoelemente ist mit steigendem Abstand ein verlängertes Aufheiz- und Abkühlverhalten in Verbindung mit einer verringerten maximalen Temperatur identifizierbar. Für die nachfolgende Auswertung der Versuchsreihen wird der maximal gemessene Wert der Thermoelemente für die Analyse herangezogen. Wie bereits in Abbildung 4.10 visualisiert, erfolgt die strahlungsbasierte Temperaturmessung in der

Kontaktzone zwischen der Außenschneide und Bohrungswand in einer Ebene mit der thermoelektrischen Temperaturerfassung, deren Auswertung im nachfolgenden Abschnitt von Abbildung 5.14 aufgeschlüsselt ist.

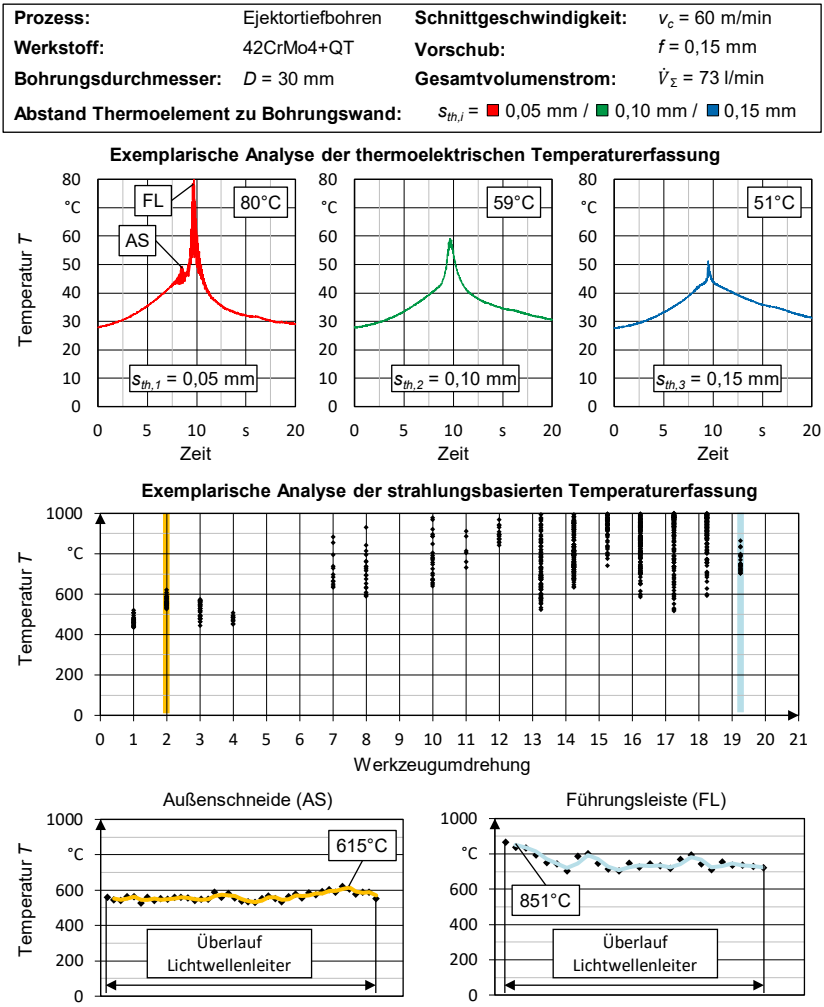


Abbildung 5.14: Exemplarische Analyse der thermoelektrischen (Thermoelemente) und strahlungsbasierten (Quotientenpyrometer) Temperaturmessung

Bei der Auswertung der strahlungsbasierten Temperaturerfassung werden die durch die Fotodetektoren ermittelten Spannungen U mit voreingestellten Verstärkungsfaktoren G skaliert und durch das Quotientenpyrometer über den zeitlichen Verlauf ausgegeben. Im nächsten Schritt wird das detektierte Systemrauschen entfernt und die beiden Messkanäle unter Berücksichtigung eines vom Lichtwellenleiter abhängigen Dämpfungspolynoms dividiert, um die Temperatur an der jeweiligen Messstelle zu erhalten. Um den zeitlichen Temperaturverlauf auf die geometrischen Bohrkopfbeziehungen (axialer Versatz zwischen Außenschneide und Führungsleiste) zu übertragen, wird der erste erfasste Messpunkt als Start des Betrachtungszeitraums definiert und unter Verwendung der Schnittgeschwindigkeit v_c in ganzzählige Bohrkopfrotationen umgerechnet. Der erste Messpunkt definiert den Zeitpunkt zu dem der Lichtwellenleiter erstmals Kontakt mit der Außenschneide hat und durchtrennt wird. Die Darstellung der einzelnen Temperaturmesspunkte erfolgt über die vollen Umdrehungen des Werkzeugs im mittleren Bereich von Abbildung 5.14. Durch die gewählte Darstellungsmethodik konstatiert sich, dass ab der 13ten Werkzeugumdrehung Messwerte wiederholt außerhalb der vollen Umdrehungen auftreten. Diese nach etwa einer Viertelumdrehung auftretenden Messpunkte sind der ersten oder zweiten Führungsleiste zuzuordnen. Aufgrund des geometrischen Versatzes zwischen Außenschneide und Führungsleiste, ist die Temperaturauswertung an dieser Position erst nach einer bestimmten Anzahl an Werkzeugumdrehungen in Abhängigkeit vom eingestellten Vorschub f möglich. Eine vergrößerte Darstellung der Temperaturmessung der Außenschneide und der Führungsleiste während eines Lichtwellenleiterüberlaufs ist im unteren Abschnitt von Abbildung 5.14 illustriert. Abschließend wird der Graph als gleitender Durchschnitt mit einer Periodenlänge von zwei Werten über die gesamte Anzahl an Messpunkten gebildet, die während eines Überlaufs über den Lichtwellenleiter aufgezeichnet werden. Für die nachgelagerte Auswertung der Versuchsreihen wird der maximale Wert der Trendlinie ausgewählt, da dieser gegenüber dem arithmetischen Mittelwert die Möglichkeit vorweist, auch kurzfristige Tendenzen abzubilden. Es gilt zu berücksichtigen, dass bei der strahlungsbasierten Temperaturmessung eine unregelmäßig große Streuung der Messpunktewolke mit sehr hohen Temperaturen auftreten kann, die für die Auswertung auszuschließen sind (wie z. B. die Messwerte nach Werkzeugumdrehung 13 oder 17), da sie auf eine fehlerhafte Temperaturaufnahme mit Hilfe des Lichtwellenleiters zurückzuführen sind. Dabei wird die Messkette vom Kontaktpunkt bis zum Quotientenpyrometer an mindestens einer Stelle durch einen Defekt des Lichtwellenleiters unterbrochen. Aufgrund der hohen Sprödigkeit des Lichtwellenleiters kann eine Zerstörung bereits während der Applikation auftreten oder der Faserbruch wird im laufenden Tiefbohrprozess bei Kontakt mit der Außenschneide oder aufgrund der Prozessschwingungen initiiert. Die Untersuchungsergebnisse zur

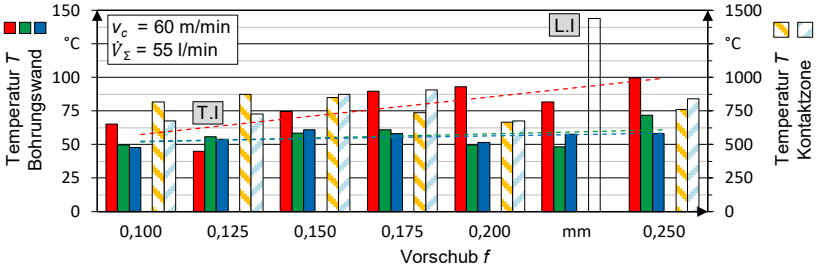
thermoelektrischen und strahlungsbasierten Temperaturerfassung in **Abbildung 5.15** werden unter Variation der Prozessparameter in einem Diagramm mit zwei Y-Achsen dargestellt. Aufgrund der deutlich höheren Temperaturen in der Kontaktzone gegenüber der Temperatur in der Bohrungswand, werden die in der Kontaktzone zwischen Außenschneide und Führungsleiste gemessenen Temperaturen in der rechten Skala dargestellt, die auf eine maximale Temperatur von $T = 1.500$ °C skaliert ist. Die Untersuchungen zeigen, dass ein Einfluss der Vorschuberhöhung auf die gemessene Temperatur T in der Bohrungsrandzone erkennbar ist. Die Regressionsgraden verdeutlichen, dass eine Vorschuberhöhung zu einem Anstieg der Temperatur in der Bohrungsrandzone führt, wobei für den geringsten Abstand zwischen Thermoelement und Bohrungswand der größte Einfluss vorliegt. Die Analyse der Temperaturen zeigt für spezifische Konstellationen, dass eine maximale Temperatur durch das mittlere Thermoelement erfasst wird (**T.I**). Charakteristisch ist, dass dieses Phänomen erst für Messstellen, nach einem zurückgelegten Bohrweg $l_f > 150$ mm identifizierbar ist und somit auf den beim Tiefbohren auftretenden Mittenverlauf m zurückgeführt werden kann. Der Mittenverlauf m beschreibt die Abweichung zwischen der idealen und der tatsächlichen Bohrungsmittelachse und liegt beim Ejektortiefbohren mit rotierendem Werkzeug unter günstigen Voraussetzungen bei $m \approx 0{,}1$ mm pro $l_f = 100$ mm Bohrweg. Da der Mittenverlauf m mit steigendem Bohrweg l_f progressiv wächst, ist zur Reduzierung des Mittenverlaufs insbesondere die Optimierung des Anbohrvorgangs von Bedeutung. Das in den Experimenten identifizierte Verlaufen des Bohrers in Richtung des mittleren Thermoelements zeigt, dass der in den Versuchen vorhandene Mittenverlauf von $0{,}05 < m < 0{,}1$ mm nach $l_f = 150$ mm Bohrweg gering ausfällt. Für die Vorschuberhöhung ist kein eindeutiger Trend in der Kontaktzonentemperatur identifizierbar. Die Auswertung zeigt, dass für einen Vorschub von $f = 0{,}225$ mm (**L.I**) keine korrekte Temperaturmessung ($T = 1.439$ °C) möglich ist, da bereits während der Lichtwellenleiterapplikation oder infolge des ersten Kontakts zwischen Lichtwellenleiter und Außenschneide ein Bruch vorgelegen hat. Des Weiteren ist eine Beschädigung der Faser durch den wiederholten Kontakt mit der Außenschneide nicht ausgeschlossen. Dabei wird die Kontakttemperatur zwischen Außenschneide und Bohrungswand im ersten Überlauf korrekt erfasst, jedoch wird der Lichtwellenleiter durch die nachfolgenden Überläufe der Außenschneide beschädigt, sodass keine korrekte Temperaturmessung der Führungsleiste möglich ist (**L.II**). Auch die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit v_c führt zu einem Anstieg der Temperatur in der Bohrungsrandzone, die gegenüber einer Vorschuberhöhung weniger stark ausgeprägt ist. Indes ist für das Thermoelement mit größtem Abstand ein geringer Abfall der Temperatur identifizierbar, der auf die Zunahme der Vorschubgeschwindigkeit v_f aufgrund ihrer Drehzahlabhängigkeit zurückzuführen ist.

Prozess:	Ejektortiefbohren	**Schnittgeschwindigkeit:**	v_c = 50…80 m/min
Werkstoff:	42CrMo4+QT	**Vorschub:**	f = 0,1…0,25 mm
Bohrungsdurchmesser:	D = 30 mm	**Gesamtvolumenstrom:**	$\dot{V}_\Sigma$ = 42…89 l/min

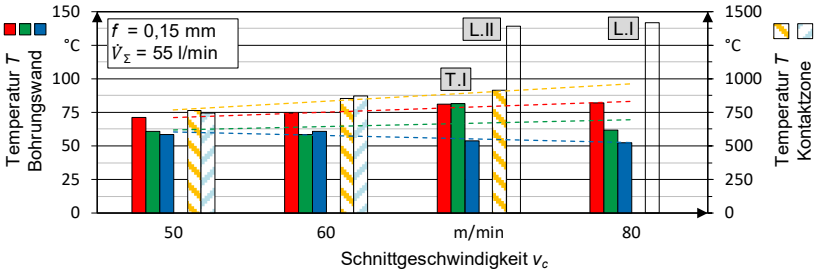
Abstand Thermoelement zu Bohrungswand: $s_{th,i}$ = 0,05 mm / 0,10 mm / 0,15 mm

----- Regressionsgrade der einzelnen Messreihen Außenschneide Führungsleiste

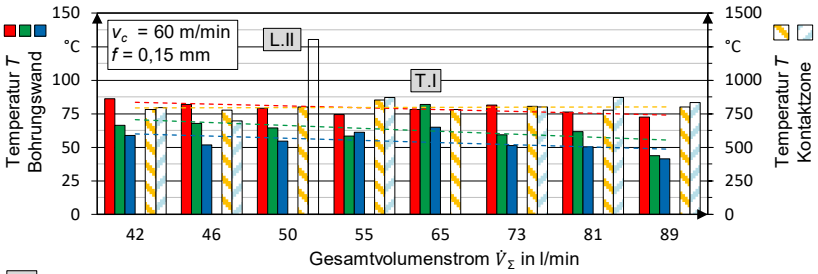
Analyse des thermischen Belastungskollektivs unter Variation des Vorschubs f



Analyse des thermischen Belastungskollektivs unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c



Analyse des thermischen Belastungskollektivs unter Variation des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$



T.I $s_{th,2} < s_{th,1}$ durch Mittenverlauf im Tiefbohrprozess

L.I Bruch des Lichtwellenleiters bei der Applikation oder Zerspanung

L.II Bruch des Lichtwellenleiters beim wiederholten Überlauf der Außenschneide

Abbildung 5.15: Auswertung des thermischen Belastungskollektivs

Dadurch wird der Wärmeeintrag auf einen geringeren Zeitraum reduziert, sodass durch den KSS ein schnelleres Abkühlen initiiert wird. Demgegenüber ist eine Zunahme der Kontaktzonentemperatur mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c identifizierbar, die, aufgrund der erhöhten Prozessdynamik und des damit einhergehenden unruhigen Prozesses, auch bei mehreren Wiederholversuchen zu einem Bruch des Lichtwellenleiters beim ersten Kontakt führt. Die Einflussanalyse des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ zeigt, dass mit zunehmendem Volumenstrom eine sinkende Temperatur in der Bohrungswand vorherrscht. Weiterführend zeigen die thermoelektrischen Messungen eine Reduzierung der gemessenen Temperaturdifferenz zwischen dem mittleren und äußeren Thermoelement bei steigendem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$, der auf die gesteigerte Kühlwirkung des KSS zurückzuführen ist. Dieses Muster ist nicht auf die Kontakttemperatur der Außenschneide und Führungsleisten übertragbar. Trotz lokaler Schwankungen in den Kontakttemperaturen zwischen Außenschneide und Führungsleiste mit der Bohrungswand, ist kein eindeutiger Einfluss identifizierbar. Der nahezu konstante Temperaturverlauf lässt darauf schließen, dass eine Erhöhung des Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ keine verbesserte Zuleitung des KSS in den Kontaktbereich zur Folge hat. Zusätzlich untermauern die Messungen die bereits im Zuge der KSS-Druckmessungen aufgestellte These, dass ein zu hoch eingestellter Volumenstrom ein Ansaugen von Luft aus dem Maschinenraum zur Folge hat und die Effizienz des Tiefbohrprozesses im Hinblick auf die Spanabfuhr und Kühlwirkung verschlechtert.

5.3 Spanbildungsanalyse beim Ejektortiefbohren

Neben dem thermomechanischen Belastungskollektiv und einer ausreichenden KSS-Versorgung der Wirkelemente, ist ein sicherer Abtransport der Späne aus der Wirkzone ein essentieller Faktor beim Tiefbohren, der im Optimierungsprozess der Ejektorbohrköpfe zu berücksichtigen ist. Zunächst werden die verschiedenen Spanformen dokumentiert und der Einfluss der Wendeschneidplattenanordnung auf die Spanbildung analysiert sowie die Spanbildungsfrequenz f_s ermittelt. Anschließend erfolgt die Analyse der Spanbildung unter Variation der Schnitt- und Prozessparameter und die Analyse des auftretenden Verschleißes am Werkzeuggrundkörper. Eine Übersicht der resultierenden Späne von 42CrMo+QT unter Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c und des Vorschubs f sind in **Abbildung 5.16** dargestellt.

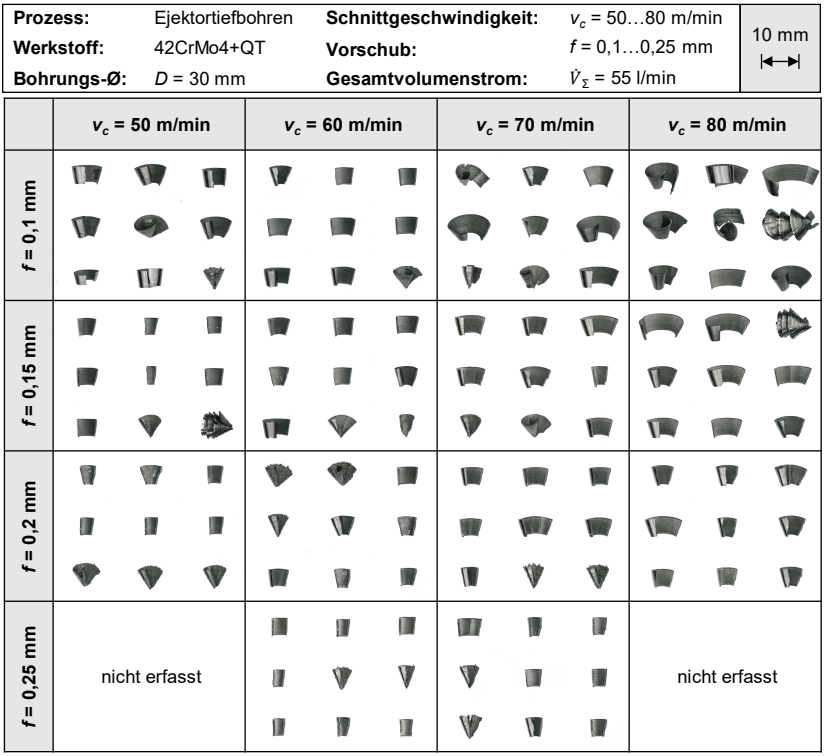


Abbildung 5.16: Übersicht der Spanbildung von 42CrMo4+QT unter Variation der Schnittparameter

Die dokumentierten Späne zeigen, dass beim Ejektortiefbohren variierende Spanformen anfallen. Neben kurzbrüchigen Spiralspanstücken und eingerollten Spiralspänen werden trichterförmige Spiralspäne beobachtet, die anhand phänomenologischer Merkmale den einzelnen Schneiden des Bohrkopfes zuzuordnen sind. Die Eingriffssituation des Bohrkopfs am Bohrungsgrund sowie die Zuordnung der resultierenden Späne sind in **Abbildung 5.17** visualisiert.

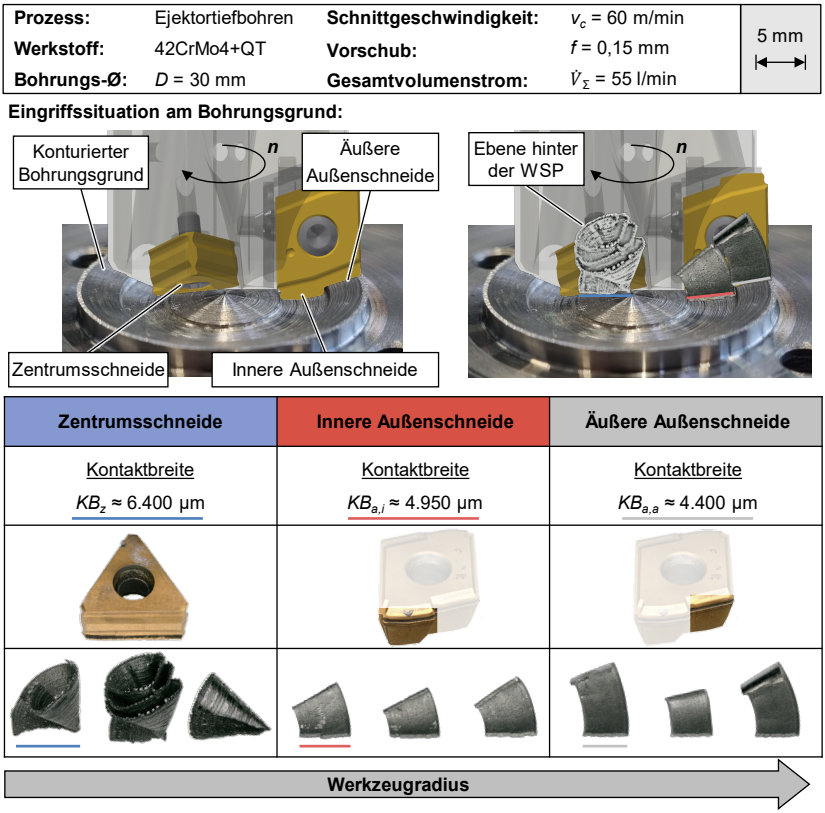
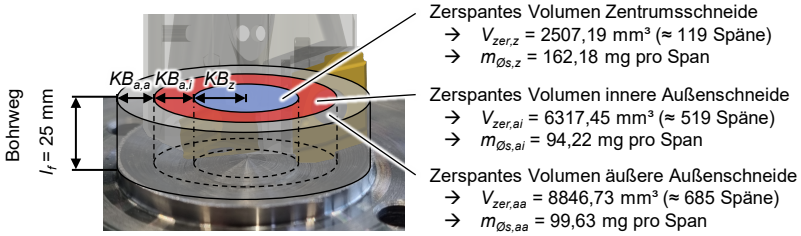


Abbildung 5.17: Eingriffssituation der Werkzeugschneiden am Bohrungsgrund und Zuordnung der entstehenden Spanformen

Der an der Zentrumsschneide vorliegende hohe Schnittgeschwindigkeitsgradient führt zu konischen Spänen, die sich aufgrund des kreisförmigen Materialabtrags im Bereich des Werkzeugzentrums zu einer Spitze zusammenschieben. Ein weiteres Merkmal ist die Rauigkeit der Spanunterseite, die auf die Scherspanbildung bei geringen

Schnittgeschwindigkeiten v_c zurückzuführen ist. Daher sind die spitz zulaufenden, trichterförmigen Spiralspäne der Zentrumsschneide zuzuordnen. Eine weitere Zuordnung aller anderen Späne erfolgt anhand der Spankrümmung und der konischen Form des Winkels zwischen den projizierten Außenkanten der Späne. Stark konische Späne mit einer ausgeprägten Spankrümmung, sind auf eine geringere Schnittgeschwindigkeit v_c sowie einen höheren Schnittgeschwindigkeitsgradienten über den Werkzeugradius zurückzuführen, sodass diese Späne der inneren Außenschneide zuzuordnen sind. Die Späne mit geringerer Spankrümmung und einem größeren Winkel zwischen den projizierten Außenkanten werden der äußeren Außenschneide zugeordnet. Eine Validierung der angewendeten Zuordnungsmechanismen wird über die optische Vermessung der Kontaktbreiten der Werkzeugschneiden und der Spanbreiten b_s durchgeführt. Die in Abbildung 5.17 dargestellte Eingriffssituation des Werkzeugs am konturierten Bohrungsgrund veranschaulicht den axialen Versatz sowie die Überlagerung der Zentrums- und Außenschneide. Entsprechend existiert eine Schnittmenge in Form einer Ringfläche, auf welcher der Werkstoff sowohl von der Zentrumsschneide als auch von der Außenschneide abgetragen werden könnte. Gleichzeitig wird ersichtlich, dass die Zentrumsschneide nicht orthogonal auf der Vorschubrichtung steht, sondern zum Werkzeugzentrum hingeneigt ist, sodass nur der mittlere Bereich der Zentrumsschneide im Eingriff ist. Die optischen Vermessungen zeigen, dass an der Zentrumsschneide eine Kontaktbreite von $KB_z \approx 6.400$ µm bei einer Gesamtlänge von $l \approx 8.400$ µm detektiert wird. Demgegenüber verschleißt die Außenschneide über die gesamte Schneidenlänge, sodass an der inneren Außenschneide eine Kontaktbreite von $KB_{a,i} \approx 4.975$ µm und an der äußeren Außenschneide eine Kontaktbreite von $KB_{a,a} \approx 4.400$ µm resultiert.

Um den Spanbildungsvorgang beim Ejektorbohren ganzheitlich zu erfassen, werden im nächsten Schritt die individuellen Spanbildungsfrequenzen der einzelnen Werkzeugschneiden berechnet und eine Auswahl an statistisch typischen Referenzspänen digitalisiert. Die daraus generierte empirische Datenbasis bietet den Vorteil einer zukünftigen, realitätsnahen Strömungssimulation des Ejektortiefbohrens, da somit Positionen, Anzahl und Abmessungen der digitalisierten Spanvolumenkörper in die Strömungssimulation eingebunden werden können. Bedingt durch die komplexe dreidimensionale Spanform, werden die Spanbildungsfrequenzen f_s über das Gewicht der anfallenden Späne m_s im Verhältnis mit der Werkstoffdichte ρ und des Zeitspanvolumens Q_w ermittelt. Die grundlegenden Auswertungsschritte zur Bestimmung der Parameter sowie die Berechnungsgrundlagen der Spanbildungsfrequenzen f_s sind in **Abbildung 5.18** für die Standardprozessparameter (siehe Abbildung 5.17) für den Vergütungsstahl 42CrMo4+QT visualisiert.



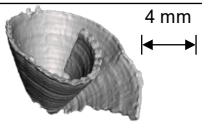
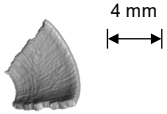
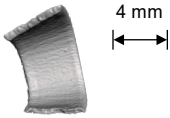
Zentrumsschneide	Innere Außenschneide	Äußere Außenschneide
Spanbildungsfrequenz f_s = Zeitspanvolumen Q_W / Durchschnittliche Einzelspanmasse $m_{Øs}$ ·Werkstoffdichte ρ		
$Q_{w,z}$ = 159,71 mm³/s	$Q_{w,ai}$ = 402,43 mm³/s	$Q_{w,aa}$ = 563,54 mm³/s
$f_{s,z}$ = 7,60 s^{-1}	$f_{s,ai}$ = 32,97 s^{-1}	$f_{s,aa}$ = 43,67 s^{-1}
(Digitalisierte) Späne pro Umdrehung $n_{s,i}$		
$n_{s,z}$ = 0,72	$n_{s,ai}$ = 3,11	$n_{s,aa}$ = 4,11
		

Abbildung 5.18: Visualisierung des zerspanten Volumens und Digitalisierung ausgewählter Spanformen

Zunächst erfolgt die Bestimmung der durchschnittlichen Einzelspanmassen $m_{Øs,i}$ für die drei Werkzeugschneiden. Hierzu werden die Späne eines Tiefbohrprozesses mit Standardparametern aufgefangen, optisch vermessen, den einzelnen Schneiden zugeordnet und gewogen, sodass für jede Schneide das durchschnittliche Gewicht eines Spans $m_{Øs,i}$ bestimmt werden kann. Im nächsten Schritt ist die Bestimmung des zerspanten Volumens je Schneide $V_{zer,i}$ erforderlich. Wie in Abbildung 5.18 visualisiert, wird das zerspante Volumen für einen Bohrweg von l_f = 25 mm bestimmt, das für die Zentrumsschneide als Vollzylinder und für die innere und äußere Außenschneide als Hohlzylinder vorliegt. Die Zylinderradien sind äquivalent zu den Kontaktbreiten KB_i der einzelnen Schneiden, die bereits in Abbildung 5.17 bestimmt werden konnten. Die exemplarische Berechnung für das zerspante Volumen der inneren Außenschneide $V_{zer,ai}$ ist in Gleichung (5.1) dargestellt.

$$V_{zer,ai} = \pi\left(KB_{ai}{}^2 - KB_z{}^2\right) \cdot l_f. \tag{5.1}$$

Ein weiterer Parameter, der für die Berechnung der Spanbildungsfrequenz f_s benötigt wird, ist das Zeitspanvolumen $Q_{w,i}$ der einzelnen Schneiden, bei dem das zerspante

Volumen $V_{zer,i}$ auf die Prozesszeit $t_{prozess}$ bezogen wird und über die Gleichung (5.2) bestimmt werden kann.

$$Q_{w,i} = \frac{V_{zer,i}}{t_{prozess}}. \tag{5.2}$$

Für die gewählten Schnittparameter (n = 637 min^{-1} und f = 0,15 mm) beträgt die Prozesszeit $t_{prozess}$ = 15,7 s. Im letzten Schritt erfolgt die Bestimmung der Spanbildungsfrequenzen f_s unter Berücksichtigung der Werkstoffdichte von ρ = 7,72 kg/dm³ sowie den berechneten durchschnittlichen Einzelspanmassen $m_{Øs,i}$ und Zeitspanvolumina Q_w, die in der Tabelle in Abbildung 5.18 dokumentiert sind. Zusätzlich ist die Anzahl der resultierenden Späne pro Umdrehung $n_{s,i}$ aufgeführt, die über das in Gleichung (5.3) dargestellte Verhältnis von Spanbildungsfrequenz f_s zu Drehzahl n bestimmt wird.

$$n_{s,i} = \frac{f_{s,i}}{n}. \tag{5.3}$$

Die Berechnungen verdeutlichen, dass der zeitliche Abstand zwischen den Spänen bei der äußeren Außenschneide am geringsten ist, wodurch diese Späne den größten Anteil an der Gesamtspanmenge haben. Demgegenüber liegt die geringste Spanbildungsfrequenz f_s bei der Zentrumsschneide vor, sodass von dieser Schneide die geringste Anzahl an Spänen vorzufinden ist. Im unteren Teil von Abbildung 5.18 sind drei digitalisierte Späne der charakteristischen Spanmorphologien der einzelnen Schneiden dargestellt. Diese wurden mithilfe des 3D-Oberflächenmessgerätes Infinite Focus G5 der Firma *Bruker Alicona* digitalisiert und im Anschluss mit der Software *Autodesk MeshMixer* nachbearbeitet. Somit werden die 3D-STL-Modelle ohne Qualitätsverlust effektiv nachbearbeitet, in dem Fehlstellen im 3D-Netz entfernt und lokale Auflösungsanpassungen der dynamischen Dreiecksnetze durchgeführt werden.

Nachdem der Einfluss der Wendeschneidplattenanordnung auf die Spanbildung analysiert und die Spanbildungsfrequenz f_s ermittelt wurden, wird im nächsten Schritt der Einfluss der Schnitt- und Prozessparameter auf die Spanbildung analysiert. Bereits in der Übersichtsaufnahme der resultierenden Späne in Abbildung 5.16 wird deutlich, dass die Schnittgeschwindigkeit v_c und der Vorschub f einen Einfluss auf die Spanmorphologie haben. Um die Spanbildungsmechanismen beim Tiefbohrprozess im Detail nachvollziehen zu können, werden ergänzend Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Prozesses mit dem in Abbildung 4.13 dokumentierten Versuchsaufbau angefertigt, der mithilfe der Substitution der Bohrungswand durch blickdurchlässiges Polycarbonat einen visuellen Zugang zur Spanbildungszone ermöglicht.

Die vorliegenden Untersuchungen verdeutlichen den signifikanten Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die Ausprägung der Spanmorphologie beim Ejektortiefbohren. An der Außenschneide liegen bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten konisch, eingerollte Spiralspäne vor, die mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit v_c in konisch, eingerollte Spiralspanstücke übergehen. Hingegen sind an der Zentrumsschneide primär stark konische, spitze Spiralstrukturen detektierbar, wobei eine erhöhte Schnittgeschwindigkeit v_c zu einer zusätzlichen Wendelung der Späne führt. Diese Vorgänge korrelieren mit der Spanlänge l_s, die tendenziell mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c zunimmt und auf die erhöhten Temperaturen in der Spanbildungszone und das daraus resultierende gesteigerte Umformvermögen des Werkstoffs zurückzuführen ist. **Abbildung 5.19** zeigt Ausschnitte des Tiefbohrprozesses zum Zeitpunkt der Spanentstehung im Bereich der Außenschneide für variierende Schnittgeschwindigkeiten. Zur Gewährleistung stationärer Spanbildungsbedingungen werden die Standbilder erst mehrere Umdrehungen nach dem ersten Materialabtrag erzeugt. Da der Werkzeugrotationsschritt von der Bildfrequenz abhängt, lassen sich die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen nur bei annähernd gleicher Werkzeugposition anhalten.

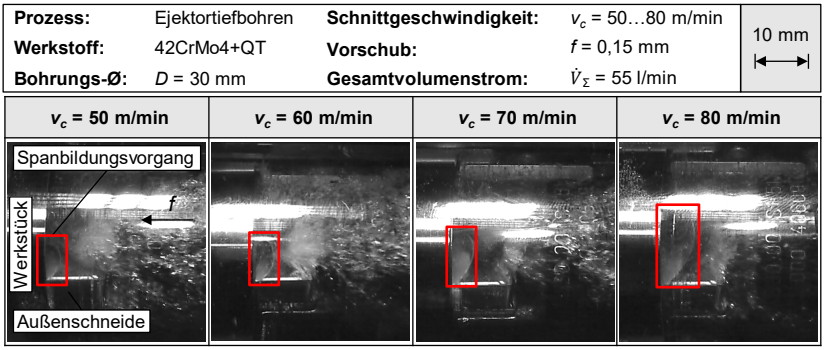


Abbildung 5.19: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit v_c auf die Spanbildung

Ebenso ist der zuvor beschriebene Trend einer zunehmenden Spanlänge l_s mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c erkennbar (rote Markierungen). Des Weiteren ist eine Abnahme der Spankrümmung für eine gesteigerte Schnittgeschwindigkeit v_c identifizierbar. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten an der Außenschneide resultiert eine ausgeprägte Spankrümmung, die dazu führt, dass der Span unter einem spitzen Winkel nahezu senkrecht auf den Bohrungsgrund trifft und verkantet. Der kontinuierliche Werkstoffffluss sowie die fortlaufende Rotation des Werkzeugs

bewirken eine Verformung des Spans, indem er gestaucht und gebogen wird, bis ein kritischer Punkt erreicht ist und der Span im Bereich seiner Wurzel bricht. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c verringert sich die Krümmung des Spans, wodurch er eine größere Distanz zum Bohrungsgrund zurücklegt. Gleichzeitig nimmt der Aufprallwinkel des Spans zu, sodass er nicht mehr verkantet, sondern über den Bohrungsgrund gleitet und sich spiralförmig einrollt. Dieses kontinuierliche Einrollen, begünstigt durch das zunehmende Umformvermögen, führt zu einer progressiven Biegebelastung, die zum Abbrechen im Spanwurzelbereich führt.

Auch für variierende Vorschübe ist eine klare Abhängigkeit der Spanmorphologie an den Werkzeugschneiden identifizierbar. Steigende Vorschübe an der Außenschneide zeigen einen Übergang von konischen Spiralspänen zu konischen, kurzbrechenden Spiralspanstücken. An der Zentrumsschneide entstehen bei niedrigem Vorschub f stark konische, spitz zulaufende Spiralspäne, die teilweise spiralförmig eingerollt oder wendelförmig aufgewickelt sind. Zudem ist eine deutliche Korrelation zwischen dem Vorschub f und der Spanlänge l_s identifizierbar, wobei höhere Vorschübe tendenziell zu kürzeren Spanlängen und einer erhöhten Spankrümmung führen. Diese These wird ebenso durch die angefertigten Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in **Abbildung 5.20** gestützt. Im Allgemeinen kennzeichnet sich das Bohren dadurch, dass mit dem Vorschub f die Spandicke h_{ch} steigt, wodurch die Steifigkeit der Späne zunimmt und das Spanbruchverhalten begünstigt wird. Dies bedeutet, dass bei einem geringen Vorschub f eine hohe Verformbarkeit des Werkstoffes vorliegt, wodurch die Späne vor dem Spanbruch eine größere Verformung zulassen. Mit steigendem Vorschub f wird die Umformung im Bereich der Spanbildungszone größer, wodurch das Umformvermögen des Werkstoffes schneller überschritten und ein frühzeitigerer Spanbruch begünstigt wird.

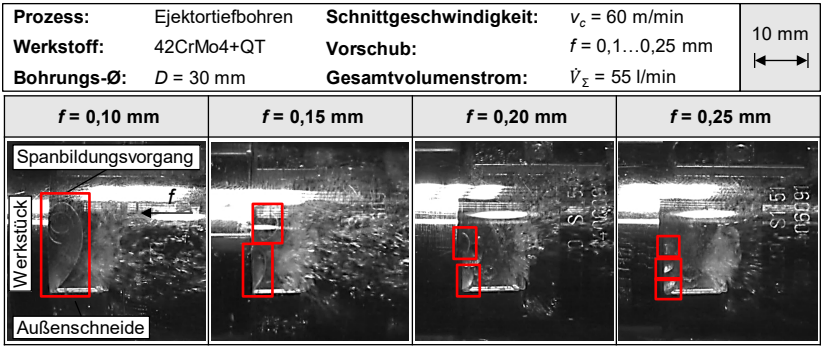


Abbildung 5.20: Einfluss des Vorschubs f auf die Spanbildung

Unter Berücksichtigung der Spanlänge und -form sind die Späne bei den betrachteten Schnittparameterkombinationen als günstig bis akzeptabel einzustufen. Das Vorliegen kurzbrechender Späne ist eine essenzielle Voraussetzung für eine zuverlässige Spanabfuhr beim Ejektortiefbohren, da ein resultierender Spänestau aufgrund zu großer Spanabmessungen zu einer Beeinträchtigung der Bohrungsqualität oder gar zu einem Versagen des Werkzeugs führen kann.

Als weitere Einflussgröße wird der Einfluss des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ auf die Spanbildung untersucht. Unabhängig von dem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ entstehen an der Außenschneide konische Spiralspäne und Spiralspanstücke, wobei nur marginale Unterschiede in der Spanlänge l_s für alle betrachteten Gesamtvolumenströme $\dot{V}_\Sigma$ vorliegen (siehe **Abbildung 5.21**).

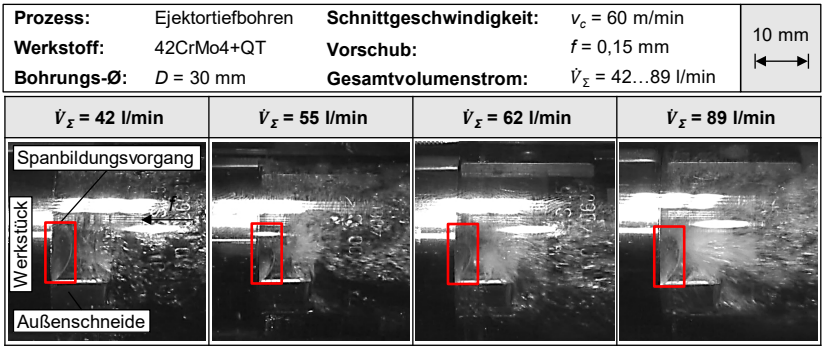


Abbildung 5.21: Einfluss des KSS Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ auf die Spanbildung

Teilweise zeigen die Späne ein ansatzweises, aber nicht vollständig spiralförmiges Einrollen. Die angefertigten Hochgeschwindigkeitsaufnahmen lassen darauf schließen, dass sich die Spankrümmung trotz der Variation des Gesamtvolumenstroms $\dot{V}_\Sigma$ nicht wesentlich verändert. An der Zentrumsschneide formen sich hingegen stark konische, spitze Spiralspäne, die sporadisch spiralförmig eingerollt oder wendelförmig gewickelt auftreten. Dieses spezifische Einrollen und Aufwickeln bleibt unabhängig von den variierten KSS-Volumenströmen konstant. Aufgrund der nahezu unveränderten Verjüngung der Späne lassen sich keine signifikanten Unterschiede in der konischen Form feststellen, was darauf hinweist, dass auch die zugehörige Spankrümmung unabhängig vom Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ ist. Die konsistente Spanmorphologie legt nahe, dass die Variationen des Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ keinen signifikanten Einfluss auf die Spanbildung hat. Neben den Erkenntnissen zur Spanbildung stützen die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Tiefbohrprozesses die in Kapitel 5.1.2 getroffenen Empfehlungen zur optimierten Parameterauswahl des benötigten

KSS-Volumenstroms. Bereits in den Druckmessungen in Abbildung 5.5 ist ab einem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma > 69$ l/min eine Reduzierung des KSS-Drucks p_{wand} bei zunehmendem Gesamtvolumenstrom $\dot{V}_\Sigma$ vorzufinden, der mit einem starken Ansaugen von Luft aus dem Maschinenraum einhergeht und eine verringerte Kühlwirkung sowie eine verschlechterte Abfuhr der Späne aus der Wirkzone zur Folge hat. Die Standbilder der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in Abbildung 5.21 stützen diese These, da für den maximalen Volumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 89$ l/min eine starke Zunahme von Lufteinschlüssen im KSS identifizierbar ist, die den angesaugten Luftmassenstrom visualisieren. Somit ist dieser Bereich hinsichtlich eines optimierten und ressourceneffizienten KSS-Einsatzes zu meiden.

Der Einsatz des Ejektorbohrens in der industriellen Anwendung zeigt, dass vor allem bei der Tiefbohrbearbeitung von langspanenden Werkstoffen, der sogenannte Spänestau eine Herausforderung darstellt. Zur Analyse dieses Phänomens wird neben dem Vergütungsstahl auch der Einsatz- und Wälzlagerstahl 18CrNiMo7-6 (Werkstoff-Nr. 1.6587) eingesetzt, der zur Ausbildung von Band- und Wirrspänen neigt. Die einzelnen Prozessphasen des Spänestaus sind in den Standbildern der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen in **Abbildung 5.22** visualisiert.

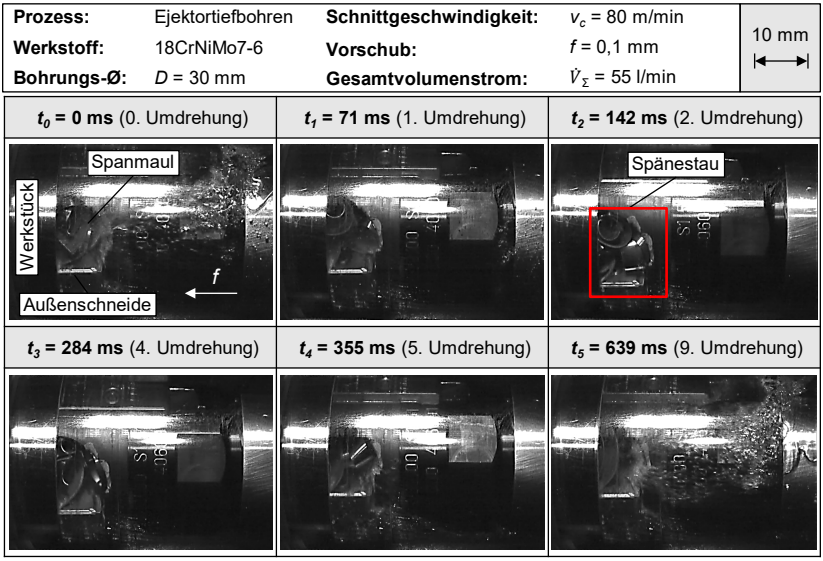


Abbildung 5.22: Prozessphasen beim Spänestau

Um das Auftreten des Spänestaus gezielt zu forcieren werden die Versuchsreihen mit einer Schnittparameterkombination aus einer hohen Schnittgeschwindigkeit v_c bei geringem Vorschub f durchgeführt. Der Beginn des Spänestaus (t_0 in Abbildung 5.22) ist durch einen instationären Abtransport und ein Verklemmen der Späne im Spanmaulbereich gekennzeichnet, der zu einem Abriss des Ejektoreffekts führt. Der anhaltende Spänestau (t_1 bis t_4) ist durch ein kontinuierliches Zusetzen des Spanmauls mit weiteren Spänen sowie die Inexistenz von Lufteinschlüssen im KSS detektierbar. Des Weiteren entsteht eine Leckage in den Maschinenraum, da der Rezirkulationsvolumenstrom $\dot{V}_0$ nicht durch das zugesetzte Spanmaul abgeführt werden kann. Nach dem Lösen des Spänestaus (t_5) ist eine Rückkehr zum stationären Tiefbohrprozess mit freiem Spanmaul sowie geringem Luftanteil im KSS identifizierbar.

Ein weiterer wichtiger Erkenntnisgewinn der videotechnischen Analyse der Spanbildung sowie des Spanabtransports am Bohrkopf für die Entwicklung strömungsoptimierter Werkzeuge, ist der Einfluss der entstehenden Späne auf den Werkzeuggrundkörper. In **Abbildung 5.23** ist im oberen Teil die Draufsicht des Bohrkopfs dargestellt. Zudem sind im identischen Maßstab die Späne visualisiert, die während einer Werkzeugumdrehung abzuführen sind. Es ist evident, dass die Abmessungen der abzuführenden Späne im Verhältnis zum Spanmaulquerschnitt verhältnismäßig groß sind.

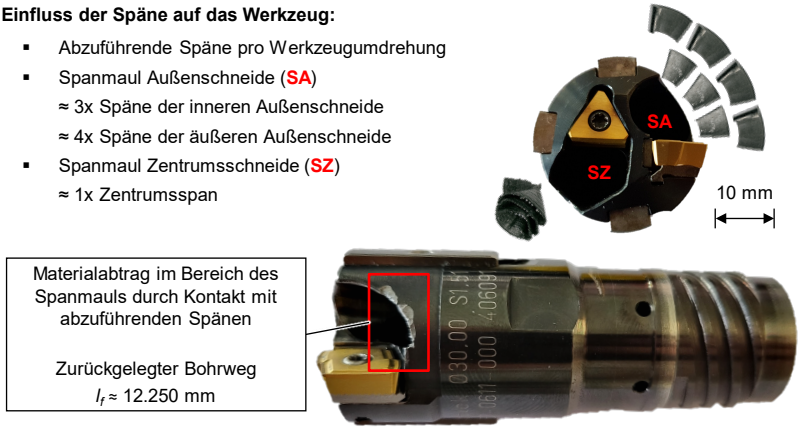


Abbildung 5.23: Verschleißerscheinungen im Bereich des Spanmauls durch Spänekontakt

Des Weiteren ist in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ein Kontakt zwischen den abzuführenden Spänen der äußeren Außenschneide und dem oberen Bereich des

Spanmauls festzustellen, der zum Verschleiß des Werkzeuggrundkörpers führt. Die rote Markierung kennzeichnet die Verschleißerscheinungen am Spanmaul nach einem zurückgelegten Bohrweg von $l_f \approx 12.250$ mm. Die durchgeführten Analysen zeigen, dass die konstruktive Anpassung des Werkzeuggrundkörpers im Bereich des Spanmauls großes Optimierungspotenzial für einen verbesserten Spanabtransport bietet.

6 Entwicklung und Fertigung strömungsoptimierter Ejektortiefbohrwerkzeuge

Im folgenden Kapitel wird die Entwicklung und die Fertigung der strömungsoptimierten Ejektortiefbohrwerkzeuge behandelt. Die Auswahl und Implementierung der individuellen Optimierungsmaßnahmen erfolgt auf Basis der gewonnenen Analyseergebnisse aus den technologischen Grundlagenuntersuchungen aus Kapitel 5. Neben der Modellierung der KSS-Auslassbohrungen werden die Spanmäuler der Zentrums- und Außenschneide sowohl im Werkzeuginneren als auch der strukturelle Aufbau der äußeren Bohrkopfgestalt im Bereich der Spanmaulöffnung sowie der Tragbereich der Führungsleisten konstruktiv überarbeitet. Um die Einsatzfähigkeit der strukturgeschwächten Konzepte zu gewährleisten, werden die Varianten einer statischen Belastungsanalyse mit den ermittelten Werkzeugbelastungen aus den Referenzversuchen aus Kapitel 5.2.1 unterzogen. Die Validierung der Optimierungskonzepte sowie die Auswahl der Modifikationen erfolgt auf Grundlage extern durchgeführter Strömungssimulationen mithilfe des Simulationsansatzes der *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH). Abschließend werden die Ejektorbohrköpfe additiv gefertigt und das Bauteilgefüge metallographisch analysiert. Eine Übersicht der Optimierungsmaßnahmen ist in **Abbildung 6.1** visualisiert.



Abbildung 6.1: Übersicht der konstruktiven Optimierungsmaßnahmen am Ejektorbohrkopf

6.1 Entwicklung optimierter Ejektorwerkzeuge

Der Prozess zur Entwicklung strömungsoptimierter Ejektorwerkzeuge wird in zwei Phasen gegliedert. Im ersten Schritt werden variierende Konzepte erarbeitet und einer statischen Belastungsanalyse auf Basis der im Bohrprozess experimentell ermittelten Werkzeugbelastung unterzogen, sodass Spannungsspitzen und hochbelastete Bereiche in der Konstruktion identifiziert und konstruktiv überarbeitet werden können. In der zweiten Phase erfolgt die Auswertung einer simulativen Analyse der KSS-Strömung für die entwickelten Bohrkopfmodelle hinsichtlich der Strömungscharakteristika am Bohrkopf, der KSS-Versorgung der Wirkelemente sowie der Einfluss auf den sicheren Spanabtransport.

6.1.1 Konstruktive Ausführung und Belastungsanalyse der Optimierungsmaßnahmen

Die statischen Belastungsanalysen werden unter Verwendung der Programmsoftware *Inventor Professional 2023* der Firma *Autodesk* durchgeführt, die auf der Finite-Elemente-Methode basiert und eine präzise Berechnung und visuelle Darstellung der Mises-Vergleichsspannungen in Bauteilen unter Belastung ermöglicht, sodass kritische Bauteilbereiche identifiziert werden können. Ein Bereich wird als kritisch definiert, sobald plastische Deformationen und lokale Spannungsspitzen auftreten oder die Spannungsverteilung in den im Kraftfluss liegenden Bereichen signifikant von dem Spannungsniveau der Standardausführung abweicht.

Zuordnung der Belastungskomponenten und Grundlagen der Belastungsanalyse
Im Tiefbohrprozess wird der Ejektorbohrkopf maßgeblich durch das Bohrmoment M_b und die Vorschubkraft F_f belastet, die simultan auf das Werkzeug wirken und für variierende Einflüsse in Kapitel 5.2.1 bestimmt werden konnten. Um die Eingriffssituation nachzubilden, ist die Aufteilung, Positionierung sowie Orientierung der gemessenen Werkzeugbelastungen im Modell essentiell. Bei der Vorschubkraft F_f kann die Annahme getroffen werden, dass diese nahezu vollständig aus dem Schnittprozess resultiert, sodass die gesamte Vorschubkraft F_f auf die Wendeschneidplatten aufgeteilt wird. Demgegenüber ist für das gemessene Bohrmoment M_b eine Aufteilung in das Schnittmoment M_c sowie das Reibmoment M_r (Reibung zwischen den Führungsleisten und der Bohrungswand) und das Umformmoment M_u (Glättung der Bohrungswand durch die Umformarbeit der Führungsleisten) zu berücksichtigen. Das entsprechende Aufteilungsverhältnis wird aufgrund der werkzeugseitigen Parallelen vom BTA-Tiefbohren abgeleitet, sodass vom gesamten Bohrmoment M_b 65 % auf das Schnittmoment M_c, 20 % auf das Reibmoment M_r und 15 % auf das Umformmoment M_u entfallen [BBH+18].

Durch das Reibmoment M_r und das Umformmoment M_u wird eine symmetrische Belastung auf den vorderen Tragbereich der drei Führungsleisten angenommen, wobei der Angriffspunkt auf die Führungsleistenmitte festgelegt ist. Unter der getroffenen Annahme, dass die Belastungen mit den Eingriffslängen der Schneiden korrelieren, werden für die Bestimmung der Streckenlasten der Vorschubkraft F_f und des Schnittmoments M_c, die unter dem digitalen Auflichtmikroskop VHX-950F der Firma *Keyence* erfassten Kontaktbreiten KB_i der einzelnen Schneiden herangezogen und auf das maßstabsgetreue CAD-Modell übertragen. Dies bietet den Vorteil, dass aufgrund der variierenden Schneidenposition und Orientierung, die orthogonalen Hebelarme He_i mithilfe der Kontaktbreiten KB_i im CAD-Modell ausgemessen werden können. Die Detailansicht zur Bestimmung der Hebelarme He_i ist in **Abbildung 6.2** skizziert.

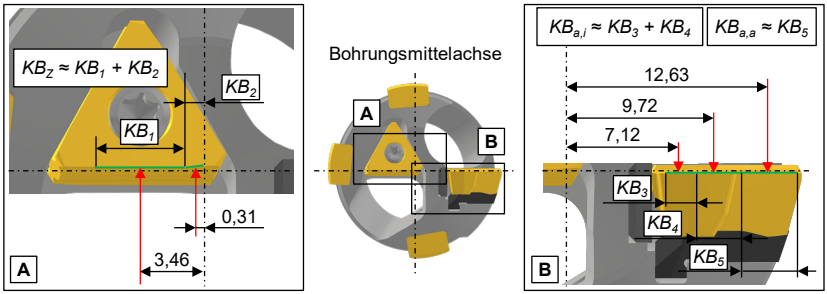
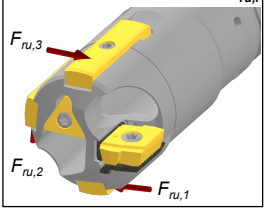


Abbildung 6.2: Position und Orientierung der Kraftangriffspunkte an der Zentrums- und Außenschneide

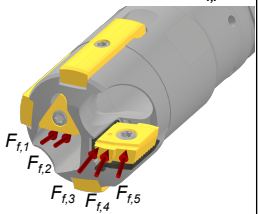
Insgesamt liegen fünf Kontaktbereiche vor, die durch die grünen Linien an den Schneidkanten gekennzeichnet sind. Die roten Pfeile markieren die geometrischen Mittelpunkte dieser Bereiche und definieren die Angriffspunkte der resultierenden Kräfte für die Vorschubkraft F_f und die Schnittkraft F_c. Die für die statische Belastungsanalyse geltenden Randbedingungen sind in **Abbildung 6.3** dargestellt. Die maximal auftretenden mechanischen Belastungen liegen bei einem maximalen Vorschub von $f = 0{,}25$ mm bei $F_f = 4{,}11$ kN und $M_b = 79{,}02$ Nm (siehe Abbildung 5.11). Zur Kompensation von Messungenauigkeiten werden die Maximalwerte mit einem Korrekturfaktor von $K \approx 1{,}1$ abgesichert, sodass für die statische Belastungsanalyse eine Vorschubkraft von $F_f = 5.200$ N und ein Bohrmoment von $M_b = 85$ Nm angenommen wird. Das Einleiten der Kräfte erfolgt als Streckenlast an den zugehörigen Schneidkanten, sodass die Kräfte gleichmäßig auf den ausgewählten Bereich verteilt werden. Die Visualisierung erfolgt durch *Inventor* jedoch lediglich anhand von vektoriellen Einzelkräfte an den geometrischen Mittelpunkten der Kontaktbereiche.

Reib- und Umformkräfte $F_{ru,i}$



	Reibmoment $[M_{r,i}]$ = Nm	Umformmoment $[M_{u,i}]$ = Nm	Hebelarm $[He_i]$ = mm	Reib- und Umformkraft $[F_{ru,i}]$ = N
FL 1	5,67	4,25	14,98	$F_{ru,1}$ = 661,68
FL 2	5,67	4,25		$F_{ru,2}$ = 661,68
FL 3	5,67	4,25		$F_{ru,3}$ = 661,68

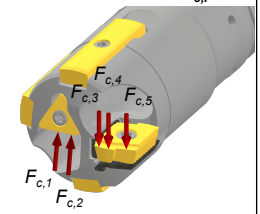
Vorschubkräfte $F_{f,i}$



$$F_{f,spez} = \frac{F_f}{\sum_{i=1}^{5} KB_i} = 340{,}27\ \text{N}$$

Schneidenbereich		Kontaktbreite $[KB_i]$ = mm	KB-Anteil (Gewichtung) $[KB_{r,i}]$ = %	Anteilige Vorschubkraft $[F_{f,i}]$ = N
ZS	**Mitte**	5,82	38,08	$F_{f,1}$ = 1980,03
	Innen	0,52	3,40	$F_{f,2}$ = 176,60
AS$_i$	**Innen**	2,35	15,38	$F_{f,3}$ = 799,63
	Außen	2,37	15,51	$F_{f,4}$ = 806,44
AS$_a$	**Gesamt**	4,22	27,64	$F_{f,5}$ = 1437,30

Schnittkräfte $F_{c,i}$



$$M_c = \sum_{i=1}^{5} M_{c,i} = \sum_{i=1}^{5} He_i \cdot F_{c,i}$$

Schneidenbereich		Hebelarm $[H_i]$ = mm	KB-Anteil (Gewichtung) $[KB_{r,i}]$ = %	Anteilige Schnittkraft $[F_{c,i}]$ = N
ZS	**Mitte**	3,46	38,08	$F_{c,1}$ = 2878,91
	Innen	0,31	3,40	$F_{c,2}$ = 256,77
AS$_i$	**Innen**	7,12	15,38	$F_{c,3}$ = 1162,64
	Außen	9,72	15,51	$F_{c,4}$ = 1172,52
AS$_a$	**Gesamt**	12,63	27,64	$F_{c,5}$ = 2089,79

Abbildung 6.3: Übersicht und Berechnung der anteiligen Kraftkomponenten für die statische Belastungsanalyse

Ein weiterer wichtiger Punkt zur Generierung belastbarer Ergebnisse hinsichtlich der Bauteilstabilität ist die Berücksichtigung des Kraftflusses durch die Wirkelemente auf den Ejektorbohrkopf. Da für die Analyse ausschließlich die Auswirkungen auf den Bohrkopf im Fokus stehen, ist ein Einleiten der Belastungen im unmittelbaren Kontaktbereich zu präferieren, jedoch aufgrund der nicht eindeutig identifizierbaren Kontaktbereiche nicht möglich. Infolgedessen wird auf die softwarebasierte Funktion zurückgegriffen, Bauteile durch Abhängigkeiten zu verknüpfen und Belastungen über die Kontaktflächen zu übertragen. Idealerweise erfolgt die Übertragung aller

eingeleiteten Belastungen restlos auf den Bohrkopf, sodass für die Wendeschneidplatten, die Unterlegplatte und die Einstellplatte ein ideal starres Bauteilverhalten ohne Verformungen zu präferieren ist. Da *Inventor* ausschließlich elastische Verformungen berücksichtigt, werden den Wirkelementen, zur Minimierung der resultierenden Deformationen, die softwareseitig maximal möglichen Elastizitätsmodule (E = 1.300.000 MPa) zugewiesen. Dies birgt den weiteren Vorteil, die Belastungsanalyse unabhängig von den Materialkennwerten der Wirkelemente durchzuführen und die Änderung der Wirkrichtung der eingeleiteten Belastungen durch eine elastische Deformation der Wirkelemente zu verhindern. Die horizontale Positionierung der Außenschneide erfolgt auf einer Unterlegplatte, wohingegen die Innenseite von einer Einstellplatte gestützt wird. Infolgedessen liegt kein direkter Kontakt zwischen der Außenschneide und dem Ejektorbohrkopf vor. Die strukturierte Beschaffenheit der Außenschneidenunterseite sowie der Oberseite der Unterlegplatte bilden eine formschlüssige Verbindung, die eine Kraftübertragung in Vorschubrichtung ermöglicht. Zugleich wird die Unterlegplatte formschlüssig am hinteren Ende des Plattensitzes am Bohrkopf positioniert, sodass über diesen spezifischen Kontaktbereich der Hauptanteil der Vorschubkraft F_f übertragen wird. Demgegenüber liegt zwischen den Seitenflächen der Zentrumsschneide und dem Bohrkopf ein direkter Kontakt vor, der eine formschlüssige Verbindung zur Übertragung der Prozessbelastungen darstellt. Auch die Zuordnung des Schnittmoments M_c erfolgt analog zur Vorschubkraft F_f, sodass zuerst die auf die Gesamtkontaktbreite bezogene spezifische Schnittkraft $F_{c,spez}$ bestimmt wird, die darauffolgend mit den einzelnen Kontaktbreiten KB_i gewichtet wird. Das gesamte Schnittmoment M_c ergibt sich aus der Summe der einzelnen Schnittmomente $M_{c,i}$. Diese sind als das Produkt von Hebelarm He_i und Schnittkraft $F_{c,i}$ definiert und in Gleichung (6.1) dargestellt.

$$M_c = \sum \overbrace{He_i \cdot F_{c,i}}^{M_{c,i}} \,.$$

$$M_c = \overbrace{He_1 \cdot F_{c,1} + He_2 \cdot F_{c,2}}^{\substack{\text{Zentrums-}\\ \text{schneide}}} + \overbrace{He_3 \cdot F_{c,3} + He_4 \cdot F_{c,4}}^{\substack{\text{Innere}\\ \text{Außenschneide}}} + \overbrace{He_5 \cdot F_{c,5}}^{\substack{\text{Äußere}\\ \text{Außenschneide}}} \,. \tag{6.1}$$

Da die Schnittkräfte $F_{c,i}$ im Gegensatz zu den Hebelarmen He_i zunächst unbekannt sind, sind sie über ihre bekannten Anteile an der Gesamtschnittkraft F_c zu bestimmen. Neben der Zuordnung und Orientierung der Werkzeugbelastungen, stellen die zugewiesenen mechanischen Kennwerte eine weitere wichtige Randbedingung für die Belastungsanalyse dar. Dem Bohrkopfgrundkörper wird ein vordefinierter Stahlwerkstoff zugewiesen, deren hinterlegte mechanische Kennwerte mit denen von Baustählen korrelieren. Für den Werkzeuggrundkörper wird ein Elastizitätsmodul von E = 210.000 MPa, eine Streckgrenze von R_e = 207 MPa und eine Zugfestigkeit von

$R_m = 345$ MPa hinterlegt. Die Lagerung des Bohrkopfs wird über eine feste Einspannung der axialen Gewindeflanken realisiert. Die Netzgenerierung wird mit einer durchschnittlichen Elementgröße von 0,01 mm durchgeführt.

Darstellung und Analyse der konstruktiven Modifikationen

Im ersten Schritt erfolgt die konstruktive Anpassung der KSS-Auslassbohrungen, bei dem insgesamt fünf verschiedene Modifikationen ausgewählt werden, die sich sowohl in ihrer geometrischen Form als auch im Neigungswinkel der Kühlschmierstoffauslassöffnungen $\varphi_{kss\text{-}b}$ unterscheiden. Für alle Modifikationen bleibt die symmetrische Anordnung von sechs KSS-Auslassbohrungen über den Bohrkopfumfang hinweg konstant. **Abbildung 6.4** zeigt die Schnittansicht des montierten Werkzeugsystems aus Bohrkopf, Innenrohr und Bohrrohr im Bereich der KSS-Auslassbohrungen mit den für die Optimierung relevanten Abmessungen. Zudem sind die Ergebnisse der statischen Belastungsanalyse für den Bohrkopf in der Gesamtübersicht sowie der Detailbereich der modifizierten KSS-Auslassbohrungen dargestellt. In diesem Kapitel erfolgt die Auswertung der statischen Belastungsanalyse im Hinblick auf die Mises-Vergleichsspannung σ_v, sodass kritische Konstruktionsbereich, wie z. B. Übergange mit erhöhter Kerbspannung, identifiziert werden können. Nach der Analyse der KSS-Strömung im nachfolgenden Kapitel und der Auswahl der Modifikationen für die Prototypenfertigung, erfolgen zusätzliche Belastungsanalysen im Hinblick auf die im Prozess auftretenden Deformationen u des Bohrkopfs. In diesem Kapitel werden die Grenzen der Farbskalen für alle Simulationen auf maximal $\sigma_v = 250$ MPa begrenzt, sodass relevante Belastungsmuster visuell hervorgehoben werden. In Erweiterung werden die maximalen Vergleichsspannungen $\sigma_{v,max}$ an den konstruktiven Anpassungen dokumentiert. In der Standardausführung sind sechs KSS-Auslassbohrungen mit einem Durchmesser von $d = 2{,}55$ mm unter einem Neigungswinkel von $\varphi_{kss\text{-}b} = 90°$ eingebracht. Die Analyse des konstruktiven Aufbaus der KSS-Auslassbohrungen am Standardbohrkopf in Verbindung mit der durchgeführten optischen Strömungsanalyse der KSS-Strömung nach Austritt aus den Bohrungen (siehe Abschnitt D in Abbildung 5.9) offenbart zwei kritische Merkmale, die Optimierungspotenzial aufweisen. Zum einen wird dem KSS beim Austritt aus dem Ringraum durch den Neigungswinkel $\varphi_{kss\text{-}b} = 90°$ eine rechtwinklige Umlenkung beim Aus- und Einströmen aufgezwungen, die sowohl mit einem Druckverlust als auch mit einer verringerten Fluidgeschwindigkeit v_{kss} einhergeht. Zum anderen resultiert eine Stauzone am Ringraumende, da im montierten Zustand ein axialer Abstand $s_{kss\text{-}b}$, zwischen der Bohrungswand und dem konischen Innenrohrende vorliegt. Als einheitliche Maßnahme wird für alle fünf Modifikationen der axiale Abstand zwischen der Bohrungswand und dem konischen Innenrohrende auf $s_{kss\text{-}b} = 0$ mm festgelegt, sodass eine Eliminierung der axialen Stauzone resultiert.

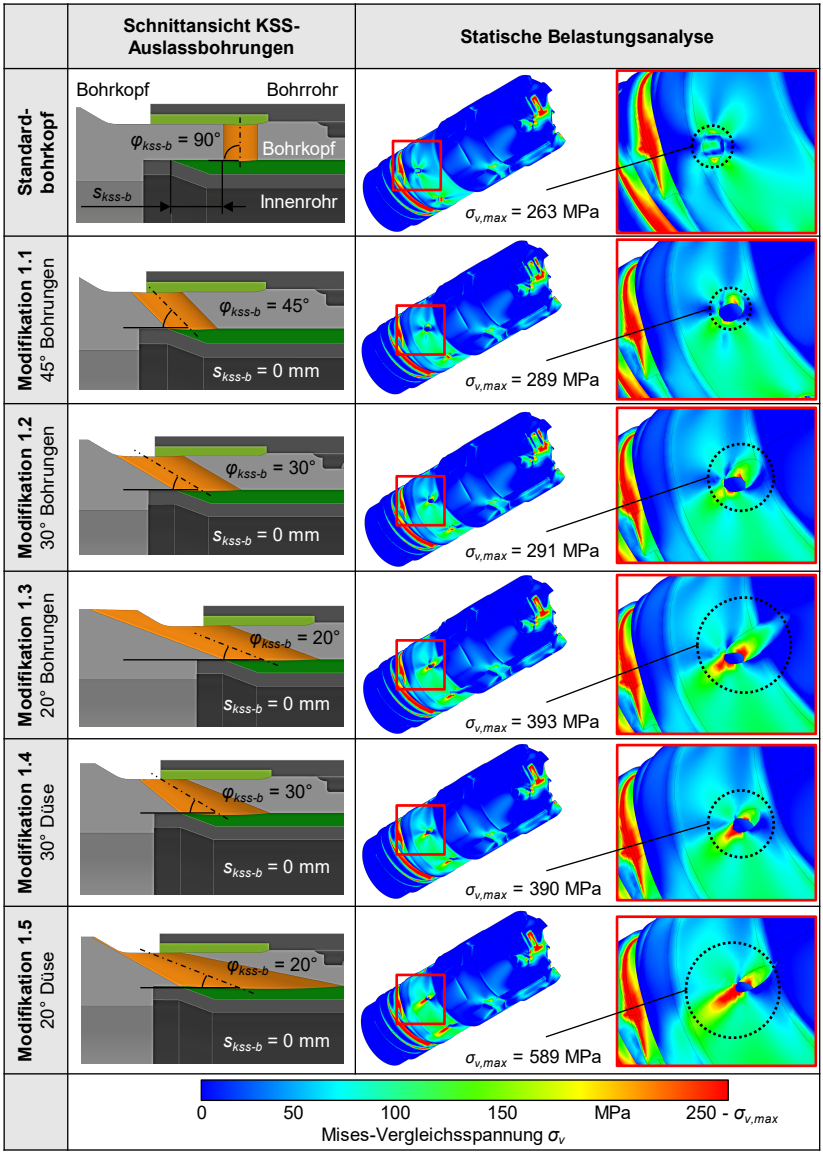


Abbildung 6.4: Konstruktive Ausführung und statische Belastungsanalyse der modifizierten KSS-Auslassbohrungen

Zudem wird der Neigungswinkel der KSS-Auslassbohrung $\varphi_{kss\text{-}b}$ reduziert, sodass verringerte Strömungsverluste beim Austritt entstehen und dem KSS eine bevorzugte Strömungsrichtung in Vorschubrichtung vorgegeben wird. Für die Modifikationen 1.1 bis 1.3 wird der Bohrungsdurchmesser identisch zum Standardbohrkopf $d = 2{,}55$ mm festgelegt. In den Modifikationen 1.4 und 1.5 werden die KSS-Auslassbohrungen in Düsenform konzipiert, die eine Verjüngung der Querschnittsfläche auf einen Austrittsdurchmesser von $d \approx 2{,}26$ mm in Strömungsrichtung aufweisen. Auf Höhe des vordersten Punktes der Düsengrundfläche auf der Bohrkopfinnenseite liegt orthogonal zur Symmetrieachse der Düsendurchmesser des Standardbohrkopfs bei $d = 2{,}55$ mm. Für alle Modifikationen geht der Versatz der Bohrungen in Kombination mit einem abnehmenden Neigungswinkel der KSS-Auslassbohrung $\varphi_{kss\text{-}b}$ damit einher, dass ein Teil des Volumenstroms ohne Kontakt mit dem Bohrrohrüberstand und somit mit einem geringeren Geschwindigkeitsverlust in Richtung der Wirkzone strömt. Wie bereits in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des aus der KSS-Auslassbohrung austretenden KSS zu erkennen (siehe Abschnitt D in Abbildung 5.9), entsteht durch den Kontakt mit dem Bohrrohrüberstand eine stark turbulente Prallströmung ohne klar definierte Strömungsrichtung. Ohne bzw. mit verringertem Kontakt zum Bohrrohrüberstand tritt der KSS in Form von sechs gebündelten Kühlschmierstoffstrahlen in Richtung der Wirkstelle aus dem Bohrkopf aus. Es ist davon auszugehen, dass die prozesscharakteristische Rotation damit einhergeht, dass sich der KSS während des Prozesses auf dem gesamten Umfang verteilt, sodass die modifizierten Bohrköpfe gleichmäßig umspült werden. Somit lassen sich die Hauptziele der Modifikation 1 in einer Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit am Bohrkopf sowie in einer Verringerung der Leckage durch den zielgerichteten KSS-Austritt in Richtung der Wirkzone zusammenfassen. Im nächsten Schritt erfolgt die Auswertung der statischen Belastungsanalyse. Dabei zeigen sich sowohl für den Standardbohrkopf als auch für die Modifikationen erhöhte Spannungen im Bereich der Zentrumsschneide als auch entlang der Außenschneide. Die höchsten Spannungsfelder liegen in den Kontaktflächen zwischen den Wirkelementen und dem Bohrkopf vor, was auf die Übertragung der mechanischen Belastungen zurückführen ist. Die erhöhten Spannungen im Stegbereich zwischen den Spanmäulern sind auf die Torsion aufgrund der wirkenden Belastungen an den Wendeschneidplatten zurückzuführen. Auch im Bereich des Anschlussgewindes treten erhöhte Bauteilspannungen auf. Da für die genannten Zonen nahezu identische Spannungsfelder für die Standardausführung und die Modifikationen auftreten, werden diese spezifischen Zonen als unkritisch bewertet, sodass ein Bauteilversagen ausgeschlossen werden kann. Des Weiteren zeigen sich für alle Modifikationen erhöhte Bauteilspannungen im Bereich der KSS-Auslassbohrungen, wobei das Volumen der Bohrungen mit einer Zunahme der Bauteilspannungen korreliert, sodass für die Standardausführung die geringste

Vergleichsspannung von $\sigma_{v,max} = 263$ MPa vorliegt. Lokale Spannungsspitzen treten konsistent für alle Bohrkopfkmodifikationen im jeweils dünnwandigsten Bereich der markierten KSS-Austrittsbereiche in axialer Richtung auf, die jedoch keine plastische Deformation zur Folge haben und dadurch die theoretische Realisierbarkeit der Maßnahmen nicht beeinträchtigen.

Die zweiten Optimierungsmaßnahmen, die in **Abbildung 6.5** visualisiert sind, gründen auf den technologischen Grundlagenuntersuchungen zur Analyse der Druck- und Volumenstromverhältnisse beim Ejektortiefbohren aus Kapitel 5.1.2. Im Zuge der prozesssimultanen Messungen ist eine Verstärkung des Ejektoreffekts bzw. des Unterdrucks im Innenrohr beim Start der Werkzeugrotation identifiziert worden, die maßgeblich auf die Werkzeuginnenkontur hinter dem Spanmaul der Zentrums- und Außenschneide zurückzuführen ist (siehe Markierung II in Abbildung 5.4). Die dargestellten Modifikationen 2.1 und 2.2 verfolgen das vorrangige Ziel, den Neigungswinkel der schrägen Ebene hinter dem Spanmaul der Zentrums- und Außenschneide gegenüber der Rotationsachse des Werkzeugs zu erhöhen. Die konstruktiven Maßnahmen zielen darauf ab, einen Teil der Rotationsenergie des Bohrkopfs auf das Fluid (KSS) zu übertragen, sodass eine Beschleunigung entgegen der Vorschubbewegung generiert wird. In Modifikation 2.1 werden mithilfe von Konstruktionsebenen zwei geneigte Flächen ohne Verwindung im Werkzeuginneren aus dem Grundkörper extrudiert, die im laufenden Prozess das Funktionsprinzip eines Schaufelrads nachstellen. Auch die zweite Modifikation 2.2 baut auf diesem Funktionsprinzip auf. Dabei wird eine verwundene Schaufelradkontur durch eine rotative Extrusion einer bogenförmigen Konstruktionsebene aus dem Grundkörper herausgetrennt. Modifikationsübergreifend werden die resultierenden Kanten im Bohrkopfinneren zur Steigerung der Bauteilstabilität mit Radien im Bereich von r = 1,5…4 mm abgerundet.

Die statischen Belastungsanalysen zeigen, dass sowohl für den Standardbohrkopf als auch für die Modifikationen, die maximalen Bauteilspannungen im Bereich der Plattensitze auftreten. Des Weiteren sind für die Spanmaulmodifikation keine weiteren Spannungspeaks ersichtlich, sodass im Vergleich zum konventionellen Bohrkopf die These aufgestellt werden kann, dass die Bauteilstabilität in diesen Regionen nicht beeinträchtigt ist. In den Schnittansichten der Modifikationen treten in den Bereichen mit reduziertem Materialvolumen räumlich größere Spannungsfelder auf, die bei Modifikation 2.1 im Bereich von $\sigma_v < 100$ MPa und bei Modifikation 2.2 im Bereich von $\sigma_v < 145$ MPa liegen. Das gesteigerte Spannungsniveau ist auf den größeren Materialabtrag von Modifikation 2.2 zurückzuführen.

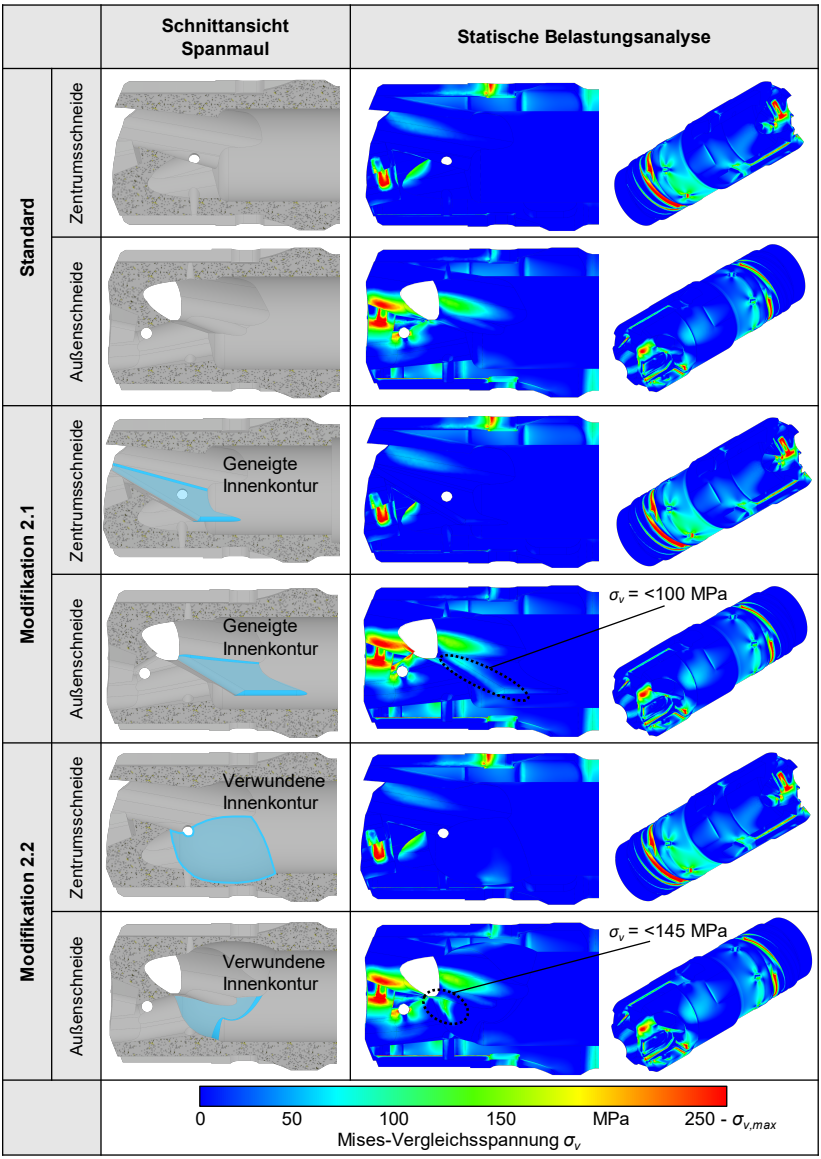


Abbildung 6.5: Konstruktive Ausführung und statische Belastungsanalyse der modifizierten Werkzeuginnenkontur hinter den Spanmäulern

Auch die Entwicklung der dritten Maßnahmen zur Anpassung der Spanmaulöffnung erfolgt unter Berücksichtigung der technologischen Grundlagenuntersuchungen. Zum einen zeigten die optischen Strömungsanalysen am Bohrkopf eine charakteristische KSS-Stauzone im Tragbereich der Führungsleisten (siehe Abschnitt C in Abbildung 5.9). Zum anderen ist ein Strömungswirbel über der Außenschneide identifiziert worden, der einem kontinuierlichen Abtransport der Späne entgegenwirkt (siehe Abschnitt A in Abbildung 5.9). Auch die Spanbildungsanalyse identifizierte potenzielle Schwachstellen im Bereich der Spanmaulöffnung, die einen Spänestau begünstigen und einen gesteigerten Verschleiß des Werkzeuggrundkörpers zur Folge haben. Die entwickelten Optimierungen umfassen zwei grundlegende Maßnahmen und sind in **Abbildung 6.6** visualisiert. Für beide Modifikationen wird ein Drainagebereich zur Reduzierung von KSS-Stauzonen im Tragbereich der Führungsleisten eingebracht, sodass eine verbesserte Kühl- und Schmierwirkung erzeugt wird, die mit einem verringerten Führungsleistenverschleiß einhergeht. Das zweite Hauptziel der Modifikationen ist eine verbesserte Spanabfuhr, die durch zwei konträre Ansätze verfolgt wird. Modifikation 3.1 zielt darauf ab, mit einer erweiterten Spanmaulöffnung der Entstehung von Spänestaus entgegenzuwirken und dadurch auch für längere Band- und Wirrspäne einen kontinuierlichen Abtransport zu gewährleisten. Demgegenüber wird mit der verjüngten Spanmaulöffnung von Modifikation 3.2 der Ansatz verfolgt, den Strömungswirbel über der Außenschneide zu eliminieren sowie eine zielgerichtete KSS-Zuführung in den Schneidenbereich zu initiieren, da ein direktes Abfließen des KSS in das Spanmaul verhindert wird.

In Übereinstimmung mit den zuvor dargestellten Auswertungen zeigen die statischen Belastungsanalysen, dass für alle Modelle die maximalen Bauteilspannungen im Bereich der Plattensitze vorzufinden sind. Aus den in das Modell implementierten Drainagebereichen resultieren nur marginale Änderungen im Spannungsniveau. Für beide Modifikationen ist ein geringes Spannungsfeld mit einem maximalen Spannungswert von $\sigma_v \approx 87\,\mathrm{MPa}$ im Führungsleistentragbereich vorzufinden. Die Analyse von Modifikation 3.1 offenbart Spannungsspitzen in den Eckbereichen der vergrößerten Spanmaulöffnung. Demgegenüber ist für Modifikation 3.2 eine Vergrößerung des Spannungsfeldes am Spanmaul vorzufinden, das jedoch im maximalen Wert unter der Vergleichsspannung des Standardbohrkopfs liegt. Die Verteilung sowie die Abnahme des Spitzenwerts ist auf das Hinzufügen von Materialvolumen zurückzuführen.

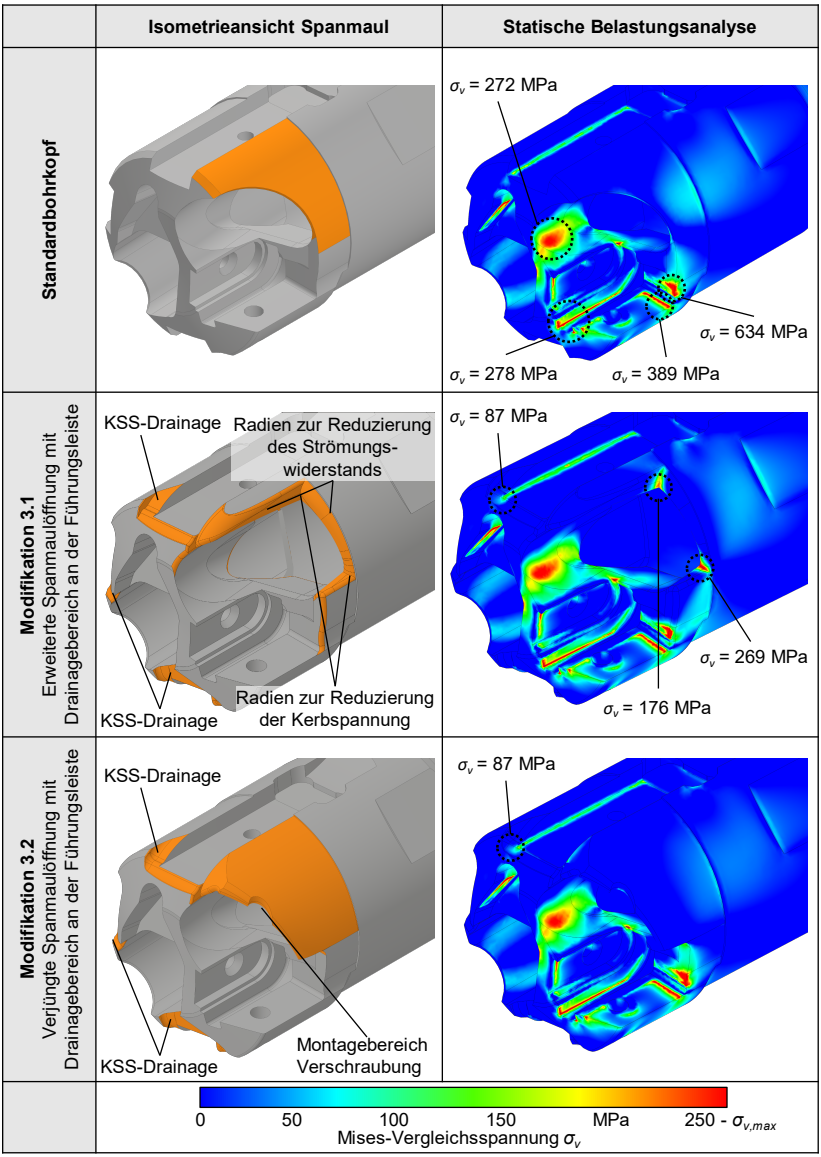


Abbildung 6.6: Konstruktive Ausführung und statische Belastungsanalyse der modifizierten Spanmaulöffnung und des Drainagebereichs

6.1.2 Analyse der KSS-Strömung der modifizierten Bohrköpfe

Da ohne aufwendigen Prototypenbau nur eine eingeschränkte Bewertung der entwickelten Optimierungskonzepte möglich ist, ist die Anwendung aktueller Methoden der Strömungssimulation aus der Strömungsmechanik in enger Kooperation mit der Produktionstechnik essentiell, um eine realitätsnahe Vorhersage des KSS-Verhaltens und seiner Wirkung zu ermöglichen. Großes Potenzial, um den aufgezeigten Herausforderungen zur vollständigen Prozessmodellierung gerecht zu werden, liegt in dem gitterfreien Simulationsansatz der *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH), der eine physikalisch realitätsnahe und aussagekräftige Simulation von Systemen mit freien Oberflächen, wechselnden Topologien und mehrphasigen Stoffen generieren lässt. Das *Institut für Technische und Numerische Mechanik* (*ITM*) an der Universität Stuttgart ist ein langjähriger Forschungspartner des *ISF* und seit mehr als 20 Jahren führend im Bereich der Partikelsimulationen tätig, um komplexe Problemstellungen in der Kontinuumsmechanik zu lösen. Um eine fundierte Validierung der zu Bohrkopfkonzepte zu ermöglichen, werden SPH Strömungssimulationen der Modifikationen am *ITM* durchgeführt, sodass im Anschluss Optimierungskonzepte für die Prototypenfertigung identifiziert werden. Zur Simulation erfolgt eine Diskretisierung des Kontinuums in Teilvolumina. Innerhalb dieser Teilvolumina werden an einem bestimmten Punkt sämtliche relevanten physikalischen Größen, wie beispielsweise Geschwindigkeit v, Dichte ρ und wirkende Kräfte F_i, zugeordnet. Diese diskreten Einheiten werden als Partikel bezeichnet. Aufgrund des Lagrange-Formalismus der verwendeten Methode führen die Partikel eine Bewegung entlang des Geschwindigkeitsfeldes aus, ohne dabei einer festen Bindung zu benachbarten Partikeln zu unterliegen. Zur Gewährleistung einer physikalisch realitätsnahen Strömungssimulation werden die Ergebnisse aus den technologischen Grundlagenuntersuchungen als Simulationsrandbedingungen herangezogen. Die wichtigsten Parameter stellen dabei der Rezirkulationsvolumenstrom im Ringraum $\dot{V}_{0,rr}$, der resultierende KSS-Fluiddruck im Ringraum p_{rr} sowie die KSS-Strömungsgeschwindigkeit im Ringraum v_{kss} dar. Für die Standardprozessparameter ergeben sich die Randbedingungen wie folgt: $\dot{V}_{0,rr}$ = 21 l/min, p_{rr} = 2,71 bar, v_{kss} =4,5 m/s sowie ein SPH-Partikeldurchmesser von d_p = 0,32 mm. Die SPH-Simulation der modifizierten KSS-Auslassbohrungen ist in **Abbildung 6.7** dargestellt.

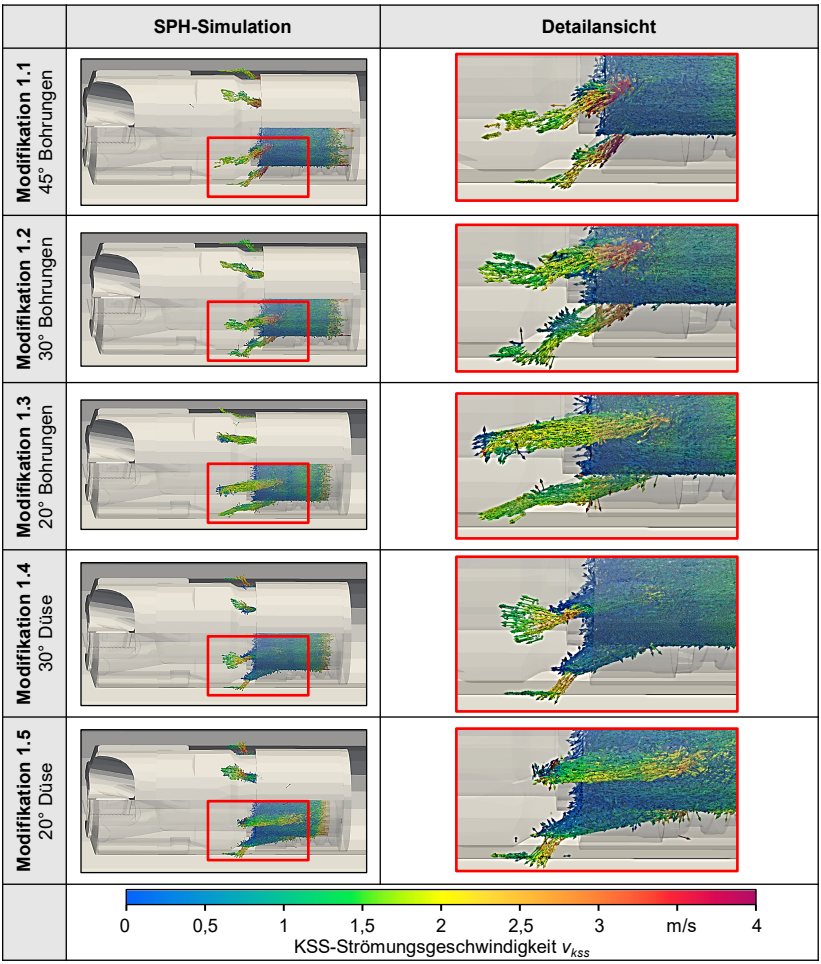


Abbildung 6.7: Ergebnisse der SPH-Strömungssimulation der modifizierten KSS-Auslassbohrungen nach $t = 0{,}0145$ s Simulationszeit nach [CGB+23]

Die Darstellung der Interpolationspunkte erfolgt durch farblich kodierte Geschwindigkeitsvektoren. Um eine verbesserte visuelle Erfassung zu ermöglichen wird die Hälfte der Simulationspartikel ausgeblendet und das Bohrrohr im Halbschnitt dargestellt. Mithilfe der Strömungssimulationen ist ein übergeordneter Trend der Optimierungsmaßnahmen bereits nach einer Simulationszeit von $t = 0{,}0145$ s

identifizierbar. Dabei hat eine stärker geneigte KSS-Auslassbohrung eine effizientere KSS-Strömung mit höherer Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} in Vorschubrichtung zur Folge. Zudem liegt aufgrund der vergrößerten Eintrittsquerschnittsfläche durch die geneigten Bohrungen ein höherer Durchfluss mit gesteigertem Geschwindigkeitsprofil und gleichzeitig verringertem Druckverlust beim Durchfließen der Bohrungen vor. Des Weiteren gilt es zu berücksichtigen, dass trotz identischer Berechnungsdauer, die KSS-Strömung am Bohrkopf unterschiedlich weit in Richtung Wirkzone transportiert wird. Dies ist auf die Struktur des SPH-Integrator-Schemas zurückzuführen, da die Berechnungsdauer signifikant mit den Strömungscharakteristika korreliert. Demzufolge ist neben der erhöhten Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} auch eine weiter fortgeschrittene Strömung ein Indikator für eine zielführende Optimierungsmaßnahme. In Anbetracht dieser Erkenntnisse ist Modifikation 1.3 zu favorisieren. Die Strömungssimulationen verdeutlichen, dass eine Ausgestaltung der KSS-Auslassbohrungen als Düse nicht zielführend ist, da keine anhaltende Steigerung der KSS-Strömungsgeschwindigkeit v_{kss} erzielt wird. Die lokal im Düsenbereich vorhandenen höheren Geschwindigkeiten reduzieren sich nach dem Austritt der Düse signifikant, da der KSS-Strahl breit aufgefächert wird. Zudem entsteht aufgrund des verringerten Durchmessers im Düsenauslass ein reduzierter Durchfluss sowie ein Staubereich mit turbulenten Strömungsfeldern im Ringraum. Der turbulente Strömungsbereich ist in der Detailansicht von Modifikation 1.5 durch die inhomogene Ausrichtung der Geschwindigkeitsvektoren ersichtlich. Auch im direkten Vergleich mit den Modifikationen 1.1 und 1.2, zeigt Modifikation 1.3 durch den hohen Durchfluss mit laminarer Strömung das größtmögliche Potenzial zur Effizienzsteigerung beim Ejektorbohren, sodass dieser konstruktive Aufbau für eine detaillierte Strömungsanalyse herangezogen wird. **Abbildung 6.8** visualisiert die weitergeführte SPH-Simulation aus Abbildung 6.7 von Modifikation 1.3. Der stetige Übergang der KSS-Auslassbohrung in die geneigte Bohrkopfebene ermöglicht einen nahezu laminaren Austritt des KSS-Strahls aus dem Bohrkopf (Markierung A). Dies hat den zusätzlichen Effekt, dass kein Stau- und Rückflussbereich auftritt (Markierung B), der im realen Tiefbohrprozess zu einer Leckage führt. Weiterhin ist eine gezielte Beschleunigung der austretenden KSS-Strahlen in Vorschubrichtung mit einem nahezu laminaren Strömungsbereich identifizierbar. Die aktuellen Simulationen sind auf eine strömungstechnische Analyse unter Verwendung eines stationären Bohrkopfes ohne Werkzeugrotation beschränkt. Dieser methodische Ansatz gewährleistet eine segregierte Analyse, um die Einflüsse der modifizierten KSS-Auslassbohrungen auf das Strömungsverhalten separiert zu betrachten.

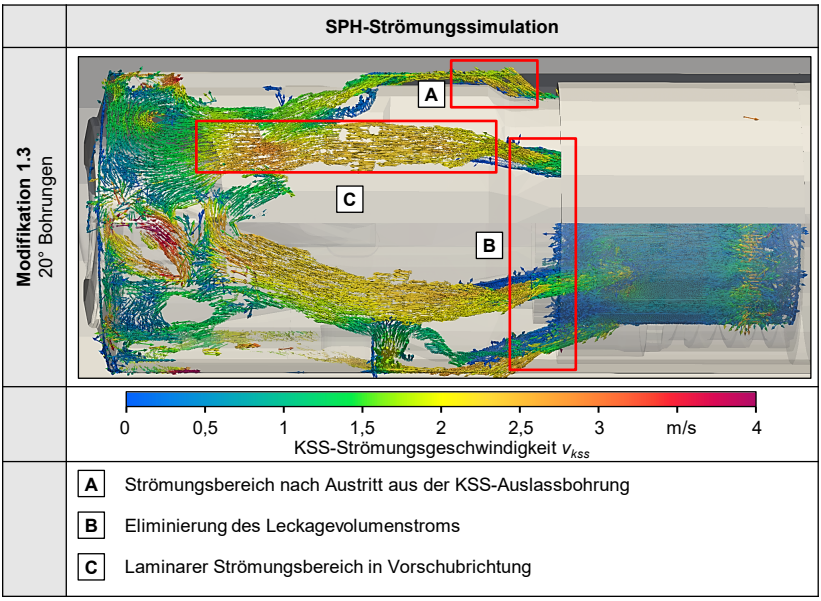
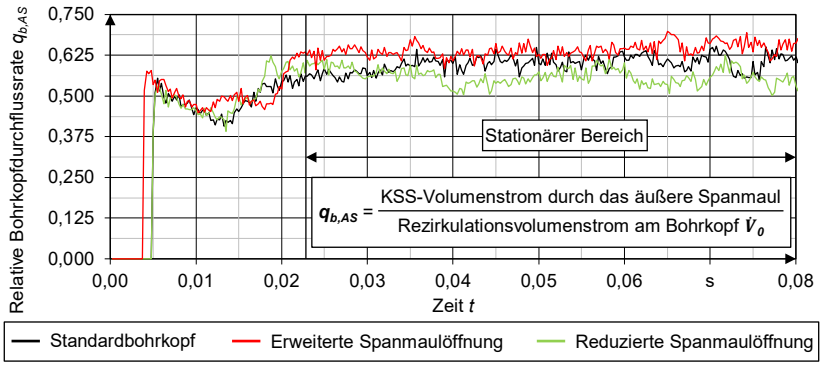


Abbildung 6.8: SPH-Strömungssimulation der Modifikation 1.3 nach [CGB+23]

Als weitere Maßnahme wird neben Modifikation 1.3 auch Modifikation 2.2 mit verwundener Spanmaulinnenkontur für die Prototypenfertigung ausgewählt. Aufgrund der vergrößerten Bauteiloberfläche im Bohrkopfinneren gegenüber der Version mit geneigter Innenkontur, liegt ein größeres Potenzial hinsichtlich der Steigerung der KSS-Strömungsgeschwindigkeit vor. Um den Einfluss der dritten Modifikationsmaßnahmen (3.1 und 3.2) im Hinblick auf eine verbesserte Spanabfuhr zu bewerten, ist eine Analyse der KSS-Strömung im Bereich der Spanmäuler erforderlich. Dabei wird auf eine Funktion der vom ITM verwendeten SPH-Simulationssoftware *Pasimodo* zurückgegriffen, die eine Berechnung der Durchflussmenge für verschiedene Simulationsbereiche ermöglicht. In den experimentellen Untersuchungen konnte insbesondere das Spanmaul der Außenschneide als kritischer Bereich für Spänestaus identifiziert werden. Das Diagramm in **Abbildung 6.9** zeigt den zeitlichen Verlauf der relativen Bohrkopfdurchflussrate $q_{b,AS}$ durch das äußere Spanmaul. Für die Analyse wird ausschließlich der im Diagramm markierte stationäre Bereich berücksichtigt. Die Simulationen zeigen, dass durch eine Vergrößerung der Spanmaulöffnung, der Durchfluss durch das Spanmaul der Außenschneide um +7,34 % gegenüber dem Standardbohrkopf erhöht wird.



Kenngröße	Standard-bohrkopf	Erweiterte Spanmaul-öffnung	Reduzierte Spanmaul-öffnung
Gemitteltes $q_{b,AS}$ im stationären Bereich	0,596	0,641	0,561
KSS-Volumenstrom äußere Spanmaul / innere Spanmaul	12,54 l/min / 8,46 l/min	**13,46 l/min** / 7,54 l/min	11,77 l/min / 9,23 l/min
Differenz gegenüber dem Standardbohrkopf	-	**+ 7,34 %** / - 10,86 %	- 6,14 % / + 9,10 %

Abbildung 6.9: Analyse der KSS-Volumenstromaufteilung am Bohrkopf auf Grundlage der SPH-Simulationen

Dahingegen führt die reduzierte Spanmaulöffnung zu einer Abnahme der KSS-Durchflussmenge um -6,14 %. Trotz der verringerten Durchflussmenge konnte in den SPH-Simulationen eine Reduzierung des Strömungswirbels durch den Ansatz mit reduzierter Spanmaulöffnung identifiziert werden, sodass beide Ansätze für die Prototypenfertigung herangezogen werden. Die finalen CAD-Modell der zwei Modifikationen sind in **Abbildung 6.10** visualisiert. In den zuvor durchgeführten Belastungsanalysen konnte gezeigt werden, dass keine kritischen Bauteilspannungen infolge der Prozessbelastungen in den strukturgeschwächten Modellen zu erwarten sind. In einer abschließenden statischen Belastungsanalyse werden die finalen Konzepte im Hinblick auf die zu erwartenden Deformationen u im Tiefbohrprozess analysiert und mit dem Standardbohrkopf verglichen. Die Simulationen zeigen, dass für alle Modifikationen keine relevanten Deformationen im Prozess entstehen, die sich negativ auf den Tiefbohrprozess sowie die Bohrungsqualität auswirken. Für alle Simulationen liegt die maximale Deformation im Bereich des Plattensitzes der äußeren Außenschneide vor, da die Werkzeugbelastungen an dieser Position mit dem größten Hebelarm wirken.

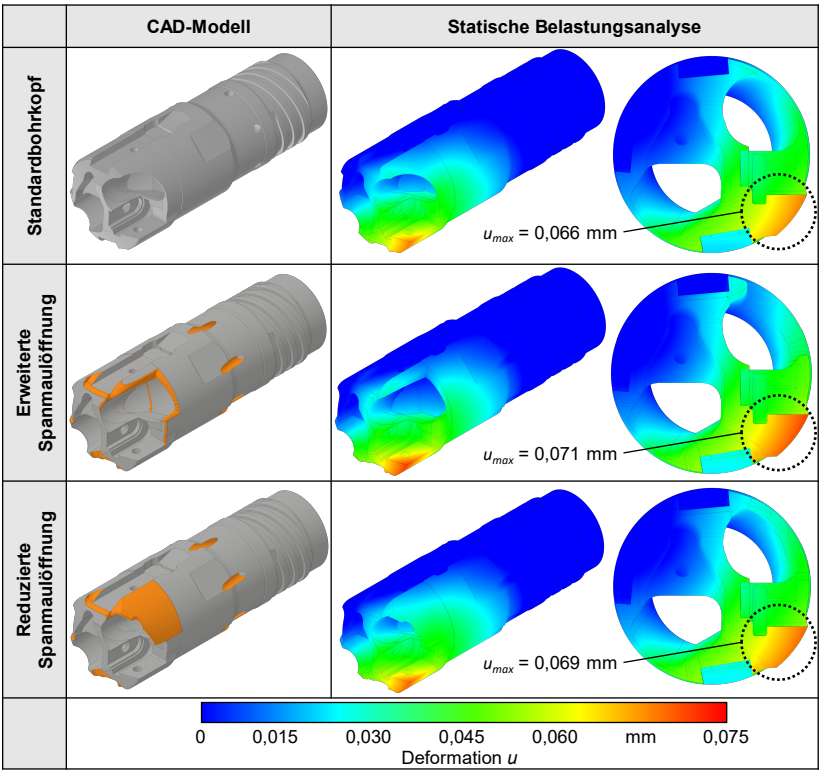


Abbildung 6.10: Analyse der Deformationen u am Bohrkopf infolge der Prozessbelastungen

6.2 Additive Fertigung der Ejektorwerkzeuge

Nachdem auf Basis der technologischen Grundlagenuntersuchungen zwei optimierte Bohrkopfgesamtmodifikationen (1.3/2.2/3.1 und 1.3/2.2/3.2) konzipiert, unter Berücksichtigung ihrer statischen Belastungsgrenzen validiert und im Hinblick auf ihre generierten Strömungscharakteristika analysiert werden konnten, erfolgt im nächsten Schritt die additive Fertigung der strömungsoptimierten Prototypenwerkzeuge. Der Fertigungsprozess wird auf einer Maschine zum selektiven Laserstrahlschmelzen *SLM 280 HL* im pulverbettbasierten Verfahren durchgeführt. Die Maschine ermöglicht eine umfassende Prozesskontrolle mit vollständigem Zugriff sowie einer Dokumentation der Prozessvariablen, um Unregelmäßigkeiten im Prozess zu erkennen und Bauteile mit gleichbleibender hoher Qualität zu gewährleisten. Die technischen Maschinendaten sowie die experimentellen Randbedingungen des Pre-Prozesses (Vorbereitung für die Fertigung) sind in **Abbildung 6.9** dokumentiert. Beim Pre-Prozess sind eine Vielzahl von Aspekten zu berücksichtigen, die zum Teil in einem Zielkonflikt zueinander stehen.

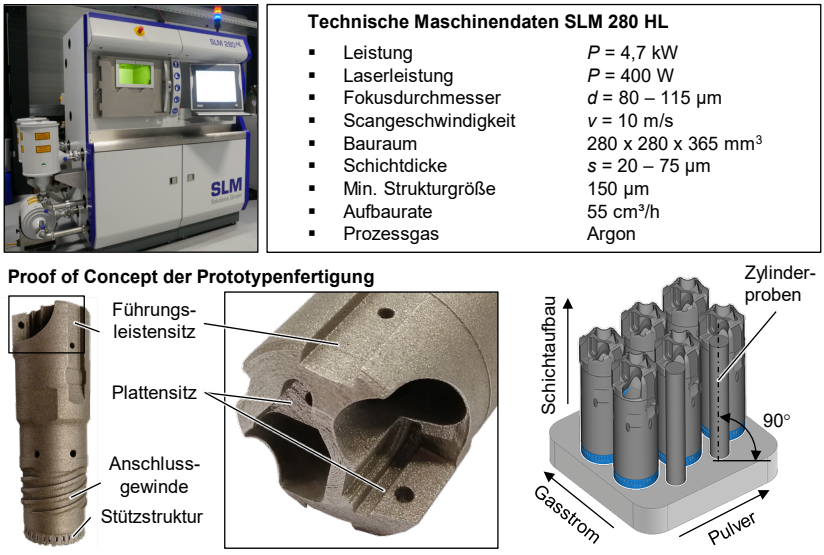


Abbildung 6.11: Prozessrandbedingungen der additiven Prototypenfertigung aus 1.2709

Dazu gehören die Minimierung von Stützstrukturen zur Reduzierung des nachgelagerten Zerspanprozesses, die Reduzierung großflächiger Schmelzbereiche innerhalb einer Schicht zur Minimierung von thermisch induzierten Eigenspannungen

sowie ein ressourcenschonender Materialeinsatz mit geringer Prozesszeit durch eine vorteilhafte Positionierung und Orientierung des Bauteils im Bauraum. Wie bereits in Abbildung 2.17 dargestellt liegt für additiv gefertigte Bauteile eine deutliche Abhängigkeit der quasistatischen Festigkeit von der Aufbaurichtung vor. Die schematische Darstellung der Positionierung der Bohrkopf-CAD-Modelle im Bauraum während des LPBF-Prozesses ist im unteren Abschnitt von Abbildung 6.9 visualisiert. Die additive Fertigung wird unter einer 90°-Orientierung im Bauraum durchgeführt und vereint mehrere Vorteile. Zum einen werden die größtmöglichen quasistatischen Festigkeiten bei einem erhöhten Elastizitätsmodul *E* gegenüber der 0°-Orientierung im Bauraum erzielt, da eine geringere Empfindlichkeit gegenüber mikrostrukturellen Defekten (wie z. B. Poren) und dadurch ein höheres Verfestigungspotential vorliegt (siehe Kapitel 2.3). Des Weiteren werden Stützstrukturen minimiert und die konstruktiv überarbeiteten Bohrkopfabschnitte mit größtmöglicher Präzision in ihrer Endkontur additiv gefertigt, sodass keine spanende Nachbearbeitung dieser Werkzeugbereiche notwendig ist. Ebenso ermöglicht die gewählte Positionierung eine effiziente Nutzung des verfügbaren Bauraums (280x280x365 mm^3) mit minimaler Stützstruktur (blaue Markierungen in dem schematischen Bauraumaufbau), sodass zusätzliche Zylinderprobenkörper simultan gefertigt werden. Vor dem finalen Fertigungsprozess der optimierten Bohrköpfe ist die Erzeugung einer ersten Prototypenversion in Standardausführung unabdingbar, um konkrete Planungsschritte hinsichtlich des Post-Prozesses zur spanenden Nachbearbeitung zu definieren. Des Weiteren ist die Identifizierung kritischer Bauteilbereiche möglich, sodass Stützstrukturen ergänzt oder konstruktive Änderungen im CAD-Modell vorgenommen werden können. Der gefertigte Prototyp des Standardbohrkopfs ist in Abbildung 6.9 in der Übersicht sowie einer Detailaufnahme des Spanmauls dargestellt. Die Aufnahmen manifestieren, dass zufriedenstellende Ergebnisse hinsichtlich der makroskopischen Bauteilqualität erzielt werden, sodass die in Kapitel 6.1.2 definierten Modifikationen zur Strukturoptimierung ohne Einschränkungen realisierbar sind. Trotz der erzielten Bauteilqualität, ist eine direkte Einsatzfähigkeit des additiv gefertigten Bauteils ohne Post-Prozess nicht gegeben, da primär eng tolerierte Bereiche, wie die Sitze der Führungsleisten und Schneiden sowie das Anschlussgewinde zur Montage auf das Bohrrohr, spanend nachzubearbeiten sind. Im Kontext der geplanten Nachbearbeitungsstrategie sind somit weitere Strukturanpassungen des CAD-Modells erforderlich, die im Laufe dieses Kapitels erarbeitet werden.

Weitere Herausforderungen beim pulvermetallurgischen Fertigungsprozess bestehen darin, Bauteile aus Metallpulvern zu generieren, die eine möglichst defektfreie Mikrostruktur bei gleichzeitig hohen Festigkeitskennwerten sowie niedrigen Eigenspannungen aufweisen. In der praktischen Umsetzung zeigt sich indes, dass

pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile prozessbedingte Defekte in Form von Poren mit variierender Volumenausdehnungen aufweisen, die in Abhängigkeit von ihrer Position sowie ihrem Ausmaß die Bauteillebensdauer beeinflussen [BBL+18]. Für eine analytische Beurteilung des erzeugten Materialgefüges werden parallel zu den Bohrköpfen rotationssymmetrische Zylinderproben mit einem Durchmesser von $d = 10$ mm additiv gefertigt und im Nachgang metallographisch untersucht. Die Analyse der Mikrostruktur sowie die Auswertung der Härteprüfung der additiv gefertigten Zylinderproben aus 1.2709 sind in **Abbildung 6.10** visualisiert. Aufgrund des anisotropen Strukturverhaltens erfolgt die metallografische Zielpräparation in zwei Ebenen. Im ersten Schritt wird der Zylinder entlang der Mittelachse (Schnitt A-A) aufgetrennt und mit der nach oben gerichteten Schnittfläche eingebettet.

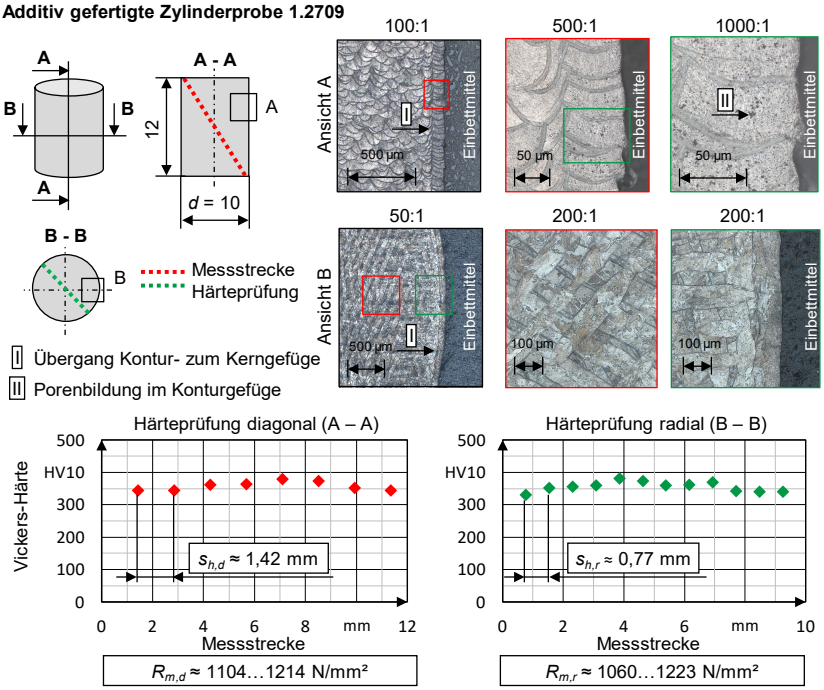


Abbildung 6.12: Gefügeaufnahmen und Härteprüfung der additiv gefertigten Zylinderprobe aus 1.2709

Im zweiten Schritt wird ein herausgetrenntes Kreissegment (Schnitt B-B) verwendet. Die erhaltenen Schliffebenen werden im nächsten Schritt mit V2A-Beize für

hochlegierte Chrom-Nickelstähle für $t = 25$ s geätzt und lichtmikroskopisch bei Vergrößerungen von bis zu 1000:1 untersucht. Im Nachgang an die lichtmikroskopische Untersuchung werden die metallografischen Schliffproben einer Härteprüfung nach *Vickers* unterzogen. Dazu werden entlang den in der Abbildung markierten Messpfaden Eindrücke mit HV10 in einem definierten Abstand $s_{h,i}$ gesetzt und die Härtewerte dokumentiert, um etwaige Divergenzen der Festigkeit in Abhängigkeit von der Probengestalt festzustellen. Die Probenfertigung erfolgt mit einem von der Firma *Nikon SLM Solutions AG* optimierten Parametersatz für den Werkstoff 1.2709. Dabei werden zunächst die Kontur und darauffolgend der Kernbereich mäanderförmig belichtet. Die Bauplattform wird auf eine Temperatur von $T = 100$ °C vorgeheizt. Als Prozessgas wird Argon mit einem Gasstrom von $v = 20$ m/s bei einem Prozessdruck von $p = 12$ mbar eingesetzt. Der Einsatz von Argon gegenüber Stickstoff bietet den Vorteil einer langsameren Bauteilabkühlung, sodass der Prozess energieeffizienter wird und Spannungen im Werkstück verhindert werden. Die einzelnen Pulverschichten weisen eine Materialstärke von $s = 30$ µm auf. Die Pulverauftragsrichtung bleibt dabei konstant, wohingegen die Belichtungsrichtung um 90° alterniert. Die lichtmikroskopischen Aufnahmen visualisieren deutliche Unterschiede in den Ausprägungen der Gefügeschliffe. Markierung I zeigt für beide Einbettrichtungen A und B den Übergang vom Kern- zum Konturgefüge, der durch eine unterschiedliche Mikrostruktur geprägt ist und eine metallurgische Kerbe darstellt. Bei additiv gefertigten Strukturen wirken sich Kerbbereiche negativ auf die Bauteilstabilität aus, da sie aufgrund der Materialinhomogenität einen potenziellen Rissentstehungsort darstellen. Das Kerngefüge entlang der Zylinderachse (Ansicht A) ist durch die typischen Schmelzbereiche in Form von Rundbögen gekennzeichnet, die an das Muster einer Coquettesdeckung angelehnt sind. Die Einschmelztiefe liegt dabei im Bereich von $s \approx 40$ µm, wohingegen die durchschnittliche Schmelzbreite der Rundbogenform bei $s \approx 85$ µm liegt. Ebenso ist die schichtweise rotierende mäanderförmige Belichtung im Kerngefüge der Ansicht B erkennbar. Eine detaillierte Betrachtung des Konturgefüges in Schichtaufbaurichtung offenbart eine gesteigerte Porenbildung im Randbereich mit einer durchschnittlichen Abmessung von $s \approx 3$ µm. Die maximal erfasste Porengröße liegt in ihrer maximalen Ausdehnungsrichtung bei $s \approx 10$ µm (Markierung II). Die Härteprüfung über die Diagonale der längsaufgetrennten Zylinderprobe (A-A) ergeben eine mittlere Werkstoffhärte von ≈350 HV10. Der Mittelwert der radialaufgetrennten Probe (B-B) weist eine Werkstoffhärte von ≈358 HV10 auf. Ebenso ist der Trend identifizierbar, dass die Werkstoffhärte von der Probenmitte zur Mantelfläche abnimmt. Dies ist auf die größere eingebrachte Streckenenergie durch den Laser in der Randkontur zurückzuführen. Die längere Belichtungsdauer im Konturbereich führt zu einer stärkeren Erwärmung des bereits gefertigten Konturgefüges und führt zu einer Reduzierung der Festigkeitskennwerte. Die Zugfestigkeitsbereiche der Probe liegen in

horizontaler Richtung bei $R_{m,d}$ = 1104…1214 N/mm² und in Schichtaufbaurichtung bei $R_{m,r}$ = 1060…1223 N/mm². Wie zu Beginn des Kapitels dargelegt, sind zusätzliche konzeptionelle Anpassungen an den CAD-Modellen der Bohrköpfe hinsichtlich der eng tolerierten Werkzeuganschlussbereiche erforderlich. Die finalen CAD-Modelle sowie die fotografischen Aufnahmen der additiv gefertigten Bohrkopfrohlinge sind in **Abbildung 6.11** dargestellt.

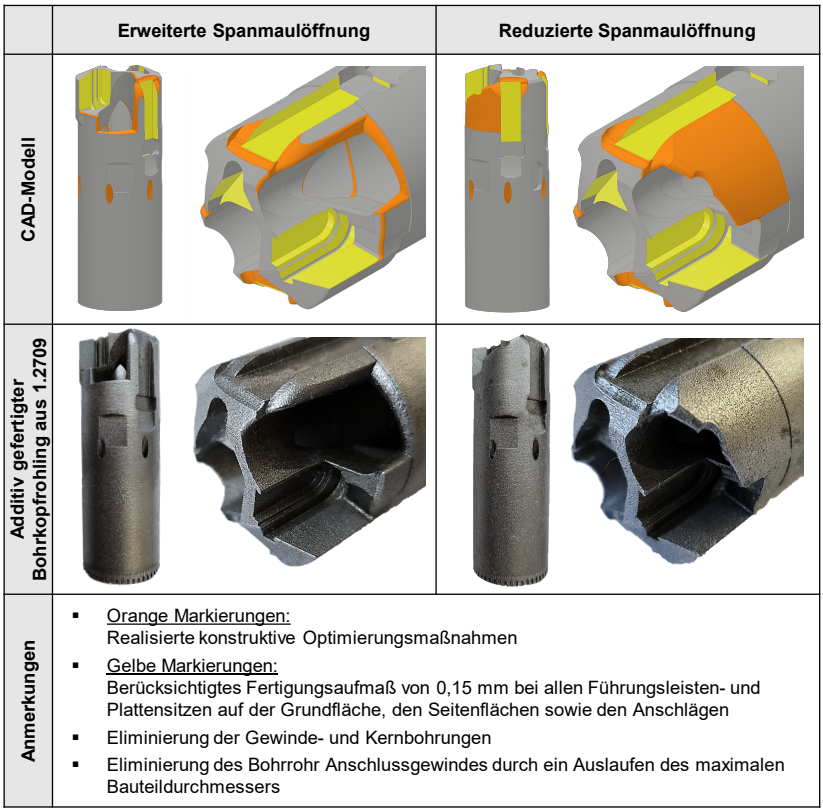


Abbildung 6.13: Additiv gefertigte Rohlinge der optimierten Ejektorbohrköpfe aus 1.2709

Zur Abgrenzung gegenüber dem Standardmodell sind die vorgenommen Modifikationen durch farbliche Markierungen hervorgehoben. Dabei umfassen die orangenen Bauteilstrukturen, die entwickelten Modifikationen zur optimierten KSS-Versorgung der Wirkelement sowie zur verbesserten Spanabfuhr. Die gelben Markierungen visualisieren zusätzlich erforderliche Anpassungen am Aufbau des

Rohteils für die spanende Nachbearbeitung im Post-Prozess der additiven Fertigung, um etwaige Fertigungstoleranzen zu kompensieren. Für alle gelb eingefärbten Flächen ist ein Fertigungsaufmaß von 0,15 mm zu berücksichtigen. Dies ist vorwiegend im Bereich der Führungsleisten- und Plattensitze auf der Grundfläche, den Seitenflächen sowie den direkten Anschlägen erforderlich. Zudem werden die Gewindebohrungen für die Montage der Führungsleisten, der Zentrums- und Außenschneide und der Einstellplatte nicht additiv gefertigt. Zusätzlich wird auf das Anschlussgewinde zur Fixierung auf dem Bohrrohr verzichtet und der maximale Rohteildurchmesser bis zur Werkzeugunterseite weitergeführt. Im direkten Vergleich zu den CAD-Modellen sind fotografische Aufnahmen der Bohrkopfrohlinge in identischer Ausrichtung dargestellt. Die Aufnahmen zeigen eine sehr gute makroskopische Übereinstimmung der gefertigten Rohlinge mit den CAD-Modellen. Alle vorgesehenen Optimierungsmaßnahmen konnten ohne Einschränkungen umgesetzt werden, sodass die Rohlinge in den nachgelagerten Post-Prozess übergehen. Die fotografischen Dokumentation der additiven Fertigung wird mit einer im Maschinenraum integrierten Kamera prozesssimultan durchgeführt und ist in **Abbildung 6.12** visualisiert. Neben dem Anfertigen von fotografischen Aufnahmen der Bauteile im Maschinenraum, besitzt die *SLM 280 HL* eine Software zur automatisierten Lokalisierung von Fehlstellen nach der Pulverbeschichtung. Diese bietet die Möglichkeit lokale Materialfehler im fertigen Bauteil im Vorfeld durch eine erneute Pulverbeschichtung zu reduzieren. Im oberen Abschnitt der Abbildung ist ein exemplarischer Auszug einer fehlerhaften Pulverzuführung am äußeren Rand der Bauplattform dargestellt. Die fotografische Dokumentation des gesamten Fertigungsprozesses ist für verschiedene Zeitpunkte visualisiert. Im oberen Abschnitt sind die Stützstrukturen der Ejektorbohrköpfe sowie die zwei Zylinderprüfkörper zu sehen. Die erste Aufnahme nach $t = 963$ min zeigt die Bohrköpfe im Bereich des Anschlussgewindes. In den darauffolgenden Aufnahmen ist der Fertigungsprozess der KSS-Auslassbohrungen (A.1 bis A.3) erkenntlich. Aufgrund der modifizierten Neigung der Bohrungen ist der Beginn der Fertigung im Bohrkopfinneren (A.1) ersichtlich, der mit zunehmender Aufbauhöhe an das Äußere des Bauteils wandert (A.3). Die Fertigung des Spanmauls zum Zeitpunkt $t = 1.931$ min ist anhand der angepassten Innenkontur identifizierbar. Zudem sind die Führungsleistensitze im Bereich (B) gekennzeichnet. Nach $t = 2.165$ min ist sowohl die Separierung des Bohrkopfinneren in zwei Spanmäuler als auch die Fertigung der modifizierten Spanmaulöffnungen dokumentiert.

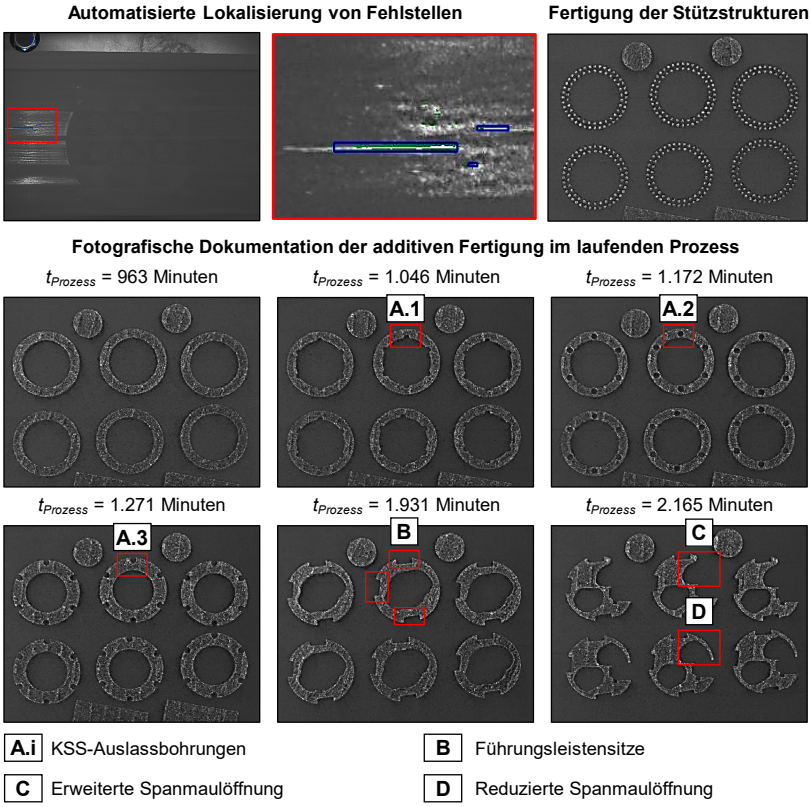


Abbildung 6.14: Fotografische Dokumentation der additiven Fertigung im Maschinenraum

In Anbetracht der zu erwartenden mechanischen Werkzeugbelastungen beim späteren Einsatz der Werkzeuge und den ermittelten mechanischen Kennwerten, werden die Werkzeuge vor der spanenden Nachbearbeitung einer Wärmebehandlung unterzogen, um die mechanischen Eigenschaften gezielt zu beeinflussen. Dabei werden die Rohlinge bei 880 °C lösungsgeglüht und in Wasser abgeschreckt. Das nachfolgende Warmauslagern erfolgt bei 490 °C über 6 Stunden auf Raumtemperatur. Die fertig nachbearbeiteten finalen optimierten Ejektorbohrköpfe sind in **Abbildung 6.13** dargestellt.

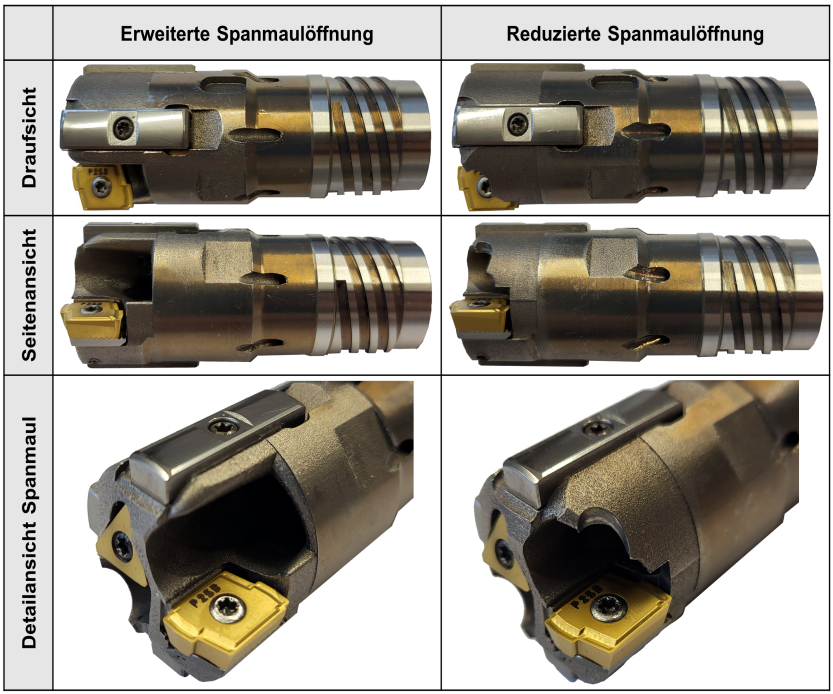


Abbildung 6.15: Additiv gefertigte Ejektorbohrköpfe aus 1.2709 zur verbesserten Spanabfuhr und optimierten KSS-Versorgung der Wirkelemente

6.3 Einsatzversuche

Im letzten Schritt erfolgt die experimentelle Validierung der zwei modifizierten Ejektorwerkzeuge in ersten Referenzversuchen. Um den Einfluss der strömungsoptimierten KSS-Auslassbohrungen auf die resultierende Bohrkopfströmung nach dem Austritt zu visualisieren und qualitativ optisch auszuwerten, werden die Werkzeuge auf dem Ejektorsystem montiert und Videoaufnahmen im Maschinenraum angefertigt. In **Abbildung 6.16** ist das freie KSS-Ausströmverhalten am Ejektorbohrkopf für variierende KSS-Volumenströme videotechnisch dokumentiert. Da die zwei modifizierten Ejektorwerkzeuge mit einem identischen Aufbau der KSS-Auslassbohrungen ausgeführt sind und dadurch ein einheitliches Ausströmverhalten vorliegt, wird in der Abbildung ausschließlich die Modifikation mit erweiterter Spanmaulöffnung im Vergleich zum Standardbohrkopf dargestellt

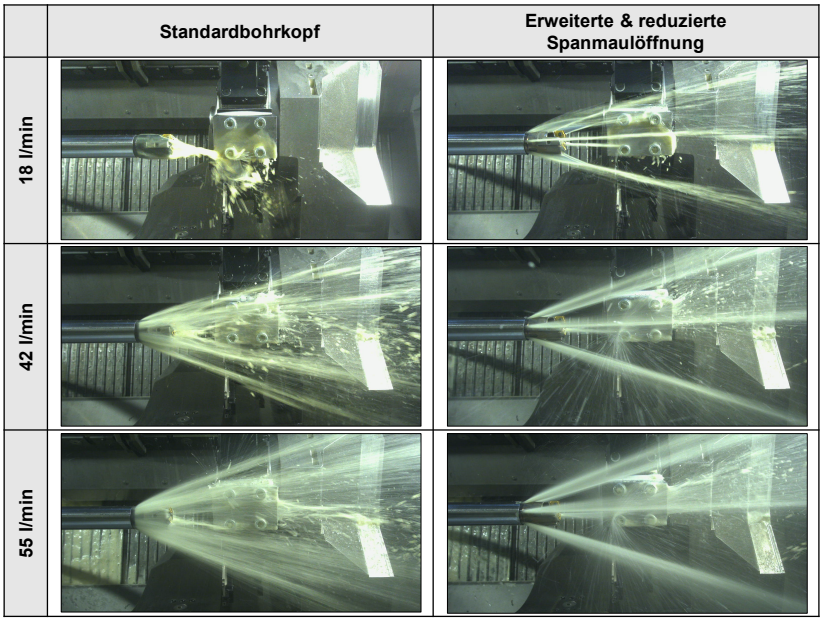


Abbildung 6.16: Vergleich des freien KSS-Ausströmverhaltens am Ejektorbohrkopf

Die Videoaufnahmen belegten, dass durch den modifizierten Aufbau bereits für geringere KSS-Volumenströme eine Strömung mit erhöhter Strömungsgeschwindigkeit erzielt werden kann. Weiterhin zeigen die Aufnahmen, dass durch die angepasste Ausrichtung der KSS-Auslassbohrungen in Richtung der

Werkzeugschneiden und Führungsleisten, eine zielgerichtete Zuführung des KSS erfolgt. Zudem führt der Kontakt des austretenden KSS mit dem Bohrrohrüberstand beim Standardbohrkopf zu einer starken Auffächerung des KSS-Strahls mit turbulenter Strömung, die mit einer Reduzierung der Geschwindigkeit einhergeht. Um die Einsatzfähigkeit der additiv gefertigten Werkzeuge aufzuzeigen, werden Tiefbohrprozesse durchgeführt und der Verschleißzustand der Führungsleisten und Werkzeugschneiden dokumentiert. In den Versuchsreihen wird der legierte Vergütungsstahl 42CrMo4+QT mit einem Vorschub von $f = 0{,}2$ mm, einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60$ m/min sowie einem Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 55$ l/min bearbeitet. In **Abbildung 6.17** ist die optische Verschleißanalyse der Zentrumsschneide und der drei Führungsleisten, für den Standardbohrkopf sowie die zwei modifizierten Bohrköpfe, nach einem Bohrweg von $l_f = 7.000$ mm dargestellt.

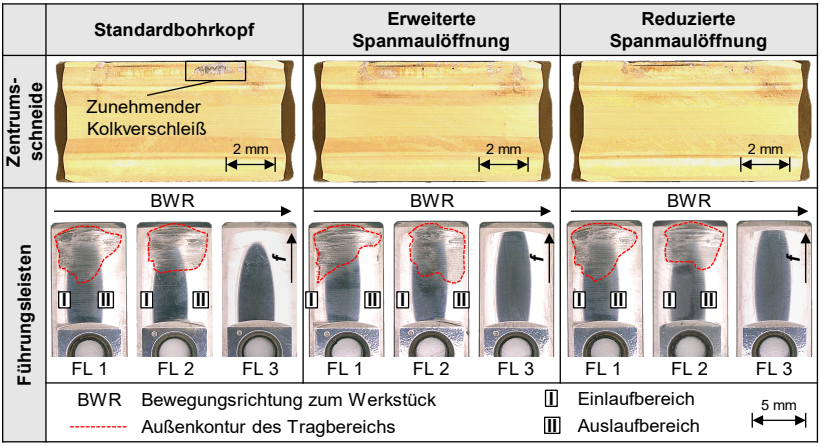


Abbildung 6.17: Verschleißanalyse der Zentrumsschneide und der Führungsleisten nach einem Bohrweg von $l_f = 7000$ mm

Die mikroskopischen Aufnahmen zeigen, dass der Bohrprozess unter Verwendung der modifizierten Bohrköpfe mit einem reduzierten Verschleiß der Zentrumsschneiden einhergehen. Insbesondere der Schneidenbereich im Bohrungszentrum mit geringerer Schnittgeschwindigkeit v_c zeigt beim Standardbohrkopf einen ausgeprägten Kolkverschleiß auf der Spanfläche. Eine theoretische Ursache für die Verschleißreduzierung liegt in der verbesserten Span- und Wärmeabfuhr aus dem Prozess, die auf ein erhöhte Strömungsgeschwindigkeit des KSS-Späne-Gemischs, aufgrund der modifizierten Bohrkopfinnenkontur, zurückzuführen ist. Der geringste Verschleiß ist für die Bohrkopfmodifikation mit reduzierter Spanmaulöffnung

identifizierbar. Dieses Ergebnis korreliert mit den durchgeführten SPH-Strömungssimulationen, in denen für diese Variante gegenüber dem Standardbohrkopf, eine um + 9,1 % gesteigerte KSS-Durchflussrate durch das innere Spanmaul der Zentrumsschneide ermittelt werden konnte (Abbildung 6.9). Im unteren Teil der Abbildung sind Detailaufnahmen der Verschleißbereiche der Führungsleisten dargestellt. Übergeordnet ist für den Standardbohrkopf und die Modifikation mit reduzierter Spanmaulöffnung, der beim BTA- und Ejektortiefbohren typische Trend identifizierbar, dass die maximalen Verschleißerscheinungen an Führungsleiste 1 und die minimalen Verschleißerscheinungen an Führungsleiste 3 vorliegen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Führungsleiste 1 den initialen Kontakt mit den erzeugten Vorschubrillen durchführt und somit den maximalen Anteil der Umformarbeit übernimmt. Demgegenüber ist die dritte Führungsleiste fast ausschließlich für die Gewährleistung der Bohrkopfzentrierung in der Bohrung notwendig, sodass die Verschleißerscheinungen minimal ausfallen. Für die optimierte Bohrkopfgestalt mit erweiterter Spanmaulöffnung ist eine geringfügige Reduzierung des Tragbereichs an der ersten Führungsleiste identifizierbar, die auf den gesteigerten KSS-Durchfluss durch das erste Spanmaul zurückzuführen ist und einen einheitlichen Verschleiß an der ersten und zweiten Führungsleiste zur Folge haben. In der Industrie definiert der Verschleißzustand der ersten Führungsleiste häufig das Kriterium für einen Austausch der Wirkelemente. Durch ein einheitliches Verschleißverhalten besteht somit die Möglichkeit, die Unterbrechungsintervalle im laufenden Prozess herabzusetzten und dadurch kürzere Prozesszeiten ohne frühzeitigen Austausch aller Wirkelemente zu realisieren.

In den experimentellen Untersuchungen wurden die KSS-Versorgung der Außenschneide und der Spanabtransport am äußeren Spanmaul als kritische Merkmale identifiziert, die zu einer Limitierung der Standzeit im Prozess führen. Um den Einfluss der optimierten Bohrkopfkmodifikationen auf diesen Bereich zu analysieren, wurden mikroskopische Aufnahmen der Außenschneide nach variierenden Bohrwegen angefertigt und in **Abbildung 6.18** dargestellt. Bereits bei der Durchführung der Tiefbohrprozesse, ist eine gesteigerte Prozessstabilität mit kontinuierlicher Abfuhr des KSS-Späne-Gemischs ohne Spänestau für den Bohrkopf mit erweiterter Spanmaulöffnung zu erkennen. Der stark verbesserte Spanabtransport ist bereits nach einem Bohrweg von $l_f = 1.000$ mm anhand der Spanfläche nachweisbar, da keine Kontaktbereiche und Beschädigungen auf der Spanflächenoberseite vorzufinden sind (Markierung A). Die Aufnahmen der Außenschneiden der anderen Bohrköpfe weisen makroskopische Defekte auf der Spanfläche auf, die mit steigendem Bohrweg l_f stark zunehmen.

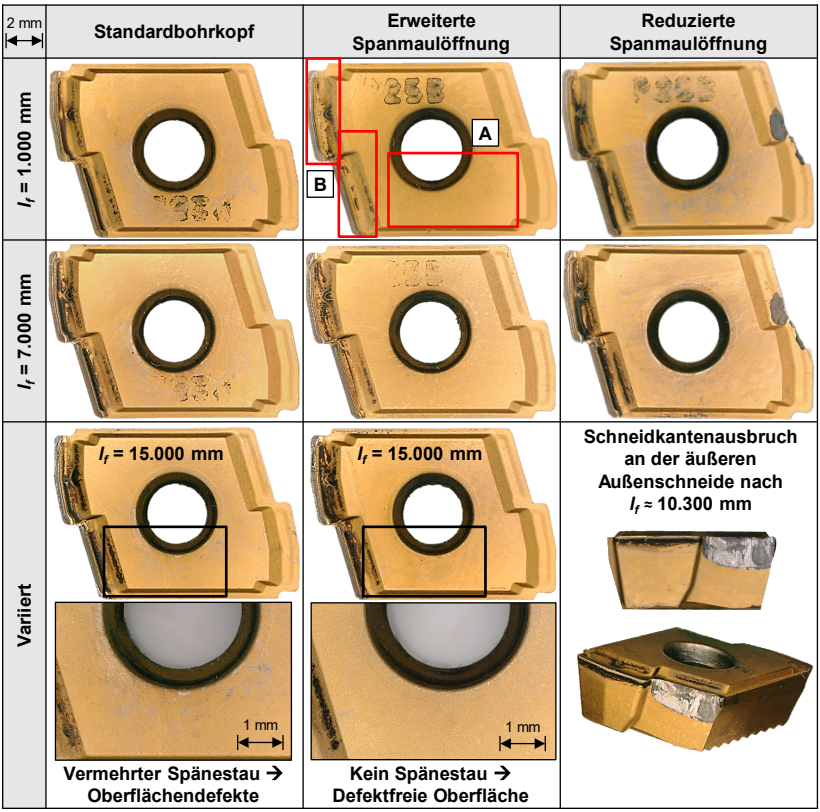


Abbildung 6.18: Verschleißanalyse der Außenschneide

Weiterhin ist der Schneidkantenausbruch der nicht im Eingriff stehenden Außenschneide des Bohrkopfs mit reduzierter Spanmaulöffnung ein zusätzlicher Indikator, für einen instabilen Prozess mit starker Affinität zum Spänestau. Weiterhin sind dunkle Rückstände auf der Spanfläche der Werkzeuge vorzufinden, die auf eine Verkokung des KSS infolge der hohen Prozesstemperaturen zurückzuführen sind und potenzielle Stauzonen des KSS definieren. Die Ausbildung der verkokten KSS-Schichten kann dazu beitragen, den Wärmeübergang vom Schneidstoff in KSS zu verschlechtern und die Standzeit zu reduzieren [Büc21]. Ein weiterer Vorteil des Bohrkopfs mit erweiterter Spanmaulöffnung liegt in der verbesserten KSS-Durchflussrate durch das äußere Spanmaul mit gesteigerter KSS-Geschwindigkeit, wodurch die verkokten Spanflächenbereiche stark reduziert

werden (Markierung B). Die fortgeschrittenen Standzeitversuche zeigen, dass sowohl der Standardbohrkopf als auch der modifizierte Bohrkopf mit erweitertem Spanmaul Bohrwege von mindestens $l_f = 15.000$ mm erreichen, wohingegen an der Außenschneide des Bohrkopfs mit reduziertem Spanmaul ein Gewaltbruch der Außenschneide nach $l_f \approx 10.300$ mm auftritt. Zur Reduzierung des Materialaufwands der Experimente, wurde auf eine weitere Erhöhung der Bohrwege bei Standardparametern verzichtet. Zudem werden die weiteren Untersuchungen auf den Bohrkopf mit erweiterter Spanmaulöffnung reduziert, da dieser, gegenüber der Modifikation mit reduzierter Spanmaulöffnung, eine bessere Performance in den Standzeituntersuchungen zeigte.

Da aufgrund stark steigender Energiekosten insbesondere das Potenzial der modifizierten Werkzeuge zur Effizienzsteigerung von großem Interesse ist, werden in abschließenden Benchmarkversuchen das Referenzwerkzeug und der optimierte Bohrkopf mit erweiterter Spanmaulöffnung unter Standardprozessparametern ($f = 0{,}2$ mm, $v_c = 60$ m/min) verglichen, wobei der KSS-Volumenstrom sukzessive reduziert wird. Für jede Parameterkombination wird ein Tiefbohrprozess in 42CrMo4+QT mit einem Bohrweg von $l_f = 200$ mm und fest definiertem KSS-Volumenstrom durchgeführt. Die Reduzierung des Volumenstroms erfolgt in 1 Hz Schritten (≈2,2…2,4 l/min) über die Frequenzumrichtersteuerung der KSS-Pumpe, beginnend mit einem Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 55$ l/min (26 Hz). Die minimalen KSS-Volumenströme (Grenzvolumenströme) mit denen die Tiefbohrprozesse ohne Prozessabbruch realisiert werden konnten, sind in **Tabelle 6.1** dargestellt.

Tabelle 6.1: Minimaler KSS-Volumenstrom beim Tiefbohrprozess von 42CrMo4+QT

	v_c = 60 m/min	v_c = 80 m/min
Standardbohrkopf	$\dot{V}_\Sigma \approx 29{,}5$ l/min	$\dot{V}_\Sigma \approx 51{,}5$ l/min
Optimierter Bohrkopf mit erweiterter Spanmaulöffnung	$\dot{V}_\Sigma \approx 24{,}7$ l/min	$\dot{V}_\Sigma \approx 29{,}5$ l/min
Prozentuale KSS-Reduzierung	**16,27 %**	**42,72 %**

Die Experimente zeigen, dass der optimierte Bohrkopf ein enormes Einsparpotenzial an KSS aufweist, da der Ejektoreffekt bereits bei geringeren KSS-Volumenströmen auftritt. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 60$ m/min ist mit dem optimierten Bohrkopf ein stabiler Tiefbohrprozess mit einem Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 24{,}7$ l/min realisierbar, wohingegen beim Standardbohrkopf ein Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 29{,}5$ l/min benötigt wird. Demzufolge ist eine

Reduzierung des KSS-Volumenstroms von ca. 16,27 % möglich. Weiterhin zeigen die Experimente, dass das Potenzial zur KSS-Reduzierung mit steigender Schnittgeschwindigkeit v_c zunimmt und bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 80$ m/min bei ca. 42,72 % liegt. Beim Standardbohrkopf treten ab einem Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_\Sigma = 51{,}5$ l/min wiederholt Prozessabbrüche auf, die auf Spänestaus zurückzuführen sind. Dieser Trend zeigt den positiven Einfluss der Modifikationsmaßnahmen an der Werkzeuginnenkontur, da durch die geneigten Ebenen hinter dem Spanmaul der Zentrums- und Außenschneide eine Übertragung der Rotationsenergie des Bohrkopfs auf das KSS-Späne-Gemisch stattfindet und die Spanabfuhr begünstigt wird. Zudem offenbart die abschließende Analyse des optimierten Ejektorbohrkopfs nach den Referenzversuchen, dass auch nach einem Bohrweg von $l_f \approx 25.000$ mm noch keine Verschleißerscheinungen am Werkzeuggrundkörper auftreten (siehe **Abbildung 6.19**).

Standardbohrkopf nach $l_f \approx 12.000$ mm	**Erweiterte Spanmaulöffnung nach $l_f \approx 25.000$ mm**
	

Abbildung 6.19: Vergleich des Bohrkopfverschleißes

7 Zusammenfassung und Ausblick

Aufgrund stark steigender Energiekosten und einem wachsenden Interesse an nachhaltig und ressourceneffizient hergestellten Bauteilen in der Gesellschaft, rückt die Effizienzsteigerung in der Produktion immer weiter in den Fokus. Insbesondere bei spanenden Werkzeugmaschinen wird der Gesamtenergiebedarf aufgrund der energieintensiven Prozessanforderungen, wie z. B. hohe Volumenströme bei guter Filtrations- und Kühlwirkung, Hochdruckversorgung bei innerer Zuführung durch das Werkzeug oder Temperierung des KSS zur Sicherstellung von Genauigkeitsanforderungen, maßgeblich durch die KSS-Versorgung beeinflusst. Dabei bietet speziell das Ejektortiefbohren großes Potenzial, die prozesstypischen Vorteile der Tiefbohrverfahren, wie z. B. hohe Zerspanleistungen in Kombination mit geringen Mittenverläufen und hohen Oberflächengüten, auf konventionellen Bearbeitungszentren für industrielle Anwendungen kostengünstig und ressourceneffizient zu nutzen. Jedoch ist die aktuelle Anwendung im industriellen Einsatz aufgrund des defizitären Prozesswissens zu den physikalischen Vorgängen beim Ejektortiefbohren mit einem ineffizienten Ressourcenaufwand verbunden, da der KSS-Volumenstrom oftmals deutlich größer als erforderlich eingestellt wird, wodurch höhere Prozesskosten mit stark gestiegenem Energieaufwand entstehen. Daraus leiten sich die zwei sequentiellen Zielsetzungen dieser wissenschaftlichen Arbeit ab. Initial werden die technologischen Wirkmechanismen und deren Zusammenhänge bei der Entstehung des Ejektoreffekts analysiert und ein tiefgreifendes Prozessverständnis der Strömungsverhältnisse und Spanbildungsmechanismen beim Ejektortiefbohren erarbeitet. Das zweite Hauptziel umfasst die Entwicklung und additive Fertigung optimierter Ejektorbohrkopfmodifikationen in einem Pulverbettverfahren auf Basis der geschaffenen Fundamentalkenntnisse, die eine verbesserte KSS-Versorgung der Wirkelement zulassen und den Spanabtransport begünstigen.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde ein Telemetriesystem mit kombinierter In-Prozess-Sensorik entwickelt und in Betrieb genommen, das eine prozesssimultane KSS-Druck- und Volumenstrommessung realisierbar macht. Dadurch konnte das KSS-Aufteilungsverhältnis zwischen Ejektordüsen und Ringraum im Werkzeugsystem analysiert werden, welches ausschließlich von der Werkzeugauslegung abhängt, sodass durchschnittlich 61,9 % der zugeführten KSS-Menge zur Aufrechterhaltung des Ejektoreffekts und nur 38,1 % zum Kühlen, Schmieren und Transport der Späne genutzt werden. Aufbauend auf den Ergebnissen konnte gezeigt werden, dass der hydraulische Wirkungsgradbereich des Werkzeugsystems mit $\eta_e = 0{,}076 \ldots 0{,}107$ großes Optimierungspotenzial bezüglich der konstruktiven Ausgestaltung der Ejektordüsen bietet, um den maximalen hydraulische

Wirkungsgrad von $\eta_{e,max} \approx 0{,}2$ zu realisieren, ohne die Kavitationsgrenze des KSS im Innenrohr zu unterschreiten. Dabei ist die Spanne des hydraulischen Wirkungsgrads maßgeblich auf die groben Fertigungstoleranzen der Ejektordüsen zurückzuführen. Zur Umsetzung wird die Festlegung des Ejektor-Moduls im Bereich $m_{e,opt} = 3{,}5\ldots4{,}0$, in Kombination mit einer relativen Durchflussrate von $q_{e,opt} = 0{,}4\ldots0{,}6$, empfohlen, die über eine Vergrößerung der Ejektordüsenbreite auf $b_{ed} = 1{,}3$ mm und der Ejektordüsenlänge auf $l_{ed} = 12$ mm erzielt wird.

Weiterführend konnte mithilfe der prozesssimultanen Druck- und Volumenstrommessung Optimierungspotenzial am konstruktiven Aufbau des Ejektorbohrkopfs identifiziert werden. Infolge der Werkzeugrotation tritt ein markanter KSS-Druckabfall am Bohrungsgrund auf, der eine Verstärkung des Ejektoreffekts bewirkt und auf die abgeschrägten Innenkonturen der Ebenen hinter den Spanmäulern zurückzuführen ist. Zudem hat die Prozessanalyse unter variierenden Parametern belegt, dass das industrielle Vorgehen, den Volumenstrom zu erhöhen um eine Prozessstabilisierung zu erzielen, nicht zweckmäßig ist und sich sogar negativ auf den Tiefbohrprozess auswirken kann, da ein zunehmender Luftmassenstrom aus dem Maschinenraum angesaugt wird, der eine verschlechterte Abfuhr der Späne an den Spanmäulern und dem Innenrohr bewirkt. Für den ressourceneffizienten Einsatz des Ejektorbohrens wird für das verwendete System ein Grenzvolumenstrom von $\dot{V}_{\Sigma} > 39$ l/min definiert. Auch die Analyse des thermischen Belastungskollektivs unter Variation des KSS-Volumenstroms stützt die Hypothese, da eine Steigerung des KSS-Volumenstroms keine Reduzierung der Kontaktzonentemperatur zwischen Außenschneide und Führungsleiste hervorruft, sondern ausschließlich den thermischen Einfluss auf die Bohrungswand reduziert. Weiteres Potenzial hinsichtlich der Bohrkopfoptimierung wurde durch die optische Analyse der KSS-Strömungen und der Spanbildung identifiziert. Die Analyse des Standardbohrkopfs zeigt, dass der sichere Spanabtransport durch Strömungswirbel und turbulente Strömungsbereiche eingeschränkt wird, die effektive Schmierung und Kühlung der Führungsleistentragbereiche aufgrund von Stauzonen reduziert wird und eine 90°-Ausrichtung der KSS-Auslassbohrungen eine stark turbulente KSS-Strömung mit dezimierter Strömungsgeschwindigkeit zur Folge hat und somit eine Leckage begünstigt. Zusätzlich treten Verschleißerscheinungen im Spanmaulkonturbereich des Werkzeuggrundkörpers auf, die auf einen vermehrten Spankontakt schließen lassen. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden Werkzeugmodifikationen entwickelt und mithilfe der SPH-Simulationsmethode validiert. Infolge einer Verkippung der KSS-Auslassbohrungen auf $\varphi_{kss\text{-}b} = 20°$ in Vorschubrichtung konnte somit ein zunehmend laminarer Strömungsverlauf mit aufgezwängter Vorzugsrichtung realisiert werden, der eine effizientere KSS-Versorgung der Wirkelemente begünstigt und die

Leckage eliminiert. Zusätzlich wurde ein Drainagebereich am Tragbereich der Führungsleisten vorgesehen, der zu einer Reduzierung der KSS-Stauzonen führt, sodass eine verbesserte Kühl- und Schmierwirkung erzielt wird und die Innenkontur des Werkzeugs als Rotor ausgeformt, um mithilfe die Werkzeugrotation den Ejektoreffekt zu verstärken. Der finale Optimierungsschritt wurde durch zwei alternative Maßnahmen umgesetzt, sodass zum Abschluss zwei Modifikationsvarianten zur Verfügung stehen. Dabei wurde zum einen eine erweiterte Spanmaulöffnung vorgesehen, die der Entstehung von Spänestaus entgegenwirkt und auch für längere Band- und Wirrspäne einen kontinuierlichen Abtransport gewährleistet. Als zweite Variante steht ein Bohrkopfdesign mit verjüngter Spanmaulöffnung zur Verfügung, der zu einer Dezimierung des Strömungswirbels über der Außenschneide beiträgt sowie eine zielgerichtete KSS-Zuführung in den Schneidenbereich initiiert, da ein direktes Abfließen des KSS in das Spanmaul verhindert wird.

Um die Maßnahmen in der industriellen Praxis nutzbar zu machen, wurden Prototypen der zwei optimierten Bohrkopfmodifikationen aus 1.2709 im Pulverbettverfahren mittels selektivem Laserstrahlschmelzen additiv gefertigt und das Materialgefüge untersucht. Die metallographische Analyse in Kombination mit den durchgeführten Härtemessungen zeigt, dass infolge des Post-Prozesses neben der spanenden Nachbearbeitung auch eine Wärmebehandlung der Prototypen durchgeführt werden muss, um die Werkstoffhärte von durchschnittlich 350 HV10 auf die gewünschte Zielhärte von ≥500 HV10 zu erhöhen. Abschließend erfolgte eine experimentelle Validierung der modifizierten Werkzeuge hinsichtlich ihrer Einsatzfähigkeit und Verschleißentwicklung der Wirkelemente. Für beide Modifikationen konnte eine verlängerte Standzeit der Zentrumsschneide, im Vergleich zum Standardbohrkopf, nachgewiesen werden, die auf die gesteigerte Strömungsgeschwindigkeit im Bohrkopfinneren mit verbesserter KSS-Versorgung der Schneiden zurückzuführen ist. Zudem zeigt insbesondere die Modifikation mit erweiterter Spanmaulöffnung großes Potenzial zur Effizienzsteigerung aufgrund des optimierten Spanabtransports an der Außenschneide. Dieser ermöglicht eine vollständige Verhinderung von Spänestaus und des daraus resultierenden Bohrkopfverschleißes sowie verlängerte Standzeiten der Außenschneide. Dadurch konnte der notwendige KSS-Volumenstrom zur Realisierung von Ejektortiefbohrprozessen um bis zu 42,72 %, im Vergleich zum Standardwerkzeug, reduziert werden.

Mit den Erkenntnissen der durchgeführten Analysen gehen auch Forschungsfragen für fortführende Arbeiten einher. Dabei liegt der Fokus in der Entwicklung energieeffizienter, modularer Ejektordüsenadapter, die durch eine gezielte Anpassung der Ejektordüsenform, die notwendige KSS-Durchflussmenge für Aufrechterhaltung des Ejektoreffekts weiter reduzieren und den hydraulischen Wirkungsgrad η_e

maximieren. Um eine maximale Gestaltungsfreiheit ohne die Restriktionen konventioneller Fertigungsverfahren zu gewährleisten, werden die modulare Ejektordüsenadapter additiv hergestellt und können ohne konstruktive Änderungen am Standardwerkzeugsystem nachgerüstet werden. Die weiteren Entwicklungen können dazu beitragen, dass das Ejektorbohren im industriellen Einsatz wirtschaftlicher und ressourceneffizienter eingesetzt wird. Insbesondere die effizientere KSS-Versorgung in Verbindung mit dem verbesserten Spanabtransport tragen dazu bei, die Standzeiten zu erhöhen und den Verschleiß am Werkzeug zu reduzieren.

8 Literaturverzeichnis

[Abr16] Abrahams, H.: *Untersuchungen zum Führungsleistenverschleiß und zur Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren austenitischer Stähle.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2016.

[AF10] Abele, E.; Fujara, M.: *Simulation-based twist drill design and geometry optimization*. CIRP Annals, Nr. 1, (2010), S. 145–150.

[AFO91] Astakhov, V. P.; Franzo, J.; Osman, M. O. M.: *On the design of deep-hole drills with non-traditional ejectors*. International Journal of Production Research, Nr. 11, (1991), S. 2297–2311.

[AGO95] Astakhov, V. P.; Galitsky, V. V.; Osman, M. O. M.: *An investigation of the static stability in self-piloting drilling*. International Journal of Production Research, Nr. 6, (1995), S. 1617–1634.

[AJ12] Astakhov, V. P.; Joksch, S.: *Metalworking fluids (MWFs) for cutting and grinding: Fundamentals and recent advances.* Woodhead Publishing (Woodhead Publishing in materials), Cambridge, UK, Philadephia, PA, 2012.

[AKO98] Astakhov, V. P.; Karam, S. A.; Osman, M. O. M.: *The Correlation Between the Cutting Fluid Pressure Distribution and the Topography of Tool Wear in BTA Drilling*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Nr. 4, (1998), S. 820–822.

[ASO95a] Astakhov, V. P.; Subramanya, P. S.; Osman, M.: *An investigation of the cutting fluid flow in self-piloting drills*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Nr. 4, (1995), S. 547–563.

[ASO95b] Astakhov, V. P.; Subramanya, P. S.; Osman, M. O. M.: *Theoretical and Experimental Investigations of Coolant Flow in Inlet Channels of the BTA and Ejector Drills*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture, Nr. 3, (1995), S. 211–220.

[ASO96] Astakhov, V. P.; Subramanya, P. S.; Osman, M.: *On the design of ejectors for deep hole machining*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Nr. 2, (1996), S. 155–171.

[Ast14] Astakhov, V. P.: *Drills: Science and technology of advanced operations.* CRC Press/Taylor & Francis (Manufacturing design and technology series), Boca Raton, Fla., 2014.

[BBH+18] Biermann, D.; Bleicher, F.; Heisel, U.; Klocke, F.; Möhring, H.-C.; Shih, A.: *Deep hole drilling*. CIRP Annals, Nr. 2, (2018), S. 673–694.

[BBL+18] Buschhorn, N.; Blinn, B.; Ley, M.; Teutsch, R.; Beck, T.: *Einfluss prozessführungsbedingter Materialkennwerte auf den durchgängigen Konstruktionsprozess additiv gefertigter Bauteile.* Additiv gefertigte Bauteile und Strukturen, Bericht 403, Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, 2018.

[BE15] Beck, F.; Eberhard, P.: *Predicting abrasive wear with coupled Lagrangian methods*. Computational Particle Mechanics, Nr. 1, (2015), S. 51–62.

[BF10] Biermann, D.; Felderhoff, F.: *Analyse von Tiefbohrverfahren zur Gussbearbeitung*. ZWF - Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Nr. 1-2, (2010), S. 32–36.

[BK21] Bschorer, S.; Költzsch, K., Buck, Thomas (Mitarb.): *Technische Strömungslehre: Mit 262 Aufgaben und 31 Beispielen: weiterentwickelt aus dem Lehrbuch von Leopold Böswirth.* Springer Vieweg (Lehrbuch), Wiesbaden, 12., überarbeitete und ergänzte Auflage, 2021.

[BKG+18] Blinn, B.; Klein, M.; Gläßner, C.; Smaga, M.; Aurich, J.; Beck, T.: *An Investigation of the Microstructure and Fatigue Behavior of Additively Manufactured AISI 316L Stainless Steel with Regard to the Influence of Heat Treatment*. Metals, Nr. 4, (2018), S. 220.

[BKK09] Biermann, D.; Kersting, M.; Kessler, N.: *Process adapted structure optimization of deep hole drilling tools*. CIRP Annals, Nr. 1, (2009), S. 89–92.

[Bla22] Blaser Swisslube GmbH: *Produktdatenblatt Vasco 6000.* Hasle-Rüegsau (Schweiz), 2022.

[BLB+19] Blinn, B.; Ley, M.; Buschhorn, N.; Teutsch, R.; Beck, T.: *Investigation of the anisotropic fatigue behavior of additively manufactured structures made of AISI 316L with short-time procedures PhyBaLLIT and PhyBaLCHT*. International Journal of Fatigue, (2019), S. 389–399.

[BLO+14] Barcarolo, D. A.; Le Touzé, D.; Oger, G.; Vuyst, F. de: *Adaptive particle refinement and derefinement applied to the smoothed particle hydrodynamics method*. Journal of Computational Physics, (2014), S. 640–657.

[BRB19] Bleicher, F.; Reiter, M.; Brier, J.: *Increase of chip removal rate in single-lip deep hole drilling at small diameters by low-frequency vibration support*. CIRP Annals, Nr. 1, (2019), S. 93–96.

[Büc21] Bücker, M.: *Neue Methoden zur Entwicklung und Herstellung von Hochleistungswerkzeugen für die Bohrbearbeitung von Inconel 718.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2021.

[CGB+23] Canini, D.; Gerken, J. F.; Biermann, D.; Eberhard, P.: *Design of fluid flow optimized ejector drill heads for efficient metalworking fluid supply to the cutting zone*. Procedia CIRP 119, 2023, S. 351–356.

[CL03] Colagrossi, A.; Landrini, M.: *Numerical simulation of interfacial flows by smoothed particle hydrodynamics*. Journal of Computational Physics, Nr. 2, (2003), S. 448–475.

[COS85] Chandrashekhar, S.; Osman, M. O. M.; Sankar, T. S.: *An experimental investigation for the stochastic modelling of the resultant force system in BTA deep hole machining*. International Journal of Production Research, Nr. 4, (1985), S. 657–673.

[CW79] Cronjäger, L.; Weber, U.: *Messung von Schnittkräften und Momenten beim Tiefbohren.* VS Verlag für Sozialwissenschaften (Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Fachgruppe Maschinenbau / Verfahrenstechnik 2884), Wiesbaden, s.l., 1979.

[DEL22] DELTA Qualitätsstahl GmbH: *DELTA Qualitätsstahl GmbH: Abnahmeprüfzeugnis PN-EN 10204:2006 3.1. - Zertifikatnr. 13590/2022 (125)* -. Hamm, 2022.

[Deu22a] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: *Werkstoffdatenblatt 1.6587/18CrNiMo7-6: Firmenschrift der Deutsche Edelstahlwerke GmbH.* Witten, 2022.

[Deu22b] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: *Werkstoffdatenblatt 1.7225/42CrMo4+QT: Firmenschrift der Deutsche Edelstahlwerke GmbH.* Witten, 2022.

[DIN03a] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 8589-2: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 2: Bohren, Senken, Reiben, Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Beuth Verlag, Berlin, 2003.

[DIN03b] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 0: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Beuth Verlag, Berlin, 2003.

[DIN11a] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 69893-1: Kegel-Hohlschäfte mit Plananlage - Teil 1: Kegel-Hohlschäfte Form A und Form C; Maße und Ausführung.* Beuth Verlag, Berlin, 2011.

[DIN11b] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 2080-1: Steilkegelschäfte für Werkzeuge und Spannzeuge - Teil 1: Form A.* Beuth Verlag, Berlin, 2011.

[DIN12] DIN e. V., Hrsg.: *DIN EN ISO 17769-1: Flüssigkeitspumpen und -installationen – Allgemeine Begriffe, Definitionen, Größen, Formelzeichen und Einheiten – Teil 1: Flüssigkeitspumpen.* Beuth Verlag, Berlin, 2012.

[DIN13] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 51385: Schmierstoffe – Bearbeitungsmedien für die Umformung und Zerspanung von Werkstoffen – Begriffe.* Beuth Verlag, Berlin, 2013.

[DIN18] DIN e. V., Hrsg.: *DIN EN ISO 683-2: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle – Teil 2: Legierte Vergütungsstähle.* Beuth Verlag, Berlin, 2018.

[DIN20] DIN e. V., Hrsg.: *DIN ISO 26623-1: Polygonaler Hohlschaftkegel mit Plananlage - Teil 1: Maße und Bezeichnung von Schäften.* Beuth Verlag, Berlin, 2020.

[DIN22a] DIN e. V., Hrsg.: *DIN ISO 52900: Additive Fertigung - Grundlagen - Terminologie (Deutsche Fassung).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2022.

[DIN22b] DIN e. V., Hrsg.: *DIN EN ISO 683-3: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle – Teil 3: Einsatzstähle.* Beuth Verlag, Berlin, 2022.

[DIN74] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 24 291: Strahlpumpen - Benennungen von Einzelteilen.* Beuth Verlag, Berlin, 1974.

[DIN81] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 24 290: Strahlpumpen - Begriffe, Einteilung.* Beuth Verlag, Berlin, 1981.

[DIN82] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 6584: Begriffe der Zerspantechnik - Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen.* Beuth Verlag, Berlin, 1982.

[DIN85a] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 6581: Begriffe der Zerspantechnik - Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges.* Beuth Verlag, Berlin, 1985.

[DIN85b] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik - Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges.* Beuth Verlag, Berlin, 1985.

[DIN87] DIN e. V., Hrsg.: *DIN 228: Morsekegel und Metrische Kegel - Kegelschäfte.* Beuth Verlag, Berlin, 1987.

[DIN98] DIN e. V., Hrsg.: *DIN ISO 5419: Spiralbohrer - Benennungen, Definitionen und Formen.* Beuth Verlag, Berlin, 1998.

[DT11] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: *Spanen: Grundlagen.* Springer (VDI-Buch), Berlin, Heidelberg, 3., bearb. und erw. Aufl., 2011.

[DWF+17] Di Wang; Wu, S.; Fu, F.; Mai, S.; Yang, Y.; Liu, Y.; Song, C.: *Mechanisms and characteristics of spatter generation in SLM processing and its effect on the properties*. Materials & Design, (2017), S. 121–130.

[Eck08] Eckstein, Martin (MTU Aero Engines): *Überwachung und Regelung des Tieflochbohrens an höchstbelasteten Bauelementen der Fluggasturbine*. Präzisions- und Tiefbohren aktuell - Technik - Tools - Trends, VDI-Berichte Nr. 2054, (2008), S. 35–46.

[Eis15] Eisseler, R.: *Erhöhung der Produktivität beim Einlippentiefbohren unter schwierigen Bedingungen*. Präzisions- und Tiefbohren aktuell, (2015), S. 41–52.

[FA14] Fallenstein, F.; Aurich, J. C.: *CFD based Investigation on Internal Cooling of Twist Drills*. Procedia CIRP, (2014), S. 293–298.

[Fab67] Faber, K. H. A.: *DRILL.* United States of America - United States Patent Office. Patentschrift: 3,304,815, 1967.

[Fuj11] Fujara, M.: *Methode zur rechnerunterstützten Auslegung und Optimierung der Geometrie des Vollhartmetall-Spiralbohrers.* Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2011.

[Fuß86] Fuß, H.: *Aspekte zur Beeinflussung der Qualität von BTA-Tiefbohrungen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 1986.

[Geb13] Gebhardt, A.: *Generative Fertigungsverfahren: Additive Manufacturing und 3D Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion.* Hanser Verlag (Hanser eLibrary), München, 4., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, 2013.

[GG85] Griffiths, B. J.; Grieve, R. J.: *The role of the burnishing pads in the mechanics of the deep drilling process*. International Journal of Production Research, Nr. 4, (1985), S. 647–655.

[GG93] Griffiths, B. J.; Grieve, R. J.: *Modelling Complex Force Systems, Part 2: A Decomposition of the Pad Forces in Deep Drilling*. Journal of Engineering for Industry, Nr. 2, (1993), S. 177–183.

[GKS19] Gebhardt, A.; Kessler, J.; Schwarz, A.: *Produktgestaltung für die additive Fertigung.* Hanser (Hanser eLibrary), München, 2019.

[GMA+23] Guimarães, R. P. M.; Minkowitz, L.; Arneitz, S.; Sommitsch, C.; Giedenbacher, J.; Müller, M.; Huskic, A.; Wild, N.; Buzolin, R. H.; Meier, B.; Skalon, M.; Haas, F.; Amancio-Filho, S. T.: *Powder bed fusion processes: main classes of alloys, current status, and technological trends*, In: Advances in Metal Additive Manufacturing. Woodhead Publishing Reviews: Mechanical Engineering Series, 2023.

[Gre70] Greuner, B.: *Beitrag zur Frage der Kräfte an Schneide und Führungsleisten an einschneidigen hartmetallbestückten Tiefbohrwerkzeugen.* Dissertation, Technische Universität Hannover, 1970.

[Gri75] Griffiths, B. J.: *Deep hole drilling and boring: A review of current processes and their applications*. The Production Engineer, (1975), S. 97–105.

[Gri93] Griffiths, B. J.: *Modelling Complex Force Systems, Part 1: The Cutting and Pad Forces in Deep Drilling*. Journal of Engineering for Industry, Nr. 2, (1993), S. 169–176.

[HA06] Hu, X. Y.; Adams, N. A.: *A multi-phase SPH method for macroscopic and mesoscopic flows*. Journal of Computational Physics, Nr. 2, (2006), S. 844–861.

[Hag93] Hagemeyer, C.: *Eine tribologische Studie zum Einsatz von Führungsleisten aus Keramik und Cermet beim BTA-Tiefbohren.* VDI-

Verl. (Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik 293), Düsseldorf, 1993.

[HS08] Heisel, U.; Sabou, F.: *Prozessüberwachung beim Tiefbohren kleinster Durchmesser*. Präzisions- und Tiefbohren aktuell - Technik - Tools - Trends, VDI-Berichte Nr. 2054, (2008), S. 19–34.

[HT00] Hinds, B.; Treanor, G.: *Analysis of stresses in micro-drills using the finite element method*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Nr. 10, (2000), S. 1443–1456.

[JG18] Jousten, K.; Galda, K.: *Handbuch Vakuumtechnik: Treibmittelpumpen.* Springer Fachmedien Wiesbaden (Springer Reference Technik), Wiesbaden, 2018.

[Kai11] Kaiser, M.: *Werkstücke mit außergewöhnlichen Bohrungen – Beispiele aus dem Aufgabenbereich eines Tiefbohrspezialisten*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, (16. und 2011-03-17), S. 21–30.

[KBL+04] Kulasegaram, S.; Bonet, J.; Lewis, R. W.; Profit, M.: *A variational formulation based contact algorithm for rigid boundaries in two-dimensional SPH applications*. Computational Mechanics, Nr. 4, (2004), S. 316–325.

[Ket10] Ketter, L. C.: *The gundrilling handbook.* CT, Campell Viking Press (4th Edition), North Haven, 2010.

[KK08] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren.* Springer Verlag (VDI-Buch), Berlin, Heidelberg, 8. Auflage, 2008.

[Kla08] Klaue, S.: *Aufbau von Kühlschmierstoffen zum Tiefbohren*. Präzisions- und Tiefbohren aktuell - Technik - Tools - Trends, VDI-Berichte Nr. 2054, (2008), S. 171–179.

[Kle15] Klein, B.: *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau.* Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden, 10. Auflage, 2015.

[LBD19] Lakner, T.; Bergs, T.; Döbbeler, B.: *Additively manufactured milling tool with focused cutting fluid supply*. Procedia CIRP, (2019), S. 464–469.

[LBP+19] Ley, M.; Blinn, B.; Petroll, C.; Beck, T.; Teutsch, R.: Entwicklung und additive Fertigung zyklisch beanspruchter Strukturen am Beispiel von

metallischen Großbauteilen. In: *Additive Fertigung von Bauteilen (2019),* S. 57–70.

[Löb03] Löbbe, H.: *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2003.

[LSS+21] Lakner, T.; Splettstoesser, A.; Schraknepper, D.; Bergs, T.: *Economic and ecological evaluation of high-pressure cutting fluid supply in milling of Ti-6Al-4V*. Procedia CIRP, (2021), S. 362–365.

[MCL+10] Marrone, S.; Colagrossi, A.; Le Touzé, D.; Graziani, G.: *Fast free-surface detection and level-set function definition in SPH solvers*. Journal of Computational Physics, Nr. 10, (2010), S. 3652–3663.

[MG07] Müller, G.; Groth, C.: *FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen: Grundlagen: Basiswissen und Arbeitsbeispiele zu FEM-Anwendungen-Lösungen mit dem Programm ANSYS Rev.9/10.* Expert-Verlag (Edition expertsoft 23), Renningen, 2007.

[MK95] Monaghan, J. J.; Kocharyan, A.: *SPH simulation of multi-phase flow*. Computer Physics Communications, 1-2, (1995), S. 225–235.

[MKA19] Müller, D.; Kirsch, B.; Aurich, J. C.: *The influence of structured flank faces on cooling performance when drilling*. Procedia CIRP, (2019), S. 415–420.

[Mül08] Müller, S.: *Einfluss des Schneidöls beim Tiefbohren - In Anwendung mit Einlippenbohrern*. Präzisions- und Tiefbohren aktuell - Technik - Tools - Trends, VDI-Berichte Nr. 2054, (2008), S. 159–169.

[Mül98] Müller, J.: *Arbeits-und umweltverträgliche wassermischbare Kühlschmierstoffe - ein Beitrag zur Ökologie und Ökonomie* (In: Bartz, W. J. (Hrsg.): "11th International Colloquium Industrial and Automotive Lubrication"), Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, 1998.

[NNT+16] Natsui, S.; Nashimoto, R.; Takai, H.; Kumagai, T.; Kikuchi, T.; Suzuki, R. O.: *SPH simulations of the behavior of the interface between two immiscible liquid stirred by the movement of a gas bubble*. Chemical Engineering Science, (2016), S. 342–355.

[Pol11] Polkownik, T.: *Mechanische Bearbeitung von Teilen aus Schmiedestahl*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, (16. und 2011-03-17), S. 31–40.

[Ran15] Randecker, H.: *Nichtalltägliche Bearbeitungsaufgaben im BTA (STS)-Bohrverfahren*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, (25. und 2015-03-26), S. 185–199.

[Red02] Reddy, J. N.: *Energy principles and variational methods in applied mechanics.* Wiley (Mechanical engineering), Hoboken, NJ, 2. Auflage, 2002.

[RK06] Roubtsova, V.; Kahawita, R.: *The SPH technique applied to free surface flows*. Computers & Fluids, Nr. 10, 2006, S. 1359–1371.

[RMB+21] Ryder, M. A.; Montgomery, C. J.; Brand, M. J.; Carpenter, J. S.; Jones, P. E.; Spangenberger, A. G.; Lados, D. A.: *Melt Pool and Heat Treatment Optimization for the Fabrication of High-Strength and High-Toughness Additively Manufactured 4340 Steel*. Journal of Materials Engineering and Performance, Nr. 7, (2021), S. 5426–5440.

[RSZ19] Richard, H. A.; Schramm, B.; Zipsner, T.: *Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen: Neue Erkenntnisse und Praxisbeispiele.* Springer Vieweg, Wiesbaden, Heidelberg, 2019.

[SA19] Spurk, J. H.; Aksel, N.: *Strömungslehre: Einführung in die Theorie der Strömungen.* Springer Vieweg (Springer eBook Collection), Berlin, Germany, 9., vollständig überarbeitete Auflage, 2019.

[SBS+22] Schmidt, R.; Brause, L.; Strodick, 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, 2022, S. 375–380.

[Sch06] Schubert, B.: *Kühlschmierstoffe für das Tiefbohren – Trends und Praxiserfahrungen*, VDI-Berichte Nr. 1897, (2006), S. 251–268.

[Sch15] Schmid, L.: *Herstellung von Peripheren Bohrungen an Kalanderwalzen für die Papierindustrie*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, (25. und 2015-03-26), S. 185–199.

[Sch22] Schär, D.: *Einfluss des Kühlschmierstoffes (Bohrungsqualität, Werkzeugstandmenge, Prozesssicherheit)*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Stuttgart, (11. und 2022-10-12)

[SE18] Spreng, F.; Eberhard, P.: Modeling of Orthogonal Metal Cutting Using Adaptive Smoothed Particle Hydrodynamics. In: *Thermal Effects in Complex Machining (2018),* S. 133–143.

[Sel16] Sellmer, D.: *Potenziale der additiven Fertigung aus Sicht eines Werkzeugherstellers*. Lightweight Design, S2, (2016), S. 32–37.

[SFD+23] Saggionetto, E.; Filippi, E.; Dedry, O.; Tchuindjang, J. T.; Mertens; Anne: *Development and processability of AISI S2 tool steel by laser powder bed fusion.* Materials research forum ESAFORM 2023, Millersville, United States - Pennsylvania, (2023), S. 41–48.

[SKR+19] Simson, T.; Koch, J.; Rosenthal, J.; Kepka, M.; Zetek, M.; Zetková, I.; Wolf, G.; Tomčík, P.; Kulhánek, J.: *Mechanical Properties of 18Ni-300 maraging steel manufactured by LPBF*. Procedia Structural Integrity, (2019), S. 843–849.

[SME14] Schnabel, D.; Müller, A.; Eberhard, P.: *Introduction of an Adaptive Smoothed Particles Hydrodynamics Formulation*. PAMM, Nr. 1, (2014), S. 621–622.

[SSM+14] Spreng, F.; Schnabel, D.; Mueller, A.; Eberhard, P.: *A local adaptive discretization algorithm for Smoothed Particle Hydrodynamics*. Computational Particle Mechanics, Nr. 2, (2014), S. 131–145.

[Stu15] Stuppy, P.: *Einsatz des Ejektorbohrens zur Herstellung von Ventilführungen für Großmotoren*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Dortmund, (25. und 2015-03-26), S. 121–135.

[Sui17] Suilmann, F.-H.: *Fertigung von Hydraulikzylindern für die Bergbautechnik*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Stuttgart, (22. und 2017-03-23), S. 117–128.

[Tha83] Thai, T. P.: *Beitrag zur Untersuchung der selbsterregten Schwingungen von Tiefbohrwerkzeugen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 1983.

[Tha99] Thamke, D.: *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrens.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, 1999.

[Tru08] Truckenbrodt, E.: *Fluidmechanik: Band 1: Grundlagen und elementare Strömungsvorgänge dichtebeständiger Fluide.* Springer, Berlin, 4., ergänzte Auflage 1996, Nachdruck 2008 in veränderter Ausstattung, 2008.

[TSI+22] Toyserkani, E.; Sarker, D.; Ibhadode, O.; Liravi, F.; Russo, P.; Taherkhani, K.: *Metal additive manufacturing.* Wiley, Hoboken, NJ, 2022.

[VDI06] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3210: Tiefbohrverfahren.* Beuth Verlag, Berlin, 2006.

[VDI13] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3405 Blatt 2: Additive Fertigungsverfahren – Strahlschmelzen metallischer Bauteile - Qualifizierung, Qualitätssicherung und Nachbearbeitung.* Beuth Verlag, Berlin, 2013.

[VDI14a] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3633: Simulation von Logistik-, Materialfluss- und Produktionssystemen - Grundlagen.* Beuth Verlag, Berlin, 2014.

[VDI14b] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3208: Tiefbohren mit Einlippenbohrern.* Beuth Verlag, Berlin, 2014.

[VDI14c] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3405: Additive Fertigungsverfahren – Grundlagen, Begriffe, Verfahrensbeschreibungen.* Beuth Verlag, Berlin, 2014.

[VDI15] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3211: Tiefbohren auf Bearbeitungszentren.* Beuth Verlag, Berlin, 2015.

[VDI19] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3209 Blatt 1: Tiefbohren mit äußerer Zuführung des Kühlschmierstoffs (BTA- und ähnliche Verfahren).* Beuth Verlag, Berlin, 2019.

[VDI20a] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3397 Blatt 4: Kühlschmierstoffe (KSS), Mikrobiologie in wassergemischten Kühlschmierstoffen, Maßnahmen zur Verlängerung der Anwendungsdauer und der Qualitätserhaltung von wassergemischten Kühlschmierstoffen.* Beuth Verlag, Berlin, 2020.

[VDI20b] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3397 Blatt 1: Bearbeitungsmedien (BM) für die Umformung und Zerspanung: Kühlschmierstoffe, Umformschmierstoffe, Minimalmengenschmierstoffe, Multifunktionsöle.* Beuth Verlag, Berlin, 2020.

[VDI23] VDI e. V., Hrsg.: *VDI-Richtlinie 3035 Blatt 1: Gestaltung von Werkzeugmaschinen, Fertigungsanlagen und peripheren Einrichtungen für den Einsatz von Bearbeitungsmedien (Kühlschmierstoffe, Umformschmierstoffe).* Beuth Verlag, Berlin, 2023.

[VSK+23] Vogelpoth, A.; Saewe, J.; Krull, H.-G.; Richert, S.; Weiland, P.; Nerzak, T.; Eibl, F.; Pastors, F.: *Additive Manufacturing of Tool Steels* (Special Issue: Highlights from Tooling 22 Vol. 94), 2023.

[Wei99] Weinert, K.: *Trockenbearbeitung und Minimalmengenkühlschmierung: Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik.* Springer (VDI-Buch), Berlin, Heidelberg, 1999.

[WHP+04] Weinert, K.; Hagedorn, M.; Peters, C.; Webber, O.: *Zerspankraftermittlung beim BTA-Tiefbohren: Modelluntersuchungen zur detaillierten Analyse der Belastungsverteilung*. VDI-Z Special Werkzeuge, (2004), S. 59–62.

[Wie16] Wiegleb, G.: *Gasmesstechnik in Theorie und Praxis: Messgeräte, Sensoren, Anwendungen.* Springer Vieweg, Wiesbaden, 2016.

[WJ22] Wenzelburger, J.; Jakob, P.: *Neue Entwicklungen bei Tiefbohrwerkzeugen*, In: Begleitband zur VDI-Fachtagung „Präzisions- und Tiefbohren aktuell: Technik – Tools – Trends“, Stuttgart, (11. und 2022-10-12)

[YYH+19] Yang, Q.; Yao, J.; Huang, Z.; Asif, M.: *A comprehensive SPH model for three-dimensional multiphase interface simulation*. Computers & Fluids, (2019), S. 98–106.

[ZLB17] Zhang, B.; Li, Y.; Bai, Q.: *Defect Formation Mechanisms in Selective Laser Melting: A Review*. Chinese Journal of Mechanical Engineering, Nr. 3, (2017), S. 515–527.

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 112 Schmidt, R.: *Untersuchung zum Einfluss des thermomechanischen Belastungskollektivs auf die Oberflächenkonditionierung beim BTA-Tiefbohrprozess.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8928-1

Band 111 Meijer, A.: *Werkzeug- und Prozessentwicklung für das Mikrohartfräsen von pulvermetallurgischem Schnellarbeitsstahl.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8927-4

Band 110 Alammari, Y.: *Fundamental Investigations on Interrupted Machining of Challenging Materials with MQL.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2024, ISBN 978-3-8027-8926-7

Band 109 Kipp, M.: *Feinstbearbeitung von Hartmetall unter Einsatz elastisch gebundener Diamantschleifwerkzeuge zur Präparation von Spannuten.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN 978-3-8027-8925-0

Band 108 Nickel, J.: *Analyse und Modellierung der thermomechanischen Beeinflussung der Randzoneneigenschaften beim Einlippentiefbohren von Bauteilen aus Vergütungsstahl.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2023, ISBN: 978-3-8027-8924-3

Band 107 Zelinko, A.: *Magnetabrasives Polieren auf Bearbeitungszentren.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2022, ISBN 978-3-8027-8923-6

Band 106 Bücker, 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 Dort-mund, Vulkan Verlag, Essen, 2021, ISBN: 978-3-8027-8921-2

Band 104 Bathe, T.: *Untersuchungen zur Topographie- und Umfangsgestalt-optimierung von Einlippentiefbohrwerkzeugen.* Dissertation, Technische Universität Dort-mund, Vulkan Verlag, Essen, 2020, ISBN: 978-3-8027-8920-5

Band 103 Hannich, S.: *Experimentelle und simulative Untersuchungen zum stirnseitigen Fließbohren von Leichtbauwerkstoffen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019

Band 102 Kansteiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zum Einsatzverhalten von diamantimprägnierten Werkzeugen beim Kernbohren von hochfestem Beton.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8918-2

Band 101 Fuß, M.: *Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von tiefen nicht kreisförmigen Bohrungen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8917-5

Band 100 Metzger, M.: *Innenkonturieren und Walzen tiefgebohrter Grundbohrungen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8916-8

Band 99 Aßmuth, R.: *Schneidkantenpräparation durch Druckluft-Nassstrahlspanen mit Industrierobotern.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8915-1

Band 98 Wolf, M.: *Abstimmung der Präparationsprozesse in der Herstellungskette von PVD-beschichteten Vollhartmetall-Wendelbohrern.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8913-7

Band 97 Freiburg, D.: *Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN 978-3802789120

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-Innenrundschälschleifens*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2019, ISBN: 978-3-8027-8914-4

Band 94 Böhmer, J. C.: *Untersuchung und Simulation des Randschichtverhaltens inhomogener Spritzschichtstrukturen beim Honen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2018, ISBN: 978-3-8027-8799-7

Band 93 Hense, R.: *Simulation und Optimierung der Fräsbearbeitung von Verdichterschaufeln.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8798-0

Band 92 Krebs, E.: *Simulationsgestützte Mikrofräsbearbeitung gehärteter Werkzeugstähle zur Herstellung filigraner Formelement und funktionaler Oberflächenstrukturen.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8797-3

Band 91 Habermeier, J.: *Technologische Untersuchungen der Bearbeitung nickelreduzierter Stahlgusslegierungen für Turbinengehäuse*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2017, ISBN: 978-3-8027-8796-6

Band 90 Liu, Y.: *Technologische Untersuchungen zum flexiblen Einsatz des 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 Durchmessern*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8791-1

Band 86 Goeke, S.: *Oberflächenstrukturierung tribologisch beanspruchter Funktionsflächen durch Mikrofinishen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8790-4

Band 85 Iovkov, I.: *Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8787-4

Band 84 Rautert, C.: *Untersuchungen zum Bohrschleifen faserverstärkter Werkstoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8789-8

Band 83 Hartmann, H.: *Analyse der Außenlängsdreh- und Einlippentiefbohrbearbeitung hochfester bainitischer und vergüteter Stähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8788-1

Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0

Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3

Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edelstahls X5CrNi18-10*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8783-6

Band 78 Bleckmann, T.: *Simulationsbasierte Auslegung von Fräsprozessen für die Großserienfertigung*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8781-2

Band 77 Heymann, T.: *Schleifen und Polierschleifen von wendelförmigen Spannuten an Vollhartmetallbohrwerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8778-2

Band 76 Ungemach, E.: *Simulationsbasierte Adaption von NC-Fräsprogrammen zur Vermeidung von Ratterschwingungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8780-5

Band 75 Upmeier, T.: *Einlippentiefbohren teilkristalliner thermoplastischer Kunststoffe*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8782-9

Band 74 Peuker, A.: *Werkzeugentwicklung für die Transplantation thermisch gespritzter mikrostrukturierter Funktionsschichten auf Druckgusswerkstücke*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8779-9

Band 73 Schlenker, J.: *Spanende Mikrobearbeitung von Titan und Titanlegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8777-5

Band 72 Zhang, L. J.: *Untersuchungen zum Drehen und Bohren der Nickelbasislegierung Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2014, ISBN 978-3-8027-8776-8

Band 71 Wagner, T.: *Planning and Multi-Objective Optimization of Manufacturing Processes by Means of Empirical Surrogate Models*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8775-1

Band 70 Sacharow, A.: *Kompensation von Formabweichungen durch adaptive Freiformdeformation der CAD/CAM-Daten*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2013, ISBN 978-3-8027-8774-4

Band 69 Baschin, A.: *Analyse und Simulation der Prozessdynamik und -stabilität beim NC-Mikrofräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8773-7

Band 68 Feldhoff, M.: *Modellgestützte Werkzeug- und Prozessentwicklung des Bohrschleifens faserverstärkter Duromere*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8771-3

Band 67 Machai, C.: *Grundlagenuntersuchung zur Zerspanung von β-Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0

Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6

Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3

Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0

Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9

Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6

Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5

Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2

Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8

Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1

Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study on Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4

Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1

Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7

Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schälschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4

Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0

Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9

Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027- 8751-5

Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminium-strukturbauteilen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6

Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von Fräswerkzeugen zur HSC-Bearbeitung*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8748-5

Band 47 Kersting, M.: *Entwicklung und Anwendung eines adaptiven Schwingungsdämpfers für das Einlippentiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8749-2

Band 46 Bergmann, S.: *Beitrag zur Zerspanung intermetallischer γ-Titanaluminide durch Bohren*, *Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1

Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4

Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7

Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0

Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminium-matrixstrangpressprofile*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3

Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6

Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9

Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3

Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6

Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9

Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2

Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle – Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5

Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsens von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8

Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1

Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4

Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7

Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen – Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0

Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4

Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5

Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9

Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9

Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0

Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2

Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im 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-Einstechschleifen 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