

Ivan Iovkov

**Technologische Analyse des Tiefbohrens  
mit Minimalmengenschmierung und  
simulationsbasierte Kompensation  
des Mittenverlaufs**

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

# **Technologische Analyse des Tiefbohrens mit Minimalmengenschmierung und simulationsbasierte Kompensation des Mittenverlaufs**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Dr.-Ing.**

von der Fakultät Maschinenbau  
der Technischen Universität Dortmund  
genehmigte Dissertation

**Dipl.-Ing. Ivan Vassilev Iovkov**

aus

Sofia (Bulgarien)

Tag der mündlichen Prüfung: 12. September 2016

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke

**Dortmund, 2016**

**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 978-3-8027-8787-4

# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität (TU) Dortmund. Meinem Doktorvater, dem Institutsleiter des ISF Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann, danke ich für das entgegengebrachte Vertrauen, die stetige wissenschaftliche Unterstützung und die motivierenden Worte während der Erstellung dieser Dissertation. Bei dem Leiter des Werkzeugmaschinenlabors der RWTH Aachen, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke bedanke ich mich für die Übernahme des Koreferats und die kurzfristig ermöglichte Promotionsprüfung. Für seine Mitwirkung in der Prüfungskommission und die ermutigenden Worte gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther, dem Leiter des Fachgebiets Werkstoffprüftechnik der TU Dortmund, Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel danke ich für die Übernahme des Prüfungsausschussvorsitzes.

Diese Dissertation basiert auf Erkenntnissen, die innerhalb des Schwerpunktprogramms (SPP) 1480 „Modellierung, Simulation und Kompensation von thermischen Bearbeitungseinflüssen für komplexe Zerspanprozesse“ erarbeitet wurden. Den Projektpartnern vom Lehrstuhl für wissenschaftliches Rechnen der TU Dortmund und der Arbeitsgruppe für wissenschaftliches Rechnen der Universität Siegen danke ich für die gute Zusammenarbeit. Den Kolleginnen und Kollegen aus dem SPP gilt mein Dank für die wertvollen Anregungen, die ich in den zahlreichen SPP-Treffen erhalten habe. Der Deutschen Forschungsgemeinschaft danke ich für die Förderung des Projektes „Experimentelle und FEM-gestützte Analyse der thermischen Werkzeug- und Werkstückbelastung beim Wendeltiefbohren“.

Ganz besonders danke ich allen Mitarbeitern des ISF für die außerordentlich gute Arbeitsatmosphäre und die stete Hilfsbereitschaft. Hervorheben möchte ich an dieser Stelle die Kollegen aus der Abteilung *Zerspanung*, die immer hinter mir gestanden haben und mir insbesondere in der finalen Phase der Promotion den Rücken freigehalten haben. Dass ich die meisten von Euch einen Freund nennen darf, erfüllt mich mit Dankbarkeit und Freude! Für die zahlreichen fachlichen Diskussionen danke ich vor allem den „Tiefbohrern“ Herrn Dipl.-Ing. Hendrik Abrahams, Herrn Dipl.-Ing. Moritz Fuß, Herrn Dipl.-Wirt.-Ing. Henning Hartmann und Herrn Dipl.-Ing. Marko Kirschner, die immer ein offenes Ohr für mich hatten. Mein Dank gilt auch den vielen studentischen Hilfskräften, Studien- und Abschlussarbeitern, ohne deren Unterstützung die Realisierung der umfangreichen Untersuchungen nicht möglich gewesen wäre. An dieser Stelle möchte ich besonders Herrn Dipl.-Ing. Niklas Ruhrmann, Herrn Dipl.-Ing. Markus Mannig, Herrn Dipl.-Wirt.-Ing. Julian Stumpf und Herrn M.Sc. Andreas Wirtz danken, die mich mit Begeisterung und großem Einsatz unterstützt haben. Bei den Technikern und insbesondere bei Herrn Martin Gerwert bedanke ich mich für die Hilfe bei der Durchführung der Experimente. Besonders hervorheben möchte ich Herrn Michael Kater, der mit seiner hilfsbereiten Art auch unmöglich erscheinende Messaufgaben ermöglicht hat. Bei Frau Nicole Knepe und Frau Dagmar Scheffermann bedanke ich mich für die Korrektur des Manuskriptes. Für die inhaltliche Durchsicht der Arbeit und für die Förderung in der Anfangszeit meiner Tätigkeit am ISF gilt Frau Dipl.-Wirt.-Ing. Franziska Höhne mein herzlichster Dank. Herrn M.Sc. Maximilian Metzger danke ich vom Herzen für die Rezension der Dissertationsschrift. Bei Herrn Dipl.-Ing. Sebastian Schumann bedanke ich mich für seine selbstlose Unterstützung und die vielen aufmunternden Gespräche während der Erstellung der Arbeit. Für das entgegengebrachte Vertrauen danke ich den Herren Dipl.-Ing. Sven Grünert und Dr.-Ing. Michael Kersting, die mich als studentische Hilfskraft am ISF eingestellt haben und mir so die Möglichkeit zur Promotion eröffnet haben.

Meinen Eltern danke ich ganz herzlich für ihre bedingungslose Unterstützung meines beruflichen Werdegangs. Bei meiner Schwester bedanke ich mich für ihre Förderung, insbesondere am Anfang meines Studiums und für die motivierenden Worte. Meiner Frau Irina danke ich von ganzem Herzen für ihre verständnisvolle Art und dafür, dass sie so liebevoll für unsere Töchter Gabriella und Martina sorgt. Nur dadurch ist diese Arbeit möglich geworden!



## Kurzfassung

In der spanenden Fertigung verursacht der eingesetzte Kühlschmierstoff hohe Kosten für die Beschaffung, Wartung und Entsorgung sowie für den Betrieb der KSS-Anlagen, die wiederum einen großen Anteil am Gesamtenergieverbrauch der Fertigungsanlage besitzen. Die Trockenbearbeitung ermöglicht folglich neben der damit einhergehenden Verbesserung des betrieblichen Gesundheits- und Umweltschutzes große Energie- und Kosteneinsparungen. Beim Verzicht auf Kühlschmierstoffe stellt das Tiefbohren aufgrund des herausfordernden Späneabtransports eines der anspruchsvollsten Verfahren dar. Zusätzlich resultiert durch die hohe Adhäsionsneigung des Aluminiums die Problematik starker Materialanhaftungen an den Werkzeugen. Daher kann meist nicht auf den Kühlschmierstoff verzichtet, und es muss zur Gewährleistung der Prozesssicherheit die Minimalmengenschmierung (MMS) eingesetzt werden. Die dabei als Trägermedium verwendete Druckluft kann nur bedingt die im Zerspanprozess entstehende Wärme abführen, sodass insbesondere durch die vergleichsweise langen Prozesszeiten und die im Inneren des Werkstückes liegende Wirkstelle beim Tiefbohren ein signifikanter Wärmeeintrag ins Bauteil resultiert. Dieser führt zu Ausdehnungen und Verzügen und kann thermisch bedingte Abweichungen sowie Toleranzüberschreitungen verursachen.

Im Rahmen dieser Dissertation wird daher das Ziel verfolgt, durch technologische Untersuchungen zunächst grundlegende Erkenntnisse über die thermomechanisch bedingten Bauteildeformationen und -abweichungen beim Tiefbohren von Aluminiumguss unter Minimalmengenschmierung zu erlangen sowie eine simulationsgestützte Vorhersage der durch den Tiefbohrprozess hervorgerufenen Werkstückbeeinflussung zu ermöglichen. Basierend darauf erfolgt die NC-Kompensation der resultierenden Abweichungen, wobei der Mittenverlauf der Bohrung im Fokus der Arbeit steht, da dieses Qualitätsmerkmal von besonderer Bedeutung für die spätere Funktionsfähigkeit des Bauteils ist.

Die experimentellen Untersuchungen haben den im Vergleich zur Schnittgeschwindigkeit erheblichen Einfluss des Vorschubes auf den Wärmeeintrag ins Bauteil aufgezeigt. Sowohl beim Wendeltiefbohren als auch beim Einlippentiefbohren führt eine Vorschubsteigerung zu reduzierten thermischen Werkstückbelastungen. Insbesondere bei randnahen Bohrpositionen, bei denen eine geringe Wandstärke der Bohrung vorliegt, gewährleistet das Wendeltiefbohren eine geringe Mittenabweichung, wohingegen die Nachgiebigkeit der Bohrungswand aufgrund der Führungsleistenabstützung nachteilige Auswirkungen auf den Mittenverlauf beim Einlippenbohren aufweist. Mit Sonderwerkzeugen konnten die Prozessgrenzen des Wendeltiefbohrens auf Vorschubwerte von mehreren Millimetern erweitert werden, die eine sehr hohe Produktivität bei moderatem Wärmeeintrag und Abweichungsniveau ermöglichen. Die energetische Analyse verdeutlicht das große Einsparpotenzial durch die MMS-Bearbeitung sowie Vorteile aufseiten des Einlippenbohrers, der durch seinen größeren Kühlkanalquerschnitt weniger Energie für die MMS- bzw. Druckluftbereitstellung benötigt.

Durch die geometrisch-kinematische Kopplung einer Finite-Elemente-Simulation des Bauteils und eines analytischen Werkzeugmodells konnte erstmalig der thermomechanisch bedingte Mittenverlauf beim Tiefbohren vorhergesagt werden. Die entwickelte Modellierungsmethodik ermöglicht außerdem die nicht durch Experimente realisierbare Ermittlung von radialen NC-Kompensationsbahnen für das Tiefbohren, die eine gezielte Beeinflussung der Bohrrichtung und die Vermeidung des Mittenverlaufs gewährleisten.



## Abstract

In the area of machining, the cutting fluid causes high procurement, maintenance and disposal costs as well as further operation expenses, since the cooling lubricant supply unit generate a major part of the total energy consumption of the production facility. Hence, dry cutting not only provides advantages regarding the environmental and health protection, but it also allows significant energy and cost savings. Due to the challenging chip evacuation, deep-hole drilling is one of the most difficult operations when implementing dry cutting techniques. During machining of aluminium alloys a further challenge results from the high adhesion of material on the cutting tool. Therefore, deep-hole drilling of aluminium is not feasible under complete elimination of the cutting fluid and minimum quantity lubrication has to be applied to ensure a reliable process. The compressed air used thereby as a carrier medium can remove the process heat only to a limited extent. Due to the fact that the contact zone is located inside the workpiece and the comparatively long machining time of deep-hole drilling operations, a significant heat input results into the machined part, which causes thermal workpiece distortion and deviations.

The main objective of this work is to obtain fundamental knowledge of the thermo-mechanically induced workpiece deformations and deviations during deep-hole drilling with minimum quantity lubrication, in order to generate a predictive simulation of the process impacts onto the machined component. Based on these achievements the compensation of the resulting deviations is performed with focus on the straightness deviation. This is one of the most important quality features in deep-hole drilling, since in many cases it is responsible for the functional capability of the machined component. The experimental investigations demonstrated the major influence of the feed rate on the heat input into the workpiece compared to the cutting speed. In both single-lip and twist deep-hole drilling an increase of the feed leads to a decrease of the thermal load on the workpiece. Particularly when drilling in near surface regions, where a small thickness of the bore wall results, the twist drill provides low straightness error, whereas the single-lip tool produces high deviations due to radial force support at the low stiffness area of the bore wall. Using adapted twist drilling tools the limits of the process could be extended to feed values of several millimeters. These substantially enhance the productivity allowing moderate heat input and deviations at the same time. The consideration of energy consumption emphasises the great saving potential of the minimum quantity lubrication technique and further the advantage of the single-lip concept, which requires much lower energy demand in terms of compressed air supply due to the higher cross section area of the coolant channels.

Based on the coupling of a finite-element workpiece analysis with an analytic model of the tool using a geometric-kinematic approach, for the first time the prediction of the development of thermomechanically induced straightness deviations along the bore was achieved. Furthermore, the developed modelling technique allows the determination of optimal radial NC-compensation paths, which cannot be identified by experimental tests and enable the control of the drilling direction to avoid straightness errors.





# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Forschung</b>	<b>3</b>
2.1 Spanbildung und Energieumsetzung in der Zerspanung . . . . .	3
2.2 Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung . . . . .	7
2.2.1 Energieeinsparpotenzial . . . . .	8
2.2.2 Minimalmengenschmierung (MMS) . . . . .	9
2.3 Bohren . . . . .	13
2.3.1 Trocken- und MMS-Bohren von Aluminiumlegierungen . . . . .	14
2.3.2 Tiefbohren . . . . .	22
2.3.3 Mittenverlauf beim Tiefbohren . . . . .	27
2.4 Temperaturerfassung in der Zerspanung . . . . .	33
2.4.1 Messverfahren und -techniken . . . . .	33
2.4.2 Temperaturmessung beim Bohren . . . . .	35
2.5 Simulation thermischer Effekte in Zerspanprozessen . . . . .	38
2.5.1 Modellierungstechniken . . . . .	38
2.5.2 Simulation des Bohrprozesses . . . . .	41
<b>3 Zielsetzung und Methoden</b>	<b>47</b>
<b>4 Experimentelle Randbedingungen</b>	<b>49</b>
4.1 Werkstoff . . . . .	49
4.2 Werkzeugmaschinen und MMS-Bereitstellung . . . . .	50
4.2.1 MMS-Bereitstellung und -Maschinenintegration . . . . .	50
4.2.2 Eingesetzte Kühlschmierstoffe . . . . .	52
4.3 Werkzeuge . . . . .	52
4.4 Versuchsdurchführung . . . . .	53
4.5 Prozessbegleitende Messtechnik . . . . .	54
4.5.1 Mechanische Werkzeugbelastung . . . . .	54
4.5.2 Bauteiltemperatur . . . . .	55
4.5.3 Werkstückdeformation . . . . .	57
4.5.4 Elektrische Leistungsbestimmung . . . . .	57
4.6 Analysetechnik zur Bestimmung der Bohrungsgüte . . . . .	59
4.6.1 Oberflächenqualität . . . . .	59
4.6.2 Maß-, Form- und Lageabweichungen . . . . .	60
<b>5 Wendeltiefbohren von Aluminiumguss mit MMS</b>	<b>61</b>
5.1 Mechanische Belastung . . . . .	63
5.1.1 Einfluss des KSS-Konzeptes . . . . .	63
5.1.2 Analyse des Schnittwerteeinflusses . . . . .	65
5.1.3 Vergleich zum Einlippentiefbohren . . . . .	67

5.2	Thermoelastische Bauteilbeanspruchung . . . . .	70
5.2.1	Abhängigkeit von den Schnittwerten und der Bohrungsposition . . . . .	70
5.2.2	Vergleichende Betrachtung des Einlippentiefbohrens . . . . .	81
5.3	Erzielbare Bohrungsqualität . . . . .	84
5.3.1	Einfluss des KSS-Konzeptes und der Schnittwerte . . . . .	85
5.3.2	Vergleich der Tiefbohrverfahren . . . . .	90
5.4	Zwischenfazit . . . . .	93
5.5	Wendeltiefbohren mit erhöhtem Vorschub . . . . .	93
5.5.1	Thermomechanische Bauteilbelastung . . . . .	95
5.5.2	Bohrungsqualität . . . . .	100
5.5.3	Prozesssicherheit . . . . .	103
5.6	Energetische Bewertung des Tiefbohrprozesses . . . . .	106
5.6.1	Drucklufterzeugung . . . . .	106
5.6.2	Elektrische Leistung der Werkzeugmaschine . . . . .	107
5.6.3	Bohrungsbezogener Energieverbrauch . . . . .	108
<b>6</b>	<b>Simulation und Kompensation des Mittenverlaufs beim Tiefbohren</b>	<b>111</b>
6.1	Thermoelastische FE-Analyse des Bauteilverhaltens . . . . .	111
6.1.1	Modellaufbau und Randbedingungen . . . . .	111
6.1.2	Sensitivitätsanalyse . . . . .	113
6.1.3	Erzielte Ergebnisse . . . . .	117
6.2	Geometrisch-kinematische Modellierung des Tiefbohrprozesses . . . . .	119
6.2.1	Werkzeugmodellierung . . . . .	119
6.2.2	Geometrisch-kinematisches Prozessmodell für das Tiefbohren . . . . .	120
6.3	Simulationsbasierte NC-Kompensation des Mittenverlaufs . . . . .	125
6.3.1	Prinzip der NC-Kompensation und Machbarkeitsanalyse . . . . .	125
6.3.2	Simulationsbasierte Generierung von NC-Kompensationsbahnen . . . . .	127
6.3.3	Kompensation des Mittenverlaufs . . . . .	129
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>133</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>137</b>

## Abkürzungen

<b>APDL</b>	ANSYS Parametric Design Language
<b>BAZ</b>	Bearbeitungszentrum
<b>BMBF</b>	Bundesministerium für Bildung und Forschung
<b>CFD</b>	Computational Fluid Dynamics
<b>CSG</b>	Constructive Solid Geometry
<b>DFG</b>	Deutsche Forschungsgemeinschaft
<b>DIN</b>	Deutsches Institut für Normung
<b>ED</b>	Einschaltdauer
<b>ELB</b>	Einlippen(tief-)bohren, Einlippen(tief-)bohrer
<b>FE</b>	Finite Elemente
<b>FEA</b>	Finite-Elemente-Analyse
<b>FEM</b>	Finite-Elemente-Methode
<b>HSS</b>	High-Speed-Steel, dt.: Schnellarbeitsstahl
<b>HSK</b>	Hohlschaftkegel
<b>IKZ</b>	Innere Kühlschmierstoffzufuhr
<b>IR</b>	Infrarot
<b>ISF</b>	Institut für Spanende Fertigung
<b>KERS</b>	Kinetic Energy Recovery System
<b>KSS</b>	Kühlschmierstoff
<b>MMK</b>	Minimalmengenkühlung
<b>MMKS</b>	Minimalmengenkühlschmierung
<b>MMS</b>	Minimalmengenschmierung
<b>MWIR</b>	Mid Wavelength Infrared
<b>PKD</b>	Polykristalliner Diamant
<b>RH</b>	Relative humidity, dt.: relative Luftfeuchtigkeit
<b>S-ELB</b>	Standard-Einlippenbohrer
<b>SFB</b>	Sonderforschungsbereich
<b>SK</b>	Steilkegel
<b>SPP</b>	Schwerpunktprogramm
<b>TR</b>	Transregio
<b>USB</b>	Universal Serial Bus
<b>VDI</b>	Verein Deutscher Ingenieure
<b>VB</b>	Verschleißmarkenbreite
<b>VHM</b>	Vollhartmetall
<b>VHM-ELB</b>	Vollhartmetall-Einlippenbohrer
<b>VHM-WTB</b>	Vollhartmetall-Wendeltiefbohrer
<b>WTB</b>	Wendeltiefbohren, Wendeltiefbohrer
<b>WZM</b>	Werkzeugmaschine
<b>ZLB</b>	Zweilippen(tief-)bohren, Zweilippen(tief-)bohrer



# Formelzeichen

## Formel- zeichen

Formel- zeichen	Einheit	Bezeichnung
$\alpha$	$^{\circ}$	Freiwinkel
$\alpha_f$	$^{\circ}$	Seitenfreiwinkel
$\alpha_{\text{eff}}$	$^{\circ}$	Effektiver Freiwinkel
$\alpha_{\text{lft}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient bei Luftkonvektion
$\alpha_{\text{mms}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient bei MMS-Konvektion
$\alpha_{\text{sek}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient der sekundären Konvektion
$\alpha_t$	$\text{m}^2/\text{s}$	Temperaturleitfähigkeit
$\alpha_{\text{th}}$	$\text{K}^{-1}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{\text{tr}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient bei Trockenbearbeitung
$\alpha_{\text{üs}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$	Wärmeübergangskoeffizient bei Überflutungsschmierung
$\beta$	$^{\circ}$	Keilwinkel
$\gamma$	$^{\circ}$	Spanwinkel
$\gamma_0$	$^{\circ}$	Orthogonalspanwinkel
$\gamma_f$	$^{\circ}$	Seitenspanwinkel
$\delta$	$^{\circ}$	Drallwinkel
$\varepsilon$	-	Emissionsgrad bzw. -koeffizient
$\eta$	$\text{mm}^2/\text{s}$	Kinematische Viskosität
$\kappa$	$^{\circ}$	Einstellwinkel
$\kappa_a$	$^{\circ}$	Einstellwinkel der Außenschneide
$\kappa_e$	-	Isentropenexponent
$\kappa_i$	$^{\circ}$	Einstellwinkel der Innenschneide
$\lambda$	$\mu\text{m}$	Wellenlänge
$\lambda_c$	mm	Grenzwellenlänge bei Profilfilterung der Rauheit
$\lambda_w$	$\text{W}/\text{m} \cdot \text{K}$	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	-	Reibungskoeffizient
$\rho$	$\text{kg}/\text{m}^3$	Dichte
$\sigma$	$^{\circ}$	Spitzenwinkel des Bohrers
$\sigma_{\text{sbk}}$	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\Phi$	$^{\circ}$	Scherwinkel

---

$a_e$	mm	Seitliche Zustellung
$a_{\text{ir}}$	$\mu\text{m}/\text{pixel}$	Laterale Auflösung der Thermografieaufnahme
$a_p$	mm	Schnitttiefe, axiale Zustellung
$a_{\text{si}}$	$\mu\text{m}$	Soll-Ist-Abweichung der gefahrenen NC-Bahnen
$a_{\text{sch}}$	$\mu\text{m}$	Schwingungsamplitude
$A$	$\text{mm}^2$	Spanungsquerschnitt, Fläche

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bezeichnung</b>
$A_{c1}$	$^{\circ}\text{C}$	Umwandlungstemperatur
$A_{kb}$	$\text{mm}^2$	Fläche unterhalb der NC-Kompensationsbahn
$A_{kk}$	$\text{mm}^2$	Kühlkanaldurchmesser
$b$	$\text{mm}$	Spanungsbreite
$B$	$\text{mm}$	Breite
$c_p$	$\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$	Spezifische Wärmekapazität
$c_{p,\text{fl}}$	$\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$	Spezifische Wärmekapazität des Fluids
$c_{p,\text{sp}}$	$\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$	Spezifische Wärmekapazität der Späne
$c_{p,\text{ws}}$	$\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$	Spezifische Wärmekapazität des Werkstückes
$C_{1,2}$	-	Differentialgleichungskonstanten
$d$	$\text{mm}$	Durchmesser, Werkzeugdurchmesser
$d_k$	$\text{mm}$	Kühlkanaldurchmesser
$D$	$\text{mm}$	Durchmesser, Bohrungsdurchmesser
$e_{Fz}$	$\text{mV}/\text{N}$	Kraftempfindlichkeit des Messgerätes in $z$ -Richtung
$e_{Mz}$	$\text{mV}/\text{Nm}$	Momentempfindlichkeit des Messgerätes in $z$ -Richtung
$E$	$\text{GPa}$	Elastizitätsmodul bzw. E-Modul
$E_{bo}$	$\text{J}$	Pro Bohrung benötigte Energie bzw. Arbeit
$E_s$	$\text{J}$	Scherenergie
$E_w$	$\text{J}$	Wärmeenergie
$f$	$\text{mm}$	Vorschub
$f_{an}$	$\text{mm}$	Anbohrvorschub
$f_{end}$	$\text{mm}$	Endvorschub
$f_{ref}$	$\text{mm}$	Referenzvorschub
$f_{rück}$	$\text{mm}$	Vorschub beim Rückzug des Werkzeuges
$f_s$	$\text{Hz}$	Abtastrate
$f_z$	$\text{mm}$	Zahnvorschub
$F$	$\text{N}$	Kraft
$F_{x,y,z}$	$\text{N}$	Kraft in $x$ -, $y$ - bzw. $z$ -Richtung
$F_c$	$\text{N}$	Schnittkraft
$F_f$	$\text{N}$	Vorschubkraft
$F_n$	$\text{N}$	Normalkraft
$F_p$	$\text{N}$	Passivkraft
$F_r$	$\text{N}$	Reibkraft
$h$	$\text{mm}$	Spanungsdicke
$h_a$	$\text{mm}$	Spanungsdicke an der Außenschneide
$h_{ch}$	$\text{mm}$	Spandicke
$h_i$	$\text{mm}$	Spanungsdicke an der Innenschneide
$H$	$\text{mm}$	Höhe
$i$	-	Zeitschritt

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bezeichnung</b>
$I$	$\text{m}^4, \text{mm}^4$	Flächenträgheitsmoment
$k_f$	$\text{N}/\text{mm}^2$	Formänderungsfestigkeit
$l$	mm	Bohrtiefe, Länge
$l_{\text{as}}$	mm	Auskraglänge des Werkzeugs bzw. des Biegebalkens
$l_{\text{bez}}$	mm	Bezugsabstand bzw. -länge
$l_c$	m	Schnittweg
$l_f$	m	Bohrweg, Vorschubweg
$l_{\text{ff}}$	mm	Führungsfasenlänge
$l_{\text{foc}}$	mm	Fokusabstand bzw. -länge
$l_{\text{ges}}$	mm	Gesamtlänge des Werkzeugs
$l_{\text{mess}}$	mm	Messabstand bzw. -länge
$l_n$	mm	Messstrecke der Rauheitsmessung
$l_p$	mm	Pilotbohrtiefe
$l_{r1,2,3}$	mm	Rampenlänge 1, 2 bzw. 3
$l_s$	mm	Einspannhöhe des Bauteils
$l_{\text{sn}}$	mm	Länge der Spannute
$l_{\text{sp}}$	mm	Länge des Werkzeugspannschaftes
$L$	mm	Länge
$m$	mm	Mittenversatz bzw. -verlauf
$m_{x,y}$	mm	Mittenversatz, Mittenverlauf in $x$ - bzw. $y$ -Richtung
$m_{y,ws}$	mm	Mittenversatz in $y$ -Richtung durch Werkstückdeformation
$m_{y,wz}$	mm	Mittenversatz in $y$ -Richtung durch Werkzeugauslenkung
$\dot{m}$	kg/s	Massenstrom
$\dot{m}_{\text{emul}}$	kg/s	Massenstrom der Emulsion
$\dot{m}_{\text{mms}}$	kg/s	Massenstrom der MMS
$m_{\text{fl}}$	kg	Masse der Flüssigkeit
$m_{\text{sp}}$	kg	Masse der Späne
$m_{\text{ws}}$	kg	Werkstückmasse
$M$	Nm	Drehmoment
$M_b$	Nm	Bohrmoment
$M_{x,y,z}$	Nm	Moment in $x$ -, $y$ - bzw. $z$ -Richtung
$n$	$\text{min}^{-1}$	Drehzahl
$n_{\text{max}}$	$\text{min}^{-1}$	Maximale Drehzahl
$p$	Pa, bar	Druck
$p_{\text{emul}}$	bar	Emulsionsdruck
$p_{\text{kss}}$	bar	Kühlschmierstoff-(KSS)-Druck
$p_{\text{mms}}$	bar	Druck der Minimalmengenschmierung (MMS)
$P_c$	W	Schnittleistung
$P_{\text{dl}}$	kW	Leistungsverbrauch für Drucklufterzeugung



<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bezeichnung</b>
$P_e$	W	Wirkleistung
$P_f$	W	Vorschubleistung
$P_{\text{las}}$	mW	Maximale Ausgangsleistung des Laserwegmessensors
$P_{\text{max}}$	kW	Maximale Antriebsleistung der Werkzeugmaschine
$\dot{q}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte
$\dot{q}_{\text{ws}}$	W/m <sup>2</sup>	Ins Werkstück induzierte Wärmestromdichte
$Q$	J	Wärme, Wärmemenge
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
$Q_{\text{sp}}$	J	Wärme in den Spänen
$Q_w$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspanvolumen
$Q_{\text{ws}}$	J	Wärme im Werkstück
$\dot{Q}_{\text{fr}}$	W	Wärmestrom aus Führungsfasenreibung
$\dot{Q}_{\text{mms}}$	W	Wärmestrom aufgrund der MMS
$\dot{Q}_{\text{pr}}$	W	Primärer Wärmestrom
$\dot{Q}_{\text{sek}}$	W	Sekundärer Wärmestrom
$\dot{Q}_{\text{sr}}$	W	Wärmestrom aus Spanreibung
$\dot{Q}_{\text{str}}$	W	Strahlungswärmestrom
$r_\varepsilon$	µm	Schneidkantenradius
$r_s$	µm	Mittlere Tiefe der Randzonenbeeinflussung
$\Delta R$	mm	Rundheitsabweichung der Bohrung
$R_0$	Ω	Elektrischer Widerstand bei Temperatur von $T = 0^\circ\text{C}$
$R^2$	-	Bestimmtheitsmaß
$Rz$	µm	Gemittelte Rautiefe
$s_w$	mm	Bohrungswandstärke
$t$	s	Zeit
$t_h$	s	Prozesshauptzeit
$t_{h,\text{anb}}$	s	Prozesshauptzeit des Anbohrvorgangs
$t_{h,\text{hf}}$	s	Prozesshauptzeit der Hochvorschubphase
$t_{h,\text{ref}}$	s	Hauptzeit des Referenzprozesses
$t_{\text{hf}}$	s	Gesamtfertigungszeit beim Hochvorschubtiefbohren
$t_{\text{ref}}$	s	Gesamtfertigungszeit des Referenzprozesses
$t_v$	mm	Verformungsvorlaufzone
$t_{\text{zsw}}$	s	Zeitschrittweite der Simulation
$T$	K, °C	Temperatur
$T_{\text{anf}}$	K, °C	Anfangstemperatur
$T_{\text{end}}$	K, °C	Endtemperatur
$T_{\text{fl}}$	K, °C	Fluid- bzw. Flüssigkeitstemperatur
$T_{\text{hom}}$	K, °C	Homogenisierungstemperatur
$T_{\text{ist}}$	K, °C	Tatsächliche Temperatur

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
$T_{\text{luft}}$	K, °C	Lufttemperatur
$T_{\text{max}}$	K, °C	Maximaltemperatur
$T_{\text{mess}}$	K, °C	Gemessene Temperatur
$T_{\text{schm}}$	K, °C	Schmelztemperatur
$T_{\text{sek}}$	K, °C	Temperatur der sekundären Konvektion
$T_{\text{sp}}$	K, °C	Spantemperatur
$T_{\text{umg}}$	K, °C	Umgebungstemperatur
$T_{\text{wirk}}$	K, °C	Temperatur beim Passieren der Wirkstelle
$u$	$\mu\text{m}$ , mm	Verschiebung
$u_{\text{end}}$	$\mu\text{m}$ , mm	Verschiebung nach Prozessende
$u_{\text{min,max}}$	$\mu\text{m}$ , mm	Minimale bzw. maximale Verschiebung
$u_{\text{hf}}$	$\mu\text{m}$ , mm	Verschiebung während des Hochvorschub-Prozesses
$u_{\text{ref}}$	$\mu\text{m}$ , mm	Verschiebung während des Referenzprozesses
$u_{x,y,z}$	$\mu\text{m}$ , mm	Verschiebung in $x$ -, $y$ - bzw. $z$ -Richtung
$U$	V	Elektrische Spannung
$v_{\text{ch}}$	m/min	Spangeschwindigkeit
$v_{\text{c}}$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_{\text{f}}$	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{\text{rel}}$	m/min	Relativgeschwindigkeit
$v_{T=30\text{ °C}}$	m/min	Geschwindigkeit der Isotherme mit $T = 30\text{ °C}$
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$\dot{V}$	$\text{m}^3/\text{s}$	Volumenstrom
$\dot{V}_{\text{emul}}$	l/min	Volumenstrom der Emulsion
$\dot{V}_{\text{öl}}$	ml/h	Volumenstrom des MMS-Öls
$\dot{V}_{\text{luft}}$	$\text{m}^3/\text{h}$	Volumenstrom der MMS-Luft im Normzustand [DIN79]
$w_{\text{t}}$	J/kg	Spezifische Arbeit der adiabaten Luftverdichtung
$w$	mm	Biegelinienfunktion
$w'$	-	Erste Ableitung der Biegelinienfunktion
$w''$	$\text{mm}^{-1}$	Zweite Ableitung der Biegelinienfunktion
$w_{\text{max}}$	mm	Maximale Durchbiegung
$w'_{\text{max}}$	-	Maximaler Durchbiegungswinkel
$W_{\text{c}}$	J	Schnittarbeit
$W_{\text{e}}$	J	Wirkarbeit
$W_{\text{f}}$	J	Vorschubarbeit
$x$	mm	Kartesische Koordinate in $x$ -Richtung
$y$	mm	Kartesische Koordinate in $y$ -Richtung
$z$	mm	Kartesische Koordinate in $z$ -Richtung



# 1 Einleitung

In der spanenden Fertigung können durch den Verzicht auf Kühlschmierstoffe (KSS) die damit verbundenen Beschaffungs-, Pflege- und Entsorgungskosten eingespart werden. Dabei entstehen zusätzliche Vorteile hinsichtlich der Energieeffizienz der Produktion, der Umweltschonung, des Gesundheitsschutzes und der Außendarstellung des Unternehmens [KE97, WISW04]. Die im Zerspanprozess wegfallende Kühlung der beteiligten tribologischen Partner führt allerdings zu einem erhöhten Wärmeeintrag ins Werkstück und kann thermisch bedingte Bauteilverzüge und Qualitätsabweichungen verursachen. Die Zerspannung von Aluminiumlegierungen stellt die Trockenbearbeitung aufgrund der hohen Adhäsionsneigung des Werkstoffes vor eine weitere Herausforderung. Insbesondere im ununterbrochenen Schnitt führen Materialanhaftungen am Werkzeug zu unzureichender Bearbeitungsqualität und mangelnder Prozesssicherheit. Daher wird bei der Bearbeitung von Aluminiumwerkstoffen in der Regel die Minimalmengenschmierung (MMS) eingesetzt, die durch kleinste, mithilfe von Druckluft gezielt zugeführte Ölmengen eine hohe Schmierleistung erzielt und somit die Reibwärmegenerierung reduziert. Des Weiteren schützt der MMS-Ölfilm das Werkzeug vor adhäsivem Verschleiß.

Den größten zeitlichen Anteil an der spanenden Fertigung von Motorenkomponenten aus Aluminiumguss besitzt die Bohrungsbearbeitung [Stü09]. Die beim Bohren im Inneren des Bauteils liegende Wirkstelle bedingt eine im Vergleich zu anderen Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide erschwerte Wärmeabfuhr und somit einen erhöhten Wärmeeintrag in das Werkstück. Trotz ihrer geringen Bruchdehnung neigen insbesondere die als Zylinderkopfwerkstoff verbreiteten hypo-eutektischen Aluminium-Silizium-(AlSi)-Legierungen zur Langspanbildung und starker Adhäsion, die durch die erhöhten Wärmebelastungen beim Bohren zusätzlich begünstigt wird. Des Weiteren bewirkt die hohe Wärmeleitfähigkeit von Aluminium und seinen Legierungen eine im Vergleich zu anderen Werkstoffgruppen in Richtung des Bauteils verlagerte Wärmebilanz des Zerspanprozesses. Demzufolge herrscht beim Bohren von Aluminium generell eine erhöhte Gefahr von thermisch bedingten Abweichungen. Bei großen Länge-Durchmesser-Verhältnissen der Bohrung resultieren zusätzlich herausfordernde Bedingungen für die MMS-Zuführung und den Späneabtransport, die das Tiefbohren zu einem der technologisch anspruchsvollsten Verfahren bei der Einführung der Trocken- bzw. MMS-Technologie machen. Des Weiteren führen die limitierten Geschwindigkeiten bei der Tiefbohrbearbeitung zu einer vergleichsweise langen Prozess- und somit Wärmeeinbringungszeit, sodass Tiefbohroperationen unter Einsatz einer MMS eine der größten Wärmequellen im Fertigungsprozess von komplexen Motorenkomponenten darstellen.

Aus diesem Grund wird durch diese Arbeit das Ziel verfolgt, basierend auf dem Aufbau vom technologischen Prozessverständnis mit Fokus auf den thermischen Effekten beim Wendeltiefbohren (WTB) von Aluminiumguss mit MMS, eine Simulation zur Vorhersage der wärmebedingten Bauteilverzüge zu entwickeln, die eine anschließende Kompensation der entstehenden Abweichungen ermöglicht. Zunächst werden die Mechanismen des Wärmeeintrags, die daraus resultierende Werkstückdeformation und die erzielbare Bohrungsgüte experimentell untersucht, um eine Basis für die späteren Simulationseentwicklungen zu schaffen. Der Schwerpunkt der Dissertation liegt auf der Analyse des Bohrungsmittverlaufs, der beim Tiefbohren eines der wichtigsten Qualitätsmerkmale darstellt und durch die thermoelastischen Bauteilverformungen im Prozess negativ beeinflusst wird. Als Referenz zum WTB mit Vollhartmetall-(VHM)-Werkzeugen werden

in exemplarischen Gegenüberstellungen Einlippenbohrer eingesetzt, damit die Möglichkeiten und Grenzen beider Verfahren aufgezeigt werden. Die beim WTB mit angepassten Werkzeugen erzielbare Vorschuberrhöhung wird hinsichtlich technologischer und thermomechanischer Aspekte beleuchtet, um die Vorteile des symmetrischen zweischneidigen Werkzeugaufbaus in eine Produktivitätssteigerung umzusetzen. Des Weiteren wird eine energetische Betrachtung des Bohrprozesses und der Werkzeugmaschine (WZM) durchgeführt, die der vergleichenden Bewertung zwischen MMS und Emulsionshochdruckkühlung im Sinne der erzielbaren Energieeffizienz dient. Aufbauend auf einer Finite-Elemente-(FE)-Simulation des thermomechanischen Bauteilverhaltens während der Bearbeitung erfolgt eine geometrisch-kinematische Modellierung des Tiefbohrprozesses zur Vorhersage der entstehenden Bohrungsmittenabweichungen. Anschließend wird eine Lösung zur simulationsbasierten NC-Kompensation der Abweichungen entwickelt und validiert. Die Erweiterung des technologischen Prozessverständnisses gewährleistet die prozesssichere Auslegung der Tiefbohrbearbeitung von Aluminiumguss mit MMS. Mithilfe der entwickelten Simulationsmethodik erfolgt erstmalig die Vorhersage von thermisch induzierten Mittenverlaufsabweichungen beim Tiefbohren unter stark reduziertem experimentellen Aufwand. Des Weiteren ermöglicht diese Methodik die Bestimmung der komplexen NC-Kompensationsbahnen zur Minimierung des Mittenverlaufs, die auf empirischem Weg nicht ermittelt werden können.

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung

Die im Zerspanprozess entstehende Wärme wird in der Regel größtenteils über den Kühlschmierstoff (KSS) abtransportiert. Wenn auf diesen verzichtet wird, resultieren hohe thermische Belastungen des Werkzeugs, der Späne und des Werkstücks. Der Wärmeeintrag ins Bauteil kann zu thermisch induzierten Ausdehnungen und Spannungen führen, die unerwünschte Verzüge und Toleranzüberschreitungen verursachen. Neben einem grundlegenden Überblick über die Wärmeentstehungsmechanismen während des Spanbildungsvorgangs werden in diesem Kapitel die für diese Arbeit relevanten Aspekte im Bereich der Minimalmengenschmierung und des Bohrens bzw. Tiefbohrens mit dem Fokus auf Aluminiumlegierungen dargestellt. Aufgrund der Ausrichtung der Arbeit wird zusätzlich auf die Effekte der Mittenverlaufsentstehung und -beeinflussung beim Tiefbohren eingegangen. Weiterhin werden die Modellierung und die Simulation von thermischen Bearbeitungseinflüssen in der Zerspanung diskutiert, da diese die Basis für die rechnergestützte Vorhersage und die Kompensation der entstehenden Ungenauigkeiten darstellen.

### 2.1 Spanbildung und Energieumsetzung in der Zerspanung

Während der Zerspanung dringt der Schneidkeil ins Werkstückmaterial ein und erzeugt durch Trenn- und Umformvorgänge einen Span. Der Spanbildungsprozess kann unabhängig vom eingesetzten Verfahren im sogenannten Orthogonalschnitt (in der Werkzeug-Orthogonalebene nach [DIN85]) dargestellt und analysiert werden (Abbildung 2.1). Nach dem Modell von *Warnecke* werden fünf wesentliche Zonen unterschieden, die den Spanentstehungsprozess definieren [War74]. In der primären Scherzone (1) wird das Material stark umgelenkt und mit hoher Geschwindigkeit plastisch umgeformt. In Abhängigkeit von dem sich zwischen der Scherebene und der Schnittichtung einstellenden Scherwinkel  $\Phi$  erfährt das abzutragende Material mit der Spannungsdicke  $h$  eine Stauchung, sodass der Span meist eine größere Spandicke  $h_{ch}$  bei gleichzeitig geringerer Spangeschwindigkeit  $v_{ch}$  aufweist. Neben der primären existieren drei weitere, sekundäre Scherzonen an der Spanfläche (2), an der Schneidkante (3) und an der Freifläche (4) des Werkzeugs. Diese Bereiche sind durch starke Reibung, sekundäre Verformung und im Bereich der Schneidkante (3) durch Materialtrennvorgänge geprägt. Das zusammengefasste Belastungskollektiv der primären und der sekundären Scherzonen kann in der Verformungsvorlaufzone (5) sowohl elastische als auch plastische Deformationen bis zu einer Tiefe von  $t_v$  (Abb. 2.1) verursachen.

Die für eine Zerspanungsoperation benötigte Energie bzw. die Wirkarbeit eines Prozesses  $W_e$  wird nach [DIN82] über das Produkt aus den Zerspankraftkomponenten in Schnitt- und Vorschubrichtung (Schnittkraft  $F_c$  bzw. Vorschubkraft  $F_f$ ) und den zurückgelegten Wegstrecken in der entsprechenden Richtung berechnet (Gleichung 2.1). Gleichzeitig kann über die Schnitt- und die Vorschubgeschwindigkeit ( $v_c$  bzw.  $v_f$ ) die Wirkleistung  $P_e$  bestimmt werden (Gleichung 2.2), die wiederum unter Kenntnis der Prozess- bzw. Eingriffszeit  $t_h$  zur Ermittlung der Wirkarbeit  $W_e$  herangezogen werden kann. Aufgrund der im Vergleich zur Schnittgeschwindigkeit und Schnittkraft vergleichsweise geringen Vorschubgrößen ist die Vorschubarbeit meist deutlich kleiner als die Schnittarbeit (beim Drehen nur etwa 0,03...3% der entsprechenden Schnittarbeit, vgl. [KK08]), sodass die Wirkleistung und -arbeit oft ausschließlich auf Basis der Schnittkraft mit ausreichender

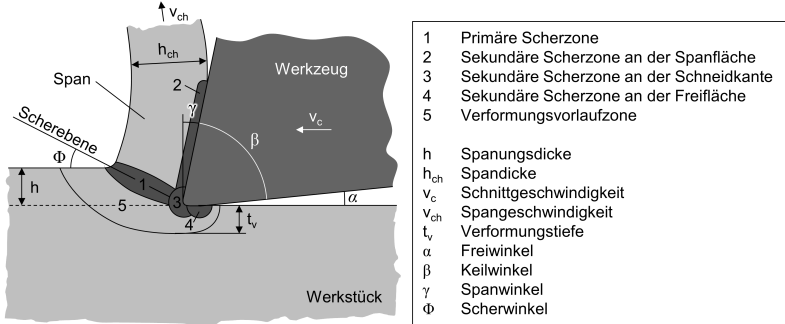


Abbildung 2.1: Scherzonenmodell der Spanentstehung [War74]

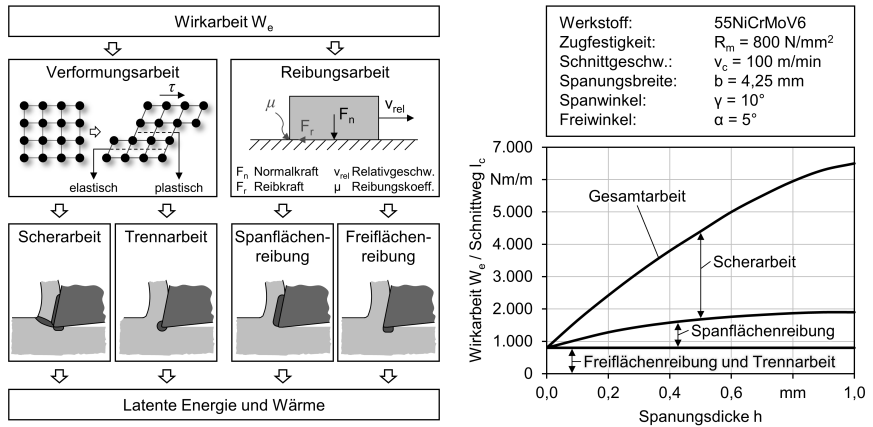
Genauigkeit bestimmt werden können.

$$W_e = W_c + W_f = l_c \cdot F_c + l_f \cdot F_f = P_e \cdot t_h \quad (2.1)$$

$$P_e = P_c + P_f = v_c \cdot F_c + v_f \cdot F_f \quad (2.2)$$

Die Wirkarbeit, die für das Zerspanen benötigt und im Prozess umgesetzt wird, teilt sich nach Vieregge [Vie59, Vie70] in Verformungs- und Reibungsarbeit auf (Abbildung 2.2 links). Die Verformungsanteile sind auf die Materialdeformation innerhalb der Scherzonen sowie auf die Trennarbeit im Bereich der Schneidkante zurückzuführen. Die Reibungsarbeit setzt sich aus der Span- und der Freiflächenreibung zusammen, die wiederum Scherung in der Spanunterseite bzw. in der Werkstückrandzone verursachen. Sowohl die Reib- als auch die Verformungsarbeit werden nahezu vollständig in Wärme umgewandelt, die in den Span, ins Werkzeug und ins Werkstück fließt. Bei lokaler Betrachtung der Wirkzone unter Trockenbearbeitungsbedingungen spielt der Wärmeaustausch mit der Umgebungsluft eine nur untergeordnete Rolle, da der Wärmeübergangskoeffizient gering ist [VDI13] und Luft eine geringe Wärmekapazität aufweist. Somit kann das System Werkzeug–Span–Werkstück als adiabat angesehen werden. Nur ein geringer Anteil der Gesamtarbeit verbleibt im bearbeiteten Material als latente Energie, die auf die Verzerrung des Werkstoffgefüges zurückzuführen ist und erst bei einer entsprechenden Wärmebehandlung wieder abgegeben wird [TQ34]. Einen wesentlichen Einfluss auf die Energieumsetzung und somit auf die Wärmegenerierung im Zerspanprozess hat die Spannungsdicke  $h$ , wie im rechten Teilbereich von Abbildung 2.2 am Beispiel der auf den Schnittweg bezogenen Wirkarbeit  $W_e/l_c$  exemplarisch aufgezeigt. Während die Trennarbeit und die Freiflächenreibung (im verschleißfreien Zustand des Werkzeugs) nahezu unabhängig von dieser sind, steigen die Spanflächenreibung und die Scherarbeit mit höher werdender Spannungsdicke, da mehr Material in der primären Scherzone plastisch verformt wird, was auch höhere Spanflächennormalkräfte bedingt. Der insgesamt leicht degressive Verlauf der Wirkarbeit deutet darauf hin, dass der Zerspanprozess bei größeren Spannungsdicken insgesamt effizienter ist (vgl. Diagramm in Abb. 2.2).

Experimentelle Untersuchungen und analytische Modelle zur Bestimmung der Wärmeverteilung zeigen, dass die Prozesswärme größtenteils über den Span abgeführt wird

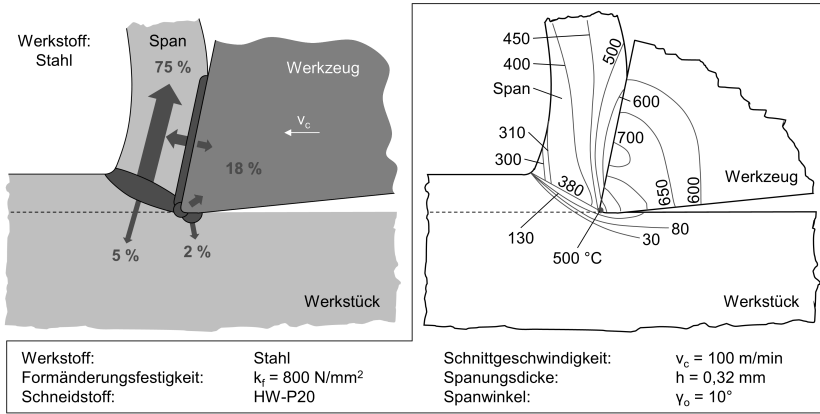


**Abbildung 2.2:** Energieumsetzung während der Zerspänung (links) und anteilige Zusammensetzung der Wirkarbeit in Abhängigkeit von der Spanungsdicke (rechts) [Vie59, Vie70]

(Abbildung 2.3). *Kronenberg* ermittelte den Wärmeanteil der Späne für einen Fall der Stahlbearbeitung auf  $Q_{sp} \approx 75\%$  der Gesamtwärme. Etwa 18% entfallen auf das Werkzeug und lediglich 7% der Gesamtwärmenge fließen ins Werkstück. Dies ist zum einen kinematisch durch die Materialflussrichtung zu erklären, bei der das Material in der primären Scherzone, in der ein Großteil der Wärme durch plastische Verformung generiert wird (ca. 60...80% [Vie70]), oberhalb der Trennzone liegt und beim Fortschreiten der Schnittbewegung in den Span umgeleitet wird. Zum anderen gleitet nach dieser primären Erwärmung die Spanunterseite entlang der Spanfläche, an der die hohen Normalkräfte für starke Reibvorgänge und große Wärmeentwicklung (nach [Vie70] bis zu 40%) sorgen, die größtenteils in den ablaufenden Span fließt. Dadurch steigt die Temperatur an der Spanunterseite weiter an, was aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit von Schneidstoffen und Beschichtungen begünstigt wird (Abbildung 2.3 rechts). Das Temperaturmaximum befindet sich demzufolge im mittleren Bereich der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Span, sodass nur ein sehr kleiner Anteil über den Freiflächenkontakt ins Werkstück gelangt.

Diese Betrachtungen zur Wärmeverteilung sind allerdings nicht allgemein gültig und stellen Einzelfälle dar. Abbildung 2.4 verdeutlicht, dass der Wärmeeintrag ins Werkstück sehr stark von den Prozessparametern abhängt. Mit steigender Spanungsdicke  $h$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  sinkt der Anteil der über das Werkstück abgeführten Wärmeenergie  $E_w$  bezogen auf die Scherarbeit  $E_s$  signifikant. Während bei der Kombination aus  $v_c = 3,75 \text{ m/min}$  und  $h = 0,05 \text{ mm}$  mehr als 75% der Scherebenenenergie als Wärme ins Bauteil fließt, verringert sich dieser Wert bei  $v_c = 240 \text{ m/min}$  und großen Spanungsdicken  $h > 0,5 \text{ mm}$  auf wenige Prozent  $E_w/E_s < 2,5\%$ . Die Steigerung beider Prozessgrößen bewirkt eine Verlagerung der Wärmebilanz in Richtung des Spans, da einerseits die Wärmeausbreitungszeit bei höheren Schnittgeschwindigkeiten sinkt und andererseits die räumliche Entfernung der Scherzone zur neu entstehenden Werkstückoberfläche bei Erhöhung der Spanungsdicke größer wird. Somit kann bei sehr

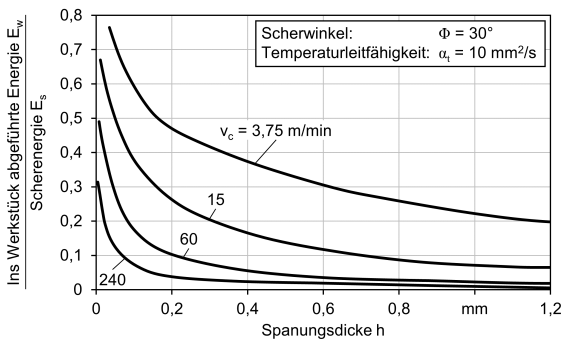




**Abbildung 2.3:** Wärmeaufteilung und Temperaturverteilung bei der Spanantstellung [Kro54, Vie59]

hohen Schnittwerten die primäre Scherwärmegenerierung nahezu vollständig über den Span abtransportiert werden. Annähernd kann für diesen Fall angenommen werden, dass nur die Freiflächenreibung und die dazugehörige Materialschering in der Randzone als Wärmequellen aufseiten des Werkstückes verbleiben.

Diese grundlegenden Erkenntnisse zur Wärmeaufteilung in der Wirkzone des Zerspanprozesses sind generell auch beim Bohren gültig, wie z. B. *Eisenblätter* durch kalorimetrische Untersuchungen der Gesamt- und der Spanwärme aufzeigen konnte [Eis00]. Weitere Messungen der Bauteiltemperaturen beim Trockenbohren von AlSi9Cu3 ergaben steigende Maximaltemperaturen in der Bohrungsrandzone bei Erhöhung der Schnittwerte, die allerdings nicht für den Gesamtwärmeeintrag ins Werkstück repräsentativ sind, sondern nur die lokale thermische Bauteilbelastung widerspiegeln. Zu dem nach Zerspanoperationen resultierenden Wärmeeintrag ins Werkstück existiert eine Vielzahl an verfahrensspezifischen Untersuchungen. Diese zeigen, dass unabhängig von Schneidstoff, Werkstück-



**Abbildung 2.4:** Anteil der ins Werkstück abgeführten Energie an der Scherenergie in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und der Spanungsdicke [Vie70]

material, Schnittwerten etc. der Anteil der beim Bohren ins Werkstück eingebrachten Wärme im Vergleich zu anderen Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide, wie dem Drehen und dem Fräsen, vergleichsweise hoch ist (Tabelle 2.1). Dies ist im Wesentlichen auf die im Inneren des Bauteils liegende Wirkstelle zurückzuführen. Diese führt zu einer starken lokalen Wärmebelastung des Werkzeug-Werkstück-Systems, die aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit der Bohrung nicht unmittelbar abgeführt werden kann. Dadurch wird beim Bohren im Gegensatz zur äußeren Oberflächenbearbeitung durch Drehen oder Fräsen viel mehr Wärme über Wärmeleitung ins Werkstück eingeleitet. Darüber hinaus sind die Schnittwerte beim Bohren durch diese hohe thermische Belastung und durch die limitierte Werkzeugsteifigkeit eingeschränkt, was wiederum die Prozesszeit erhöht und dadurch den Wärmeeintrag begünstigt. Des Weiteren verursacht der charakteristische Späneabtransport beim Bohren zusätzliche Reibvorgänge entlang der Bohrungswand und stellt somit eine weitere Wärmequelle dar. Beim Trockenbohren des Stahls C45 erhielt *Koehler* sogar unter vergleichsweise hohen Schnittgeschwindigkeiten  $v_c = 100 \dots 500$  m/min und Vorschüben  $f = 0,25 \dots 0,375$  mm einen signifikanten Wärmeeintrag ins Werkstück von bis zu 19,7% der Wirkarbeit [Koe04].

**Tabelle 2.1:** Verteilung der Prozesswärme für unterschiedliche Verfahren [FPK07, Pab08]

	Verfahren		
	Drehen	Fräsen	Bohren
Werkzeug	2,1...18 %	5,3...10 %	5...15 %
<b>Werkstück</b>	1,1...20 %	1,3...25 %	<b>10...30 %</b>
Span	74,6...96,3 %	65...74,6 %	55...75 %

## 2.2 Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung

Aufgrund der hohen KKS-bezogenen Aufwendungen für Beschaffung, Betrieb, Wartung und Pflege sowie Entsorgung von bis zu 17% der Herstellkosten [ZST98], aber auch aus Gründen des Gesundheitsschutzes und des steigenden Umweltbewusstseins moderner Unternehmen, bestehen Bestrebungen, auf Kühlschmierstoffe zu verzichten und die Fertigung unter Trockenbearbeitungsbedingungen durchzuführen [KE97, Wei99, WISW04]. Der Kühlschmierstoff erfüllt allerdings neben den primären Funktionen der Kühlung und Schmierung sowie der Spanabfuhr im Zerspanprozess zahlreiche sekundäre Aufgaben, z. B. das Temperieren der Werkzeugmaschine, den Weitertransport von Maschenschmierstoffen und Spänen, das Binden von Partikeln und Stäuben sowie den Korrosionsschutz der Maschinenkomponenten [Wei99]. Daher erfordert die Trockenbearbeitung eine ganzheitliche Betrachtung des Gesamtsystems, bestehend aus Zerspanprozess, Werkzeug, Werkstück und Maschine [KE97]. Eine Herausforderung stellt die Beherrschung der Prozesswärmeverteilung dar, wobei insbesondere die thermische Belastung des Werkstückes berücksichtigt werden muss. Positive Spanwinkel sowie glatte und somit reibungsminimierende Beschichtungen sind wichtige werkzeugseitige Instrumente, die zur Reduzierung der im Prozess entstehenden Wärme beitragen. Gleichzeitig kann

durch die Anpassung der Schnittwerte die Wärmebilanz in Richtung des Werkzeugs und des Spans verlagert und somit die thermische Belastung des Werkstücks reduziert werden [KE97, BDD03].

### 2.2.1 Energieeinsparpotenzial

In den letzten Jahren rückt aufgrund der steigenden Energiekosten zusätzlich der Aspekt der Energieeffizienz der Produktion in den Fokus von Unternehmen und wissenschaftlichen Untersuchungen [NWK<sup>+</sup>08, DSD<sup>+</sup>12]. Da der Energieverbrauch der Werkzeugmaschine ca. 63 % des Gesamtenergieverbrauchs einer Fertigung darstellt [Abe13], entsprechen die maschinenbezogenen Energiekosten mehr als 20 % der gesamten Betriebsmittelaufwendungen. Neben alternativen Prozessketten [KLB<sup>+</sup>13] und z. B. Systemen zur Rückgewinnung und -speisung kinetischer Energie aus den Antrieben (Kinetic Energy Recovery System (KERS), s. [DHJ<sup>+</sup>11]) birgt bei spanenden Werkzeugmaschinen (WZM) der Bereich der Kühlschmierstoffversorgung ein großes Potenzial zur Energieeinsparung. Dies wird von zahlreichen Untersuchungen zum Energieverbrauch an WZM belegt [SKL11, AKR11, UDA12]. Die Nebenaggregate für Hydraulik, Maschinenkühlung sowie KSS-Versorgung, -Aufbereitung und -Kühlung sind nach Brecher *et al.* für mehr als 75 % des maschinenbezogenen Energieverbrauchs verantwortlich [BHH<sup>+</sup>10]. Dies deckt sich mit den Angaben eines deutschen Automobilherstellers, der die Energieaufwendungen für Kühlmedien mit 63,46 % des Gesamtenergiebedarfs einer Zylinderkopffertigung, weit vor der eigentlichen Bearbeitung mit 19,1 % und dem Waschen mit 17,41 %, beziffert [Bod07, NBHW08]. Nach Untersuchungen von Li *et al.* liegt der KSS-bezogene Anteil des Gesamtenergieverbrauchs einer WZM im betriebsbereiten Zustand mit ca. 31 % an erster Stelle vor allen weiteren Verbrauchern, wie z. B. Hydraulikaggregat, Spindel- und Schaltschrankkühlung, Elektronik etc. [LZKH11]. Dies bestätigen auch Ergebnisse von Abele *et al.* [AKR11]. Es wird industriell vielfach versucht, dem hohen Energieverbrauch von KSS-Anlagen durch den Einsatz frequenz geregelter Pumpenantriebe entgegenzuwirken, die eine Anpassung der Druck-Volumenstrom-Kennlinie an die jeweiligen Werkzeug- bzw. Prozessanforderungen erlauben und somit in einem energieeffizienten Bereich betrieben werden können [Col14]. Wissenschaftliche Untersuchungen dazu zeigen, dass die bedarfsgerechte KSS-Versorgung ein großes Potenzial zur Energieeinsparung bietet [DKL15]. Klocke *et al.* konnten nachweisen, dass auch unter Verwendung einer Hochdruckkühlung trotz der höheren benötigten elektrischen Leistung des Gesamtsystems eine Reduzierung des bauteilbezogenen Energieverbrauchs realisierbar ist [KDL15]. Dies ist auf das dadurch ermöglichte höhere Zeitspanvolumen durch Schnittwertsteigerungen zurückzuführen, das die Bearbeitungszeit reduziert und somit die zusätzlichen Energieaufwendungen für die Hochdruck-KSS-Versorgung kompensiert. Untersuchungen zum Fräsen von Titan zeigen, dass bei identischen Zeitspanvolumina ein höherer Vorschub deutlich effizienter ist als eine hohe Schnittgeschwindigkeit [DHH15]. Dabei fanden Denkena *et al.* heraus, dass eine Korrelation zwischen der Wirkleistung als Maß für die Wärmeentwicklung im Fräsprozess und dem experimentell ermittelten optimalen KSS-Volumenstrom, der den geringsten Verschleiß verursacht, besteht. Beim Bohren und Fräsen des Duplexstahls 1.4462 ist dagegen die optimale KSS-Menge stark von den Schnittwerten abhängig [DHH14]. Durch bedarfsgerechte KSS-Versorgungsstrategien konnte aber auch in diesem Fall der KSS-bezogene Energieverbrauch der eingesetzten WZM von ursprünglich ca. 46 % auf knapp 14 % verringert werden.

2.2.2 Minimalmengenschmierung (MMS)

Die spanende Bearbeitung von Aluminium im ununterbrochenen Schnitt und insbesondere das Bohren sind aufgrund der starken Adhäsionsneigung des Werkstoffes und der oft nicht vermeidbaren Langspanbildung anspruchsvoll und dadurch unter Trockenbearbeitungsbedingungen industriell nicht praktikabel (s. Kapitel 2.3.1). Wenn die technologischen Grenzen der Prozesse bzw. der Werkzeuge eine Bearbeitung ohne KSS wie im Fall des Tiefbohrens nicht zulassen oder eine Verfahrenssubstitution hin zu geeigneten Prozessen, z. B. zum Zirkularfräsen statt Bohren oder zum Gewindefräsen statt -formen, nicht realisierbar ist, wird die Minimalmengenkühlschmierung (MMKS) zur Realisierung einer quasi- bzw. semi-trockenen Bearbeitung eingesetzt [KE97, Oph98, WISW04]. Dabei handelt es sich um eine Verlustschmierung mit geringsten Mengen an Kühlschmierstoff von  $\dot{V}_{KSS} \leq 50 \text{ ml/h}$ , die häufig mit Druckluft als Trägermedium zielgerichtet und dosiert an die Wirkstelle geführt wird [Wei99]. Eine Unterteilung der MMKS kann in Abhängigkeit vom verwendeten KSS- und Trägermedium vorgenommen werden (Abbildung 2.5).

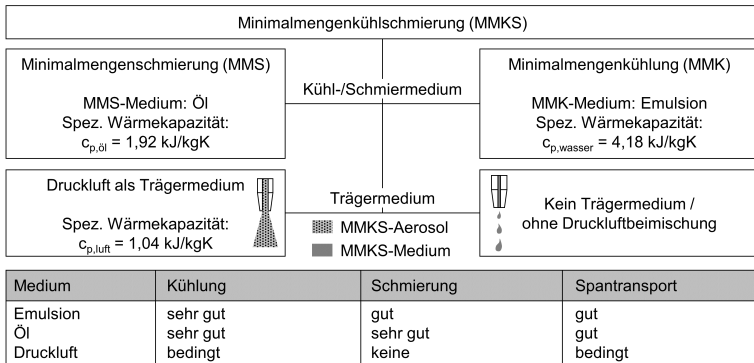


Abbildung 2.5: Definition der Minimalmengenkühlschmierung (MMKS) [KK08, Wei99]

Beim Einsatz von Emulsionen wird die MMKS aufgrund der guten Kühlwirkung dieses wassermischbaren KSS Minimalmengenkühlung (MMK) genannt. Meistens finden aber Öle bzw. Fettalkohole Anwendung als MMKS-Medium, die in diesem Fall die Bezeichnung Minimalmengenschmierung (MMS) trägt, da diese Fluide sehr gute Schmiereigenschaften aufweisen. Dadurch erfolgt eine Reibungsreduzierung, sodass grundsätzlich weniger Wärme entsteht und demzufolge weniger Wärme abgeführt werden muss. Durchgesetzt hat sich die MMS-Variante unter Verwendung von Druckluft als Trägermedium, wobei das MMS-Medium versprüht bzw. in den Druckluftstrom verdüst wird und in Form von kleinen Tröpfchen in einem Aerosol vorliegt. Aufgrund der geringen Flüssigkeitsmengen und der eingeschränkten Kühlleistung von Luft entfaltet die MMS ihre Kühlwirkung hauptsächlich durch das Verdunsten und Verdampfen des MMS-Mediums sowie durch Reibungsreduzierung. Oft wird die MMS als Teil der Trockenbearbeitung betrachtet, da die Bauteile und die Späne nahezu trocken und frei von KSS (Restmenge  $< 2\%$ ) sind [Wei99]. Die MMS erfordert, wie die Trockenbearbeitung auch, eine ganzheitliche Betrachtung der Prozesstechnologie (s. Kapitel 2.3.1) und insbesondere

der Werkzeugmaschine, die über eine entsprechende Absaugung sowie steile Blechwinkel zur Vermeidung von Spänenestern (Wärmequellen) verfügen sollte. Insbesondere bei Gusswerkstoffen können auch verharzte Ölrückstände gemeinsam mit den Spänen und Stäuben Verkrustungen bilden, die zu einem erhöhten Reinigungsaufwand führen [Tha99, Deu10]. Darüber hinaus können die zerstäubten MMS-Medien eine Gefahr für die Gesundheit darstellen sowie brand- und explosionsgefährdende Gemische mit Metallstäuben im Arbeitsraum der Maschine bilden [Deu10].

### MMS-Versorgung und Zuführung

Im Bereich der Bohrbearbeitung bestehen die Möglichkeiten der inneren und der äußeren MMS-Versorgung (Abbildung 2.6). Die Zuführung von außen ist einfacher zu realisieren, kann aber aufgrund der begrenzten Zugänglichkeit der Wirkstelle innerhalb der Bohrung insbesondere bei hohen Länge-zu-Durchmesser- $(l/D)$ -Verhältnissen keine ausreichende Benetzung bzw. Schmierung der Wirkelemente gewährleisten. Des Weiteren kann der MMS-Druckluftstrom, der über die Spannten des Werkzeugs in die Bohrung hineingeleitet wird, den entgegengesetzten Späneabtransport beeinträchtigen. Daher wird vor allem bei großen Bohrtiefen mit innerer Zufuhr gearbeitet. In der Regel erfolgt die Bereitstellung des MMS-Aerosols auf Bearbeitungszentren (BAZ) durch eine Hohlspindel und innere Kühlkanäle im Werkzeug, was die Flexibilität erhöht und z. B. die Ausrichtung von äußeren Düsen bei verschiedenen Werkzeugen erübrigt.

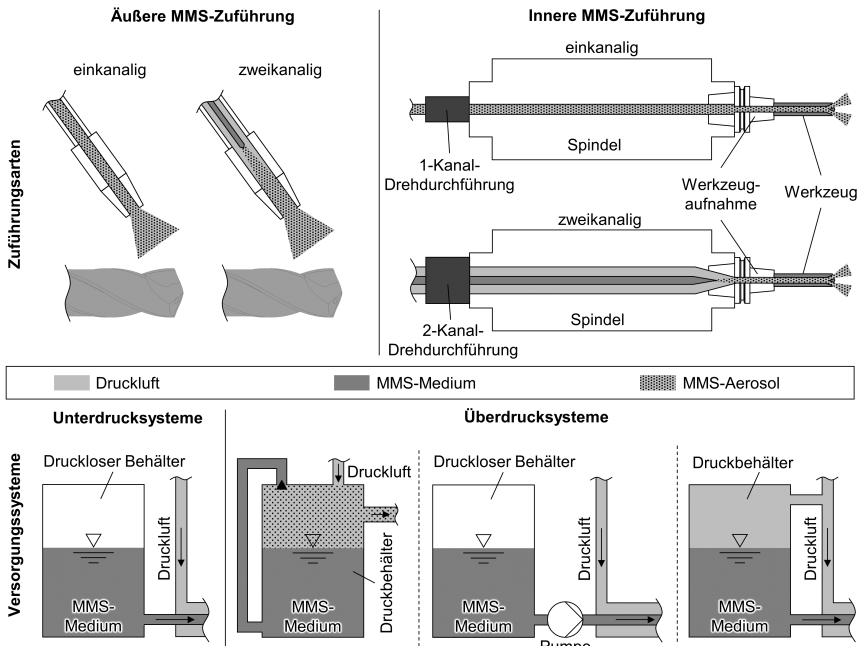


Abbildung 2.6: MMS-Versorgung und -Zuführung [Wei99]

Neben der einkanaligen Lösung mit Gemischerzeugung außerhalb der Maschine bzw. der

Spindel existieren auch sogenannte Zweikanalsysteme, bei denen Luft und MMS-Medium unabhängig voneinander durch die Spindel geleitet und erst im Bereich der Werkzeugaufnahme gemischt werden [bie13]. Die zweikanalige Variante eignet sich besonders gut für den Einsatz bei hohen Drehzahlen und auf Bearbeitungszentren mit stark frequentiertem Werkzeugwechsel, da aufgrund der werkzeugnahen Gemischerzeugung eine lange Totzeit des Systems vermieden und ein schnelles Erreichen der Wirkstelle durch das Schmiermedium gewährleistet wird. Dabei können sowohl Unter- als auch Überdrucksysteme zum Einsatz kommen. Bei der ersten Variante wird das MMS-Fluid, meist unter Ausnutzung des Venturi-Effekts in einer Mischdüse, aus einem drucklosen Behälter angesaugt. Auch bei den Überdrucksystemen sind Lösungen mit einem drucklosen Behälter und einer separaten Förderpumpe für das MMS-Medium bekannt. Oft wird aber die ohnehin benötigte und zur Verfügung stehende Druckluft zum Beaufschlagen eines Behälters und somit zur Förderung des Schmiermediums genutzt. Des Weiteren existieren auch Einkanalsysteme, die das MMS-Aerosol durch einen sogenannten Booster, eine Wirbelkammer oder eine Hybriddüse innerhalb der Maschine, in unmittelbarer Nähe der Drehdurchführung erzeugen [Ges03]. Eine weitere Möglichkeit zur inneren Versorgung der Werkzeuge mit kleinen Mengen an KSS stellt eine autarke Lösung von der Firma *MAPAL Dr. Kress KG* mit einem in die Werkzeugaufnahme integrierten Reservoir für das MMS-Medium dar [Ges03]. Die Fliehkräfte aktivieren eine batteriebetriebene Pumpe, die das MMS-Fluid aus einer Vorratskammer innerhalb der Aufnahme durch das Werkzeug an die Wirkstelle transportiert. Ein ähnliches mechatronisches System zur spannfutterintegrierten MMS-Versorgung entwickelten *Barthelmä* und *Aschenbach* basierend auf einem elektrochemischen Aktor, der über eine hohe Leistungsdichte verfügt und große Kräfte für das Herausdrücken des MMS-Fluides bereitstellen kann [BA11a]. Solche Systeme ermöglichen den Einsatz von MMS auf sonst für ihre Zuführung ungeeigneten Maschinen bzw. Spindeln, sind aber gleichzeitig aufgrund ihrer Komplexität, Kosten und ihres geringen Reservoirvolumens eingeschränkt.

### **Werkzeuggestaltung für die MMS-Zuführung**

Von besonderer Bedeutung sowohl bei der Einkanal- als auch bei der Zweikanalzuführung ist die Übergabe des MMS-Aerosols bzw. des Mediums an das Werkzeug [DIN11a, DIN11b]. Daher bieten viele Werkzeughersteller angepasste Werkzeuge, Übergabeeinheiten und vor allem spezielle MMS-Werkzeugaufnahmen, die eine nahtlose Weiterleitung der MMS gewährleisten [EMU10, MAP13, Gue15]. Diese verfügen über ausgereifte MMS-Übergabe- und MMS-Übernahmekomponenten, die an die entsprechenden Schnittstellen in der Spannpatrone der Werkzeugmaschinen spindle angepasst sind. Die zweite wichtige Übergabestelle befindet sich zwischen der Axialeinstellschraube der Aufnahme und dem Werkzeug, wobei diese Baugruppen so aufeinander abzustimmen sind, dass keine großen Durchmessererweiterungen vorliegen, in denen die MMS-Strömung langsamer werden und Entmischungsvorgänge auftreten könnten. An dieser Stelle hat sich eine Lösung mit aufeinander abgestimmten Fasen am Werkzeugspannschaft und an der Einstellschraube etabliert [DIN11b, DIN11c]. Des Weiteren weisen MMS-Werkzeuge eine optimierte stirnseitige Quernut auf, die für eine verbesserte Einströmung der MMS ins Werkzeug sorgt [HG03b]. Werkzeugeitig ist insbesondere bei komplexen Werkzeugen mit vielen KSS-Austrittsöffnungen auf eine günstige strömungstechnische Auslegung der Kühlkanäle mit sanften Durchmesserübergängen und Umlenkungen zu achten [TSFS14].

Bei Bohrwerkzeugen können z. B. eine zentrale oder polygonförmige Kühlkanalgestalt in Kombination mit angepassten Austrittsöffnungen eine Verbesserung der Werkzeuge hinsichtlich ihrer MMS-Fähigkeit bewirken [HG03a, HG03c]. Darüber hinaus verfügen MMS-Bohrwerkzeuge über spezielle Beschichtungen, eine adaptierte Verjüngung und Führungsfasenbreite zur Reibungsminimierung sowie eine optimierte Oberflächenqualität der Spannut zur Verbesserung der Spanabfuhr [Sat15]. Beim Einlippentiefbohren (ELB) können neben kegelförmigen Durchmesserübergängen an den Kühlkanälen zur Vermeidung von Toträumen auch zusätzliche Austritte am Umfang des Werkzeugs dabei helfen, die Führungsleisten und die Rundschliffase (s. Kapitel 2.3.2 und Abb. 2.9) mit MMS zu versorgen, um bei der Aluminiumgussbearbeitung auf diese Weise Materialablagerungen erfolgreich zu vermeiden [CEZ98, Tha99]. Die technologischen Aspekte der Aluminiumbearbeitung unter Trockenbearbeitungs- und MMS-Bedingungen werden in den entsprechenden Kapiteln 2.3.1 und 2.3.2 ausführlich diskutiert.

Im Gegensatz zum Drehen und Fräsen wird bei rotierenden Gewinde-, Reib-, Bohr- und Tiefbohrwerkzeugen oft aufgrund der im Bauteil liegenden Wirkstelle auf innere MMS-Zufuhr zurückgegriffen. Ziel ist es dabei, ein verbessertes Erreichen der Wirkzone und technologische Vorteile zu erreichen. Des Weiteren ist bei einer Vielzahl an unterschiedlichen Werkzeugen auf Bearbeitungszentren die Positionierung von äußeren Düsen aufwendig, nur bedingt automatisierbar und dementsprechend nicht praktikabel. Insbesondere bei schnell rotierenden Werkzeugen ist die Kontrolle der an der Schneide und an den Wirkelementen tatsächlich ankommenden MMS-Menge von entscheidender Bedeutung für die Prozessauslegung und -analyse. In der Vergangenheit wurde oft versucht, diese MMS-Menge maschinenintegriert mithilfe von Abscheidebehältern zu erfassen, die das Medium aus der Druckluft herausfiltern, um anschließend über Wiegen des aufgefangenen Fluids auf den Volumenstrom zu schließen [WL02a, HS08]. Einige Werkzeughersteller entwickeln weiterhin spezielle MMS-Messgeräte für den Einsatz in WZM und versuchen, eine Messung der MMS-Menge unter Realbedingungen zu ermöglichen. Des Weiteren werden autonome MMS-Prüfstände mit eigener Motorspindel eingesetzt, um z. B. auf Löschpapier detaillierte Sprühbilder von komplexen Werkzeugen unter Betriebsdrehzahl aufnehmen zu können [MAP11, Gue15].

### **Energetische Aspekte bei der MMS**

Neben den technologischen, ökologischen und gesundheitlichen Aspekten spielen im Zusammenhang mit MMS auch die wirtschaftlichen Interessen der Unternehmen und dadurch zunehmend auch die Frage der Energieeffizienz eine wichtige Rolle. Im Gegensatz zur reinen Trockenbearbeitung benötigt die MMS üblicherweise Druckluft als Trägermedium und hat daher eine umstrittene Rolle bei der Energieeffizienzsteigerung. Die Kosten der Druckluftherzeugung belaufen sich deutschlandweit auf ca. 7% des gesamten industriellen Stromverbrauchs und sind für viele Betriebe oft durch Leckagen sowie unbekannte Verbräuche an den einzelnen Maschinen bzw. Anlagen unübersichtlich und dementsprechend nur bedingt detailliert quantifizierbar [Bay04]. Mit Fokus auf die Bohrbearbeitung untersuchten *Rief et al.* den Energiebedarf unterschiedlicher KSS-Konzepte und fanden heraus, dass insbesondere die Innenkühlung aufgrund der üblichen hohen KSS-Drücke eine große Auswirkung auf den bauteilbezogenen Energieverbrauch aufweist [RKK10, RKK11]. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass energetisch betrachtet die Außenkühlung ungefähr auf dem gleichen Niveau wie die innere MMS liegt, aber

die äußere KSS-Zufuhr durchaus eine Kostensenkung durch höhere Standzeiten erzielen kann. Voraussetzung ist allerdings ein kleines  $l/D$ -Verhältnis der Bohrung, da bei größeren Bohrtiefen die Außenkühlung keine Prozesssicherheit gewährleisten kann [RKK11]. Spätere Untersuchungen von *Kalhöfer* bestätigen, dass die MMS-Bearbeitung im Vergleich zur Innenhochdruckkühlung ca. 40...50% weniger Energie benötigt und zu einer Reduzierung der KSS-bezogenen Kosten um ca. 80% beitragen kann [Kal15]. Der ganzheitlich betrachtete bauteilbezogene Energieverbrauch der Fertigung konnte im Rahmen dieser Studie durch den Einsatz von MMS um etwa 20...25% im Vergleich zur Innenhochdruckkühlung gesenkt werden.

Die MMS-Technologie ist seit mehr als zwei Jahrzehnten verfügbar und wird stetig weiterentwickelt. Große Unternehmen setzen seit geraumer Zeit die MMS in der Serienfertigung von z. B. Aluminiumgusskomponenten [Zie08, FSD04, GF04, FSS07, N.N13] und Bauteilen aus Grauguss [SWSS06] ein. Trotzdem existieren bei vielen Anwendern Hemmnisse für die Umsetzung einer Trocken- bzw. MMS-Bearbeitung, wie eine umfangreiche Studie zeigt [KK06]. Die Umfrageteilnehmer nennen ausnahmslos ein ungenügendes Wissen als Grund hierfür. An zweiter Stelle werden von etwa 70% der befragten Anwender erwartete Probleme aufgrund thermischer Ausdehnung des Bauteils und der Maschine, dicht gefolgt von Herausforderungen der Maschinenreinigung und Spanabfuhrproblemen, aufgeführt.

## 2.3 Bohren

Das Bohren gehört zu den spanenden Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide und wird zur Erzeugung von rotationssymmetrischen Innenflächen eingesetzt [DIN03a]. Die Bohrungsachse, die Rotationsachse des Werkzeugs und die Richtung der Vorschubbewegung sind dabei kongruent [DIN03b]. Das am häufigsten verwendete Bohrverfahren zum Fertigen zylindrischer Bohrungen ist das Wendelbohren mit symmetrisch angeordneten Hauptschneiden [KK08]. Kennzeichnend für dieses Verfahren sind die von null im Bohrerzentrum bis zum Nennwert an den Schneidenecken steigende Schnittgeschwindigkeit, der anspruchsvolle Spanabtransport und die ungünstige Wärmeverteilung an der Wirkstelle [KK08]. Des Weiteren weist der Schneidteil eines Wendelbohrers eine komplexe Gestalt auf (Abbildung 2.7). Meist besitzt der Bohrer einen Spitzenwinkel von  $\sigma \approx 120 \dots 150^\circ$  und einen Drall- bzw. Seitenspanwinkel von  $\delta = \gamma_f = 30^\circ$ , der je nach zu zerspanendem Werkstoff zwischen  $\delta = \gamma_f = 10^\circ$  und  $\delta = \gamma_f = 45^\circ$  variieren kann [KK08].

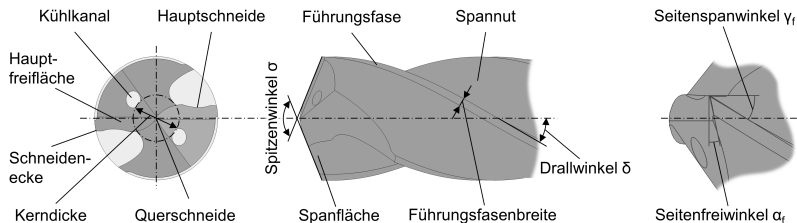


Abbildung 2.7: Schneidteil eines Wendelbohrers [KK08, DIN98]



Die Eingriffsverhältnisse beim Wendelbohren und die am Werkzeug angreifenden Kräfte sind in Abbildung 2.8 zusammengefasst. Charakteristisch für den Wendelbohrer ist die sogenannte Querschnede im Bereich des Bohrerzentrums, die stark negative Spanwinkel  $\gamma \leq -50 \dots -60^\circ$  aufweist und in Kombination mit den geringen Schnittgeschwindigkeiten an dieser Stelle für eine starke Reibung sowie Drück- und Quetschvorgänge verantwortlich ist [KK08]. An der Querschnede wird daher in der Regel kein Span abgehoben, vielmehr wird das Material vom Bohrungszentrum in Richtung der Hauptschneden verdrängt. Aufgrund dessen erzeugt die ins Material eindringende Querschnede mit ca. 65...75% den größten Teil der Vorschubkraft und somit der Axialbelastung des Werkzeugs [Opa03, Koe04, Ris06]. Die an den Schneden radial wirkenden Passivkräfte heben sich gegenseitig auf, während die Schnittkräfte über den entsprechenden Hebelarm zu einem Drehmoment zusammengefasst werden, das etwa  $70 \pm 5\%$  des gesamten Bohrmoments hervorruft. Dieses enthält auch einen Anteil von ca.  $12 \pm 2\%$ , resultierend aus den Querschnedeneffekten. Obwohl die Führungsfasen in schematischen Darstellungen oft vernachlässigt werden (vgl. Abb. 2.8), zeigen umfangreiche Analysen, z. B. von *Risse* im Durchmesserbereich  $d = 1 \dots 10$  mm, dass die Führungsfasenbelastung einen erheblichen Einfluss auf das Bohrmoment von ca. 20% besitzt und auch die Vorschubkraft mit ca. 7...8% beeinflusst [Ris06, KK08]. Der stärker ausgeprägte Einfluss auf das Bohrmoment ist zum einen auf die entgegengesetzt der Schnittbewegung gerichtete Führungsfasenreibkraft und zum anderen auf die Trennarbeit an der Nebenschnede und die damit verbundenen Tangentialkräfte zurückzuführen.

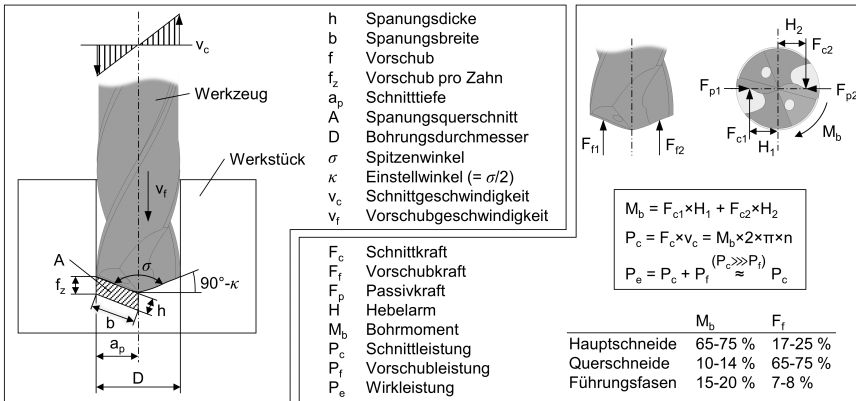


Abbildung 2.8: Spanungsgrößen und Kräfte beim Bohren [KK08]

### 2.3.1 Trocken- und MMS-Bohren von Aluminiumlegierungen

Insbesondere beim Bohren mit  $l/D > 3$  und bei adhäsionsneigenden Werkstoffen wie Aluminium kann nicht vollständig auf Kühlschmierstoff verzichtet werden, da starke Aufbauschneidenbildung, Materialanhaftungen und -verklebungen zwischen Werkzeug und Werkstück bzw. Span auftreten, die zu Spänestau und Werkzeugversagen führen [KK08, Eis00]. Beim Trockenbohren in die Aluminiumgusslegierung AlSi9Cu3 mit einem dreischnedigen Werkzeug des Durchmessers  $d = 8,5$  mm bei einer Bohrtiefe von

$l = 25$  mm erreichte *Eisenblätter* nach lediglich zehn Bohrungen das Standzeitende aufgrund mit Spanmaterial zugesetzter Spannuten [Eis00]. Dies wird durch eine starke Zunahme des Bohrmoments aufgrund des Reibkontaktes zwischen Werkstück und Spanmaterial in den Spannuten begleitet (Reibungskoeffizient zwischen Aluminium und Aluminium  $\mu > 1$ ). Mit einem zweischneidigen Werkzeug und einer speziellen TiAlCN+Me-C:H Beschichtung konnte eine Standmenge von 130 Bohrungen erreicht werden. Die unbeschichtete Variante des gleichen Werkzeugs erzielte lediglich sechs Bohrungen. Generell hat sich das dreischneidige Werkzeugkonzept aufgrund seines begrenzten Spanraums als nicht zielführend erwiesen. Darüber hinaus zeigt sich eine durchgehend schlechte Oberflächenqualität der Bohrung mit hohen gemittelten Rautiefen von  $Rz \approx 30 \dots 50 \mu\text{m}$ , die auf Materialanhaftungen im Bereich der Schneidenecke und der Führungsfasen hindeuten [Eis00]. *Aljourdi* berichtet vom Prozessversagen durch Spänestau und zugesetzten Spanräumen des Werkzeugs nach lediglich 18 Bohrungen beim Durchmesser  $d = 12$  mm und Bohrtiefe von  $l = 10$  mm [Alj12]. Untersuchungen von *Thamke* zum Einlippentiefbohren von AlSi9Cu3 verdeutlichen, dass die Prozesssicherheit bei einer Druckluftunterstützung ohne KSS bzw. MMS-Medium nicht gewährleistet werden kann [Tha99]. Auch das Trockenreiben von Aluminiumguss mit einschneidigen führungseingeführten PKD-Reibahlen erzielt mit einer Durchmesserabweichung von  $\Delta D > 80 \mu\text{m}$  und einem  $Rz$ -Wert von  $Rz > 100 \mu\text{m}$  unzureichende Ergebnisse aufgrund starker Materialablagerungen an den Wirkelementen des Werkzeugs [PSS97]. Neben dem Bohren, Reiben und Tiefbohren ist auch das Gewindeformen ein Verfahren, das aufgrund der hohen Adhäsionsneigung von Aluminium nur bedingt zur Umsetzung einer Trockenbearbeitung geeignet ist [TNLS97].

Um Aluminiumanhaftungen von den meist nicht anderweitig verschleißenden Werkzeugen zu entfernen und diese somit wieder einsatzbereit zu machen, haben sich hauptsächlich im wissenschaftlichen Versuchsbetrieb alkalische Lösungen basierend auf Natriumhydroxid (NaOH) durchgesetzt. Diese reagieren mit dem Aluminium zu Aluminiumhydroxid und zersetzen auf diese Weise die Adhäsionsablagerungen [CDA<sup>+</sup>04, WTH<sup>+</sup>05, KYSN08]. Die chemische Beseitigung der Aluminiumanhaftungen von den üblicherweise unbeschichtet zum Einsatz kommenden Hartmetallwerkzeugen kann aber bei dauerhafter Verwendung die Schneidstoffbestandteile, oft Kobalt und Wolframkarbid, angreifen und ist daher für industrielle Anwendungen nur bedingt geeignet [SNE14]. Da auch mechanische Ansätze, wie z. B. das Bürsten, die Werkzeuge beschädigen können, erarbeiteten *Sugihara et al.* ein innovatives und werkzeugschonendes Konzept zur maschinenintegrierten Entfernung von Verklebungen am Werkzeug, die beim Trockenzerspannen von Aluminiumlegierungen auftreten [SNE14]. Die entwickelte Lösung basiert auf einem mehrstufigen Prozess, bestehend aus der Werkzeugreinigung in Aceton, der Versprödung der Aluminiumablagerungen in einem Ultraschallbad mit flüssigem Gallium (Schmelzpunkt  $T_{\text{schm}} = 29,76 \text{ }^\circ\text{C}$ ) und dem anschließenden mechanischen Ablösen der versprödeten Anhaftungen durch kurzzeitige Bearbeitung von künstlichem Holz bzw. Ureol. Vorschubkraftmessungen und rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen belegen, dass sich ein Werkzeug mit starken Ablagerungen und dementsprechend erhöhten Prozesskräften nach dieser Behandlung wieder wie im Neuzustand verhält [SNE14]. Beim ununterbrochenen Schnitt stellt neben der hohen Adhäsionsneigung des Aluminiums insbesondere sein ungünstiges Spanbruchverhalten und die damit einhergehende Langspanbildung eine große Herausforderung für die Zerspanprozessauslegung dar. Im

Allgemeinen weisen Al-Gusslegierungen mit Silizium als Hauptlegierungselement eine deutlich geringere Bruchdehnung als Knetlegierungen auf und gelten daher als gut zerspanbar und eher unproblematisch im Hinblick auf den Spanbruch. Die Bearbeitungskräfte und -temperaturen sind meist auf einem moderaten Niveau und stellen daher keine Herausforderung für moderne Werkzeuge und Schneidstoffe dar. Systematische Trocken-drehversuche bei Al-Werkstoffen mit unterschiedlichen Siliziumgehalten zwischen 2 % und 25 % zeigen allerdings, dass untereutektische Legierungen (Eutektikum bei 12,6 % Siliziumgehalt) sogar unter geringen Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 30 \dots 120$  m/min zu Langspanbildung neigen [KYSN08]. Auch die Adhäsionsneigung scheint bei kleineren Siliziumanteilen stärker ausgeprägt zu sein, da die dominierende  $\alpha$ -Phase aluminium-ähnliche Eigenschaften aufweist. Dagegen können bei übereutektischen Legierungen eine deutliche Abnahme der Spanlänge und der Materialanhaftungen am Werkzeug beobachtet werden, allerdings steigt dabei der abrasive Verschleiß durch die höhere Anzahl an harten Primärsiliziumphasen. Durch die erhöhte thermische Belastung beim Trockenbohren berichteten *Jayal et al.* sogar bei einer übereutektischen AlSi-Legierung mit 16 % Silizium von Materialablagerungen am verwendeten dreischneidigen Werkzeug ( $d = 10$  mm) und setzten neben einer MMS und trotz der geringen Bohrtiefe von  $l = 20 \dots 40$  mm Entspannhübe ein, um die Prozesssicherheit zu gewährleisten [JBS<sup>+</sup>07].

Ein Ansatz zur Verbesserung des Spanbruchverhaltens und zur Reduzierung der Aufbauschneidenbildung beim Bohren von Aluminium ist die Verwendung von zusätzlich über das Werkzeug eingebrachten Axialschwingungen, wie z. B. von *Heisel et al.* beim Tiefbohren von Kupfer [HWEP08] untersucht. Die Axialpulsation kann rein mechanisch [Sch08] oder z. B. durch einen magnetostriktiven [FS07] oder piezoelektrischen Aktor [BAPF14] eingeleitet werden [Lin08]. *Filipovic* und *Sutherland* untersuchten ihre magnetostriktive Lösung beim Bohren einer Al-Knet- und einer Al-Gusslegierung mit Wendelbohrern des Durchmessers  $d = 6,35$  mm bei einer Bohrtiefe von  $l = 38,1$  mm und erzielten positive Ergebnisse sowohl beim Spanbruch als auch bei der Reduzierung der Aluminiumablagerungen am Werkzeug [FS07]. Dabei lag die Schwingungsamplitude im Bereich des Zahnvorschubes, sodass von einem teilweise unterbrochenen Schnitt auszugehen ist. *Barani et al.* stellten ihre piezoelektrische Axialpulsationslösung beim Bohren der Legierung A7075-T6 unter Beweis [BAPF14]. Ihre Erkenntnisse bei einem Durchmesser von  $d = 5$  mm und einem  $l/D$ -Verhältnis der Bohrung von  $l/D = 4$  zeigen auf, dass auch eine im Vergleich zum Vorschub von  $f = 0,104 \dots 0,348$  mm sehr kleine Amplitude der induzierten Axialschwingung von  $a_{sch} \approx 10 \mu\text{m}$  eine große positive Auswirkung auf den Spanbruch und die Vermeidung der Aufbauschneidenbildung bewirkt.

### **Tribologische Aspekte der Aluminiumbearbeitung**

Aufgrund der geringen Mengen an KSS beim MMS-Konzept ist die Benetzungsfähigkeit des eingesetzten Ölnebelmediums von besonderer Bedeutung für die Leistungsfähigkeit der erzielbaren Schmierwirkung im Prozess. Daher existieren zahlreiche Untersuchungen zu den tribologischen Aspekten der MMS-Bearbeitung bei unterschiedlichen Gasatmosphären, MMS-Medien und Werkstoffen [WISY03, MIF<sup>+</sup>05a, BAE05]. Insbesondere die Aluminiumbearbeitung erfordert durch die hohe Adhäsionsneigung des Werkstoffes eine detaillierte Betrachtung der tribologischen Bedingungen. Untersuchungen von *Wakabayashi et al.* unter verschiedenen Gasatmosphären zeigen, dass die Benetzung von Aluminium durch Esteröle im Gegensatz zur Stahlbearbeitung [WISY03, MIF<sup>+</sup>05b] durch

Sauerstoff negativ beeinflusst wird und unter Argon sowie Stickstoff eine deutlich bessere Adsorption erreicht wird [WSI<sup>+</sup>07]. Durch die gezielte Erzeugung von Mikrowassertröpfchen mit einer Konzentration von ca. 3500 ppm innerhalb des MMS-Mediums konnte die Reibung beim Bohren von Aluminium gesenkt werden, was durch deutlich weniger Prozessstörungen und gleichmäßigere Vorschubkraftverläufe nachgewiesen wurde. Des Weiteren steht im Fokus von einigen Forschungsarbeiten im Bereich der MMS die Optimierung der eingesetzten Medien zur Verbesserung ihrer Umweltverträglichkeit bzw. biologischer Abbaubarkeit [Fee16] und zur Steigerung ihrer Leistungsfähigkeit, z. B. durch den Einsatz von Nanopartikeln. Im Allgemeinen handelt es sich dabei um metallische, nichtmetallische oder keramische Partikeln mit einer Größe von  $d < 100$  nm. Eine große Gruppe von Nanozusätzen für die spanende Fertigung basiert auf dem chemischen Element Kohlenstoff sowohl in seiner Diamant- und Graphitmodifikation als auch in Form von Fullerenen (hohle geschlossene sphärische Moleküle, z. B. C<sub>60</sub> in der „Fußballstruktur“, bestehend aus 12 fünf- und 20 sechseckigen Polyedern) oder ein- und mehrwandigen Nanoröhren [SPA<sup>+</sup>14, STD14]. Im Wesentlichen bewirken diese Kleinstpartikel zwei Effekte als KSS-/MMS-Additive im Zerspanprozess – zum einen ist dadurch eine Steigerung der Wärmeleitfähigkeit des Fluids und zum anderen eine Reduzierung der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück bzw. Span erzielbar [HPLJ06]. Untersuchungen von *Nam et al.* zum Mikrobohren von Aluminium im Durchmesserbereich von  $d = 0,1 \dots 0,5$  mm zeigen, dass bereits kleine Mengen (2...4%) an Diamant-Nanopartikeln mit einem Durchmesser von  $d = 30$  nm im MMS-Fluid einen großen positiven Einfluss auf das Einsatzverhalten der Werkzeuge in Form von reduzierten Kräften, gesteigerten Standzeiten und verbesserter Bohrungsqualität besitzen [NLL11, NKCL15].

### Schneidstoffe

Aufgrund der hohen Adhäsionsaffinität von Aluminium zu anderen Werkstoffen und der damit verbundenen adhäsiven Verschleißmechanismen beschäftigen sich zahlreiche Untersuchungen mit der Analyse der tribologischen Bedingungen zwischen Aluminium und den für die Zerspanung als Schneidstoff in Frage kommenden Werkstoffen. Für die Analyse der grundlegenden Adhäsionsneigung zwischen einer untereutektischen Aluminiumgusslegierung mit ca. 7% Silizium und unterschiedlichen Schneidstoffen setzten *Faverjon et al.* den speziellen Versuchsaufbau von *Claudin et al.* ein, der im Gegensatz zu klassischen Tribometern (z. B. nach dem „pin-on-disk“- oder „ball-on-disk“-Verfahren) versucht, die spezifischen tribologischen Randbedingungen des Zerspanprozesses durch vergleichbare Geschwindigkeiten unter gleichzeitiger plastischer Deformation des Grundkörpers zu berücksichtigen [FRL13, CMRF10]. Dabei besitzt die MMS insbesondere bei Schnellarbeitsstahl und Hartmetall eine große reibungsmindernde Wirkung. Bei diesen beiden Schneidstoffen beträgt der Trockenreibungskoeffizient unter niedrigen Relativgeschwindigkeiten von  $v_{\text{rel}} = 20$  m/min etwa  $\mu \approx 1$ , während polykristalliner Diamant (PKD) um ca. 50% niedrigere Werte erzielt. Mit steigenden Geschwindigkeiten sinkt die Reibungszahl und erreicht bei Hartmetall  $\mu \approx 0,4 \dots 0,5$  bei  $v_{\text{rel}} = 800$  m/min und bei PKD  $\mu \approx 0,2$  bei  $v_{\text{rel}} = 1500$  m/min. Bei der Verwendung einer MMS erreicht dagegen das Hartmetall den geringsten Reibungskoeffizienten von  $\mu \approx 0,12$ , und zwar nahezu konstant im gesamten für dieses Substrat untersuchten Geschwindigkeitsbereich  $v_{\text{rel}} = 20 \dots 800$  m/min. Bei PKD liegt dieser unter MMS-Einsatz bei  $\mu \approx 0,2$ ,

allerdings sind bei diesen beiden Werkstoffen im Gegensatz zum unbeschichteten HSS nahezu keine Aluminiumanhaftungen zu beobachten. Dies unterstreicht die besondere Eignung von PKD als Schneidstoff für die Aluminiumbearbeitung, da unabhängig vom KSS und Reibungskoeffizienten eine geringe Adhäsionsneigung zu Aluminium resultiert. Des Weiteren bestätigen die Untersuchungen die Leistungsfähigkeit der MMS, die sogar bei HSS eine wirkungsvolle Möglichkeit zur Reduzierung der Reibung und der Anhaftungen darstellt, auch wenn diese im Gegensatz zu PKD und Hartmetall nicht vollständig verhindert werden konnten [FRL13]. Mit Bezug zum Hartmetall untersuchten *Cabanettes et al.* mit dem gleichen Versuchsaufbau unterschiedliche Fluide unter Überflutungs- und MMS-Zuführung und verglichen die Resultate mit Trockenreibversuchen als Referenz [CRD<sup>+</sup>16]. Während bei Vollstrahlschmierung beide untersuchten Öle ein identisches tribologisches Verhalten mit Reibungskoeffizienten  $\mu \approx 0,1$  und einem leicht fallenden Trend mit steigender Relativgeschwindigkeit aufweisen, sind bei der Zerstäubung der Fluide als MMS große Unterschiede ersichtlich. Die auf Fettalkohol basierende Variante generiert im Bereich von  $v_{\text{rel}} = 20 \text{ m/min}$  bis  $v_{\text{rel}} = 800 \text{ m/min}$  zwischen  $\mu \approx 0,1$  und  $\mu \approx 0,25$  steigende Reibungskoeffizienten, während bei gleicher Geschwindigkeitserhöhung der Reibbeiwert der Pflanzenölvariante von  $\mu \approx 0,9$  auf  $\mu \approx 0,3$  sinkt. Somit verdeutlichen die Ergebnisse, dass trotz ausreichender MMS-Menge und identischen Viskositätswerten die Ölfilmbildung und die damit verbundenen tribologischen Eigenschaften des Systems Aluminium-Hartmetall deutlich komplexer als unter Überflutungsschmierung sind. Es kann zusammengefasst werden, dass grundlegend PKD unabhängig von den Reibzahlen der Schneidstoff ist, zu dem Aluminium die geringste Adhäsionsneigung aufweist. Das Hartmetall erzielt unter gewährleisteter Schmierfilmbildung sehr geringe Reibung und nahezu keine adhäsiven Anhaftungen, während HSS insbesondere im unbeschichteten Zustand keine adäquate Lösung für die Aluminiumzerspannung unter Trocken- und MMS-Bedingungen darstellt.

## Beschichtungen

Insbesondere bei komplexen Wendelbohrern ist die Herstellung von PKD-Werkzeugen sehr aufwendig, kostspielig und nur mit Einschränkungen in der Gestalt realisierbar. Aber auch aufgrund steigender Hartmetallpreise konzentrieren sich zahlreiche Untersuchungen auf die Entwicklung und Erprobung von Beschichtungssystemen für die Aluminiumzerspannung, die die Leistungsfähigkeit der Prozesse steigern können. *Konka et al.* analysierten in ihren Arbeiten verschiedene Beschichtungen auf Titanbasis ( $TiCN$ ,  $TiN$ ,  $TiAlN$ ,  $TiB_2$ ) sowie eine  $CrN$ -Schicht hinsichtlich ihres Reibungsverhaltens gegen Aluminiumguss unter Luft- und Argonatmosphäre [KCW<sup>+</sup>05b]. Generell lieferte eine extrem glatte  $TiB_2$ -Variante mit einem Mittenrauwert von  $Ra = 16 \text{ nm}$  die besten Ergebnisse, wobei auch diese Schicht unter erhöhten Temperaturen von  $T = 160 \text{ °C}$  durch starke Aluminiumaufschweißungen gekennzeichnet ist. Unter Argon als Schutzgas dagegen konnte das Beschichtungssystem die geringsten Werte der Materialanhaftung in der gesamten Versuchsreihe erzielen, wohingegen sich die  $CrN$ -Schicht aufgrund großer Adhäsionsneigung als am schlechtesten geeignet für den tribologischen Kontakt mit Aluminium erwies. Aufgrund der bereits beschriebenen Vorteile von PKD in der Aluminiumzerspannung [KK08] bestehen Bestrebungen, diamantähnliche Kohlenstoffschichten zu entwickeln, die einfach und kostengünstig auf komplex gestaltete Werkzeuge aus HSS oder Hartmetall aufgetragen werden können. Diese werden unter dem Begriff „amorphe Koh-

lenstoffschichten“ zusammengefasst und vereinen sowohl Graphit- ( $sp^2$ -Hybridisierung) als auch Diamantstrukturen ( $sp^3$ -Hybridisierung) [VDI12]. Somit kombinieren solche Beschichtungssysteme eine geringe Reibung mit gleichzeitig hoher Härte. Die Verwendung von PVD-Verfahren (engl.: Physical Vapour Deposition) ermöglicht zudem bei entsprechender Vorbereitung des Substrates die Abscheidung von sehr glatten Schichten. Das tribologische Verhalten solcher Beschichtungen gegenüber Aluminiumgusslegierungen mit einem Siliziumanteil von 7 % wurde von mehreren Wissenschaftlern analysiert. Einen wichtigen Einfluss auf das Einsatzverhalten der Schicht im Reibungskontakt besitzt der Wasserstoffgehalt [NCWP06]. Während wasserstofffreie Schichtsysteme im Reibkontakt mit Aluminiumguss bei Raumtemperatur den wasserstoffhaltigen überlegen sind und geringere Reibungskoeffizienten sowie Verschleißraten aufweisen, führt eine Temperaturerhöhung auf  $T = 240\text{ °C}$  zum Versagen der wasserstofffreien Variante. Das bis Temperaturen von etwa  $T = 300\text{ °C}$  erweiterte Einsatzgebiet der wasserstoffhaltigen Beschichtung führen die Wissenschaftler auf eine begünstigte Graphitisierung innerhalb der Schicht zurück, die für verbesserte tribologische Bedingungen sorgt [NCWP06]. Weitere grundlegende Untersuchungen der Reib- und Adhäsionsvorgänge zwischen wasserstofffreien Kohlenstoffschichten und Aluminiumguss zeigen, dass insbesondere das Umgebungsmedium eine nicht zu unterschätzende Rolle spielt [KCW<sup>+</sup>05a]. Während unter Stickstoffatmosphäre, im Vakuum und bei trockener Luft mit 0 % RH (relative humidity) der Reibungskoeffizient zwischen der wasserstofffreien Kohlenstoffschicht und der Aluminiumgusslegierung relativ hohe Werte von  $\mu = 0,44 \dots 0,47$  aufweist, reduziert sich dieser bereits bei einer Luftfeuchtigkeit von 20 % RH sprunghaft auf  $\mu = 0,16$ . Mit weiterer Steigerung der relativen Luftfeuchtigkeit auf 50 % RH und 85 % RH sinkt die Reibzahl weiter auf Werte  $\mu < 0,1$ . Weitere Reibungsreduzierung bei den gleichen Kontaktwerkstoffen konnte unter einer Atmosphäre bestehend aus 60 % Wasserstoff und 40 % Helium erzielt werden [QKA06]. Nach einer anfänglichen Phase mit Reibungskoeffizienten von  $\mu = 0,7$  bis  $\mu = 0,8$  verringern sich die Werte schnell auf  $\mu \approx 0,015$ . Die Wissenschaftler setzten die Dichtefunktionaltheorie aus der Quantenphysik ein, um die Passivierung der wasserstofffreien Schicht durch Adsorption von Wasserstoffatomen und Wasserradikalen ( $H^+$  und  $OH^-$ ) nachzuweisen. Durch diese Arbeiten konnten auch die Entstehungsmechanismen einer tribologisch wirksamen kohlenstoffhaltigen Schicht (wie später in [KCW<sup>+</sup>07] beobachtet) und somit auch die schlechten Ergebnisse sowohl bei trockener Luft als auch unter Stickstoffatmosphäre erklärt werden. Zahlreiche weitere Untersuchungen bei verschiedenen Werkstoffen des tribologischen Gegenkörpers und unter verschiedenen Umgebungs- bzw. Schmiermedien, wie z. B. destilliertem oder deionisiertem Wasser, Öl, Inertgasen, bestätigen, dass die tribochemischen Reaktionen bei den kohlenstoffbasierten Schichtsystemen extreme Unterschiede im Leistungsvermögen verursachen können [RVH01, SMJ<sup>+</sup>04, FJT04].

### Technologische Untersuchungen

Im Allgemeinen decken sich die grundlegenden Erkenntnisse zur Tribologie mit realen Zerspanprozessuntersuchungen, die belegen, dass HSS-Werkzeuge für das Trockenbohren von Aluminiumlegierungen nur bedingt geeignet sind, da die Adhäsionsentwicklung beider Werkstoffgruppen zu Aufbauschneidbildung, Materialablagerungen am Werkzeug und zum Zusetzen der Spanntuten mit Werkstück- bzw. Spanmaterial führt [ZLZ01, NLGG05, BA08]. Untersuchungen von *GM Research and Development Center* betonen diese Pro-

blematik und zeigen eindrucksvoll auf, dass sich ohne Prozess- oder Werkzeuganpassungen die Standmenge eines HSS-Bohrers von 10 000 Bohrungen unter konventioneller Überflutungsschmierung auf 40 Bohrungen bei der Umstellung auf Trockenbearbeitung reduziert [DAW<sup>+</sup>06]. Des Weiteren konnte in dieser Studie durch die vergleichende Analyse von sieben verschiedenen amorphen Kohlenstoffbeschichtungen auf HSS- und Hartmetallwerkzeugen beim Trockenbohren von Aluminiumguss nachgewiesen werden, dass auch das Substrat ein ausschlaggebender Faktor ist. Während die beste Beschichtung (graphitisch und wasserstoffhaltig) auf einem HSS-Bohrer maximal 222 Bohrungen vor dem Versagen durch Spänestau erreichte, wurden die Versuche mit der gleichen Beschichtung auf einem Hartmetallsubstrat nach 4068 Bohrungen abgebrochen. Auch eine reine Diamantschicht konnte in dieser Studie nicht die Leistungsfähigkeit der amorphen Kohlenstoffbeschichtung unter der für die Trockenbearbeitung vergleichsweise hohen Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 213$  m/min erreichen [DAW<sup>+</sup>06]. Durch eine Druckluftunterstützung kann zwar eine Verbesserung erzielt werden, allerdings erreichen auch dabei HSS-Bohrer eine Standmenge von weniger als 100 Bohrungen [WTH<sup>+</sup>05]. In diesen Untersuchungen zeigte sich, dass auch reibungsmindernde Schichten auf Basis von MoS<sub>2</sub>, die ähnlich wie Graphitschichten eine Festschmierstofffunktion erfüllen [KK08], keine Reduzierung der Adhäsion gewährleisten können und die entsprechenden Werkzeuge nach ebenfalls weniger als 100 Bohrungen versagen. *Coldwell et al.* machten ähnliche Erfahrungen mit verschiedenen harten Unterschichten (CrAlTiN, ZnN, MoZrN und CrC) und einer auf MoS<sub>2</sub>-basierenden Deckschicht [CDA<sup>+</sup>04], wohingegen die im Rahmen der Studie eingesetzte wasserstofffreie amorphe Kohlenstoffschicht nach 100 Bohrungen noch keine adhäsiven Materialanhaftungen aufwies. Auffällige und teils systematisch steigende Durchmesserabweichungen der Bohrungen ließen sich auf die thermische Bauteilausdehnung zurückführen. Weitere Standmengenuntersuchungen von *Hanyu et al.* zum VHM-Wendelbohren von Aluminiumguss mit einem Siliziumanteil von 12 % unter Druckluftunterstützung und externer MMS-Zufuhr sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst. Dabei kamen unbeschichtete und mit einer Diamantschicht versehene VHM-Werkzeuge mit einem Durchmesser von  $d = 6$  mm bei einer Bohrtiefe von  $l = 18$  mm zum Einsatz. Durch Optimierung des Beschichtungsprozesses wurden neben einer relativ rauen Diamantschicht auch sehr glatte Schichten mit  $Rz < 1$  µm abgeschieden, die entscheidende Vorteile im tribologischen Kontakt zum Aluminium aufweisen und somit die enorme Steigerung der Standmenge um mehr als Faktor 4 ermöglichen. Auch der Einsatz von MMS mit einem Volumenstrom des Mediums von  $\dot{V} = 15$  ml/h konnte die Standzeit annähernd verdreifachen.

**Tabelle 2.2:** Erreichbare Bohrungsanzahl beim Trocken- und MMS-Bohren [HKMS03]

Substrat Beschichtung	Vollhartmetall (WC in Co Matrix (6 %))		
	unbeschichtet	Diamant (rau)	Diamant (glatt)
Druckluft	94	731	3080
MMS	447	2160	9216

Gute Standzeitresultate erzielten auch *Fox-Rabinovich et al.* beim Bohren von Aluminiumguss unter Verwendung einer MMS [FRDW<sup>+</sup>11]. Dabei erwies sich nach mehr als

7000 Bohrungen das mit einer wasserstoffarmen amorphen Kohlenstoffschicht versehene Werkzeug durch eine Verschleißmarkenbreite von etwa  $VB = 100 \mu\text{m}$  als zielführender, während der Bohrer mit der reinen Diamantschicht nach bereits 4300 Bohrungen durch starke Schneidkantenausbrüche versagte. Unter der Verwendung von Wasser als MMS-Medium konnten im Gegensatz zum Trockenbohren sogar mit HSS-Werkzeugen prozesssicher bis zu 150 Bohrungen (Versuchsabbruch ohne Werkzeugversagen) hergestellt werden [BA08], wobei auch durch die Ergebnisse dieser Studie die geringere Adhäsionsneigung der amorphen Kohlenstoffschichten zu Aluminium verdeutlicht wird. In Untersuchungen beim Bohren einer Aluminiumlegierung mit 7 % Silizium konnte nachgewiesen werden, dass bis zu einem Bohrweg von  $l_f = 20 \text{ m}$  auch ein unbeschichtetes Werkzeug aus Hartmetall der Anwendungsgruppe K10 unter adäquaten MMS-Bedingungen einem diamantbeschichteten Bohrer nicht unterlegen ist [BDMC02]. Weitere Untersuchungen zum Bohren von Aluminiumknetlegierungen mit unbeschichteten VHM-Wendelbohrern zeigen, dass durch eine große Menge an versprühtem Fluid von  $\dot{V} = 250 \text{ ml/h}$  trotz etwas erhöhter Leistungsaufnahme im Prozess die Bohrungsqualität auf einem vergleichbaren Niveau mit den Werten unter Überflutungsschmierung mit Emulsion liegt [DSGP06]. Die Trockenbohrversuche verursachten dagegen deutlich höhere Kräfte und eine ungefähr um den Faktor 2 schlechtere Oberflächenqualität. Dies deutet auf ausbleibende Materialanhaftungen am Werkzeug bei MMS hin. Unter Einsatz von TiAlN-beschichteten Werkzeugen bei der gleichen Legierung konnten *Mendes et al.* auch mit deutlich kleineren Mengen an MMS-Medium von  $\dot{V} = 20 \text{ ml/h}$  und  $\dot{V} = 100 \text{ ml/h}$  ähnlich gute Ergebnisse wie *Davim et al.* erzielen [MÁA<sup>+</sup>06].

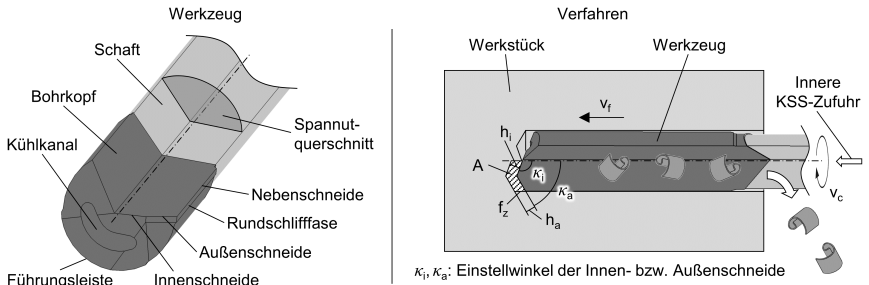
Auch bei anderen spanabhebenden Verfahren und zur Adhäsion neigenden Werkstoffen wird von der hohen Leistungsfähigkeit moderner Kohlenstoffschichten berichtet. Beim Bohren der Magnesiumlegierung AZ91 konnte mit HSS unter vollständigem Verzicht auf KSS keine Bearbeitung von mehr als 66 Bohrungen erreicht werden. Durch den MMS-Einsatz erzielte ein beschichtetes Werkzeug (mit wasserstofffreier amorpher Kohlenstoffschicht) mehr als die dreifache Standmenge im Vergleich zur unbeschichteten Variante, bevor die Versuche bei 1000 Bohrungen ohne Werkzeugversagen abgebrochen wurden [BA11b]. Darüber hinaus zeigten die unbeschichteten Werkzeuge in dieser Studie auch unter Überflutungsschmierung und trotz der geringen Bohrtiefe von  $l = 3 \cdot D$  starke Anstiege im Bohrmoment, die beim Einsatz der amorphen Kohlenstoffschicht nicht vorhanden waren, was auf einen verbesserten Späneabtransport hindeutet. Untersuchungen zum Gewindebohren von *Klocke et al.* zeigen ein großes Potenzial solcher Beschichtungssysteme auch bei der Bearbeitung von TiAl6V4 unter Emulsionsschmierung [KGS<sup>+</sup>13a, KGS<sup>+</sup>13b]. Dabei konnten nicht nur die Kräfte reduziert und die Produktivität erhöht, sondern auch die Bearbeitungstemperaturen, gemessen in der Bohrungsrandzone, signifikant gesenkt werden. Beim Gewindebohren von Aluminiumguss unter Verwendung von MMS erreichten *Bhowmick et al.* geringe Kräfte und Temperaturen auf dem Niveau der Überflutungsschmierung mit Gewindeschneidöl mit einem unbeschichteten HSS-Gewindebohrer beim Einsatz einer Fettsäure als MMS-Medium mit  $\dot{V} = 80 \text{ ml/h}$  [BLA10]. Bei vollständigem Verzicht auf KSS wurde zusätzlich zum unbeschichteten Werkzeug eine amorphe Kohlenstoffschicht getestet, die über mehr als 80 Gewindebohrungen nahezu konstante Bohrmomente und Werkstücktemperaturen mit geringen Materialanhaftungen erzielte, während der unbeschichtete HSS-Gewindebohrer in der 17. Bohrung versagte.



### 2.3.2 Tiefbohren

Unter dem Begriff Tiefbohren sind spanende Fertigungsverfahren zur Herstellung von Bohrungen mit einem großen Länge-zu-Durchmesser- $(l/D)$ -Verhältnis zusammengefasst, die teilweise bereits ab  $l/D > 3$  sinnvoll eingesetzt werden können [VDI06]. Dabei handelt es sich um das Einlippen-, das BTA-(Boring-and-Trepanning-Association) und das Ejektorbohren. Bei diesen drei klassischen Tiefbohrverfahren werden Werkzeuge mit asymmetrischer Gestalt und dementsprechend eine asymmetrische Schneidenanordnung eingesetzt, die zusätzliche Führungselemente zur Abstützung der entstehenden radialen Kraftkomponenten an der Bohrungswand besitzen [Gri93, GG93]. Dank der Selbstführung in der erzeugten Bohrung sind Bohrtiefen, die dem hundert-, teilweise sogar dem tausendfachen Bohrungsdurchmesser entsprechen, realisierbar. Die Führungsleisten sorgen gleichzeitig für eine Glättung der Bohrungs Oberfläche durch lokale plastische Deformation, wodurch eine Einebnung der Rauheitsspitzen stattfindet und eine sehr gute Oberflächenqualität erzielt werden kann [Gri75, GG85, Fuß86]. Beim BTA-Tiefbohren wird der Kühlschmierstoff über den Hohlraum zwischen Bohrungswand und Bohrkopf bzw. -stange zugeführt, was ein Abdichten des Bohrungseintrittes notwendig macht. Diese Funktion wird auf klassischen Tiefbohrmaschinen neben der KSS-Versorgung vom sogenannten Bohrzufuhrapparat (BOZA) übernommen [VDI99]. Charakteristisch für das BTA-Tiefbohren ist eine sehr hohe Oberflächengüte, die nicht ausschließlich auf die Führungsleisteneinebnung, sondern auch auf den inneren Abtransport des Späne-KSS-Gemisches durch das Bohrrohr zurückzuführen ist. Somit besteht während des Prozesses kein Kontakt zwischen der geglätteten Bohrungswand und den Spänen, die anderenfalls die Oberflächenqualität beeinträchtigen würden. Das Ejektorverfahren, auch Zweirohrsystem genannt, arbeitet ohne die aufwendige Abdichtung der Bohrung, indem der KSS über den Ringspalt zwischen zwei konzentrischen Bohrrohren zugeführt und gemeinsam mit den Spänen durch das Innenrohr abgeführt wird [VDI99]. Dabei wird ein Teilstrom des zugeführten KSS über die sogenannten Ejektordüsen ins Innenrohr umgeleitet, was in diesem einen Unterdruck erzeugt, der das KSS-Späne-Gemisch ansaugt. Der an die Wirkstelle zugeführte KSS-Teilstrom tritt radial am Bohrkopf aus und wird ebenfalls durch den Unterdruck ins Innenrohr angesaugt, sodass die Notwendigkeit des Abdichtens entfällt. Obwohl auch kleinere Durchmesser ab  $d \approx 6$  mm realisierbar sind, werden BTA- und Ejektorverfahren meist ab einem Bohrungsdurchmesser von  $D \approx 15$  mm bzw.  $D \approx 20$  mm eingesetzt. Bei Durchmessern zwischen  $d = 0,5$  mm und  $d = 40$  mm kommt in der Regel das Einlippentiefbohren zum Einsatz (Abbildung 2.9). Dabei wird der KSS intern durch Kühlkanäle im Werkzeug zugeführt, was den Einsatz auf Standardmaschinen bzw. Bearbeitungszentren mit innerer KSS-Zufuhr erleichtert und aufwendige Zusatzperipherie erübrigt. Die Späne werden durch die gerade Spannut, die sogenannte Sicke, außen am Werkzeug abtransportiert, wodurch die Oberflächenqualität beeinträchtigt werden kann. Typischerweise sind Einlippenbohrer mit einem Bohrkopf aus Hartmetall, einem Stahlschaft und einer ebenfalls aus Stahl gefertigten Spannhülse ausgestattet, allerdings nimmt der Marktanteil der Vollhartmetallwerkzeuge kontinuierlich zu, da diese in Kombination mit entsprechenden Detailanpassungen der Makro- und Mikrogestalt ein großes Potenzial zur Produktivitätssteigerung bieten [BFKW10].

Im Durchmesserbereich zwischen  $d = 1$  mm und  $d = 16$  mm werden zunehmend Vollhartmetall-Wendeltiefbohrwerkzeuge (VHM-WTB) eingesetzt. Diese weisen einen symmetrischen, meist zweischneidigen Aufbau auf, wodurch im Allgemeinen höhere Vor-



**Abbildung 2.9:** Werkzeugkonzept und Verfahrensprinzip des Einlippentiefbohrns [VDI09]

schubwerte als beim einschneidigen ELB realisierbar sind. Die Werkzeuge verfügen in der Regel über vier Führungsfasen am Umfang, die allerdings ausschließlich die Führung in der Bohrung übernehmen und bei vollkommen symmetrischem Anschliff und homogenem Material keine Radialkräfte abstützen müssen. Darüber hinaus unterstützt die wendelförmige Gestalt der Spannuten den Späneabtransport nach dem Prinzip der archimedischen Schraube. Der Drallwinkel des Werkzeugs und die Form der Spannut geben den Keil- bzw. Spanwinkel entlang der Schneide vor. Im Gegensatz zum ELB, bei dem der Spanwinkel über die gesamte Schneide  $\gamma = 0^\circ$  beträgt, verfügt der Wendelbohrer über eine Querschnitte mit stark negativen Spanwinkeln (vgl. Kapitel 2.3), aber einen positiven Spanwinkel entlang der Hauptschnieden, der lediglich im ausgespitzten Bereich der Kerndicke Werte um  $\gamma \approx 0^\circ$  annimmt. Heutzutage ist die Fertigung von Vollhartmetall-Wendeltiefbohrern durch die aufwendige Herstellung von Hartmetallrohlungen mit präzisen wendelförmigen bzw. helikalen Kühlkanälen und durch die maximale Schleiflänge von klassischen Werkzeugschleifmaschinen auf ca.  $l/D = 30 \dots 40$  begrenzt. Bei kleineren Durchmessern von  $d < 6$  mm sind aber auch Sonderwerkzeuge mit bis zu  $l/D = 60 \dots 70$  realisierbar. Aus industrieller Sicht werden Bearbeitungen oft erst ab einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 8 \dots 10$  als Tiefbohroperationen bezeichnet, da ab dieser Grenze auch bei symmetrisch aufgebauten Wendelbohrern eine Anbohrführung unerlässlich wird. Diese kann über eine Anbohrbuchse realisiert werden, die aber zusätzliche Haltersysteme erfordert. Daher wird auf Bearbeitungszentren meist mit einer sogenannten Pilotbohrung gearbeitet [VDI15], die der Zentrierung und der Führung des Werkzeugs beim Anbohren dient. Um ein Verkleben des Tiefbohrwerkzeugs beim Einfädeln in die Pilotbohrung zu vermeiden, wird diese in der Regel mit einem geringen Aufmaß bei einer Tiefe von  $l_p = 1,5 \dots 3 \cdot D$  gefertigt. Neben dem Einlippen- sowie dem Wendeltiefbohren mit HSS- und Vollhartmetallwerkzeugen kann nach VDI-Richtlinie 3211 „Tiefbohren auf Bearbeitungszentren“ für bauteilrelevante Bohrungen aus dem Motoren- und Getriebebaubereich ein drittes Verfahren, das sogenannte Zweilippenbohren (ZLB), zum Einsatz kommen (s. Abbildung 2.10). Dabei handelt es sich um ein symmetrisches zweischneidiges Werkzeugkonzept mit gerader Ausführung der Spannuten. Umfangreiche Untersuchungen zum ZLB und Vergleiche mit ELB und WTB zeigen, dass die Leistungsfähigkeit dieses Verfahrens insbesondere bei langspanenden Werkstoffen durch den begrenzten Spanraum limitiert wird. Sowohl beim Tiefbohren des Vergütungsstahls 42CrMo4 mit reduziertem Schwefelgehalt [BF10b] als auch bei dem austenitisch-ferritischen Duplex-

stahl X2CrNiMoN22-5-3 (Werkstoffnr. 1.4462) [BF09] konnte beim ZLB aufgrund von Spanklemmern, Spänestau und darauffolgendem Werkzeugversagen keine ausreichende Prozesssicherheit erzielt werden. Lediglich bei der Bearbeitung von kurzspanenden Gusswerkstoffen bietet dieses Verfahren einen guten Kompromiss aus Bohrungsqualität, Produktivität und Beschaffungskosten bei ausreichender Prozesssicherheit [BF10a].

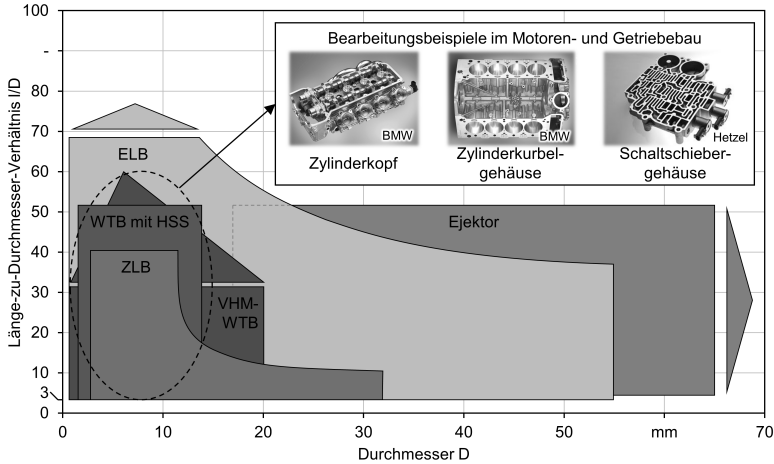


Abbildung 2.10: Tiefbohrverfahren auf Bearbeitungszentren [VDI15]

Neben dem mechanischen Tiefbohren existieren auch laserbasierte Verfahren, die durch Materialsublimation und -verdampfung eine Tiefbohrbearbeitung, meistens im unteren Durchmesser- bzw. Mikrobereich, ermöglichen. Aufgrund der geringen erzielbaren Bohrungsqualität und -genauigkeit, insbesondere bei steigenden Bohrtiefen, können diese thermischen Verfahren allerdings nicht das mechanische Tiefbohren substituieren [Hei12a]. Bei kleinen und kleinsten Durchmessern sind die Spanbildung und -formung beim Tiefbohren von höchster Wichtigkeit, da insbesondere kleinste Werkzeuge aufgrund ihrer begrenzten Steifigkeit beim Auftreten von Spanbruch- und Spanabtransportproblemen unmittelbar versagen und dadurch die Prozesssicherheit gefährden. *Biermann et al.* setzten in transparentem Material eingebettete Proben und Hochgeschwindigkeitsmikroskopie ein, um die sonst beim Bohren und Tiefbohren nicht einsehbare Spanbildung zu analysieren [BKE14] und die Prozess- sowie Werkzeugauslegung, z. B. bei schwer zerspanbaren Nickelbasislegierungen, zu unterstützen [BK15]. *Sabou* untersuchte beim Mikrotiefbohren unterschiedliche Prozessüberwachungskonzepte basierend auf verschiedenen Kenngrößen, wie z. B. Kräften, Wirkleistung, KSS-Druck und KSS-Volumenstrom sowie Körperschallsignalen, um zahlreiche Prozesszustände und -störungen zu erkennen und anschließend Strategien bzw. adäquate Gegenmaßnahmen zu entwickeln [Sab15]. *Klocke* und *Wirtz* entwickelten eine adaptive Prozessregelung für das Tiefbohren mit ELB kleiner Durchmesser basierend auf der Überwachung von Axialkraft und Spanaustrittsfrequenz [KWW09, Wir10]. Durch eine rekursive Parameteridentifikation ist es gelungen, ein leistungsstarkes prädikatives Regelungssystem aufzubauen, das sehr robust auf Störungen reagiert und auch bei Spänestauzuständen die Axialkraft

ohne signifikante Kraftspitzen konstant hält. Des Weiteren entwickelte *Wirtz* eine spezielle Messvorrichtung zur Erfassung der aus der Bohrung austretenden Späne, die zwar keine Spanmassenbestimmung zulässt, aber zuverlässig die Frequenz und die zeitliche Häufigkeitsverteilung der Spanaustritte ermöglicht.

### Untersuchungen zum Wendeltiefbohren

Wie die Untersuchungen von *Biermann* und *Felderhoff* an verschiedenen Werkstoffen gezeigt haben, sind mit Wendeltiefbohrern in der Regel höhere Schnittwerte und somit wichtige Produktivitätsvorteile erzielbar [BF10a, BF10b, Fel12]. Um die oft im Vergleich zum ELB bestehenden Nachteile bezüglich der Bohrungsgüte zu eliminieren, werden von den Werkzeugherstellern zahlreiche Verbesserungsansätze verfolgt. Obwohl eine Grundgeometrie langer und überlanger Wendelbohrer durch die entsprechenden Normen DIN 340 und DIN 1869 vorgegeben wird [DIN06b, DIN06a], sind moderne WTB hinsichtlich des Schneidenschliffes, der Schneidenmikrogestalt, der Führungsfasenanordnung und -gestalt, der Spannungeometrie sowie Kerndicke, der Verjüngung, der Kühlkanalgestaltung und vieles mehr im Detail optimiert worden [Mül04, Hul05, Kre08, UKK<sup>+</sup>13]. Auch dreischneidige Werkzeugkonzepte werden trotz ihres limitierten Spanraums erfolgreich bei der Aluminiumgussbearbeitung eingesetzt [Mun15]. Ein Anwender konnte dadurch den Standweg von  $l_f = 560$  m mit zweiseidigen Wendelbohrern auf  $l_f = 12\,288$  m steigern. Beim Tiefbohren unter MMS-Bedingungen mit einer Sonderausführung des dreischneidigen Werkzeugs wird von einer signifikanten Produktivitätserhöhung auf Basis eines hohen realisierbaren Vorschubs von  $f = 0,9$  mm berichtet [Mun15].

Wissenschaftler aus Darmstadt beschäftigten sich mit dem Wendeltiefbohren und fanden heraus, dass die Verschleißentwicklung durch steigende Bohrerlängen bei sonst identischen Randbedingungen begünstigt wird [AEHT07, Ell08]. Zum Teil kann dieses Verhalten auf stärkere Torsionsschwingungen bei längeren Werkzeugen zurückgeführt werden. *Fujara* entwickelte eine rechnergestützte Auslegungs- und Optimierungsmethode für lange Wendelbohrer und berücksichtigte dabei eine Vielzahl von technologischen Faktoren und die daraus resultierenden Restriktionen auf das Werkzeugdesign [Fuj11]. *Schäfer* betrachtete die Torsionsratterschwingungen beim Wendeltiefbohren und bestätigte, dass ein Impuls ausreichend ist, um eine Torsionsschwingung auszulösen, die einen welligen Bohrungsgrund erzeugt und durch die anschließende Spanungsdickenmodulation weitere regenerative Schwingungen verursacht [Sch15a]. Die entwickelte Simulation, basierend auf einem Spanungsquerschnitts-, einem Kraft- und einem dynamischen Werkzeugmodell, konnte diese Effekte realitätsnah abbilden und stellt somit ein leistungsfähiges Instrument für die dynamische Prozess- und Werkzeugauslegung dar. Die Schwingungsfrequenz wird maßgeblich durch den Drallwinkel, die Schnittgeschwindigkeit und die Werkzeuglänge beeinflusst, während die Schwingungsamplitude neben dem Drallwinkel und der Bohrerlänge primär vom Freiwinkel abhängig ist, was *Schäfer* auf die Prozessdämpfung durch Freiflächenreibung zurückführt. Des Weiteren konnte er zeigen, dass eine negative Schutzfase an den Nebenschneiden des Werkzeugs bei hohen Vorschüben und mittleren Schnittgeschwindigkeiten zu einer deutlich erhöhten Stabilität führt [Sch15a].

Bei der Bearbeitung von 42CrMo4+QT mit einer Härte von  $53 \pm 2$  HRC untersuchte *Richarz* das WTB bei einem Durchmesser  $d = 5$  mm und einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 30$  [Ric16]. Als technologisch sinnvolle Einsatzparameter für die Hartbearbeitung

ermittelte er eine Schnittgeschwindigkeit von ca.  $v_c = 50$  m/min und Vorschübe von etwa  $f = 0,08$  mm bei einem KSS-Druck von  $p_{KSS} = 80$  bar. Des Weiteren kamen unterschiedliche Spitzenanschliffe und Beschichtungen zum Einsatz, deren Einsatzverhalten im Hinblick auf den Verschleiß und die bohrtiefenabhängige Prozessdynamik sowie Bohrungsqualität analysiert wurde [Ric16].

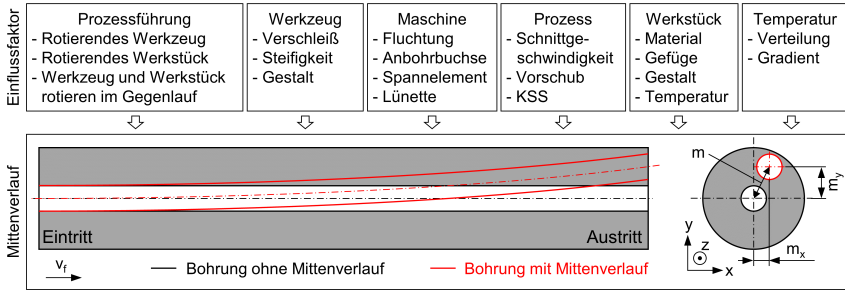
### Tiefbohren unter Minimalmengenschmierung

In den 1990er Jahren förderte das Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) das Kooperationsvorhaben „Trockenbearbeitung prismatischer Teile“, in dem mehrere Forschungspartner gemeinsam mit Werkzeug- und Maschinenherstellern sowie industriellen Anwendern die Trockenbearbeitung bzw. MMS untersuchten [VDI98]. Beim Tiefbohren umfassten die Arbeiten Analysen von ELB-Prozessen in Stahl, Grau- und Aluminiumguss mit Druckluftunterstützung und MMS [CEZT97]. Trotz steigender Verschleißraten ist aufgrund der Graphitschmierung bei den Graugusswerkstoffen eine Trockenbearbeitung mit druckluftunterstütztem Späneabtransport realisierbar. Um den Führungsleistenverschleiß zu minimieren, wurden diese Wirkelemente im Einlaufbereich gerundet und poliert, was in Kombination mit einer MMS eine vollständige Vermeidung des Verschleißes ermöglichte. Beim Trockenbohren von Aluminiumguss mit ELB dagegen führten die thermischen Belastungen und die Adhäsionsneigung des Werkstoffes zu starken Materialanhaftungen am Werkzeug, um bis zu 100 % gestiegenen Kräften und schließlich zum Versagen des Werkzeugs aufgrund zugesetzter Spannuten. Eine prozessichere Bearbeitung konnte nur durch den Einsatz von MMS realisiert werden, wobei der Fokus auf die optimale Gestaltung der MMS-Zuführung durch Vermeidung von Toträumen sowie durch zusätzliche Austritte am Umfang des Bohrkopfes lag [WT97]. Umfangreiche Untersuchungen zum Tiefbohren des Stahls C45 mit Wendelbohrern des Durchmessers  $d = 10$  mm unter Verwendung einer MMS wurden von *Petulli* und *Heinemann* durchgeführt [Pet03, PH03a, PH03b]. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die Tiefbohrbearbeitung bis zu einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 10$  mit der verwendeten äußeren MMS-Zufuhr realisierbar ist. Die Verwendung einer amorphen Kohlenstoffschicht konnte aufgrund ihrer reibungsmindernden Wirkung die Spanabfuhr verbessern und das Bohrmoment reduzieren, allerdings sind keine Standzeitvorteile, teilweise sogar Einbußen von 10...15 %, im Vergleich zu den TiN-/MoS<sub>2</sub>-Referenzschichten zu verzeichnen [HH09]. Die Entwicklungen im Bereich der MMS- und der Werkzeugtechnologie ermöglichen auch das Tiefbohren mit kleinen ELB-Werkzeugen vom Durchmesser  $d = 2,04$  mm bei einer Bohrtiefe von  $l = 135$  mm [BHRF11, HRFH12]. Dabei kommt ein neu entwickeltes MMS-Gerät mit erhöhtem Maximaldruck von bis zu  $p = 15...16$  bar zum Einsatz, dessen Mischdüse sich in unmittelbarer Nähe der Spindel positionieren lässt und somit die Werkzeugversorgung mit MMS-Aerosol auch bei hohen Drehzahlen zuverlässig gewährleistet werden kann. Beim Wendeltiefbohren von Kurbelwellenstahl mit MMS erzielten *Murakami et al.* durch eine TiAlN-Beschichtung mit einer Deckschicht auf Diamantbasis sehr große Standzeitsteigerungen von bis zu 1000 % im Vergleich zur Emulsionsschmierung [MY07]. Diese Vorteile liegen allerdings nur bis zu einer Schnittgeschwindigkeit von ca.  $v_c = 120$  m/min vor, während bei  $v_c = 150$  m/min identische und bei  $v_c = 180$  m/min sogar deutlich geringere Standmengen durch die MMS als unter Emulsionskühlung erreicht werden konnten. *Kulkarni et al.* erzielten auch eine Verbesserung der Standzeit beim Tiefbohren unter einer wasserbasierten MMS [KMK14].

Beim MMS-Tiefbohren von GGG80 konnte durch die Überlagerung von hochfrequenten Ultraschall-Axialschwingungen ( $f = 24 \dots 27$  kHz) mit einer Amplitude von lediglich  $l = 10 \mu\text{m}$  ein günstigeres Verschleißverhalten und eine gesteigerte Standzeit erzielt werden [NHS<sup>+</sup>08]. Dabei wurden ELB mit einem Durchmesser von  $d = 4$  mm und einer Gesamtlänge von  $l = 220$  mm zur Fertigung von Bohrungen mit einer Bohrtiefe von  $l = 115$  mm eingesetzt. Mit Bezug auf die thermische Bauteilbelastung bei der MMS-Bearbeitung untersuchten *Tai et al.* das Wendeltiefbohren von Sphäroguss mit Durchmesser  $d = 10$  mm und einem  $l/D$ -Verhältnis der Bohrung von  $l/D = 20$  [TSWS11, Tai11, TSS13]. Bei einem MMS-Druck von  $p_{\text{MMS}} = 5$  bar wurden ab mittlerer Bohrtiefe Spänestaussituationen mit starken Bohrmomentanstiegen beobachtet. Diese sind auf die Reibung zwischen den sich stauenden Spänen und der Bohrungswand zurückzuführen und rufen eine große Temperaturentwicklung im Bauteil hervor, die mit fünf über die Bohrtiefe verteilten Thermoelementen im Werkstück erfasst wurde. Beim erhöhten Druck von  $p_{\text{MMS}} = 10$  bar konnte dagegen ein hohes Maß an Prozesssicherheit durch die verlässliche Späneabfuhr des höheren MMS-Volumenstroms erzielt werden. Einen weiteren Einfluss des höheren MMS-Druckes auf die thermische Bauteilbelastung wurde allerdings nicht beobachtet. Die mithilfe einer FE-Simulation und inverser Wärmequellenbestimmung (vgl. Kapitel 2.5.2) ermittelte thermische Belastung der Bohrungswand wurde dabei auf  $24 \dots 66\%$  des gesamten ins Bauteil fließenden Wärmestroms beziffert [TSS13]. Bei der MMS-Wendeltiefbohrbearbeitung von V8-Zylinderkurbelgehäusen aus Aluminiumguss untersuchte die *General Motors Corporation* den Einfluss des Spitzenwinkels, der Verjüngung, der Schnittgeschwindigkeit, des Vorschubes, des MMS-Druckes und der MMS-Menge auf die Bauteiloberflächentemperatur [HTFG08]. Diese wurde mithilfe einer Thermografiecamera an einer speziell entlang der Tiefbohrung gefrästen und hinsichtlich der Emissivität präparierten Oberfläche in einem radialen Abstand von  $l = 2,5$  mm zu der Tiefbohrung des Werkstückes gemessen. Auf Basis eines „Box and Behnken“-Versuchsplans konnten die Einflüsse modelliert und daraus mathematisch das Optimum ermittelt werden. Dieses lag für die untersuchten Parameterbereiche bei dem maximalen Spitzenwinkel von  $\sigma = 135^\circ$ , der maximalen Verjüngung von  $j = 0,266$ , der höchsten Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 300$  m/min, dem höchsten Vorschub von  $f = 0,8$  mm, dem größten MMS-Druck von  $p_{\text{MMS}} = 6$  bar und der größten MMS-Menge von  $\dot{V}_{\text{MMS}} = 80$  ml/h. Zwei Jahre später zeigten darauf aufbauende Serienfertigungsversuche, dass die Standzeit der Werkzeuge höher als beim Standard-ELB-Prozess und die Produktivität um den Faktor 7 höher ist. Dadurch können Maschinen und Investitionsmittel eingespart und die bauteilbezogenen Herstellkosten gesenkt werden [HFDS10].

### 2.3.3 Mittenverlauf beim Tiefbohren

Neben den klassischen Anforderungen an eine Bohrung, wie z. B. geringe Durchmesser- und Rundheitsabweichung sowie gute Oberflächenqualität, sind beim Tiefbohren der sogenannte Mittenversatz und -verlauf weitere Qualitätsmerkmale der Bohrung, die oft eine entscheidende Rolle für die spätere Funktionsfähigkeit des entsprechenden Bauteils spielen. Beim Mittenverlauf handelt es sich um den radialen Lagefehler der tatsächlichen Bohrungsmittelachse relativ zur idealen Bohrungsschse, während der Mittenversatz den radialen Lagefehler des Bohrungsaustrittes relativ zum Eintritt widerspiegelt (s. Abbildung 2.11). In vielen Anwendungsfällen aus dem Werkzeug- und Formen-, Hydraulik-, Getriebe- sowie Motorenbaubereich werden tiefe Bohrungen als Kühl-, Temperier- oder



**Abbildung 2.11:** Mittenverlauf beim Tiefbohren inkl. Einflussfaktoren nach [Stü83, Kes11]

Ölversorgungskanäle genutzt. Die Versorgung der entsprechenden Funktionselemente mit dem benötigten Fluid erfolgt in der Regel über Querbohrungen, die die Tiefbohrung kreuzen. Dabei ist es wichtig, dass der Mittenverlauf möglichst gering ist, damit der konstruktiv festgelegte Durchdringungsquerschnitt zwischen den beiden sich kreuzenden Bohrungen eingehalten werden kann [Stü83]. Auf diese Weise werden z. B. in modernen Zylinderköpfen hydraulische Ventilspielausgleichselemente und die Lagerstellen der Nockenwellen mit Öl versorgt. Auf Bearbeitungszentren werden tiefe Bohrungen mit  $l/D > 30 \dots 40$  aufgrund bestehender Limitierungen der Arbeitswege und der maximalen Werkzeuglänge oft von zwei Seiten gebohrt, was hohe Anforderungen an den Mittenversatz stellt, um eine ausreichende radiale Überlappung der Bohrungsquerschnitte im mittleren Bohrungsbereich zu gewährleisten. Auch bei dünnwandigen Tiefbohrsituationen ist der Mittenverlauf eine bedeutsame Größe, die in diesem Fall ein seitliches Austreten des Werkzeugs aus dem Bauteil und somit ein Versagen des Bohrers sowie Ausschussproduktion verursachen kann. Bei teuren Komponenten aus dem Bereich der Erdöl- und Erdgasexploration musste der Hersteller einen um den Faktor von ungefähr 8 langsameren Erodierprozess einsetzen, da bei Probebohrungen mit ELB (Durchmesser  $d = 5 \text{ mm}$  und Bohrtiefe  $l = 2500 \text{ mm}$ ) ein Mittenverlauf von mehr als  $m = 28 \text{ mm}$  aufgetreten ist [SW11].

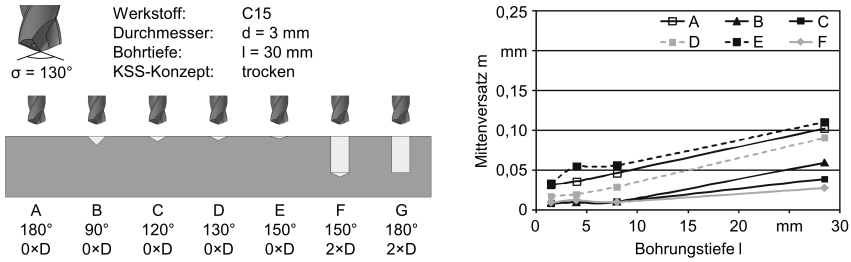
Des Weiteren wird die spanende Bearbeitung vieler Komponenten und damit auch das Tiefbohren oft am Ende der Wertschöpfungskette durchgeführt. An dieser Stelle verfügt das Bauteil über einen hohen Gegenwert, sodass ein Ausschuss aufgrund unzureichender Genauigkeit der Bohrung oder Werkzeugbruch während des Tiefbohrprozesses vermieden werden muss. Wissenschaftler und Unternehmen beschäftigen sich daher seit Jahrzehnten mit der Analyse und Optimierung von Tiefbohrwerkzeugen und -prozessen. Dabei stellen die Prozesssicherheit und die Vermeidung von nicht reproduzierbarem Verschleiß sowie sporadischem Werkzeugversagen eine Zielsetzung der Entwicklungen dar. Im Bereich des Mittenverlaufs leistete *Stürenburg* einen großen Beitrag zur Verbesserung des Verständnisses, indem er grundlegende Untersuchungen zu den Entstehungsursachen und -mechanismen der Mittenabweichung durchführte [Stü83]. Ein zentrales Ergebnis seiner Arbeit ist die Tatsache, dass die Anbohrphase und insbesondere das Übermaß der Anbohrbuchse die Entwicklung des Mittenverlaufs maßgeblich beeinflussen. Die Vorgänge in diesem Prozessabschnitt untersuchte *Stürenburg* für unterschiedliche Arbeitsweisen und fand heraus, dass bei rotierendem Werkstück die Abweichung im Vergleich zur Pro-

zessführung mit rotierendem Werkzeug signifikant reduziert werden kann. Eine weitere Reduzierung des Mittenverlaufs erzielte er bei gegenläufig rotierendem Werkzeug und Werkstück, wobei anzumerken ist, dass dieser Einfluss insbesondere beim Anbohren eine wichtige Rolle spielt und im weiteren Verlauf der Tiefbohrung an Bedeutung verliert. Darüber hinaus konnte nachgewiesen werden, dass die Auslenkung des Werkzeugschaftes als eine weitere Ursache des Mittenverlaufs von den Fliehkräften und nicht von einem Ausknicken durch die Vorschubkraft dominiert wird. Der axiale Rückstand der Führungsleiste zur Schneide ist ebenfalls eine wichtige Größe, welche die Verkipfung des Bohrkopfes beeinflusst (vgl. [Kes11]).

Im Bereich des Wendeltiefbohrens untersuchte *Heinemann* das Verschleißverhalten und die erzielbare Mittengenauigkeit von Werkzeugen mit Durchmesser  $d = 3$  mm bei der Bearbeitung eines Kohlenstoffstahls unter Variation der Anbohrführung [Hei12b]. Beim Tiefbohren mit einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 10$  kamen sechs unterschiedliche Zentrier- bzw. Pilotbohrungsvarianten und eine Referenzsituation ohne Vorbereitung des Werkstückes zum Einsatz (s. Abb. 2.12). *Heinemann* konnte zeigen, dass der Anbohrvorgang auch beim Wendeltiefbohren eine ausschlaggebende Rolle bei der Ausbildung des Mittenverlaufs spielt. Darüber hinaus weist auch der Verschleiß eine Abhängigkeit von der Anbohrsituation auf und hat wiederum Auswirkungen auf den Mittenverlauf. Die größte Standmenge konnte ohne jegliche Vorbereitung des Werkstückes (Variante A) erzielt werden, allerdings bei einer der größten Mittenabweichungen, die auf ähnlichem Niveau wie die Varianten D und E liegt. Die Vorteile im Verschleißverhalten führt *Heinemann* auf das sanfte, über mehrere Bohrerumdrehungen stattfindende, Eindringen des Werkzeugs ins Material zurück. Dagegen beobachtet er bei den Anbohrvarianten mit einem spitzeren Winkel als am Tiefbohrer selbst Ausbrüche an den Schneidenecken, die aus Instabilitäten beim Anbohren mit diesen exponierten Schneidenabschnitten resultieren. Generell wird der gemessene Mittenverlauf mit fortschreitendem Verschleiß höher, bei der Betrachtung der Ergebnisse im Neuzustand des Werkzeugs lässt sich aber eindeutig feststellen, dass die Führung durch eine Pilotbohrung (Variante F) den geringsten Mittenverlauf erzeugt. In diesem Fall hat auch der fortschreitende Verschleiß den geringsten Einfluss auf die Mittenabweichung, was den Anbohrvorgang und nicht den Verschleiß als Hauptursache für die Entstehung von Mittenverlauf identifizieren lässt. Um die Vorteile des sanften Eintauchens (Variante A) mit der guten Anbohrführung der Variante F (Pilotbohrung) zu kombinieren, untersuchte *Heinemann* gesondert eine letzte Variante G, die eine Pilotbohrung mit einem flachen Bohrungsgrund kombiniert. Entgegen der Erwartungen lieferte aber diese Anbohrsituation trotz geringer Mittenabweichungen nicht den gewünschten Verschleißverringereffekt, was erneut die Komplexität der Wirkzusammenhänge beim Anbohren verdeutlicht.

Mit Fokus auf dem Werkstoffeinfluss bei schwefelarmen Edelbaustählen analysierte *Felderhoff* die Auswirkungen der Schnittwerte und der Werkzeuggestalt unter anderem auf den Mittenverlauf beim Einlippen- und Wendeltiefbohren [Fel12]. Bei den Werkzeugen mit Durchmesser  $d = 5$  mm kamen eine Vielzahl an Werkzeuganschliffen für die Bearbeitung von Bohrungen mit einer Bohrtiefe von  $l = 150$  mm zum Einsatz. Im Gegensatz zu Untersuchungen beim Tiefbohren von Aluminiumguss mit identischem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 30$ , aber größerem Durchmesser von  $d = 10$  mm [BI12], erhielt *Felderhoff* eine signifikante Erhöhung des Mittenverlaufs mit steigendem Vorschub, was auf die höhere Axialbelastung bei der Stahlbearbeitung bei gleichzeitig geringerer Steifigkeit der





**Abbildung 2.12:** Mittenerlauf in Abhängigkeit vom Anbohr- bzw. Pilotbohrungskonzept [Hei12b]

kleineren Werkzeugen zurückzuführen ist. In einem Vergleich von WTB-Werkzeugen mit zwei und vier Führungsfasen konnte er nachweisen, dass die zweite Stützfasen hinter jeder Schneide eine wesentliche Rolle bei der Werkzeugführung spielt und somit maßgeblich zur Minimierung der entstehenden Mittenerabweichung beiträgt.

### Mittenerlaufmodellierung

Untersuchungen zum BTA- und Einlippentiefbohren führten Anfang der 1980er Jahre *Sakuma et al.* durch, wobei der Fokus auf der mathematischen Beschreibung des auftretenden Mittenerlaufs beim bekannten bzw. vorgegebenen Fluchtungsfehler der Anbohrbuchse sowie der Abstützlünette lag [STKT81]. In beiden Fällen liefern die analytisch ermittelten Gleichungen eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Interessant ist die Tatsache, dass sich ein radialer Versatz der Lünettenführung nur bei rotierendem Werkzeug negativ auf die Mittengenauigkeit auswirkt. Bei rotierendem Werkstück und stehendem Bohrer wird der dabei auftretende Effekt der Bohrstangenauslenkung über eine Bauteilumdrehung egalisiert. Des Weiteren wurden für das Einlippentiefbohren mit einem Durchmesser von  $d = 10 \text{ mm}$  Untersuchungen bei dünnwandigen Bohrungswandsituationen durchgeführt, die gezeigt haben, dass bereits nach einer Bohrtiefe von  $l = 200 \text{ mm}$  ein systematisches Verlaufen des Werkzeugs in Richtung der dünnwandigen Bauteilseite erfolgt. Liegt der Mittenerersatz bei Wandstärken von  $s_w = 15 \text{ mm}$  und  $s_w = 12 \text{ mm}$  noch unterhalb  $m = 50 \mu\text{m}$ , so beträgt dieser bei der dünnwandigsten Situation mit  $s_w = 6 \text{ mm}$  mehr als  $m = 0,2 \text{ mm}$ . Ähnliche Beobachtungen machte auch *Wittkop* beim Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle [Wit07, S. 44]. Trotz des vergleichsweise geringen  $l/D$ -Verhältnisses von  $l/D = 20$  bei einem Durchmesser von  $d = 15 \text{ mm}$  erhielt er bei Bohrungen im Randbereich der Versuchswerkstücke, bei denen die resultierende Wandstärke nur wenige Millimeter betrug, untypisch hohe Mittenerersatzwerte von bis zu  $m = 0,8 \dots 0,9 \text{ mm}$  in Richtung der dünnwandigen Seite. Weitere Untersuchungen von *Sakuma et al.* zum Bohrbuchsenspiel korrelieren mit den Erkenntnissen von *Stürenburg* und belegen, dass ein größeres Übermaß der Anbohrführung Vorgänge auslöst, die zu einem Verkippen des Bohrkopfes beim Anbohren und später zu einem stärkeren Mittenerlauf der Bohrung führen.

Basierend auf empirischen Ergebnissen stellten *Ramakrishna* und *Shunmugam* eine Regressionsgleichung zur Beschreibung des Mittenerlaufs beim BTA-Tiefbohren auf [RS87]. Eine Berücksichtigung im Rahmen der Berechnung fanden die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub, sodass der Mittenerlauf als Funktion dieser Einstellgrößen mathe-

matisch ausgedrückt wurde. Das Ergebnis ist eine quadratische Gleichung, die aufgrund der lediglich drei Variationspunkte pro Parameter eine hundertprozentige Abbildung der Messwerte erlaubt.

Im Jahr 2001 verfeinerten *Deng et al.* die einfachen geometrischen Betrachtungen von *Sakuma* durch die Erweiterung des Modells um weitere auslenkungsbestimmende Größen, wie z. B. den Bohrerdurchmesser und den E-Modul der Bohrstange bzw. des Bohrschaftes [DHC01]. Dadurch konnte die Durchbiegung des Werkzeugs aufgrund der Vorschubkraft berücksichtigt werden und etwas genauere Ergebnisse erzielt werden. Die Validierung der Berechnungen für unterschiedliche Positionen der Abstützlünette zeigt Vorhersagewerte zwischen diesen des *Sakuma*-Modells und den experimentell ermittelten Ergebnissen. Eine abschließende Varianzanalyse wurde genutzt, um quantitative Aussagen über die Ursachen für die Mittenverlaufsentsstehung treffen zu können. Der Fluchtungsfehler hat mit 80 % beim BTA und ca. 66 % beim ELB den größten Einfluss auf die erzielbare Mittengenauigkeit. An zweiter Stelle folgt der Lagefehler der Werkzeugabstützung mit ca. 15 % beim BTA und 26 % beim ELB. Dies erscheint plausibel, da der nichtkreisförmige Querschnitt des ELB größere Auslenkungsamplituden aufgrund der Fliehkräfte als die symmetrisch aufgebaute BTA-Bohrstange erfährt. Aus diesem Grund weist die Vorschubkraft beim ELB mit etwa 6 % einen größeren Einfluss auf den Mittenverlauf als beim BTA (ca. 4%) auf.

*Chin* und *Sheu* modellierten 2007 das BTA-Werkzeug mithilfe der Finite-Elemente-Methode und validierten ihre Simulationen durch eine Modalanalyse [CS07]. Anschließende statische Auslenkungsberechnungen wurden als Basis für die Vorhersage des Mittenverlaufs verwendet, lieferten aber an vielen Stellen schlechtere Ergebnisse im direkten Vergleich zu den Modellen von *Sakuma* und *Deng*. Insbesondere die genaue Abbildung eines Fluchtungsfehlers der Anbohrbuchse ist mit dieser Methode nicht gelungen. Im Jahr 2014 veröffentlichten *Woon et al.* Ergebnisse zum Einlippentiefbohren von Inconel 718 bei einem Durchmesser von  $d = 8$  mm und einer Bohrtiefe von  $l = 1000$  mm. Dabei wurde eine Bohrsituation mit geringer Wandstärke von  $s_w = 5$  mm untersucht und eine Modellierung zur Vorhersage des Mittenverlaufs vorgenommen. Diese basiert auf den Arbeiten von *Deng*, ist aber um eine analytische Berechnung der Prozesskräfte und der Nachgiebigkeit der dünnwandigen Bohrungswand erweitert worden. Für die zwei betrachteten Spannungsdicke-zu-Schneidkantenradius-Verhältnisse von  $h/r_\varepsilon < 1$  und  $h/r_\varepsilon > 1$  (mit bzw. ohne ausgeprägten Ploughing-Effekt) konnte der Mittenverlauf durch die entsprechend detaillierte Kraftberechnung sehr genau abgebildet bzw. vorhergesagt werden. Während der Mittenversatz im Normalfall ( $h/r_\varepsilon > 1$ ) bei etwa  $m = 1$  mm liegt, verdreifacht sich dieser bei der Bearbeitung mit Spannungsdicken kleiner als der Schneidkantenradius ( $h/r_\varepsilon < 1$ ), was auf die höheren Axialkräfte in diesem Fall zurückzuführen ist.

### Beeinflussung des Mittenverlaufs

Neben den grundlegenden Untersuchungen der Entstehungsmechanismen von Mittenverlauf führte *Stürenburg* auch Analysen zur Vermessung der auftretenden Lageabweichungen der Bohrungsachse unter Verwendung unterschiedlicher Messmethoden durch und stellte ebenfalls Möglichkeiten zur Reduzierung des Mittenverlaufs dar [Stü83]. Durch die Applikation von zusätzlichen Abstützelementen entlang eines ELB-Bohrschaftes konnte der Mittenversatz bei einem Durchmesser von  $d = 12$  mm und einer Bohrtiefe

von  $l = 400$  mm von  $m \approx 0,5$  mm auf  $m \approx 0,2$  mm um ca. 60 % reduziert werden. Darüber hinaus schlägt *Stürenburg* zwei weitere Ansätze zur Minimierung des Mittenverlaufs vor. Zum einen präsentiert er eine mechanische Lösung, die mithilfe einer schräg angestellten Scheibe ein Keilsystem unterhalb der Führungsleiste zyklisch verstellt und somit eine Auslenkung des Bohrkopfes in eine über die Scheibe vorgegebene Richtung realisiert. Zum anderen testet er erstmalig eine Kompensation der Schaftdurchbiegung auf Basis einer mit der Werkzeugrotation synchronisierten Kühlmittelpulsation. Dadurch werden innerhalb einer jeden Bohrerumdrehung die Kraftverhältnisse an der asymmetrisch liegenden Sicke so verändert, dass eine Richtungsänderung am Bohrkopf entsteht. *Enderle* griff dieses Konzept auf und promovierte 1994 zu diesem Thema [HE91, End94]. Seine Arbeiten konzentrieren sich auf die konstruktive Auslegung eines robusten KSS-Pulsators und auf die Modellierung der entsprechenden Einflüsse, die bei der Einstellung des Kompensationssystems relevant sind. Neben der gezielten Beeinflussung der Werkzeugverkipfung zur Minimierung der Mittenabweichung ließ sich durch die KSS-Pulsation teilweise auch eine Verbesserung des Spanbruchverhaltens erzielen, was für eine gesteigerte Prozesssicherheit sorgte. In den 2000er Jahren gelang es Wissenschaftlern aus Wien, den Ansatz der KSS-Pulsation weiterzuentwickeln und im Rahmen eines Forschungsprojektes mit dem Unternehmen SCHOELLER-BLECKMANN Oilfield Technology GmbH in eine industrielle Anwendung zu transferieren. Das Unternehmen setzt diese Technologie nach eigenen Angaben seit 2004 in der eigenen Fertigung ein [RMB<sup>+</sup>06, BMR].

Um bereits vorhandene Mittenabweichungen einer Tiefbohrung zu entfernen, entwickelte die US Navy Anfang der 1970er Jahre eine Lösung, die beim Aufbohren von tiefgebohrten Geschützrohren in der Lage ist, die Lageabweichung der Bohrung zu erfassen und diese über eine Anpassung der Bohrrichtung zu kompensieren [Pri71, Pri72]. Die Vermessung der Bohrung erfolgte mithilfe eines Lasermesssystems durch spezielle Kanäle im Werkzeug. Die Aktorik zur gezielten Einstellung einer Bohrrichtung basierte auf verstellbaren Elementen am Bohrkopf, die hydraulisch angesteuert werden konnten. Über fast zwei Jahrzehnte entwickelten und optimierten *Katsuki* und seine Kollegen ein ähnliches System, bei dem die aussteuerbaren Elemente nicht hydraulisch, sondern über Piezoaktoren realisiert wurden [KOS<sup>+</sup>92, KOS<sup>+</sup>00, KOS<sup>+</sup>11]. Sowohl die hydraulische Lösung von *Prince* als auch die piezoelektrisch basierte Entwicklung von *Katsuki* erfordern allerdings eine Vorbohrung und sind erst ab einem relativ großen Durchmesser von ca.  $D \approx 100 \dots 120$  mm einsetzbar.

Ein mechanisches Konzept zur Beeinflussung der Bohrrichtung beim BTA- bzw. Ejektortiefbohren wurde 1994 von den Schwäbischen Hüttenwerken GmbH zum Patent angemeldet [RZ]. Dabei wird über ein äußeres, stehendes Rohr ein Druckstück so zwischen Bohrstange und Bohrungswand positioniert, dass das Bohrgestänge in die gewünschte Bohrrichtung ausgelenkt werden kann. Das Unternehmen setzt dieses Verfahren bei der Fertigung von Kalanderwalzen ein, die eine Vielzahl an Kühl- bzw. Temperierbohrungen aufweisen [Sch15b]. Diese haben eine Gesamtlänge von bis zu  $l = 12\,000$  mm und werden von zwei Seiten tiefgebohrt. Aufgrund von Gefüge- und Härteunterschieden kommt es dabei zu sehr großen Mittenabweichungen, die das Unternehmen durch Ultraschallmessungen erfasst und diesen mithilfe des patentierten Druckstück-BTA-Verfahrens begegnet. Die thermischen Effekte standen im Fokus von Untersuchungen zur Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren dünnwandiger Bauteile von *Weinert*, *Biermann* und *Kessler* [WHP03, BWK09, Kes11]. Neben einer Kühlung der entsprechend vom Wär-

mestau betroffenen Stellen des Bauteils wurde auch die gezielte Richtungsveränderung der Mittenabweichungen durch die induktive Erwärmung des Bauteils analysiert. Dabei konnte festgestellt werden, dass die im dünnwandigen Bauteilbereich lokal gestiegenen Temperaturen nicht ausschlaggebend für die Entstehung des Mittenverlaufs sind, obwohl eine Materialentfestigung in diesem Wärmestaubereich vermutet wurde. Vielmehr führen die inhomogenen transienten Temperaturfelder zu einem Bauteilverzug während der Bearbeitung, der das BTA-Bohrwerkzeug abdrängte und somit zu einer Abweichung von der Sollachse nach Werkstückabkühlung führte. Unerwarteterweise konnte aufgrund der verwendeten Bauteilgestalt durch die zusätzliche Erwärmung der dünnwandigen Werkstückseite eine Reduzierung des Mittenverlaufs in dieser Richtung erzielt werden. Dies kann durch die voreilende Wärmeinbringung erklärt werden. Diese verlagert die Bohrungsachse vor dem Bohrkopf stärker in Richtung des Wärmestaus als die Werkzeugverkipfung selbst, sodass nach Abkühlung ein Mittenverlauf in Richtung der dickwandigen Seite resultiert [Kes11].

Beim Tiefbohren von Stahl und Aluminium auf Bearbeitungszentren untersuchte Löbke das Einsatzverhalten von ELB-Werkzeugen mit einem Durchmesser von  $d = 8$  mm mit einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 20$  [Löb03]. Neben technologischen Aspekten behandelte er auch den Einfluss eines Anbohrversatzes auf den Mittenverlauf der erzeugten Bohrung. Beim Anbohrversatz handelt es sich um eine radiale Verschiebung der Tiefbohrposition relativ zur Pilotbohrung. Somit erfährt das Tiefbohrwerkzeug eine Auslenkung bzw. Durchbiegung beim Einfädeln in die Pilotbohrung und erzeugt durch die auf diese Weise veränderte Bohrrichtung eine proportionale Mittenverlaufsabweichung. Löbke setzte das gezielte Versetzen des Tiefbohrwerkzeugs gegenüber der Pilotbohrung ein, um den beim Tiefbohren durch Querbohrungen prinzipbedingt resultierenden Mittenverlauf zu minimieren, konnte diesen allerdings nicht vollständig eliminieren.

## 2.4 Temperaturerfassung in der Zerspanung

Neben der mechanischen Belastung sind vor allem die im Zerspanprozess auftretenden Temperaturen von großem Interesse bei der Prozess- und Werkzeugauslegung, da diese oft einen begrenzenden Faktor darstellen. Im Gegensatz zu den Kräften, die im Allgemeinen an jeder Stelle im Kraftfluss erfasst werden können, müssen die Temperaturen wirkstellennah gemessen werden [DUM<sup>+</sup>07]. Des Weiteren schränken die kleine Wirkzone, die hohen Temperaturen und Aufheizraten sowie die großen örtlichen Temperaturgradienten die Auswahl an Temperaturmessverfahren stark ein [KK08, DT11, Ber14].

### 2.4.1 Messverfahren und -techniken

Stoffumwandlungseffekte, wie z. B. in Thermocolorfarben, werden meist werkzeugseitig eingesetzt, um eine Temperaturüberschreitung zu detektieren. Diese Methode benötigt aber eine gewisse Einwirkzeit, in der die Temperatur vorliegen soll, und ist daher meist nur bei stationären Temperaturfeldern anwendbar. Die kalorimetrische Wärmeermittlung wird im Bereich der Zerspanung oft zur Bestimmung der Gesamtwärmemenge, des Anteils im Werkstück oder in den Spänen eingesetzt [Eis00, Koe04, Opa03]. In der Regel wird der mittlere Temperaturanstieg des Bauteils oder einer Flüssigkeit ausgewertet, welche z. B. die Späne aufnimmt und dadurch erwärmt wird. Unter Kenntnis der Span- und Flüssigkeitsmasse  $m_{sp}$  bzw.  $m_{fl}$ , der spezifischen Wärmekapazitätswerte  $c_{p,sp}$  bzw.

$c_{p,fl}$  sowie des Temperaturanstiegs in der Flüssigkeit  $\Delta T_{fl}$  können nach Gleichung 2.3 bei Vernachlässigung der Kalorimeterverluste die ausgetauschte Wärmemenge  $\Delta Q_{sp} = \Delta Q_{fl}$  und dementsprechend auch der mittlere Temperaturabfall in den Spänen  $\Delta T_{sp}$  berechnet werden. Die eigentliche Temperaturmessung im Flüssigkeitsbad erfolgt meist mit thermoelektrischen Sensoren (Thermoelementen oder Widerstandsthermometern).

$$\Delta Q_{sp} = m_{sp} \cdot c_{p,sp} \cdot \Delta T_{sp} = \Delta Q_{fl} = m_{fl} \cdot c_{p,fl} \cdot \Delta T_{fl} \quad (2.3)$$

### Thermoelektrische Temperaturmessung

Die in der Zerspanung am meisten verbreiteten Temperaturmessverfahren basieren auf thermoelektrischen Effekten oder Strahlungsmessung. Vertreter der ersten Gruppe sind Widerstandsthermometer und Thermoelemente. Bei den Widerstandsthermometern wird der temperaturabhängige elektrische Widerstand von Leitern ausgenutzt, um über eine Messschaltung z. B. die Spannungsänderung bei konstantem Strom zu erfassen und darüber auf die Temperatur zu schließen. Oft wird Platin als Werkstoff für solche Sensoren eingesetzt, die üblicherweise mit einem Widerstand von  $R_0 = 100 \Omega$  oder  $R_0 = 1000 \Omega$  bei einer Referenztemperatur von  $T = 0^\circ \text{C}$  (Pt100 bzw. Pt1000) gefertigt werden. Thermoelemente dagegen basieren auf dem Seebeck-Effekt, der für eine sogenannte Thermospannung verantwortlich ist, die bei einer entsprechenden Werkstoffpaarung proportional zur Temperaturdifferenz zwischen der Mess- und einer Vergleichsstelle ist. Neben dem Einsetzen von kommerziell erhältlichen (Mantel-)Thermoelementen in Werkzeuge und Werkstücke wird der Seebeck-Effekt im Bereich der Zerspanung auch auf direktem Weg genutzt, indem das Werkstück und das Werkzeug ein Thermopaar bilden (Einmeißelverfahren) [KK08, DT11]. Dabei wird die Temperatur der Kontaktstelle gemittelt. Um die Kalibrierung zu erleichtern und die Temperatur unabhängig vom Werkstückmaterial erfassen zu können, wurde das sogenannte Zweimeißelverfahren entwickelt, bei dem mit zwei unterschiedlichen Schneidstoffen gleichzeitig ein Werkstück unter gleichen Bedingungen zerspannt und die Thermospannung zwischen beiden Werkzeugen gemessen wird. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, einen isolierten Draht als einer der Thermopartner im Werkzeug oder Werkstück zu applizieren oder das Thermoelement in Form einer Beschichtung auf die Span- bzw. Freifläche des Werkzeugs aufzutragen [DT11, Pan12, SIF<sup>+</sup>15].

### Strahlungsbasierte Methoden zur Temperaturerfassung

Eine weitere Gruppe an Verfahren zur Temperaturmessung, die bei der Analyse von Zerspanprozessen Anwendung findet, basiert auf der Erfassung von Wärmestrahlung [DUM<sup>+</sup>07, KK08, DT11]. Dabei wird die Gesetzmäßigkeit ausgenutzt, dass die von einem Körper abgestrahlte Energie ein Maß für seine Temperatur ist. Nach dem Planckschen Gesetz ist die spektrale Strahlungsdichte eine Funktion der Wellenlänge, die wiederum abhängig von der Temperatur der strahlenden Fläche ist. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Emissivität der Oberfläche, die ein Maß für die Strahlleistung im Vergleich zum idealen sogenannten schwarzen Strahler darstellt. Nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz (s. Gleichung 2.4) ist der Wärmestrom  $\dot{Q}_{str}$ , der von einer Oberfläche mit dem Flächeninhalt  $A$  und dem Emissionskoeffizienten  $\varepsilon$  abgestrahlt wird, proportional zur vierten Potenz der Oberflächentemperatur  $T$ . Die Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma_{sbk}$  beträgt  $\sigma_{sbk} \approx 5,670\,367 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ .

$$\dot{Q}_{\text{str}} = \varepsilon \cdot \sigma_{\text{sbk}} \cdot A \cdot T^4 \quad (2.4)$$

Zur Bestimmung der Temperaturen im Zerspanprozess werden vermehrt Thermografie-Kamerasysteme eingesetzt, die die Wärmestrahlung im infraroten Wellenlängenbereich detektieren. Insbesondere bei kleinen bzw. unbekanntem Emissionsgraden der Oberfläche kann die Reflexion sehr hoch sein und die Messung durch fremde, reflektierte Strahlung verfälschen. Daher besitzt die Bestimmung des für den Wellenlängenbereich des Messgerätes relevanten und von der Temperatur abhängigen Emissionskoeffizienten eine besondere Bedeutung bei der Ermittlung von belastbaren Ergebnissen mithilfe der Infrarot-Thermografie [DUM<sup>+</sup>07, SA15]. Unter Verwendung moderner Thermografietechnik mit hoher zeitlicher sowie lateraler Auflösung unter entsprechender Vorbereitung der aufzunehmenden Oberflächen zur Verbesserung der Emissivität kann auch der Spanentstehungsvorgang detailliert erfasst werden, wie in aktuellen Untersuchungen von *Abou-ridouane et al.* und *Arrazola et al.* nachgewiesen werden konnte [AKLV15, AASC15]. Aufgrund der spezifischen Anforderungen beim Wälzfräsen von Verzahnungen entwickelten Wissenschaftler aus Magdeburg ein spezielles Thermografiesystem für Wellenlängen  $\lambda < 1 \mu\text{m}$  mit einem schmalen Bereich  $\Delta\lambda < 100 \text{ nm}$  bei gleichzeitig hoher Abtastrate [FBKK14].

Die Einschränkungen, die aus unbekanntem Emissionskoeffizienten resultieren, können zum Teil durch das Funktionsprinzip des Zweifarben- bzw. Quotientenpyrometers umgangen werden, bei dem die Strahlungsintensität zweier unterschiedlicher Wellenlängen erfasst wird und die Emissionskoeffizienten sich bei der späteren Berechnung der Temperatur herauskürzen. Ungenauigkeiten birgt dieses Verfahren bei in Abhängigkeit von der Wellenlänge variierenden bzw. veränderlichen Emissionsgraden, da bei der Quotientenbildung von gleichen Werten ausgegangen wird. Darüber hinaus ist die Empfindlichkeit dieser Methode aufgrund der Erfassung von ausschließlich zwei Wellenlängen (bzw. sehr schmalen Wellenlängenbereichen) und keinem großen Wellenlängenbereich begrenzt. Auf Basis der Möglichkeit, die emittierte Wärmestrahlung durch Quarzfasern zu leiten, und aufgrund hoher realisierbarer Abtastraten sind Pyrometer sehr flexibel zur Bestimmung von lokalen Temperaturen in unmittelbarer Nähe der Wirkstelle oder an rotierendem Werkzeug einsetzbar.

#### 2.4.2 Temperaturmessung beim Bohren

Beim Bohren wird die Temperaturerfassung zusätzlich durch die Unzugänglichkeit der Wirkstelle erschwert, sodass teilweise weitere Messmethoden oder eine spezielle Applikation der Sensoren erforderlich sind [DUM<sup>+</sup>07, GZPW13]. Insbesondere die werkzeugseitige Temperaturerfassung stellt aufgrund des üblicherweise rotierenden Werkzeugs und der komplexen Spitzengestalt des Wendelbohrers eine große messtechnische Herausforderung dar. Eine Möglichkeit zur Erfassung der Schneidentemperatur beim Bohren wurde von *Bono* und *Ni* vorgestellt [BN02a]. Sie setzten im Werkstück eine isolierte Metallfolie in der Ebene senkrecht zur Bohrungsachse ein und konnten auf diese Weise ein Thermoelement zwischen der Folie und dem Werkzeug bilden. Gebohrt wurde eine Aluminiumlegierung, und die Ergebnisse zeigen, dass die Temperatur entlang der Schneide relativ konstant ist. Ausnahmen sind im Bereich der Querschneide und der Schneidenecke zu erkennen, die auf Wärmestaueffekte an diesen Stellen hindeuten. Eventuell sind

aber die ermittelten Verläufe auch auf prinzipbedingte Messungenauigkeiten aufgrund der stark variierenden Kontaktfläche zwischen Messfolie und Werkzeug zurückzuführen. Viele Wissenschaftler untersuchten die Temperaturen beim Bohren unter Verwendung von im Werkzeug eingebetteten Thermoelementen. *Bagci und Ozcelik* nutzten dünne Thermoelemente mit einem Durchmesser von lediglich  $d = 0,127$  mm und einer sehr schnellen Reaktionszeit von  $t = 10$   $\mu$ s. Diese wurden durch die Kühlkanäle des Werkzeugs geführt und am Austritt befestigt, um dort die Werkzeugtemperatur zu erfassen. Untersucht wurden eine Stahl- und eine Aluminiumlegierung unter verschiedenen Prozessführungsstrategien. Zum einen wurde kontinuierlich und zum anderen stufenweise gebohrt. Durch die Unterbrechungen des Bohrvorgangs konnte eine deutliche Reduzierung der thermischen Werkzeugbelastung erzielt werden [BO06]. Ein Aufbau zur Übertragung des Messsignals zweier Thermoelemente, positioniert in einem rotierenden Wendelbohrer, wird in [BK05] beschrieben. Auch *Le Coz et al.* verwendeten Thermoelemente beim Bohren, um die auf der Werkzeugsplanfläche wirkende thermische Belastung in einem Abstand von etwa  $l = 0,5$  mm von der Schneidenecke zu ermitteln. Untersucht wurde die dort auftretende Temperatur beim Bohren von Ti6Al4V unter Minimalmengenschmierung. Im analysierten Vorschubbereich ( $f = 0,1 \dots 0,16$  mm) konnten Temperaturen von  $T = 590 \dots 620$  °C gemessen werden. Bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 30$  m/min auf  $v_c = 35$  m/min wurde insbesondere bei den höheren Vorschubwerten eine Erhöhung der Temperatur beobachtet [LMD<sup>+</sup>12]. *Li und Shih* präparierten die Freifläche von Wendelbohrern und applizierten stirnseitig Thermoelemente. Beim Bohren von Titan untersuchten sie die Abhängigkeit der Temperatur von der Schnittgeschwindigkeit [LS07] und verwendeten die Ergebnisse, um eine FE-Simulation der thermischen Werkzeugbelastung zu validieren.

Die Zweifarben-Pyrometrie stellt auch beim Bohren eine adäquate Methode zur Erfassung der Werkzeugtemperatur dar, erfordert allerdings speziell präparierte Werkstückproben, die kleine, axial zur späteren Bohrrichtung oder senkrecht zur Schneide eingebrachte Bohrungen enthalten, welche zur Aufnahme von Quarzfaser-Elementen dienen. Im Bohrprozess passiert jede Freifläche des Bohrers die Messbohrung, und die emittierte Wärmestrahlung wird über die Quarzfaser zum eigentlichen Messgerät geleitet, in dem sie detektiert und in eine Temperatur umgerechnet wird [UNH07]. In diesen Untersuchungen erfassen *Ueda et al.* eine von der Querschneide zur Schneidenecke steigende Temperatur, die auf die steigende Schnittgeschwindigkeit und somit Reibung zurückgeführt wurde. Des Weiteren konnte im Vergleich zum Trockenprozess ein deutlich größerer Einfluss der MMS auf die Reduzierung der Werkzeugtemperatur beim Bohren (ca. -25 %) als beim Fräsen (-10...15 %) und Drehen (ca. -5 %) nachgewiesen werden [UHY06, UNH07]. Um einen konstanten Abstand zwischen dem Messobjekt, in diesem Fall der Freifläche, und der Quarzfaser zu gewährleisten, setzten *Beno und Hulling* eine Vorrichtung ein, welche die Quarzfaser mit der Vorschubbewegung der Maschine koppelt und somit eine konstante Entfernung zum Bohrer ermöglicht [BH12]. *Schulze et al.* verwendeten eine ähnliche Versuchsanordnung in Ringspanversuchen beim Bohren, um die thermische Belastung entlang der Schneide zu erfassen und anschließend als Wärmequelle in eine thermische FE-Simulation des Bauteils einzusetzen [SZML13]. *Risse* ermittelte die Temperaturverteilung entlang der Schneide eines Wendelbohrers für unterschiedliche Durchmesser  $d = 3 \dots 10$  mm und beobachtete, dass die Temperatur nahezu linear mit dem Durchmesser ansteigt, aber unabhängig von diesem im mittleren Bereich der

Schneide ein Maximum aufweist [Ris06]. Des Weiteren zeigten weiterführende Analysen, dass die Führungsfasentemperatur bis zu einem Werkzeugdurchmesser von etwa  $d = 5$  mm der Temperatur an den äußeren Schneidenbereichen entspricht, während diese bei größeren Durchmessern deutlich niedriger sein kann [Ris06].

Auch werkstückseitig werden oft Thermolemente zur Erfassung der thermischen Belastungen eingesetzt [FRVO15, KKD02a, TSS13]. Dabei spielt neben der Reaktionszeit der Thermolemente auch die Anbindung der Messstelle im Bauteil eine wichtige Rolle bei den Messungen. Ein exemplarischer Vergleich einer Thermolementmessung mit deutlich schnelleren Thermografieaufnahmen [SA15] zeigt, dass die Reaktionszeit von Thermolementen generell nicht ausreichend ist, um schnell stattfindende Temperaturanstiege, z. B. in der Bohrungsrandzone, zu erfassen. Somit sind Messungen mit trägen Thermolementen in unmittelbarer Nähe der Bohrung nur bedingt verwertbar [KC02]. Dagegen lassen sich mit Thermolementen mit kurzer Reaktionszeit und adäquater Wärmekopplung zum Werkstück auch große Temperaturgradienten erfassen [ZW06]. Mit Bezug auf die Strahlungsmessung bestätigten *Segurajauregui* und *Arrazola*, dass die Bestimmung der Oberflächenemissivität ausschlaggebend für die Ermittlung belastbarer Messwerte ist. Bei den Messungen mit einer Infrarot-Kamera lackierten die Wissenschaftler die Oberfläche des Bauteils mit einer schwarzen matten Farbe und erzielten somit einen hohen Emissionskoeffizienten von  $\varepsilon \approx 0,95$ . Die simulationsgestützten Analysen zur Bestimmung der Wärmestromdichte auf Basis der Messungen bestätigten, dass der Wärmeeintrag ins Bauteil mit steigenden Schnittwerten sinkt. Auch Pyrometer können für die Bestimmung der Bauteiltemperatur beim Bohren verwendet werden, wie in der Studie von *Sato et al.* gezeigt [SATT13]. In einem Versuchsaufbau mit rotierendem Werkzeug wurde dabei eine Quarzfaser in die Kühlkanäle des Werkzeugs eingesetzt, um die Bohrungsgrundtemperatur unmittelbar hinter der Schneide zu messen. Zur Signalübertragung vom rotierenden Bohrer ins stationäre Pyrometer ist dabei eine spezielle Drehdurchführung erforderlich, welche die rotierende und die stationäre Quarzfaser koppelt [SATT13]. Untersucht wurden dabei zwei Stahl- und eine Titanlegierung sowie unterschiedliche Bohrtiefen und Bauteildimensionen. Die beobachtete steigende Temperatur bei höheren Bohrtiefen ist auf die längere Eingriffszeit zurückzuführen. Interessant sind allerdings die Erkenntnisse, dass der Vorschub nahezu keinen Einfluss auf die Bohrungsgrundtemperatur aufweist, was unter Umständen mit der Tatsache zusammenhängt, dass der Wärmeeintrag in die Bauteilrandzone hinter dem Schneidkeil primär von der Trennarbeit und der Freiflächenreibung geprägt wird. Die Trennarbeit ist unabhängig vom Vorschub. Der Freiflächenkontakt dagegen hängt durchaus von dem effektiven Freiwinkel ab. Dieser stellt sich aufgrund der helikalen Schneidenbewegung zwischen Freifläche und Bohrungsgrund je nach Vorschub ein und wird mit steigendem Vorschub geringer. Allerdings ergeben sich bei dem verwendeten zweischneidigen Bohrer mit Durchmesser  $d = 12$  mm und Vorschüben von  $f = 0,1 \dots 0,25$  mm Winkelveränderungen von  $\Delta\alpha_{\text{eff}} = 0,076 \dots 0,190^\circ$  zum nominalen Freiwinkel, die nicht ausreichend sind, um die Größe der Kontaktzone zwischen Freifläche und Bohrungsgrund zu beeinflussen. Daher bleibt die Bohrungsgrundtemperatur bei der Vorschubvariation auf einem nahezu konstanten Niveau.



## 2.5 Simulation thermischer Effekte in Zerspanprozessen

### 2.5.1 Modellierungstechniken

Im Bereich der Simulation von Zerspanprozessen existiert eine Vielzahl an Methoden, die spezifische Werkzeug-, Werkstück- oder Maschinenaspekte im Rechner abbilden können. Geometrisch-kinematische Ansätze können auf unterschiedlichen Modellierungstechniken zur Repräsentation von Werkzeug und Werkstück, wie z. B. Constructive Solid Geometry (CSG), (Multi-)Dexel-Board oder punkt- und linienbasierten Modellen, aufbauen und sind besonders gut für die Abbildung des Materialabtrags auf Basis einer Verschneidung von Werkzeug und Werkstück geeignet [AKB<sup>+</sup>14]. Dabei werden hauptsächlich komplexe 5-Achs-Fräsprozesse, aber zunehmend auch Schleifoperationen betrachtet, bei denen erst durch die Simulation eine detaillierte Abbildung der Vielzahl einzelner Schneiden- bzw. Korneingriffe ermöglicht wird. Durch entsprechende Kraft- und Dynamikmodelle sind solche Simulationssysteme in der Lage, auch das dynamische Prozessverhalten und somit auch die entstehende Bauteiltopografie inklusive nachgiebigkeits- und schwingungsbedingter Oberflächenfehler sowie -abweichungen vorherzusagen.

Die Finite-Elemente-Methode (FEM) stellt eine weitere Möglichkeit zur Simulation von Zerspanprozessen dar [KK08]. Diese basiert auf der Unterteilung des Kontinuums, z. B. des Werkstücks, in eine endliche Anzahl an Subgebieten, die sogenannten finiten Elemente (FE). Anschließend wird die Lösung der sich ergebenden partiellen Differentialgleichungen mithilfe numerischer Approximationsverfahren an den sogenannten Integrationspunkten innerhalb der FE berechnet und über die entsprechenden Ansatzfunktionen auf die Eckpunkte der FE (genannt Knoten) transferiert. Im Falle einer mechanischen Finite-Elemente-Analyse (FEA) werden über den Ansatz der Minimierung der potenziellen Energie die Knotenverschiebungen als primäre Berechnungsgröße, genannt Freiheitsgrad oder Degree of Freedom (DOF), ermittelt. Basierend darauf können die dazugehörigen Dehnungen und, über das hinterlegte Materialgesetz, die entsprechenden Spannungen berechnet werden. Nichtlinearität entsteht, wenn z. B. ein plastisches Materialverhalten abgebildet werden soll. Dabei hängt die Lösung von der Evaluation des Materialmodells ab, das wiederum von der Lösung (Verschiebung, elastische und plastische Dehnung) abhängig ist. Dies führt zu einem nichtlinearen Gleichungssystem und hohem Rechenaufwand. Ein großes Einsatzgebiet der FEM im Bereich der Zerspanung ist die Simulation des Spanbildungsvorgangs [AÖU<sup>+</sup>13]. Dabei müssen die Besonderheiten der hohen Temperaturen und Aufheizraten, der hohen Umformgrade und Deformationsgeschwindigkeiten bzw. Dehnraten sowie der komplexen Reibungseffekte berücksichtigt werden [AÖU<sup>+</sup>13]. Eine Vielzahl an Wissenschaftlern beschäftigt sich mit der Bestimmung von geeigneten Materialmodellparametern [Hal09] und der Entwicklung von Reibungsmodellen unter realen Zerspanbedingungen [CMRF10, PKL14, SZB<sup>+</sup>14]. Generell existieren zwei unterschiedliche Techniken zur Abbildung der Materialdeformation bzw. -bewegung innerhalb der FEM. Bei der *Lagrange*-Modellierung bewegen sich die Knoten mit dem Werkstoff, und daher wird bei den auftretenden großen Verformungen eine Neuvernetzung zur Entzerrung der stark deformierten FE mit anschließender Übertragung der Daten vom Alten auf das neu generierte Netz, dem sogenannten „*mapping*“, erforderlich. Im Gegensatz dazu bewegen sich die Knoten bei der Eulerschen Modellierung nicht, sondern sind ortsfest. Auf diese Weise kann das Material das nicht bewegliche Netz „durchströmen“, was die Anwendung dieser Methode bei der Abbildung von stationären

Vorgängen und im Bereich der Strömungssimulation begründet. Um die Vorteile beider Techniken zu vereinen, werden auch kombinierte Ansätze, z. B. die ALE-Methode (Arbitrary Lagrangian Eulerian), verfolgt [AÖU<sup>+</sup>13, KLP14, Pul15].

Da das Werkstück der eigentliche Wertschöpfungssträger und daher von besonderem Interesse ist, fördert die DFG seit 2010 das Schwerpunktprogramm (SPP) 1480 „Modellierung, Simulation und Kompensation von thermischen Bearbeitungseinflüssen für komplexe Zerspanprozesse“, das sich auf die rechnergestützte Abbildung von bauteilseitigen Effekten bei der Trockenbearbeitung bzw. Minimalmengenschmierung fokussiert. Neben klassischen Verfahren, wie Drehen, Bohren oder Fräsen, werden auch das Wälzfräsen und das Tiefbohren sowie die Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide behandelt [BI15]. Basierend auf den Vorhersagen der entwickelten Simulationen werden geeignete Kompensationsstrategien zur Minimierung und Vermeidung von thermisch bedingten Verzügen, Abweichungen oder Randzonenbeeinflussungen erarbeitet. Oft werden mehrskalige Simulationsmodelle aufgebaut [HMS<sup>+</sup>15], da aufgrund der verfügbaren Rechenressourcen keine ganzheitliche Abbildung einer vollständigen Bearbeitung in einer detaillierten Spanbildungssimulation möglich ist. Vielmehr werden einzelne Schneideeingriffe beim Fräsen oder wenige Umdrehungen beim Bohren auf der Spanbildungsebene betrachtet und weitere, meist FE-basierte, Methoden zur Abbildung des Werkstückes auf der Makroebene herangezogen. Eine breite Anwendung finden dabei Modellierungstechniken, die auf den Arbeiten von *Carlaw* und *Jäger* zur Temperaturentwicklung während des Gleitreibungskontaktes aufbauen [Jäg42, CJ59]. Bei der bauteilseitigen Abbildung von Zerspanprozessen mit dieser Methode wird das Werkzeug durch eine oder mehrere bewegte Wärmequellen substituiert, um die Prozesslasten auf das Bauteil aufzubringen. Für das Drehen von verschiedenen Werkstoffen unter variierten KSS-Strategien entwickelte *Sukaylo* ein Modell zur Vorhersage der thermischen Bauteilverzüge [Suk03, SKK<sup>+</sup>04, SKP<sup>+</sup>05]. Dabei berücksichtigte er den Wärmeaustausch mit der Umgebung bzw. mit den unterschiedlichen KSS-Varianten auf Basis von zuvor mithilfe eines eigens dafür entwickelten Sonderprüfstandes ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten. Der Materialabtrag in der unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie zweidimensional (2D) durchgeführten Simulationsrechnung wurde durch das gezielte Herabsetzen der wärmephysikalischen Materialeigenschaften der abzutragenden FE berücksichtigt. Basierend auf Untersuchungen zum Grundmaterial [SZAS13, SZAS14b] analysierten *Aurich*, *Schindler* und *Zimmermann* das Drehen von einem Verbundwerkstoff bestehend aus SiC-Partikeln in einer Aluminiummatrix [AZSS15b, AZSS15a] und berücksichtigten dabei nicht nur die werkstück- [Zim15] sondern auch die werkzeugseitigen [SZAS14a, SZAS15] thermischen Ausdehnungen. Aufgrund der anspruchsvollen Bearbeitung und der darin begründeten, relativ langen Eingriffszeiten erfährt auch das Werkzeug eine starke thermische Ausdehnung in radialer Richtung von teilweise mehr als  $u_{\text{rad}} \approx 20 \mu\text{m}$ , die aufgrund der rotatorischen Prozesskinematik für doppelt so hohe Durchmesserabweichungen am Bauteil verantwortlich ist [AZSS14, SZAS15].

*Puls* erarbeitete ein mehrskaliges Modell des Drehprozesses zur Vorhersage der thermisch induzierten Verzüge und daraus resultierenden Abweichungen [Pul15] unter besonderer Berücksichtigung der Reibung [PKL12, PKL14]. Mithilfe eines gekoppelten Ansatzes wurden auf der Mesoskala umfangreiche Einflussfaktoren (die Spannungsdicke und -breite, der Orthogonalspanwinkel, der Schneidkantenradius, die Verschleißmarkenbreite, die Schnittgeschwindigkeit und die Werkstofftemperatur) und ihre Auswirkung auf den

ins Werkstück induzierten Wärmestrom abgebildet. Dieser wurde anschließend mathematisch modelliert und im Rahmen einer makroskopischen thermoelastischen Simulation der Bauteildeformation während der Drehbearbeitung eingesetzt. Auf diese Weise erzielt *Puls* eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen Untersuchungen und dem entwickelten Simulationsmodell [Pul15].

Die bei der Fräsbearbeitung entstehenden thermischen Werkstückdeformationen und resultierenden Abweichungen sind der Schwerpunkt von mehreren Forschungsvorhaben im Rahmen des SPP 1480. Da verbreitete geometrisch-kinematische Ansätze meist keine Berücksichtigung thermischer Effekte erlauben und die FEM nur bedingt den komplexen Materialabtrag beim Fräsen abbilden kann, bestehen Bestrebungen, beide Modellierungstechniken zu koppeln, um die entsprechenden Vorteile nutzen zu können. Eine Möglichkeit zur simulationsgestützten Vorhersage des real gefertigten Bauteils inklusive der verzugsbedingten Form- und Maßfehler stellt eine gekoppelte Hybridsimulation, bestehend aus einer geometrisch-physikalischen Modellierung und einer adaptiven FEA, dar [JBK<sup>+</sup>13, SJK15]. Im ersten Schritt wird dabei die kraftbasiert ermittelte Wärmequelle zu jedem Prozessschritt aus der geometrisch-kinematischen Umgebung an das FE-Modell übergeben, welches ein Temperaturfeld im Werkstück und das daraus resultierende Verschiebungsfeld berechnet. Dieses wird anschließend an die geometrisch-kinematische Simulation zurück übergeben. Dabei können auch dynamische Instabilitäten, wie z. B. das Rattern, abgebildet werden [SJKZ15b]. Die Untersuchungen zeigen, dass beim instabilen Fräsprozess deutlich weniger Wärmeeintrag ins Werkstück induziert wird. Darüber hinaus muss das Beschleunigungsverhalten der WZM berücksichtigt werden, da anderenfalls große Diskrepanzen zwischen der in der Simulation idealisierten und der real benötigten Prozesszeit auftreten können [SJKZ15a].

Auch Eigenspannungen, die durch den Fräsprozess in die Randzone des Werkstücks eingebracht werden, können insbesondere bei dünnwandigen Strukturbauteilen große Verzüge verursachen [WCZ<sup>+</sup>05, Söl10, SAZO13]. *Sölter* entwickelte daher ein Modell zur Berechnung und Simulation dieser Deformationen, basierend auf einer sogenannten Quellkraft, die ein Maß für die Beeinflussung der Randzone darstellt [Söl10]. *Gulpak et al.* erweiterten die Plattentheorie von *Sölter* um die thermische Bauteilbeeinflussung und konnten somit die Überlagerung dieser Effekte abbilden [GSB13, GS15]. Für die Identifikation der Wärmequellenparameter setzten die Wissenschaftler eine neue Methode aus dem Bereich der nichtlinearen Optimierung ein [WGB<sup>+</sup>14, WB15]. Der dabei zum Einsatz kommende Solver WORHP („We Optimize Really Huge Problems“) ist ursprünglich in einem Forschungsprojekt für die Raumfahrt entstanden und wird seit 2006 von *Büskens* und seinem Team kontinuierlich weiterentwickelt. *Denkena et al.* verwenden ein gekoppeltes Simulationssystem auf Dxel- und FEM-Basis zur Vorhersage der thermomechanischen Bauteilabweichungen beim Fräsen [DSH<sup>+</sup>13]. Die kraftbasierte Wärmequellenbestimmung erlaubt eine hohe Genauigkeit bei der Berechnung der Temperaturentwicklung im Werkstück [DSM<sup>+</sup>15] und ermöglicht die Ermittlung der thermoelastischen Bauteilverzüge sowie der darauf aufbauenden Anpassung der NC-Bahnen zur Kompensation der Abweichungen [DN15].

Der Schritt der Temperaturmessung und -validierung kann unter bestimmten Randbedingungen entfallen. So erfassten *Löhe et al.* die Bauteildeformation beim Fräsen einer dünnwandigen Struktur mit sehr hoher Abtaste und zeigten, dass der Bereich des Messsignals zwischen zwei Schneideneingriffen, in dem keine Kraft auf das Werk-

stück wirkt, als thermische Deformation identifiziert werden kann [LZ12, LZR12, LZ14]. Darauf aufbauend wurden die Wärmequellen über die Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems bestimmt. Des Weiteren kann die Wärmestromdichte auch mithilfe einer multivariaten Regressionsrechnung basierend auf experimentellen Ergebnissen mathematisch beschrieben werden. Auf diese Weise ermittelten *Pabst et al.* die in Gleichung 2.5 dargestellte Potenzfunktion für die pro Zeit und zerspannte Oberfläche ins Werkstück eingebrachte Wärmemenge  $\dot{q}_{ws}$  beim Planfräsen von EN-GJL-250 im Gleichlauf (Faktor 1,09) in Abhängigkeit von den relevanten Größen Zahnvorschub  $f_z$ , Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ , axialer und seitlicher Zustellung  $a_p$  bzw.  $a_e$ , Spanwinkel  $\gamma$  sowie Eckenradius der Wendeschneidplatte  $r_\varepsilon$  [PFM10].

$$\dot{q}_{ws}(f_z, v_c, a_p, a_e, \gamma, r_\varepsilon) = 14480 \cdot f_z^{-0,68} \cdot v_c^{0,76} \cdot a_p^{0,21} \cdot a_e^{-0,31} \cdot \gamma^{-0,14} \cdot r_\varepsilon^{0,19} \cdot 1,09 \quad (2.5)$$

Für das Trockenwälzfräsen entwickelten Wissenschaftler aus Magdeburg ein mehrskaliges Modell zur Abbildung der thermischen Bauteildeformationen an großen Zahnradern [KBKH15]. Zunächst wurden die sich aus jeder Wälzstellung ergebenden Wärmequellen mithilfe einer Spanbildungssimulation modelliert [SBL<sup>+</sup>12, SBL<sup>+</sup>13], um anschließend einen gekoppelten Ansatz auf Basis einer Dixel-Werkstückrepräsentation und einer FE-gestützten Berechnung der Gesamtdeformation zu entwickeln [KBKH15]. Die Herausforderung bestand in der Abbildung von Hinterschneidungen, die z. B. aufgrund der Protuberanz bei modernen Zahnradgestalten entstehen und mithilfe von Unterbrechungen in den radial angeordneten Dixel-Elementen realisiert wurden. Nur auf diese Weise war es möglich, eine detailgetreue simulative Betrachtung von großen Zahnradern (Modul  $m = 22$  mm; Außendurchmesser  $d = 3100$  mm und Zähnezahl  $z = 139$ ) mit vertretbarem Aufwand vorzunehmen.

Eine ähnliche Vorgehensweise realisierten *Schumann et al.* beim Innenrundschäl Schleifen zur Abbildung der lokalen und globalen thermischen Belastungen auf das Werkstück [SSK<sup>+</sup>15]. Die Kopplung zwischen der Mesoebene, in welcher die Spanbildung bei einzelnen Korneingriffen abgebildet wird [HMHS11], und der Makroebene, welche die globalen Bauteilverzüge darstellt, bildet die Auswertung einer geometrisch-kinematischen Simulation des Schleifprozesses, die quantitative Ergebnisse über die aktiven Körner und die dazugehörigen Spanwinkel, Einzelkornspannungsdicken etc. liefert [HMS<sup>+</sup>15].

### 2.5.2 Simulation des Bohrprozesses

Insbesondere unter Trocken- oder MMS-Bearbeitungsbedingungen wird ein Großteil der bei der Zerspanung ins Werkstück eingebrachten Wärme nicht unmittelbar abgeführt, wodurch lokale und globale thermische Ausdehnungen und Spannungen im Bauteil verursacht werden. Beim Bohren ist prozessbedingt der Wärmeanteil, der ins Werkstück induziert wird, vergleichsweise hoch (vgl. Tabelle 2.1), und dementsprechend konzentrieren sich zahlreiche Untersuchungen auf dieses Fertigungsverfahren [Dyc07, Pab08, SA15]. Die thermischen Bauteilverzüge, die auf die Bohrungsfertigung zurückzuführen sind, haben einen negativen Einfluss nicht nur auf die Genauigkeit der herzustellenden Bohrung selbst sondern auch auf die der nachfolgenden Bearbeitungsoperationen, wie z. B. das Bohren weiterer Bohrungen, das Reiben oder das Fräsen. Daher beschäftigt sich eine Vielzahl an Untersuchungen zum Kurzlochbohren mit der Ermittlung von geeigneten Reihenfolgen

bei der Fertigung von mehreren Bohrungen in einem Bauteil [WL02b, Alj12, FRVO15]. Dabei spielen vor allem die lateralen thermischen Ausdehnungen bzw. Verlagerungen des Werkstückes eine Rolle, die zu einer Lageabweichung der Bohrungen nach Abkühlung des Bauteils führen. Zusammenfassend können zwei grundsätzliche Erkenntnisse abgeleitet werden. Zum einen resultiert durch das Bohren von benachbarten Bohrungen eine starke lokale Erwärmung, die je nach Bauteilgestalt ungünstig sein kann und daher zu vermeiden ist. Zum anderen ist eine Abfolge, die im Einspannbereich des Bauteils anfängt, ungünstig, da die dort induzierte thermische Ausdehnung die Lage aller weiteren Bohrungen beeinflusst. Daher ist eine Reihenfolge mit Startbohrung im Bauteilsektor, der am weitesten entfernt von der Einspannstelle ist, und Endbohrung im Spannbereich zielführender, da auf diese Weise ausschließlich Werkstückregionen erwärmt werden, die später nicht bearbeitet werden und das Bauteilgebiet zwischen Einspannung und aktueller Bohrung nahezu unbeeinflusst bleibt [WL02b, FRVO15].

Um die Wärmeeinbringung ins Werkstück zu berechnen, kombinierten *Bono* und *Ni* analytische Modelle der Wärmeverteilung in der Scherzone und der Wärmegenerierung durch Spanflächenreibung und setzten die so ermittelte Wärmestromdichte als thermische Last in einer FE-Berechnung der Bauteiltemperaturen ein [BN02b]. Mithilfe der verwendeten zweidimensionalen rotationssymmetrischen Abbildung des Bauteils konnten die mit Thermoelementen experimentell gemessenen Temperaturen zu einem Zeitpunkt kurz vor dem Austritt des Bohrers mit guter Genauigkeit simuliert werden. In ähnlichen Arbeiten simulierten *Kalidas et al.* durch drei unterschiedliche Wärmequellen für die Quer-, Haupt- und Nebenschneidenbereiche des Werkzeugs die Temperaturverläufe an diskreten Stellen im Bauteil und berechneten basierend darauf eine Bohrungsaufweitung aufgrund des sekundären Materialabtrags an der thermisch deformierten Bohrungswand durch die Nebenschneiden des Bohrwerkzeugs [KKD02a, KKD02b]. Um die instationären Temperaturfelder beim Bohren realitätsgetreu abzubilden, modellierten *Weinert* und *Grünert* den Bohrprozess nach dem Ansatz von *Carlsaw* und *Jäger* als eine ringförmige Wärmequelle, die mit der entsprechenden Vorschubgeschwindigkeit entlang einer im FE-Modell bereits existierenden Bohrung bewegt wird [WG06]. Anschließend konnten basierend auf den thermischen Betrachtungen auch die radialen Deformationen bestimmt werden [WG07]. *Pabst* setzte eine ähnliche Methode bei der Modellierung des Bohrprozesses ein und führte nach Validierung seiner Berechnungen an einer Einzelbohrung auch Simulationen von mehreren aufeinanderfolgenden Bohrungen in einem Bauteil durch [Pab08]. Dabei untersuchte er drei verschiedene Methoden der Wärmelastaufbringung und achtete darauf, dass die insgesamt eingebrachte Wärmemenge bei allen Varianten gleich ist. Zum einen wurde die Wärmestromdichte auf die gesamte Bohrungswandfläche über die gesamte Bearbeitungszeit und vergleichend nur in der ersten Sekunde appliziert. Zum anderen verwendete *Pabst* auch eine über vier Simulationsschritte axial entlang der Bohrungswand bewegte Wärmequelle, was sich als die zielführendste Methode erwies. Die eingesetzten Werte der Wärmestromdichte in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und vom Vorschub wurden mithilfe einer Regressionsrechnung, basierend auf experimentell ermittelten Temperaturanstiegen im Bauteil und kalorimetrischer Berechnung der Wärmemenge, mathematisch modelliert. Das Ergebnis ist eine Exponentialfunktion, die für die Bohrbearbeitung der Aluminiumgusslegierung AlSi10Mg unter MMS-Bedingungen in Gleichung 2.6 dargestellt ist. Diese Methode der Wärmequellenbestimmung ist allerdings nur dann zielführend, wenn

der Materialabtrag nicht berücksichtigt wird und die Wärmelast an eine im FE-Modell bereits bestehende Bohrungswand aufgebracht wird. Bei einer Modellierung mit Materialabtrag wird erwärmtes Material stückweise aus der Berechnung herausgenommen, was deutlich höhere Wärmequellenwerte erfordert, um die gleiche realitätsgetreue Wärmebringung ins Bauteil zu erreichen.

$$\dot{q}_{ws}(v_c, f_z) = 3145,097 \cdot e^{-2,7 \cdot 10^{-3} \cdot v_c - 10,1265 \cdot f_z} \quad (2.6)$$

Ohne eine im FE-Modell vorgefertigte Bohrung und ohne Berücksichtigung des Materialabtrags modellierte *Chung* eine zuvor analytisch berechnete und experimentell validierte Wärmequelle als Volumenlast innerhalb der Bohrung ( $[q] = \text{W/m}^3$ ) und untersuchte den Unterschied zwischen einer stehenden und einer entlang der Bohrung bewegten Lastaufbringung. Die Untersuchungen ergaben, dass je nach Bauteilgestalt beide Modelle in der Lage sind, eine gute Abbildung der Temperaturen zu gewährleisten. Im Gegensatz zu anderen Untersuchungen setzte *Chung* eine über die Bohrtiefe nicht konstante, sondern eine gegen einen Endwert asymptotisch steigende bewegte Wärmequelle ein und erzielte dadurch eine sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten [Chu05].

Mithilfe von Spanbildungssimulationen kann der lokale Materialabtrag im Bereich der Werkzeugschneide abgebildet werden, allerdings eignen sich solche Modellierungen aufgrund des sehr hohen Rechenaufwandes nicht für globale Prozess- und Bauteilbetrachtungen. Meist lassen sich nur zweidimensionale Berechnungen oder wenige Werkzeugumdrehungen beim Bohren in 3D realisieren [TB14, BATW14]. Eine Möglichkeit, um den durch die Zerspanung stattfindenden Materialabtrag in FE-Simulationen zu berücksichtigen, stellt die Methode der Elementdeaktivierung dar [WKSP05, WGKH05]. Dabei werden die Materialbereiche in der Simulation entsprechend der fortschreitenden Vorschubbewegung ausgewählt und anschließend die dazugehörigen FE entfernt bzw. deaktiviert. Um eine Neuformulierung der entsprechenden Gleichungssysteme durch diese Netzveränderungen zu vermeiden, bleiben die deaktivierten Elemente weiterhin im FE-Modell enthalten. Die Deaktivierung wird in diesem Fall über ein Herabsetzen ihrer Materialeigenschaften auf infinitesimale Werte realisiert. Bei mechanischen Berechnungen wird dies durch den E-Modul, bei thermischen Simulationen dagegen durch die Wärmeleitfähigkeit der entsprechenden Materialbereiche bzw. FE umgesetzt. Dies bewirkt eine praktisch nicht vorhandene Steifigkeit in mechanischen Analysen und eine nahezu perfekte Wärmeisolation der „zerspannten“ Bereiche in thermischen Berechnungen. Auf diese Weise ermöglicht die Deaktivierung von Elementen eine bauteilseitige FE-Prozesssimulation unter Berücksichtigung des für die Zerspanung kennzeichnenden Materialabtrags. Dementsprechend findet diese Methode vielfache Anwendung, wie zahlreiche Untersuchungen belegen. *Schumann et al.* setzten sie ein, um bei unterschiedlichen KSS-Konzepten die thermische Belastung des Bauteils zu simulieren [SMHB14]. Die anhand von Thermoelementmessungen im Werkstück validierten Ergebnisse veranschaulichten die Leistungsfähigkeit dieser Materialabtragsmodellierung, die sowohl beim Trocken- als auch beim Bohren unter kryogener  $\text{CO}_2$ -Schneestrahlkühlung und Tiefbohröl eine verlässliche Vorhersage der Temperaturen lieferte. Trotz des Verbleibs der FE im Modell können an der angrenzenden Bohrungswand weitere Randbedingungen, wie z. B. konvektiver Wärmeübergang zur Abbildung der KSS-Kühlung, aufgebracht werden. Direkte Vergleiche zwischen der Modellierung mit und ohne Materialabtrag belegen, dass die Elementdeaktivierung insbesondere bei Bauteilen geringer Stärke wichtig

ist, da mit vordefinierter Bohrung im FE-Modell große Steifigkeitsunterschiede zur realen Bearbeitung und dementsprechend Ungenauigkeiten der Simulationsvorhersage entstehen [Alj12, SA15].

Mithilfe einer Materialmodellierung der Phasenumwandlung und einer feinen örtlichen sowie zeitlichen Auflösung der Werkzeugumdrehung konnte auch die Ausbildung von martensitischen Randzonenschichten beim Bohren des Vergütungsstahls 42CrMo4 simulativ abgebildet werden [Mic14, SZML13]. Weiterführende Untersuchungen unter detaillierter Berücksichtigung der Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Werkstück und MMS innerhalb der Simulation konnten nachweisen, dass die im Vergleich zum Trockenbohren um etwa  $\Delta T = 175^\circ\text{C}$  geringere Maximaltemperaturen unter MMS-Einsatz die Martensitbildung vollkommen unterdrücken können [BFS<sup>+</sup>15]. Dabei liegt die berechnete Maximaltemperatur für das MMS-Bohren mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 400\text{ m/min}$  ungefähr auf dem gleichen Niveau von  $T \approx 600^\circ\text{C}$ , auf welchem sich das Trockenbohren mit einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100\text{ m/min}$  befindet. Da bei diesen Temperaturen keine Austenitisierung des Stahls stattfindet, wird unter Einsatz der MMS auch bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Randzonenbeeinflussung durch Martensitbildung unterdrückt, während es bei der Trockenbearbeitung bereits ab Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 200\text{ m/min}$  zu Phasenumwandlungen kommen kann. Auch in neueren Untersuchungen werden analytische Modelle zur Kraft- und Wärmetentstehungs- sowie Wärmeverteilungsberechnung verwendet und mit FE-Berechnungen der Bauteiltemperaturen kombiniert [KBB14, KBB15]. Dabei werden, ähnlich wie in den Arbeiten von *Kalidas et al.*, drei Wärmequellen (Quer- und Hauptschneide sowie Spannutenbereich) betrachtet. Diese werden durch die Lösung von inversen Wärmeleitungsproblemen ermittelt und an Bohrungsgrund sowie -wand aufs FE-Modell aufgebracht. Dabei modellierten *Kuzu et al.* den Materialabtrag ebenfalls durch das Entfernen von FE aus dem bereits bearbeiteten Bohrbereich. Eine Berücksichtigung von anisotropem Materialverhalten wurde z. B. bei der Bearbeitung von kohlenstoffstärkten Kunststoffen implementiert, um die höhere Wärmeleitfähigkeit in Richtung der Fasern nachzubilden und realistische Ergebnisse zu generieren [SSM<sup>+</sup>15]. In einem Vergleich beim Bohren unter Trocken-, MMS-Bedingungen und Überflutungsschmierung zeigten die über eine FE-Simulation ermittelten Wärmequellen den erwarteten fallenden Trend mit steigendem KSS-Einsatz [BCL11, LBV<sup>+</sup>13]. Allerdings bestimmten *Lauro et al.* bei MMS eine deutlich stärkere Konvektion mit Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha_{\text{mms}} = 1100\text{ W/m}^2\text{K}$  als beim Trockenbohren und Bohren unter Überflutungsschmierung mit  $\alpha_{\text{tr}} = 150\text{ W/m}^2\text{K}$  bzw.  $\alpha_{\text{üs}} = 300\text{ W/m}^2\text{K}$ . Generell können bei MMS durch extrem hohe Wärmeübergangskoeffizienten auftreten, da die Strömungsgeschwindigkeit dabei beträchtlich höher ist als bei jeder Form der Nassbearbeitung [Sat15]. Dies ist auf den großen Volumenstrom der Druckluft bzw. der MMS zurückzuführen, der auch bei geringen Drücken aufgrund der geringen Dichte und der Luftkompressibilität erreicht wird.

Beim Wendeltiefbohren von Gusseisen mit einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 20$  unter Verwendung einer MMS analysierte *Tai* experimentell die thermische Bauteilbelastung und entwickelte unterschiedliche FE-basierte Simulationsansätze zur Vorhersage der Bauteiltemperaturen [Tai11]. Über inverse Wärmeleitungsprobleme [TSS12] ermittelte er die Parameter zweier Wärmequellen – eine für den Bohrungsgrund und eine für die Bohrungswand. Die Bohrungswandwärmequelle besteht aus mehreren, entlang des Bohrers

positionierten Stützpunkten, sodass auch die Abbildung von lokalen Spänestauwirkungen realisierbar ist [TSWS11, TSS13]. *Tai* konnte in ersten 2D-Rechnungen zeigen, dass beim Durchmesser  $d = 10$  mm bereits ab einer Bohrtiefe von  $l = 120$  mm die sekundäre Erwärmung der Bohrungswand einen größeren Wärmestrom ins Bauteil induziert als die primäre Erwärmung im Bereich des Bohrungsgrunds. Da die Länge der zu simulierenden Bohrung beim Tiefbohren eine besondere Herausforderung an die Effizienz der Simulation darstellt, stieß auch *Tai* an die Grenzen moderner Rechner und konnte bei komplexen Bauteilgestalten nicht den gesamten Prozess mit Berücksichtigung des Materialabtrags bei vertretbarem Aufwand dreidimensional abbilden. Er entwickelte daher ein Wärmeträgerkonzept, bei dem die Bohrung vor der Bearbeitung in einem Schritt aus dem FE-Modell vollständig entfernt wird. Anschließend fährt ein Ersatzmodell des Bohrers axial durch die bereits vorgefertigte Bohrung und gibt über Kontaktbedingungen Wärme an die Bohrungswand ab. *Tai* verwendete diese Vorgehensweise auch bei der Bearbeitung einer Aluminiumknetlegierung (Al6061-T6) und übertrug die an einfachen Bauteilen ermittelten Wärmequellen auf ein einseitig eingespanntes Werkstück, in welchem vier aufeinanderfolgende Bohrungen gefertigt wurden [TJSS12]. Mithilfe des Wärmeträgermodells simulierte er anschließend eine laterale thermische Ausdehnung von  $u_{\text{sim}} = 51$   $\mu\text{m}$ . Die Validierung erfolgte anhand der maschinenintegrierten Vermessung von mehreren speziell eingebrachten Messbohrungen an beiden Enden des Bauteils mithilfe einer Messuhr und ergab eine Verschiebung von  $u_{\text{mess}} = 61$   $\mu\text{m}$ . Die Messzeit würde eine Abkühlung und daher kleinere Ausdehnungen verursachen, daher vermutete *Tai*, dass die Diskrepanz durch die Maschinen- sowie Messuhrgenauigkeit von ca. 10  $\mu\text{m}$  begründet werden kann.

### Strömungssimulation

Ein weiterer Ansatz, der zunehmend an Bedeutung im Bereich der rechnergestützten Auslegung von Bohrwerkzeugen und -prozessen gewinnt, ist die Strömungssimulation (Computational Fluid Dynamics bzw. CFD), die meist auf der numerischen Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen basiert. Damit lassen sich insbesondere die Kühlschmierstoffströmungen und die Wärmeaustauschbedingungen detailliert abbilden und darauf aufbauend thermische Effekte simulieren. *Aurich* und *Fallenstein* setzten CFD-Simulationen ein, um die optimale Position des Kühlkanalaustrittes eines Wendelbohrers anhand der wirkstellennahen Temperaturen und der erzielbaren Kühlleistung zu ermitteln [AF13, FA14]. Des Weiteren untersuchten *Beer et al.* den Einfluss des Kühlkanaldurchmessers sowie einer Freiflächenmodifikation, die neben der Verschleißbegrenzung eine wirkstellennahe Kühlung der Werkzeugschneide ermöglicht [BÖB14, BÖB15]. Die Verschleiß- und Standzeitergebnisse beim Bohren von Inconel 718 zeigen, dass ein größerer Kühlkanaldurchmesser nicht zwangsläufig von Vorteil ist, da der dadurch erhöhte Volumenstrom bei gleichem Druck die Schneidenbereiche im engen Spalt zwischen Bohrungsgrund und Freifläche nicht besser als beim Referenzbohrer mit kleinerem Kühlkanaldurchmesser erreicht. Durch eine in der Freifläche des Werkzeugs mit einem konstanten Abstand zur Schneide eingebrachten Nut kann wiederum die Strömung so maßgeblich beeinflusst werden, dass große Standzeitvorteile aufgrund der verbesserten Kühlung zu erzielen sind.



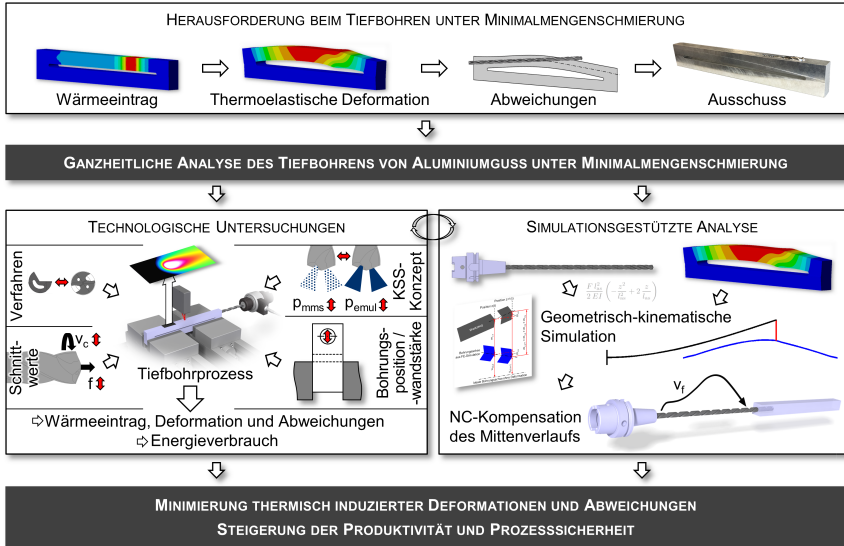


### 3 Zielsetzung und Methoden

Das Wendeltiefbohren ist ein produktives Verfahren zur Erzeugung von Bohrungen mit einem  $l/D$ -Verhältnis von etwa  $l/D = 30 \dots 40$ , wobei mit Sonderwerkzeugen auch etwa doppelt so hohe Werte von bis zu  $l/D = 60 \dots 70$  erzielt werden können. Durch den symmetrischen Aufbau des Werkzeuges sind in der Regel deutlich höhere Vorschübe als beim einschneidigen Konzept des Einlippenbohrens realisierbar, worin die erhöhte Nachfrage nach dem WTB-Verfahren begründet liegt. Wie im Kapitel 2 dargestellt, existieren allerdings nur vereinzelt technologische Untersuchungen zum WTB, die sich primär auf die Stahlbearbeitung unter Emulsionskühlung konzentrieren. Des Weiteren gewinnt die Energieeffizienz der Fertigung aufgrund steigender Kosten für elektrische Energie zunehmend an Bedeutung, was die Trockenbearbeitung und die Bearbeitung mit MMS noch stärker in den Fokus der produzierenden Industrie rückt. Dadurch lassen sich signifikante Einsparungen erzielen. Allerdings erfordert die Umstellung von klassischen KSS-Konzepten auf eine Trockenbearbeitung bzw. MMS die vertiefte Analyse sowie Detailanpassungen der Prozesse und Werkzeuge, um die Produktivität und die Prozesssicherheit weiterhin gewährleisten zu können. Bei der Fertigung von Aluminiumgusskomponenten im Bereich des Motoren- und Getriebebaus stellt das Tiefbohren oft eine der anspruchsvollsten Operationen im Rahmen der Substitution des KSS durch MMS dar. Gleichzeitig birgt die Tiefbohrbearbeitung aufgrund der vergleichsweise langen Prozesszeiten ein großes Potenzial zur Steigerung der Produktivität. Ein zentraler Aspekt dabei ist der resultierende Wärmeeintrag ins Werkstück, der zu thermischen Bauteilverzügen und Mittenabweichungen führen kann. Die beim Tiefbohren verursachten thermoelastischen Deformationen können auch nachfolgende Bearbeitungsoperationen negativ beeinflussen. Während beim Kurzlochbohren eine Reihe technologischer und simulativer Untersuchungen existiert, sind mit Fokus auf das Wendeltiefbohren von Aluminiumguss, MMS und insbesondere die thermischen Aspekte solcher Bearbeitungen nur vereinzelte Ergebnisse dokumentiert (vgl. Kapitel 2). Obleich die Simulation von thermischen Werkstückausdehnungen und Lageabweichungen zum Stand der Technik gehört, sind die Modellierung und die Vorhersage von thermisch bedingten Bohrungsmittenabweichungen beim Tiefbohren noch kein Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen gewesen.

Daraus leitet sich die übergeordnete Zielsetzung dieser Arbeit ab, grundlegende Erkenntnisse über die Wärmeeinbringung beim Wendeltiefbohren von Aluminiumguss mit MMS zu erlangen und diese für die Minimierung der induzierten thermoelastischen Deformationen und der daraus entstehenden Abweichungen einzusetzen. Dies erfolgt zum einen mithilfe von Simulationsentwicklungen und zum anderen auf der Grundlage von umfangreichen technologischen Untersuchungen zum WTB unter MMS-Einsatz (vgl. Abbildung 3.1). Zur Einordnung der Ergebnisse beinhalten die Experimente gezielte Gegenüberstellungen, einerseits zum ELB und andererseits zur klassischen inneren Emulsions-Hochdruckkühlung. Dabei steht neben der Analyse technologischer Aspekte zur Steigerung des Prozessverständnisses vor allem die Ermittlung des werkstückseitigen thermischen Belastungskollektivs im Vordergrund der Analysen, da dieses die primäre Ursache für die auftretenden Ungenauigkeiten darstellt. Ein weiteres Teilziel besteht in der Erweiterung der Prozessgrenzen beim WTB unter MMS-Bedingungen durch eine Vorschubsteigerung, die einerseits Produktivitätsvorteile erlaubt und andererseits den Wärmeeintrag ins Bauteil reduziert. Dabei kommen Sonderwerkzeuge zum

Einsatz, die annähernd den zehnfachen Vorschub im Vergleich zu den üblichen Werten von  $f \approx 0,3\text{ mm}$  ermöglichen. Um Aussagen über die Energieeffizienz der Tiefbohrbearbeitung treffen zu können, werden Wirkleistungsmessungen an der WZM durchgeführt, die insbesondere die Quantifizierung des MMS-Einsparpotenzials aus energetischer Sicht ermöglichen.



**Abbildung 3.1:** Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise innerhalb der Untersuchungen

Basierend auf den experimentellen Untersuchungen wird im zweiten Teil der Arbeit das Ziel verfolgt, durch einen gekoppelten Ansatz die Simulation und Kompensation von thermisch induzierten Abweichungen beim Tiefbohren zu ermöglichen. Dabei findet das Abbilden des Bauteilverhaltens mithilfe eines FE-Modells statt, während das Werkzeug durch eine analytische Biegebalkenmodellierung substituiert wird. Der wichtigste Aspekt besteht in der Kopplung der Modelle mithilfe einer geometrisch-kinematischen Modellierungstechnik, die eine diskrete Berechnung des Tiefbohrprozesses erlaubt und als Basis für die anschließende NC-Kompensation des Mittenverlaufs dient.

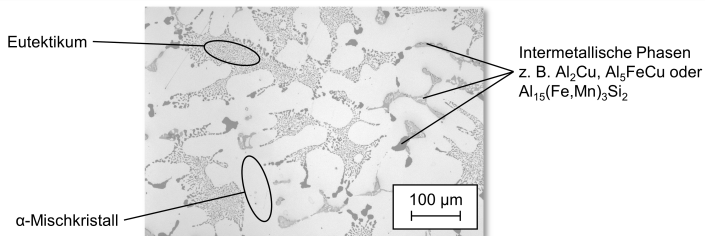
## 4 Experimentelle Randbedingungen

In diesem Kapitel werden zunächst die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe, Maschinen und Anlagen sowie Werkzeuge mit Bezug auf relevante Eigenschaften und Besonderheiten vorgestellt. Des Weiteren erfolgt eine Darstellung der Versuchsdurchführung inklusive der Festlegung einer geeigneten Prozessführung und die dabei zum Einsatz kommende Messtechnik zur prozessbegleitenden Erfassung der Bauteiltemperatur und -deformation. Abschließend wird auf die Analysetechnik zur Vermessung der resultierenden Bauteil- bzw. Bohrungsqualität eingegangen.

### 4.1 Werkstoff

Im Rahmen der Untersuchungen wurde die hypo-eutektische Aluminium-Silizium-(AlSi)-Gusslegierung AlSi9Cu3 (EN AC-46000 nach [DIN10]) verwendet, da diese aufgrund ihrer guten mechanischen und gießtechnischen Eigenschaften [SAF<sup>+</sup>12] eine breite Anwendung im Motoren- und Getriebebau findet (nach [KKG<sup>+</sup>12] für mehr als 80 % der im Druckgussverfahren hergestellten Bauteile) und daher im Fokus einer Vielzahl wissenschaftlicher und anwendungsnaher Untersuchungen steht (vgl. Kapitel 2). Der Werkstoff wurde von der Firma OHM&HÄNER in Form von Platten mit den Abmessungen  $L \cdot B \cdot H = 300 \text{ mm} \cdot 250 \text{ mm} \cdot 30 \text{ mm}$  abgegossen. Aus dem vorliegenden Plattenmaterial erfolgte die Probenfertigung für die Analyse der thermisch induzierten Bauteil deformationen und -abweichungen im Tiefbohrprozess (vgl. Abb. 5.1). Neben der chemischen Zusammensetzung ist in Abbildung 4.1 die Gefügestruktur der verwendeten Legierung im Querschliff dargestellt. Typisch für diese Werkstoffgruppe ist das inhomogene Gefüge, bestehend aus vergleichsweise weichen  $\alpha$ -Mischkristallen, Bereichen mit feinem eutektischem Siliziumnetz und harten intermetallischen Phasen.

Chemische Zusammensetzung von EN AC-46000 (AlSi9Cu3) nach DIN 1706												
Chemisches Element	Si	Cu	Fe	Mg	Mn	Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti	Al
Massen-%	8...11	2...4	0,6...1,3	0,05...0,55	0,55	0,15	0,55	1,2	0,35	0,12	0,25	Rest



**Abbildung 4.1:** Chemische Zusammensetzung von AlSi9Cu3 nach [DIN10] und Gefügestruktur im Querschliff

Zur Gewährleistung einer ausreichenden Porenfreiheit der Versuchswerkstücke wurde im Rahmen dieser Arbeit eine einzelne Materialcharge verwendet und diese stichprobenartig anhand von Querschliffproben aus unterschiedlichen Platten und Plattenbereichen hinsichtlich des Porenanteils analysiert. Pro Position erfolgte eine automatisierte

flächenbasierte Porenanteilsbestimmung über zehn Lichtmikroskopaufnahmen mit einer Gesamtfläche von ca.  $A = 50 \text{ mm}^2$ . Insgesamt lag der Porenanteil bei weniger als 1%, was typischen Werten entspricht [Mic12, Sch11] und daher als ausreichend für die Untersuchungen erachtet wurde.

## 4.2 Werkzeugmaschinen und MMS-Bereitstellung

Die experimentellen Untersuchungen wurden mit Werkzeugmaschinen (WZM) der Fa. GROB durchgeführt (Abbildung 4.2). Beide Bearbeitungszentren (BAZ) verfügen über eine Fahrständerbauweise mit horizontaler Spindelanordnung, die aufgrund des vorteilhaften, von der Schwerkraft unterstützten Späneabtransports oft in der Automobilindustrie, z. B. in der Fertigung von Zylinderköpfen, zum Einsatz kommt. Das BAZ GROB BZ40CS ist mit einer Spindel ausgestattet, die maximale Drehzahlen von  $n_{\max} = 24\,000 \text{ min}^{-1}$  zulässt und somit gute Voraussetzungen für die Leichtmetallbearbeitung bietet. Die Werkzeugschnittstelle ist als Hohlchaftkegel vom Typ HSK-A63 ausgeführt und erlaubt die direkte Anbindung eines Rotationsdynamometers vom Typ 9125A der Fa. Kistler zur Prozesskraftmessung (vgl. Kap. 4.5.1). Die zweite verwendete Maschine vom Typ GROB BZ600 erfordert aufgrund der größeren Werkzeugschnittstelle HSK-A80 eine Adaptierung der werkzeugseitigen Kraftmesstechnik. Von Vorteil ist allerdings dabei die leistungsstärkere Spindel mit höherem Drehmoment, das im Rahmen der Untersuchungen unter erhöhtem Vorschub erforderlich war. Des Weiteren bietet der größere Arbeitsraum Vorteile hinsichtlich der Applikation der für die Erfassung der thermoelastischen Bauteilbelastungen erforderlichen Messtechnik (vgl. Abb. 5.1).



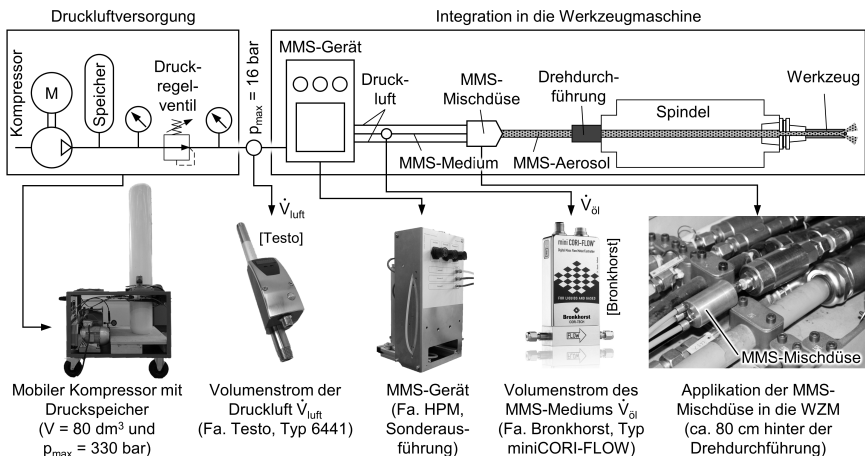
		
Maschine	GROB BZ 40 CS	GROB BZ 600
Typ	CNC-Bearbeitungszentrum	CNC-Bearbeitungszentrum
Bauweise	Fahrständer	Fahrständer
Spindelanordnung	Horizontal	Horizontal
Werkzeugschnittstelle	HSK-A63	HSK-A80
Maximale Drehzahl	$n_{\max} = 24\,000 \text{ min}^{-1}$	$n_{\max} = 10\,000 \text{ min}^{-1}$
Maximale Antriebsleistung	$P_{\max} = 44 \text{ kW (40 \% ED)}$ $P_{\max} = 34 \text{ kW (100 \% ED)}$	$P_{\max} = 62 \text{ kW (40 \% ED)}$ $P_{\max} = 50 \text{ kW (100 \% ED)}$
Arbeitsweg X/Y/Z (mm)	500 / 500 / 500	800 / 700 / 630
Max. Vorschubgeschwindigkeit der X/Y/Z-Achse (mm/min)	40 000 / 50 000 / 60 000	60 000 / 60 000 / 70 000

Abbildung 4.2: Technische Daten der Versuchsmaschinen

### 4.2.1 MMS-Bereitstellung und -Maschinenintegration

Beide WZM verfügen über für Trockenlauf geeignete Drehdurchführungen in axialer Bauform, die aufgrund der fehlenden Umlenkung des Aerosols eine gute Voraussetzung für die Bearbeitung mit innerer MMS-Zufuhr darstellen. Die Integration der MMS in

die Versuchsmaschinen ist unter Angabe der verwendeten Peripherie und Messtechnik in Abbildung 4.3 dargestellt. Die Druckluftbereitstellung erfolgt über einen mobilen Hochdruckkompressor mit maximalem Druck von  $p_{\max} = 330$  bar und einen Speicher mit einem Fassungsvermögen von  $V = 80$  dm<sup>3</sup>. Über ein Regelventil wird der Druck auf den für die MMS-Anlage benötigten Wert reduziert und eingestellt. Im Rahmen der Untersuchungen kam eine Sonderanfertigung von der Fa. HPM Technologie mit einem maximal zulässigen Druck von  $p = 16$  bar als MMS-Gerät zum Einsatz, welches im Wartungsraum der WZM positioniert werden konnte. Über Schlauchleitungen versorgt das MMS-Gerät eine spezielle Mischdüse mit Druckluft und dem MMS-Medium. In dieser findet die eigentliche Aerosolerzeugung durch das Zerstäuben des MMS-Mediums mithilfe eines primären Luftstroms statt. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, einen weiteren Druckluft-Volumenstrom hinzuschalten, der die Aerosolerzeugung nicht oder nur minimal beeinflusst und dementsprechend eine unabhängige Einstellung der Luft- und der Ölmenge der MMS zulässt. Um einen kurzen Weg der MMS bis zum Werkzeug und



**Abbildung 4.3:** Integration der MMS in die Versuchsmaschinen

dadurch eine möglichst hohe Qualität der MMS-Versorgung zu gewährleisten, wurde die Mischdüse in unmittelbarer Nähe der Drehdurchführung positioniert (s. Abbildung 4.3). Des Weiteren erfolgte eine Erfassung sowohl des Gesamt-Luftvolumenstroms als auch der zeitbezogenen Ölmenge mithilfe der in Abbildung 4.3 angegebenen Messgeräte. Die grundlegenden Tiefbohrversuche zur Erfassung der thermischen und mechanischen Werkstückbelastungen wurden bei einem Luftvolumenstrom von  $\dot{V}_{\text{luft}} = 10$  m<sup>3</sup>/h (im Normzustand nach DIN ISO 2533 [DIN79]) durchgeführt. Bei der vergleichenden Analyse des ELB-Prozesses kamen unterschiedliche Volumenstromwerte zwischen  $\dot{V}_{\text{luft}} = 5$  m<sup>3</sup>/h und  $\dot{V}_{\text{luft}} = 10$  m<sup>3</sup>/h zum Einsatz. Somit wurde unabhängig vom unterschiedlichen Kühlkanalquerschnitt (vgl. Abb. 5.8) sowohl beim ELB als auch beim WTB die gleiche Luftmenge zugeführt, sodass die Verfahren unter identischen Bedingungen analysiert werden konnten. Um die Ergebnisvergleichbarkeit auch hinsichtlich der Ölmenge sicherzustellen, erfolgten alle Untersuchungen mit dem in Voruntersuchungen festgelegten Volumen-

strom des MMS-Mediums von ungefähr  $\dot{V}_{01} = 50 \text{ ml/h}$ . Dieser gewährleistet bei beiden Verfahren eine ausreichende Werkzeugbenetzung und Prozesssicherheit. Bei den Referenzversuchen unter innerer Hochdruckkühlung mit Emulsion wurde diese mit Drücken von  $p_{\text{emul}} = 20 \dots 80 \text{ bar}$  zugeführt.

#### 4.2.2 Eingesetzte Kühlschmierstoffe

Als Medium für die MMS-Bearbeitung im Rahmen dieser Arbeit wurde ein MMS-Fluid der Fa. Carl Bechem GmbH vom Typ BERUCUT MQL-A20 eingesetzt. Dabei handelt es sich um ein vollsynthetisches, nichtwassermischbares und schnell biologisch abbaubares Öl, welches sich speziell für die fleckenfreie Bearbeitung von empfindlichen Aluminiumlegierungen eignet [Car12]. Bei einer Temperatur von  $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  liegt die Dichte des Fluids bei  $\rho = 0,835 \dots 0,845 \text{ g/cm}^3$  und die kinematische Viskosität bei  $\eta = 54 \dots 66 \text{ mm}^2/\text{s}$ . Bei den Referenzversuchen unter innerer Hochdruckkühlung kamen Emulsionen der Carl Bechem GmbH (Avantin 255 beim BAZ GROB BZ40CS und Avantin 361 beim BAZ GROB BZ600) mit einer für das Tiefbohren angehobenen Konzentration von  $9,5 \dots 10 \%$  zur Anwendung.

### 4.3 Werkzeuge

Im Fokus der Untersuchungen steht das Tiefbohren mit Wendelbohrern unter Verwendung von MMS, das im Rahmen dieser Arbeit bei einem  $l/D$ -Verhältnis von  $l/D = 30$  realisiert wird. Zum Einsatz kommen dabei unbeschichtete Vollhartmetall-Werkzeuge der Fa. Miller Präzisionswerkzeuge GmbH mit einem Nenndurchmesser von  $d = 10 \text{ mm}$ , einem Drallwinkel von  $\gamma_f = 30^\circ$  und einer Gesamtlänge von  $l \approx 360 \text{ mm}$ . Weitere technische Daten sind in Abbildung 4.4 zusammengefasst. Um den Späneabtransport zu begünstigen, verfügen die Werkzeuge über polierte Spannuten mit Rauheitswerten von  $R_z < 1 \mu\text{m}$ . Des Weiteren weist der Bohrer eine MMS-Ausführung des Anschliffes und des Schaftendes zur Verbesserung der MMS-Übergabe auf.

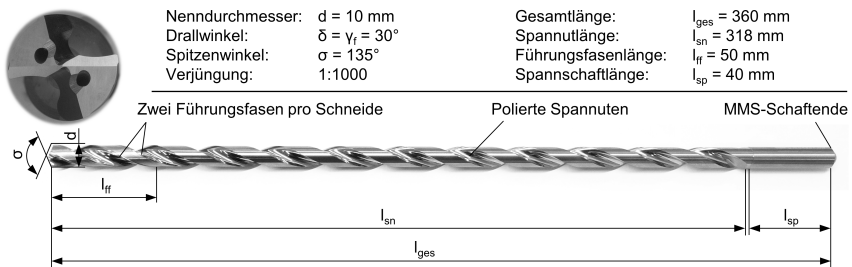


Abbildung 4.4: Spezifikationen der eingesetzten Wendeltiefbohrwerkzeuge

Um die grundlegenden Unterschiede zwischen dem Wendeltiefbohren und dem klassischen Einlippentiefbohren aufzuzeigen, wurden in Referenzversuchen sowohl Stahlschaft- als auch VHM-ELB-Werkzeuge mit gleichem Durchmesser von  $d = 10 \text{ mm}$  und nahezu identischer Länge eingesetzt. Da das ELB nicht im Fokus der Arbeit steht und eine Referenzfunktion erfüllt, wurde dabei auf Standard-Werkzeuge ohne Optimierungen hin-

sichtlich des MMS-Einsatzes zurückgegriffen. Alle Untersuchungen erfolgten unter Verwendung einer Pilotbohrung mit einer Tiefe von  $l_p = 3 \cdot d = 30 \text{ mm}$ . Der eingesetzte Pilotbohrer besitzt ebenfalls einen Nenndurchmesser von  $d = 10 \text{ mm}$ , allerdings wird dieser mit einem kleinen Übermaß (Toleranz m7) gefertigt. Aufgrund der h7-Toleranz des Tiefbohrwerkzeugdurchmessers ergibt sich ein theoretisches Spiel beim Einfädeln in die Pilotbohrung von mindestens  $\Delta d = 6 \text{ }\mu\text{m}$  und maximal  $\Delta d = 36 \text{ }\mu\text{m}$ . Die Vermessung der Werkzeuge und der Pilotbohrungen ergab ein tatsächliches durchschnittliches Übermaß von  $\Delta d \approx 15 \text{ }\mu\text{m}$ .

#### 4.4 Versuchsdurchführung

Die in Voruntersuchungen erarbeitete Prozessführung (Abbildung 4.5) wurde unverändert für alle Versuche im Rahmen dieser Arbeit, unabhängig vom Verfahren oder den untersuchten Schnittwerten, übernommen. Zunächst erfolgte das Pilotieren mit konstanter Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175 \text{ m/min}$  und konstantem Vorschub von  $f = 0,2 \text{ mm}$ . Aufgrund der auf das Tiefbohrwerkzeug ausgerichteten MMS-Versorgung und der deutlich kleineren Pilotbohrerlänge fand diese Bearbeitung unter signifikant höheren MMS-Volumenströmen der Luft und des Öls statt, was für eine verlässlich hohe Qualität der Pilotbohrung und geringen adhäsiven Werkzeugverschleiß sorgte.

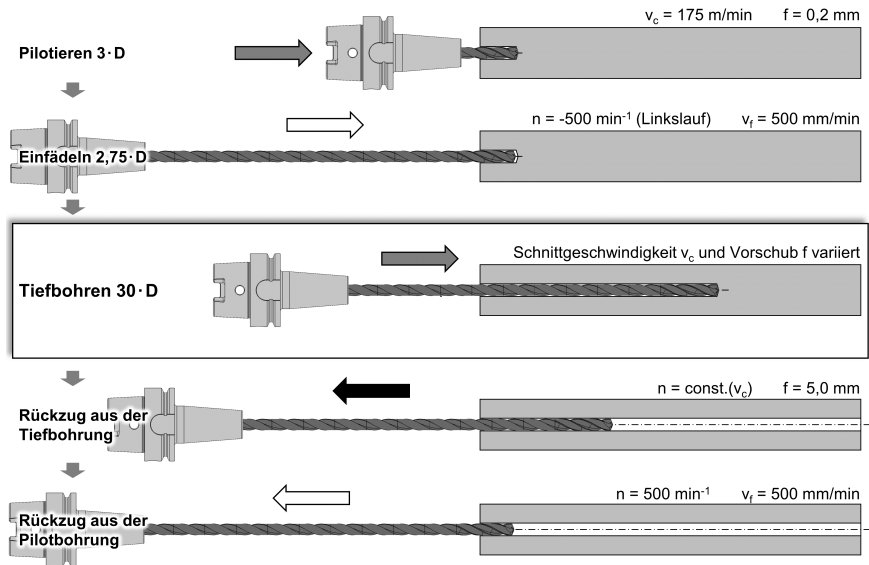


Abbildung 4.5: Prozessführung

Das Einfädeln des Tiefbohrers erfolgte anschließend unabhängig vom Werkzeugkonzept mit einer Drehzahl von  $n = 500 \text{ min}^{-1}$  im Linkslauf, was üblicherweise beim ELB empfohlen wird, um die Schneidenecke vor Ausbrüchen zu schützen. Beim WTB dagegen wird das Einfädeln meist im Rechtslauf vorgenommen. Aufgrund des nicht vollständig vermeidbaren Rundlauffehlers des Werkzeugs und der geringen Härte von Aluminium





konnte allerdings in Voruntersuchungen vereinzelt eine Beschädigung der Bohrungswand durch die scharfkantig ausgeführten Nebenschneiden des Tiefbohrers beobachtet werden. Dies kann zu einer Aufweitung der Pilotbohrung unmittelbar nach Spindelhochlauf auf Nenndrehzahl und zu einem sofortigen Werkzeugbruch aufgrund mangelnder Führung bzw. einer Verklemmung des Bohrers führen. Daher wurde zum Einfädeln auch beim WTB mit einer im Linkslauf rotierenden Spindel gearbeitet. Um die Totzeit bis zur sicheren MMS-Versorgung der Schneiden zu egalisieren, wurde die MMS-Zufuhr bereits beim Positionieren vor dem Einfädelvorgang eingeschaltet. Der Tiefbohrprozess wurde unmittelbar nach Erreichen der Einfädeltiefe von  $l = 27,5$  mm gestartet, um eine Durchgangsbohrung mit einer Gesamtlänge von  $l = 300$  mm zu realisieren. Untersucht wurden mit einem zentral zusammengesetzten Versuchsplan Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100$  m/min,  $v_c = 175$  m/min und  $v_c = 250$  m/min unter Variation des Vorschubbereichs  $f = 0,1 \dots 0,5$  mm in fünf Stufen. Nach erfolgreich durchgeführtem Tiefbohrvorgang erfolgt der Rückzug des Werkzeuges bis zur Pilotbohrtiefe mit entsprechend dem Versuch eingestellter Drehzahl und einem Vorschub von  $f_{\text{rück}} = 5$  mm, um Werkzeugbruch durch Trägheitseffekte bzw. Verkeilen in der Bohrung beim Eilgang zu vermeiden. Anschließend wird die Drehzahl auf  $n = 500 \text{ min}^{-1}$  reduziert und das Werkzeug mit einer Geschwindigkeit von  $v_f = 500$  mm/min aus der Bohrung herausgefahren. Im gesamten Versuchsablauf wurde beim Verfahren mit in der Spindel eingespanntem Tiefbohrwerkzeug die Ruckbegrenzung (Option *SOFT*) aktiviert, um starke Biegebelastungen und Schwingungen des Werkzeuges beim Beschleunigen und Abbremsen der Vorschubantriebe zu vermeiden und die Versuchsmaschinen zu schonen.

## 4.5 Prozessbegleitende Messtechnik

### 4.5.1 Mechanische Werkzeugbelastung

Die Erfassung der mechanischen Werkzeugbelastung bildet einerseits die Grundlage für die technologische und energetische Prozessbewertung, und andererseits sind die Prozesskräfte eine wichtige Eingangsgröße der FE-Simulation zur Vorhersage der thermomechanischen Bauteildeformationen. Die Messung der Vorschubkraft und des Bohrmoments erfolgte beim Tiefbohren werkzeugseitig mithilfe rotierender Dynamometer von der Fa. KISTLER (Abbildung 4.6). Bei beiden Messsystemen handelt es sich um piezoelektrische Kraftaufnehmer, die eine zur Kraft bzw. zur dadurch hervorgerufenen Verformung proportionale Ladung erzeugen. Diese wird durch die im Rotor integrierte Elektronik in ein digitales Signal umgewandelt und anschließend induktiv an den Stator übertragen. Ein sogenannter Signalkonditionierer übernimmt die weitere Datenverarbeitung und wandelt die Messwerte in analoge Spannungssignale von  $U = \pm 10$  V um, die über ein Messmodul vom Typ 9239 und ein USB-basiertes Datenerfassungssystem vom Typ cDAQ 9172 (beide von der Fa. National Instruments) mit einer Abtastrate von  $f_s = 10$  kHz am Messrechner aufgezeichnet werden. Simultan erfasst diese Messkette neben den Prozesskräften auch die Bauteildeformationen (s. Kapitel 4.5.3) und die MMS-Volumenströme (vgl. Abbildung 4.3). Aufgrund der hohen Steifigkeit der piezoelektrischen Sensorelemente kann die Kraftmessung nahezu weglös erfolgen. Die prinzipbedingt auftretenden Offset- und meist linearen Driftfehler der Messungen konnten mithilfe eines eigenen Auswerteprogramms in der Softwareumgebung Matlab R2014a korrigiert werden, indem die Werte vor Prozessanfang und nach Prozessende auf null gesetzt und die dazwischen liegenden

Messsignale interpoliert wurden.

		
Dynamometer Signalkonditionierer	KISTLER 9125A KISTLER 5237	KISTLER 9123C KISTLER 5223
Funktionsprinzip	Piezoelektrisch	Piezoelektrisch
Messgrößen	$F_z, M_z$	$F_x, F_y, F_z, M_z$
Maschinenschnittstelle	HSK-A63 (DIN 69893-1)	SK 40 (DIN 69871-1)
Werkzeugschnittstelle	Spannzange A/B 32 (ISO 15488)	Spannzange A/B 16 (ISO 10897)
Maximale Drehzahl	$n_{\max} = 25\,000\text{ min}^{-1}$	$n_{\max} = 10\,000\text{ min}^{-1}$
Messbereich	$F_z = -3000 \dots 3000\text{ N}$ $M_z = -50 \dots 50\text{ Nm}$	$F_z = -20\,000 \dots 20\,000\text{ N}$ $M_z = -200 \dots 200\text{ Nm}$
Empfindlichkeit	$e_{F_z} \approx 3\text{ mV/N}$ $e_{M_z} \approx 185\text{ mV/Nm}$	$e_{F_z} \approx 0,5\text{ mV/N}$ $e_{M_z} \approx 50\text{ mV/Nm}$

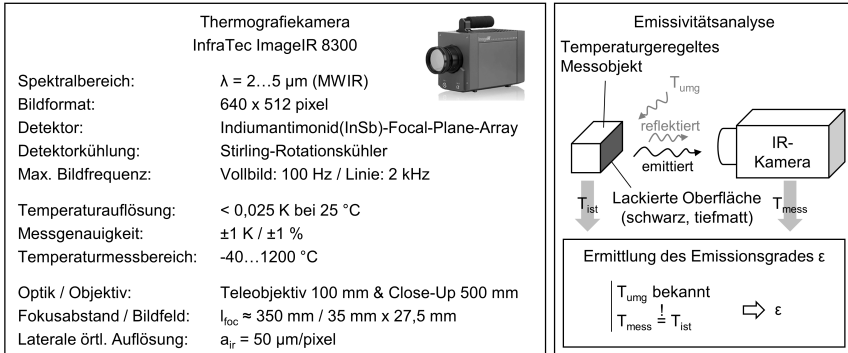
**Abbildung 4.6:** Eingesetzte Kraftmesstechnik

Bei den Untersuchungen mit Standardparameterwerten wurde das Dynamometer vom Typ 9125A mit zulässiger Axialkraft von  $F_{z,\max} = 3\text{ kN}$  eingesetzt. Bei den Versuchen mit erhöhtem Vorschub dagegen kam das Modell 9123C zum Einsatz, da dieses eine höhere Maximalkraft von  $F_{z,\max} = 20\text{ kN}$  in axialer Richtung zulässt. Zur Adaption der Kraftmesstechnik auf der WZM GROB BZ600 mussten zwischen der HSK-A80-Maschinen- und den HSK-A63- bzw. SK40-Dynamometerschnittstellen entsprechende Adapter verwendet werden, wodurch Nachteile bei der MMS-Versorgung aufgrund innerer Umleitungen und sprunghafter Durchmesseränderungen der KSS-Kanäle hätten entstehen können. Um diese zu vermeiden, wurde anstelle einer Axialeinstellschraube ein durchgehender Kunststoffschlauch des Durchmessers  $d = 10\text{ mm}$  über die komplette Länge der Werkzeugaufnahme und ggf. des Adapters eingesetzt.

#### 4.5.2 Bauteiltemperatur

Der Erfassung der vom MMS-Tiefbohrprozess ins Bauteil induzierten thermischen Belastungen kommt eine zentrale Bedeutung innerhalb dieser Arbeit zu, da diese die Basis der Prozessbewertung, der Energieaufteilung und der Simulationsvalidierung darstellen. Voruntersuchungen unter Einsatz von 21 Thermoelementen im Werkstück, die auf unterschiedlicher Bohrtiefe und mit unterschiedlichem Abstand zur entstehenden Bohrungswand in speziell vorbereiteten Thermoelementbohrungen platziert wurden, haben aufgezeigt, dass die Probenvorbereitung und die Applikation äußerst aufwendig und daher für die Durchführung umfangreicher Analysen bzw. Versuche nicht geeignet sind [BIB<sup>+</sup>12, BI12]. Darüber hinaus verdeutlichten die Ergebnisse, dass aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Aluminium die Temperaturfront sehr schnell die Bauteiloberfläche erreicht und eine relativ schnelle Homogenisierung der Werkstücktemperatur stattfindet, sodass bereits wenige Sekunden nach Prozessende ein einheitliches Temperaturniveau im gesamten Bauteil herrscht. Dementsprechend kann davon ausgegangen werden, dass die thermische Belastung auch an der Oberfläche des Versuchswerkstücks über Strahlungsmessung erfasst werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die

Untersuchungen daher unter Verwendung einer Thermografiekamera vom Typ ImageIR 8300 der Fa. Infratec (s. technische Daten in Abbildung 4.7) durchgeführt. Diese verfügt über eine nach dem umgekehrten Prinzip des Stirlingmotors gekühlte Indiumantimonid-(InSb)-Matrix mit  $640 \times 512$  Sensorelementen, die die Wärmestrahlung im mittleren infraroten (IR) Wellenlängenbereich (MWIR) mit  $\lambda = 2 \dots 5 \mu\text{m}$  detektieren. Unter Verwendung der Kombination aus einem Teleobjektiv und einer Close-Up-Linse konnte die Temperatur eines Bauteilabschnittes mit Abmessungen von ca.  $B \cdot H = 35 \text{ mm} \cdot 27,5 \text{ mm}$  bei gleichzeitig hoher Auflösung von  $a_{\text{ir}} \approx 50 \mu\text{m}/\text{pixel}$  erfasst werden.



**Abbildung 4.7:** Technische Daten der eingesetzten IR-Kamera [Inf11] (links) und Aufbau zur Bestimmung der Emmissivität (rechts)

### Bestimmung der Emissivität

Ein besonders wichtiger Aspekt bei der Strahlungsmessung ist die Ermittlung der Oberflächenemissivität, da bei unbekanntem Emissionskoeffizienten  $\epsilon$  keine verlässliche Erfassung der Temperatur möglich ist (s. Kapitel 2.4). Darüber hinaus weisen glatte Aluminiumoberflächen eine sehr hohe Reflexion von mehr als 80...96% auf [Ber14], sodass auch bei bekannter Emissivität der Einfluss reflektierter Strahlung so groß ist, dass nur bedingt eine Aussage über die eigentliche Bauteiltemperatur getroffen werden kann. Aus diesem Grund wurde der mit der Thermografiekamera aufgenommene Bauteilbereich vor der jeweiligen Messung beschichtet. Dabei kam ein Speziallack der Fa. TETENAL zum Einsatz, der einen schwarzen tiefmatten Farbton besitzt und besonders für die Beschichtung von Kameras, Objektiven, optischen Messgeräten, Skalen und experimentellen Aufbauten geeignet ist, die absolut lichttote und reflexfreie Flächen erfordern. Nach Herstellerangaben weist die Lackschicht eine Lichtabsorption von mehr als 95% auf. Um ihre Emissivität zu ermitteln, wurde die im rechten Teilbereich von Abbildung 4.7 dargestellte Messanordnung verwendet. Durch eine geregelte Heizpatrone erfolgte die Erwärmung des beschichteten Messobjekts auf die gewünschte Temperatur im durch Voruntersuchungen festgelegten Bereich  $T = 50 \dots 120 \text{ °C}$ . Die tatsächliche Temperatur  $T_{\text{ist}}$  wurde mithilfe eines integrierten Thermoelements erfasst. Anschließend wurde der Emissionsgrad iterativ so identifiziert, dass Thermografie- und Thermoelementmessung übereinstimmen. Durch die Beschichtung der Oberfläche konnte der von  $\epsilon = 0,4$  bei einer Temperatur von  $T = 25 \text{ °C}$  auf  $\epsilon = 0,016$  bei  $T = 100 \text{ °C}$  abfallende Emissionskoeffi-

zient der Aluminiumprobe auf einem im gesamten Temperaturbereich konstant hohen Niveau von  $\varepsilon \approx 0,98$  gesteigert werden. Dabei spielt nicht nur die Farbe, sondern auch die Oberflächenbeschaffenheit eine wichtige Rolle. Messungen haben ergeben, dass das Werkstück ohne Beschichtung eine gemittelte Rautiefe von  $Rz \approx 1 \mu\text{m}$  aufweist, während die lackierte Oberfläche deutlich höhere  $Rz$ -Werte von  $Rz \approx 4,6 \dots 6,4 \mu\text{m}$  erreicht. Bei Metallen wird die Emissivität im Allgemeinen durch eine schlechtere Oberflächenqualität, Oxidation etc. begünstigt. Im Gegensatz zu oxidischen Stoffen, wie z. B. Keramiken, die in großen Randzonentiefen von bis zu  $10 \dots 100 \mu\text{m}$  die Strahlung emittieren, transmittieren und reflektieren, finden diese Vorgänge bei Metallen in einer Schicht von wenigen hundert Atomdurchmessern statt, sodass der stark erhöhte Flächeninhalt der Oberflächentopografie bei größeren Rauheitswerten den Emissionskoeffizienten wesentlich beeinflusst [Ber14].

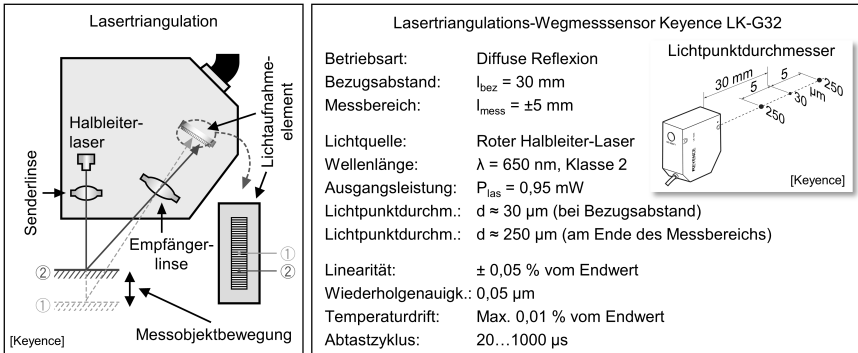
### 4.5.3 Werkstückdeformation

Die im Tiefbohrprozess aus dem thermomechanischen Belastungskollektiv resultierende Bauteildeformation wurde mit Wegmessensoren vom Typ LK-G32 der Fa. Keyence erfasst (Abbildung 4.8). Diese basieren auf dem Prinzip der Lasertriangulation und erzeugen einen roten Lichtstrahl mithilfe eines Halbleiterlasers, welcher auf das Messobjekt fokussiert, dort reflektiert und anschließend über ein lichtempfindliches Element (CCD-Array) aufgenommen wird. Eine vertikale Verschiebung der Messobjektfläche bewirkt eine Veränderung des Winkels, unter welchem der reflektierte Strahl die Empfängerlinse erreicht. Dadurch trifft das Licht auf eine andere Stelle des CCD-Arrays auf, woraus auf die Verschiebung des Messobjektes geschlossen werden kann. Die verwendeten Messsensoren erfordern eine diffuse Reflexion der Oberfläche, die durch die schwarz tiefmatt Beschichtung der Bauteiloberfläche für die Thermografieaufnahmen (s. Kapitel 4.5.2) nahezu vollständig verhindert wurde, sodass eine lokale Lackierung des Werkstückes, ausschließlich im Bereich der Temperaturmessung, realisiert werden musste. Des Weiteren ist das Messprinzip der Triangulation empfindlich gegen Neigungsänderungen der Objektfläche, da diese den Reflexionswinkel und somit das Messergebnis verändern können, ohne dass eine vertikale Verschiebung aufgetreten ist. Daher wurden die Sensoren im Versuchsaufbau quer zur aufgrund der thermischen Ausdehnung erwarteten Oberflächenneigung eingesetzt, um auf diese Weise die tatsächliche Verlagerung des Bauteils zu erfassen und eine Verfälschung durch die Verkipfung der Oberfläche zu vermeiden (vgl. Abb. 5.1).

Eine weitere Besonderheit der eingesetzten Lasermesssensoren ist der abstandsabhängige Durchmesser des Licht- bzw. Messflecks (s. Skizze im rechten Teilbereich von Abbildung 4.8). Dieser variiert zwischen  $d = 30 \mu\text{m}$  in der Mitte des Messbereichs (beim Bezugsabstand von  $l_{\text{bez}} = 30 \text{ mm}$ ) und  $d = 250 \mu\text{m}$  an beiden Enden des Messbereichs (beim Abstand von  $l_{\text{bez}} = 25 \text{ mm}$  und  $l_{\text{bez}} = 35 \text{ mm}$ ). Dadurch wird die Verschiebung je nach Abstand innerhalb unterschiedlicher Durchmesser gemittelt, was aber bei den erwarteten globalen thermischen Ausdehnungen keine Auswirkung auf die Messunsicherheit aufweist.

### 4.5.4 Elektrische Leistungsbestimmung

Bei der Bewertung des MMS-Tiefbohrprozesses aus energetischer Sicht wurden neben der Wirkleistung bzw. -arbeit auf Basis der Bearbeitungskräfte auch die Gesamtwirkleistung



**Abbildung 4.8:** Funktionsprinzip der Lasertriangulation (links) und technische Daten der eingesetzten Laserwegmesssensoren (rechts) nach [Key06]

der WZM und ihrer Komponenten im Vergleich zur klassischen inneren Hochdruckkühlung erfasst. Dabei kam ein digitales Leistungsmessgerät der Fa. YOKOGAWA vom Typ WT500 mit einer Abtastrate von  $f_s = 1 \text{ Hz}$  zum Einsatz. Leistungsspitzen, z. B. durch das Beschleunigen der Vorschubachsen oder der Spindel, konnten durch die innerhalb der Zeit von  $t = 1 \text{ s}$  stattfindenden Integration nicht erfasst werden. Diese sind beim Energieverbrauch moderner WZM allerdings nur von untergeordneter Bedeutung, da die elektrische Energie, die beim Beschleunigen verbraucht wird, beim Bremsen wieder zurückgewonnen und durch ein spezielles Modul ins elektrische Netz zurückgespeist wird. Aufgrund der Vielzahl an Verbrauchern, die gleichzeitig aktiv sind, wurde zur Identifizierung und Zuordnung der einzelnen Aggregate nicht nur im Prozess, sondern bei zahlreichen verschiedenen Maschinenzuständen unter Zuschaltung einzelner Funktionen gemessen. Ein besonderes Augenmerk lag aufgrund des Fokus dieser Arbeit auf der MMS-Bearbeitung, auf der Ermittlung der KSS-bezogenen Energieaufwendungen, sodass gesonderte Wirkleistungsmessungen an der KSS-Anlage und ihren Komponenten, z. B. an der Hochdruckpumpe, vorgenommen wurden.

## 4.6 Analysetechnik zur Bestimmung der Bohrungsgüte

Die Bohrungsqualität wird unter Vernachlässigung der prozessbedingten Randzonenbeeinflussung durch die Oberflächenbeschaffenheit der Bohrungswand und ihre Form-, Maß- sowie Lageabweichungen definiert. Die zur Erfassung der einzelnen Größen verwendeten Messmethoden und -geräte werden nachfolgend vorgestellt.

### 4.6.1 Oberflächenqualität

Die Oberflächenqualität wurde im Rahmen der Untersuchungen entweder im Tastschnittverfahren mithilfe des Rauheitsmessgerätes Mahr XR20 inkl. Vorschubeinheit GD120 oder berührungslos mithilfe eines konfokalen Weißlichtmikroskops (NanoFocus *µsurf*®) erfasst (Abbildung 4.9). In beiden Fällen wurde die Grenzwellenlänge bei der Profilfilterung  $\lambda_c$  entsprechend dem jeweiligen Zahnvorschub  $f_z$  nach DIN EN ISO 4288 und DIN EN ISO 3274 eingestellt. Da die Bohrungswandqualität beim Tiefbohren maßgeblich von dem Späneabtransport beeinflusst wird, können Bereiche hoher und solche niedriger Qualität mit großer Länge entlang der Bohrung entstehen, welche die vorgeschriebene Länge der Gesamtmesstrecke deutlich übersteigen. In diesem Fall wäre die Messung an einer bestimmten Stelle der Bohrung nicht repräsentativ für die Qualität der Tiefbohrung gewesen. Um dieses Problem zu umgehen und eine charakteristische Größe für die gesamte Bohrung zu erhalten, wurde bei allen Messungen, auch beim geringsten Zahnvorschubwert von  $f_z = 0,05$  mm, der eine Messtreckenlänge von nur  $l_n = 1,25$  mm ( $\lambda_c = 0,25$  mm) erfordert, eine Messtreckenlänge von  $l_n = 40$  mm verwendet. Durch die normkonforme zahnvorschubabhängige Einstellung der Filterung bleibt die Aufteilung des Profils in Welligkeit und Rauheit unangetastet. Es wird lediglich die Anzahl der Einzelmessstrecken erhöht, um repräsentative Messungen der unregelmäßig ausgeprägten Bohrungswandtopografie zu generieren. Das taktile Messgerät verfügt über einen Diamantmesstaster mit einem Öffnungswinkel der Tastspitze von  $90^\circ$  und einem Tastspitzenradius von  $2\ \mu\text{m}$ . Um eine Messung im mittleren Bereich der Probe durchfüh-

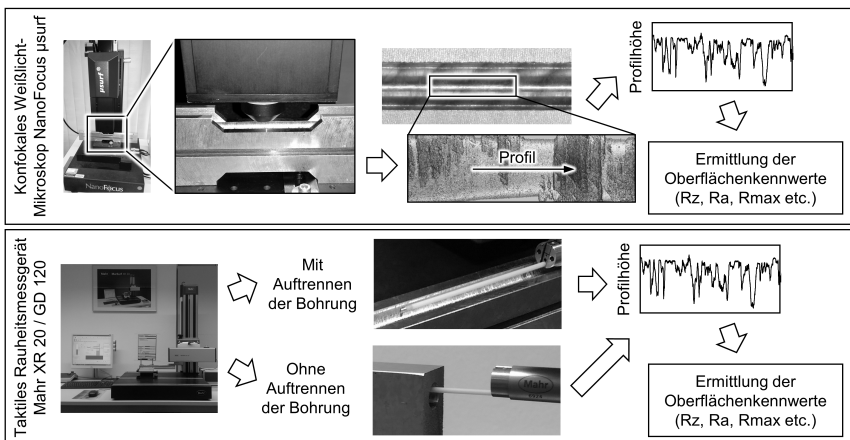
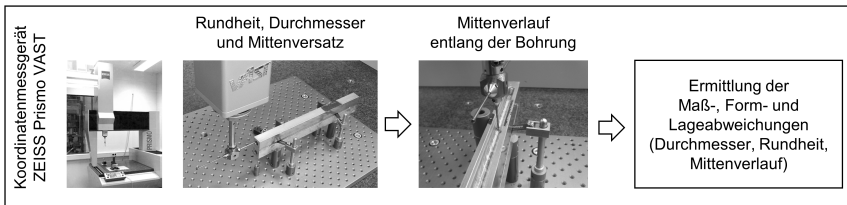


Abbildung 4.9: Vorgehensweise bei der berührungslosen und taktilen Rauheitsmessung

ren zu können, wurden die Bauteile teilweise aufgetrennt. Die berührungslose Messung der Oberflächenqualität mit dem konfokalen Weißlichtmikroskop konnte aufgrund der langen Messzeiten nicht mit der erhöhten Messstreckenlänge von  $l_n = 40$  mm und nicht bei allen Proben bzw. Versuchsreihen durchgeführt werden. Um die Vergleichbarkeit zu den taktilen Messungen zu gewährleisten, wurden ausgewählte Bauteile stichprobenartig analysiert und verglichen.

#### 4.6.2 Maß-, Form- und Lageabweichungen

Wie in Kapitel 2.3.2 aufgezeigt, ist der im Fokus dieser Arbeit stehende Mittenverlauf der Bohrung von besonderem Interesse beim Tiefbohren, da dieser oft das ausschlaggebende Kriterium für die Funktionstüchtigkeit des Bauteils darstellt. Daher wurden neben der Vermessung der Bohrungen am Ein- und Austritt zur Bestimmung der Durchmesser- und Rundheitsabweichung sowie des Mittenversatzes auch exemplarische Messungen nach Auftrennen der Proben zur Erfassung des bohrtiefenabhängigen Mittenverlaufs durchgeführt. Dabei wurde auf einen möglichst geringen Materialabtrag geachtet und eine einzelne Längsnut mit einer dem Bohrungsdurchmesser entsprechenden Breite einseitig ins Werkstück eingebracht. Die dabei links und rechts der Tiefbohrung verbleibenden Materialstege verhindern eine Verformung des Bauteils infolge z. B. potenzieller Veränderungen der vorliegenden Eigenspannungsverteilung im Werkstück. Alle Messungen wurden an einem 3D-Koordinatenmessgerät vom Typ Prismo VAST der Firma Zeiss vorgenommen.



**Abbildung 4.10:** Vermessung der Bauteile vor und nach dem Auftrennen auf dem Koordinatenmessgerät ZEISS Prismo VAST

## 5 Wendeltiefbohren von Aluminiumguss mit MMS

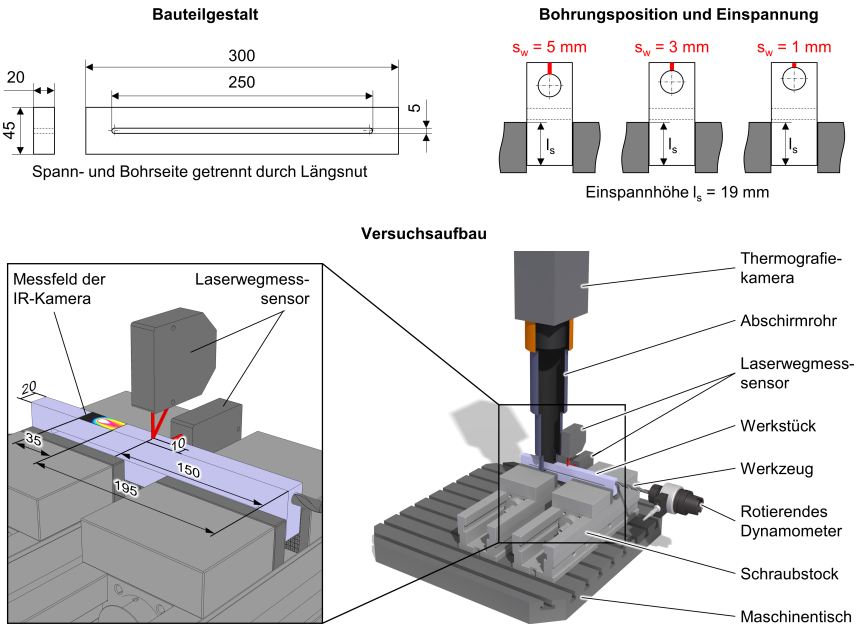
Aufgrund des herausfordernden Späneabtransports ist das Tiefbohren einer der anspruchsvollsten Zerspanprozesse bei der Einführung der Trockenbearbeitung respektive Minimalmengenschmierung. Durch die hohe Adhäsionsneigung von Aluminium zu üblichen Schneidstoffen, wie z. B. Hartmetallen, ist die reine Trockenbohrbearbeitung nicht realisierbar, sodass als Alternative die Minimalmengenschmierung zum Einsatz kommt (s. Kapitel 2). Bei der Substitution des klassischen Kühlschmierstoffs durch MMS resultieren vor allem höhere thermische Belastungen auf das Werkzeug und das Bauteil. Die Wirkzonen Temperaturen in der Aluminiumzerspanung sind meistens unkritisch für den Schneidstoff bzw. das Werkzeug. Daher stehen die aus dem mechanischen Belastungskollektiv (Kapitel 5.1) hervorgehenden thermischen Belastungen sowie prozessinduzierten Deformationen (Kapitel 5.2) und die daraus resultierenden Abweichungen des Bauteils (Kapitel 5.3) im Fokus der technologischen Untersuchungen, durchgeführt unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes. Dabei wurde das Wendeltiefbohren von  $\text{AlSi9Cu3}$  mit einem Durchmesser von  $d = 10$  mm bei einem  $l/D$ -Verhältnis der Bohrung von  $l/D = 30$  betrachtet, um typische Anwendungsfelder, z. B. aus dem Motorenbau, abzubilden (vgl. Abbildung 2.10). Als Bewertungsgrundlage sind der schwerpunktmäßig in dieser Arbeit analysierten MMS-Bearbeitung auch exemplarische Versuche unter innerer Hochdruckkühlung mit Emulsion gegenübergestellt. Darüber hinaus dient das klassische Einlippentiefbohren als Referenz hinsichtlich der Leistungsfähigkeit des Wendelbohrprozesses. Des Weiteren werden in Kapitel 5.5 Untersuchungen zum WTB mit erhöhten Vorschubwerten vorgestellt und die potenzielle Leistungssteigerung den Auswirkungen aufseiten der thermischen Effekte und der Bohrungsqualität gegenübergestellt. Abschließend wird in Kapitel 5.6 der Tiefbohrprozess aus energetischer Sicht beleuchtet.

### Versuchsaufbau

In der industriellen Praxis werden komplexe Bauteile oft durch Nullpunktspannsysteme einseitig gespannt, was den Vorteil der reproduzierbaren Positionierung und einer mehrseitigen Zugänglichkeit bietet, aber gleichzeitig die Stabilität exponierter Werkstückbereiche während der Bearbeitung beeinträchtigen kann. Um diese Situation durch eine praxisorientierte Bauteilgestalt im Forschungsbetrieb nachzubilden, wurde eine quaderförmige Probengestalt mit den Abmessungen von  $L \cdot B \cdot H = 300 \text{ mm} \cdot 20 \text{ mm} \cdot 45 \text{ mm}$  und einer mittigen Längsnut der Länge  $L = 250$  mm und der Breite  $B = 5$  mm konzipiert (Abbildung 5.1). Diese unterteilt das Werkstück in zwei Hälften mit quadratischem Querschnitt von  $B \cdot H = 20 \text{ mm} \cdot 20 \text{ mm}$ , die nur im vorderen und hinteren Abschnitt mit der Länge von jeweils  $L = 25$  mm mit dem gegenüberliegenden Bauteilbereich verbunden sind. Die Bohrbearbeitung findet im oberen Bereich statt, während ausschließlich die untere Hälfte in zwei ausgerichteten Schraubstöcken eingespannt ist. Somit wird die industriell oft auftretende Situation einer vom Spannungspunkt entfernten Bohrposition am Bauteil berücksichtigt. Zusätzlich erlaubt diese Versuchsanordnung die thermische Ausdehnung des Werkstückes im bearbeiteten Bereich und verhindert diese nicht durch eine feste Einspannung entlang der Tiefbohrung. Dies ist essenziell für die Aussagekraft der Untersuchungen und erlaubt die Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse auf zahlreiche Anwendungsfälle, in denen das Bauteil exponierte Bereiche mit Tiefbohrungen aufweist. Um die thermomechanischen Effekte und vor allem den Mittenverlauf bei



exzentrisch angeordneten Bohrungen untersuchen zu können, erfolgte die Betrachtung von drei unterschiedlichen Bohrpositionen innerhalb des quadratischen Querschnittes der oberen Bauteilhälfte (Abbildung 5.1). Bei der mittig eingebrachten Bohrung beträgt die resultierende Wandstärke in allen Richtungen  $s_w = 5$  mm. Des Weiteren wurden außermittige Bohrsituationen mit resultierenden Abständen von  $s_w = 3$  mm und  $s_w = 1$  mm zwischen der Bohrungswand und der oberen Werkstückfläche realisiert. Die Temperaturerfassung erfolgt mittels einer IR-Kamera (vgl. Kapitel 4.5.2) im Bohrtiefenabschnitt zwischen  $l = 195$  mm und  $l = 230$  mm.



**Abbildung 5.1:** Bauteilkonzept und experimenteller Versuchsaufbau inklusive Positionierung der Messtechnik

Zur Vermeidung von unerwünschter Fremdstrahlungsreflexion und damit einhergehender Genauigkeitsbeeinträchtigung der Temperaturmessung wird ein Schutzrohr zwischen der Thermografiekamera und dem Messfeld auf der Bauteiloberfläche eingesetzt. Die Abschirmung verhindert zusätzlich das Gelangen von Spänen in den betrachteten Werkstückabschnitt. Dieser ist, wie das Schutzrohr selbst, schwarz tiefmatt lackiert, um einen hohen Emissionskoeffizienten von  $\varepsilon \approx 0,98$  zu gewährleisten (vgl. Kapitel 4.5.2). Die Vorschubkraft und das Bohrmoment werden werkzeugseitig, mittels eines rotierenden Dynamometers, aufgenommen (Kapitel 4.5.1). Um Messfehler durch Oberflächenneigung zu vermeiden (vgl. Kapitel 4.5.3), wurden die zwei Lasersensoren zur Erfassung der thermomechanisch bedingten Verlagerungen auf der Oberseite und der Seitenfläche des Bauteils mittig ausgerichtet und senkrecht zur Bohrungsschse angeordnet.

## 5.1 Mechanische Belastung

### 5.1.1 Einfluss des KSS-Konzeptes

Um die generellen Unterschiede zwischen der Hochdruckkühlung mit Emulsion und der MMS zu ermitteln, wurde zunächst ein Prozessvergleich bei mittlerer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175 \text{ m/min}$  und einem mittleren Vorschub von  $f = 0,3 \text{ mm}$  durchgeführt. Dabei kamen variierte KSS-Drücke zwischen  $p_{\text{emul}} = 20 \text{ bar}$  und  $p_{\text{emul}} = 80 \text{ bar}$  für die Emulsion sowie  $p_{\text{mms}} = 7,5 \text{ bar}$  bis  $p_{\text{mms}} = 15 \text{ bar}$  für die MMS zum Einsatz. Der durch das WTB-Werkzeug mit Kühlkanaldurchmesser von  $d_k = 1 \text{ mm}$  und einer Gesamtlänge von  $l = 360 \text{ mm}$  resultierende Volumenstrom ist in Abbildung 5.2 in Abhängigkeit vom eingestellten KSS-Druck dargestellt. Bei der inneren Hochdruckkühlung mit Emulsion wurde zusätzlich zum programmierten Solldruck auch der Istdruck in der Zuführung kurz vor der Maschinenspindel gemessen. Insbesondere beim höchsten Solldruck von  $p_{\text{emul}} = 80 \text{ bar}$  ist eine Differenz zum tatsächlichen Druck von  $p_{\text{emul}} = 73 \text{ bar}$  zu verzeichnen. Eindeutig zu erkennen ist der große Unterschied im Vergleich der Volumenströme zwischen Emulsion und MMS. Während die MMS-Druckluft Werte von  $\dot{V}_{\text{luft}} \approx 83 \dots 1671/\text{min}^1$  erreicht, liegt der Volumenstrom der Emulsion trotz der signifikant höheren Drücke zwischen  $\dot{V}_{\text{emul}} \approx 31/\text{min}$  und  $\dot{V}_{\text{emul}} \approx 71/\text{min}$  und dementsprechend bei einem Bruchteil des MMS-Volumenstroms. Somit resultieren bei MMS deutlich höhere Strömungsgeschwindigkeiten in den Kühlkanälen und während des Späneabtransports entlang der Spannuten, die u. U. die erwartete geringe Kühlleistung kompensieren könnten. Unter Berücksichtigung der Dichte von Luft und Wasser zeigt allerdings eine überschlägige Berechnung (vgl. Kalkulationstabelle in Abbildung 5.2) für die größten Volumenstromwerte, dass der Emulsionsmassenstrom um den Faktor  $\dot{m}_{\text{emul}}/\dot{m}_{\text{mms}} \approx 35$  höher ist als der entsprechende Wert für MMS. Des Weiteren führt die deutlich geringere spezifische Wärmekapazität von Luft zu einem weiteren Nachteil aufseiten der MMS. Der Wärmestrom, der benötigt wird, um eine Temperaturerhöhung des jeweiligen KSS-Massenstroms um  $\Delta T = 1 \text{ K}$  zu generieren, weist bei der Emulsion einen um den Faktor 143 höheren Wert als bei der MMS auf. Unter der Annahme einer identischen durch den KSS vom Prozess abgeführten Wärmleistung würde demzufolge der MMS-Massenstrom einen um den Faktor 143 größeren Temperaturanstieg erfahren als die Emulsion, der wiederum die Kühlleistung der MMS beeinträchtigen könnte.

Der Einfluss des KSS-Konzepts auf die mechanische Werkzeugbelastung ist in Abbildung 5.3 für eine Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175 \text{ m/min}$  und einen Vorschub von  $f = 0,3 \text{ mm}$  zusammenfassend dargestellt. Während das Bohrmoment unabhängig vom KSS-Druck sowohl unter Einsatz einer Emulsion als auch einer MMS auf einem nahezu konstanten Niveau von ca.  $M_b \approx 3 \text{ Nm}$  liegt, zeigt die Vorschubkraft einen signifikanten Anstieg bei der MMS-Bearbeitung. Unter Verwendung von Emulsion bewegen sich die entsprechenden Mittelwerte im Bereich von ca.  $F_f = 500 \text{ N}$  mit einem leicht fallenden Trend bei Erhöhung des KSS-Drucks. Beim Einsatz von MMS liegt die mittlere Vorschubkraft bei  $F_f \approx 800 \text{ N}$  ohne eine sichtbare Beeinflussung durch den MMS-Druck. Auf Basis der lichtmikroskopischen Aufnahmen der Werkzeuge (vgl. Abbildung 5.3) kann der beobachtete Anstieg der Vorschubkraft bei der MMS auf eine stärkere Adhäsionsverschleißausprägung durch den Werkstückstoff zurückgeführt werden. Die gesteigerten Temperaturen bei Verzicht auf Emulsion begünstigen die Materialablagerun-

<sup>1</sup>im Normzustand, vgl. Abbildung 5.2

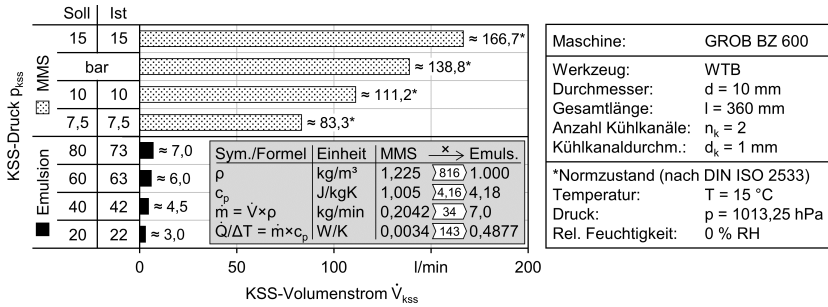


Abbildung 5.2: Vergleich des KSS-Volumenstroms für Emulsion und MMS in Abhängigkeit vom Druck

gen und -anhaftungen am Werkzeug, insbesondere auf den Freiflächen, die sehr schwer zugänglich für den KSS bzw. die MMS sind. Dies führt zu einer stirnseitig größeren Kontaktfläche zwischen dem Bohrer und dem Bohrungsgrund, welche einen Kraftanstieg zur Folge hat. Insbesondere im Bereich der Querschneide, die den größten Anteil der Axialbelastung beim Bohren verursacht, führen die Materialanhaftungen in Kombination mit der geringen Schnittgeschwindigkeit und hohen Temperaturen zu starker Reibung zwischen Aluminium und Aluminium, die durch einen sehr hohen Reibungskoeffizienten von  $\mu \geq 1$  gekennzeichnet ist. Dies begründet auch den leicht fallenden Verlauf der Vorschubkraft bei steigendem KSS-Druck und wird in den steigenden Streubreiten des Bohrmoments widerspiegelt. Diese repräsentieren die Schwingungsneigung des Prozesses und werden größer, wenn die Vorschubkraft sinkt, da der Effekt der sog. Prozessdämpfung bei kleinerer Anhaftungsausprägung und dementsprechender Reibung ebenfalls reduziert wird [Sch15a].

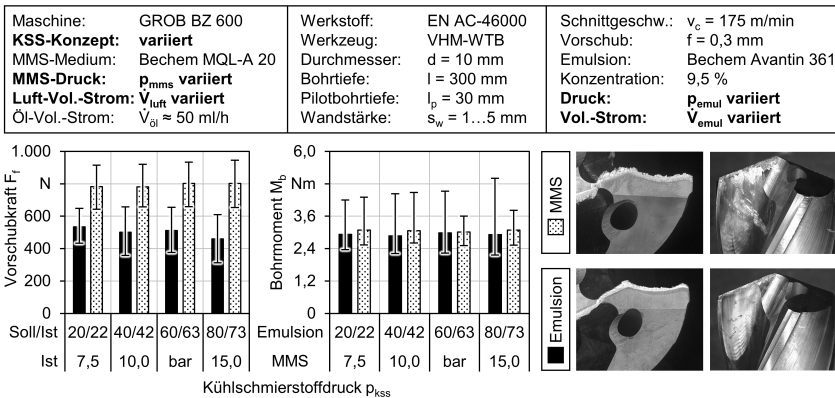
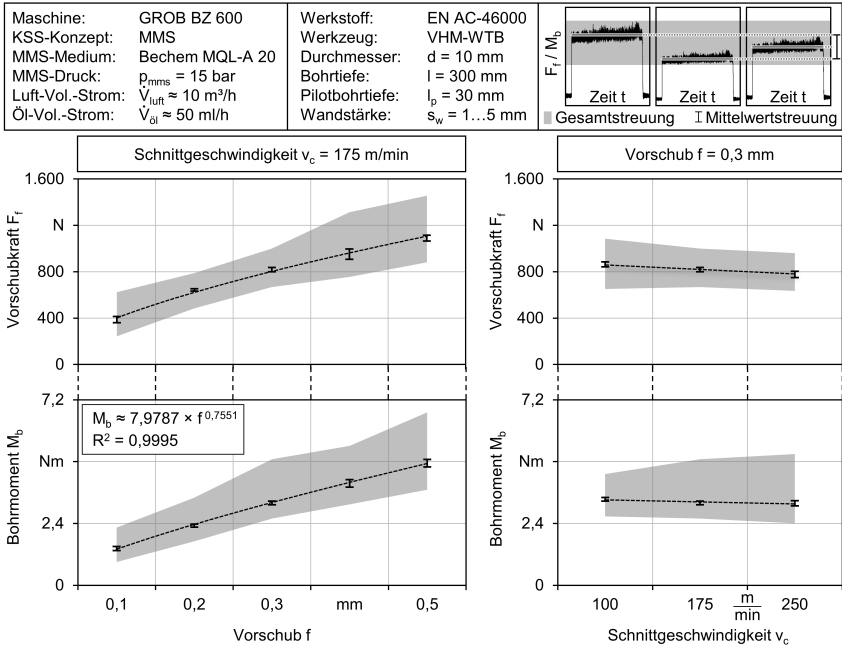


Abbildung 5.3: Prozesskräfte beim Wendeltiefbohren in Abhängigkeit vom KSS-Konzept und KSS-Druck sowie lichtmikroskopische Aufnahmen der eingesetzten Werkzeuge

### 5.1.2 Analyse des Schnittwerteeinflusses

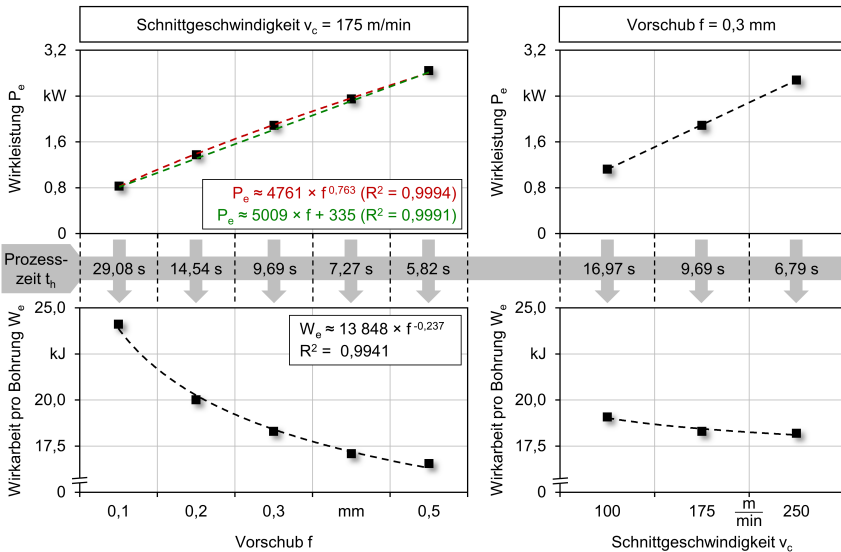
Die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub sind die wesentlichen Einstellgrößen des Bohrprozesses. Die Untersuchungen zeigen, dass beim Wendeltiefbohren mit MMS der Vorschub einen erheblichen Einfluss auf die Bearbeitungskräfte aufweist, während die Schnittgeschwindigkeit nur eine untergeordnete Bedeutung besitzt (vgl. Abbildung 5.4).



Wärmestau im Zentrum des Bohrungsgrundes konzentrierte thermische Materialentfestigung ist für ein geringes, aber durchaus detektierbares Absenken der Vorschubkraft von  $F_f \approx 875 \text{ N}$  auf  $F_f \approx 790 \text{ N}$  bei der Steigerung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100 \text{ m/min}$  auf  $v_c = 250 \text{ m/min}$  verantwortlich. Beim Bohrmoment ist dieser Effekt der Schnittgeschwindigkeitserhöhung nicht zu beobachten, da die Werkstoffverfestigung bei höheren Dehnraten und die verstärkte Reibung durch mehr Adhäsion die thermische Entfestigung egalisieren.

Um den Tiefbohrprozess aus energetischer Sicht bewerten zu können, umfasst die weitere Analyse der mechanischen Belastungen die Ermittlung der prozessspezifischen Wirkleistung und -arbeit in Abhängigkeit von den Schnittwerten (Abbildung 5.5). Aufgrund der im Vergleich zur Schnittgeschwindigkeit relativ geringen Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 557 \dots 2785 \text{ mm/min}$  wird die Wirkleistung trotz der berücksichtigten Vorschubkraft nahezu vollständig durch das Bohrmoment generiert.

Maschine: GROB BZ 600	Werkstoff: EN AC-46000	<b>Schnittgeschw.: <math>v_c = 100 \dots 250 \text{ m/min}</math></b>
KSS-Konzept: MMS	Werkzeug: VHM-WTB	
MMS-Medium: Bechem MQL-A 20	Durchmesser: $d = 10 \text{ mm}$	$P_e = P_f + P_c = F_f \times v_f + F_c \times v_c$ $P_c = F_c \times v_c = 2 \times \pi \times M_b \times n$ $W_e = P_e \times t_n$
MMS-Druck: $p_{mms} = 15 \text{ bar}$	Bohrtiefe: $l = 300 \text{ mm}$	
Luft-Vol.-Strom: $V_{luft} \approx 10 \text{ m}^3/\text{h}$	Pilotbohrtiefe: $l_p = 30 \text{ mm}$	
Öl-Vol.-Strom: $V_{öl} \approx 50 \text{ ml/h}$	Wandstärke: $s_w = 1 \dots 5 \text{ mm}$	

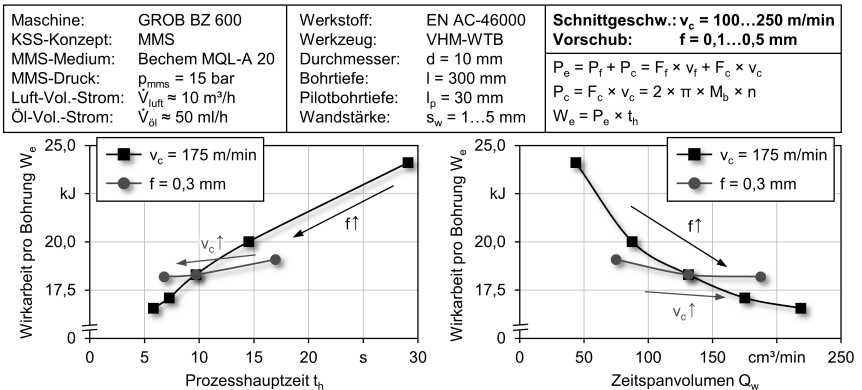


**Abbildung 5.5:** Wirkleistung und Wirkarbeit beim Wendeltiefbohren mit MMS in Abhängigkeit von den Schnittwerten

Aus den Berechnungen wird ersichtlich, dass der prozessbezogene Leistungsbedarf sowohl bei einer Schnittgeschwindigkeits- als auch bei einer Vorschubsteigerung nahezu linear steigt. Im ersten Fall ist dies auf die höhere Drehzahl bei annähernd gleich bleibenden Prozesskräften (vgl. Abbildung 5.4) zurückzuführen, was tatsächlich ein lineares Verhältnis substantiiert. Die Vorschubsteigerung bewirkt dagegen eine Erhöhung der Wirkleistung durch das steigende Bohrmoment unter unveränderter Schnittgeschwin-

digkeit bzw. Drehzahl. Der Verlauf ist annähernd linear, wird aber durch eine Potenzfunktion geringfügig genauer als durch die lineare Regression approximiert (vgl. rote und grüne Regressionskurve in Abbildung 5.5). Der minimal zur Bohrmomentregression abweichende Exponent der Potenzfunktion ist auf die Einbeziehung der Vorschubkraft in die Berechnung der Wirkleistung zurückzuführen. Trotz der aufgezeigten grundsätzlich unterschiedlichen zugrunde liegenden Effekte bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes lässt der Vergleich unter Berücksichtigung der Prozesszeit den Schluss zu, dass die Wirkleistung primär von der resultierenden Vorschubgeschwindigkeit bzw. Materialabtragsrate abhängig ist.

Im Gegensatz dazu verhält sich die Wirkarbeit, welche die benötigte mechanische Energie zur Erzeugung einer Bohrung repräsentiert, umgekehrt proportional zu den Schnittwerten. Dies ist auf die Verkürzung der Prozesszeit zurückzuführen, die mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes einhergeht. Der Effekt ist im Variationsbereich der Parameter beim Vorschub deutlich stärker ausgeprägt, sodass die Wirkarbeit, ausgehend von  $W_e \approx 24,1$  kJ pro Bohrung beim Vorschub  $f = 0,1$  mm, auf einen Wert von  $W_e \approx 16,6$  kJ beim Vorschub  $f = 0,5$  mm verringert werden kann. Die Zeiteinsparung durch eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit scheint die dadurch erhöhte Leistung zu egalisieren, ist aber nicht ausreichend, um eine Verringerung des energetischen Aufwandes für die Herstellung der Bohrung zu generieren. Dies verdeutlicht auch die in Abbildung 5.6 dargestellte Analyse der Wirkarbeit in Abhängigkeit von der Prozesszeit und dem Zeitspanvolumen. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Vorschub einen signifikanten Einfluss auf die mechanische Belastung beim Wendeltiefbohren aufweist und die Vorschubsteigerung, trotz der erhöhten Wirkleistung, nicht nur eine erhebliche Produktivitätssteigerung durch Hauptzeitreduzierung, sondern auch eine energetisch betrachtet effizientere Bearbeitung ermöglicht.



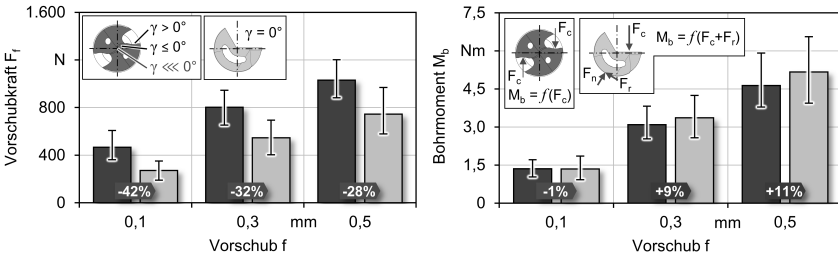
**Abbildung 5.6:** Wirkarbeit pro Bohrung in Abhängigkeit von der Prozesshauptzeit und dem Zeitspanvolumen unter Variation der Schnittwerte

### 5.1.3 Vergleich zum Einlippentiefbohren

Der durchgeführte, direkte Vergleich zwischen dem klassischen Einlippen- und dem Wendeltiefbohren lässt prinzipbedingte Unterschiede, vor allem bei der Vorschubkraft, er-

kennen. Wie in Abbildung 5.7 dargestellt, resultieren beim Wendeltiefbohren deutlich höhere Axialbelastungen, die im Wesentlichen auf die Reib- und Quetschvorgänge an der Querschneide des Wendelbohrers zurückzuführen sind. Das Einlippenwerkzeugkonzept hat den Vorteil, dass der über die Schneide konstante Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$  auch im Bohrungszentrum für eine Spanabnahme sorgt, sodass das Material nicht wie beim Wendelbohren radial verdrängt werden muss. Dementsprechend ergeben sich im Bereich zwischen Vorschub  $f = 0,1$  mm und  $f = 0,5$  mm prozentuale Reduzierungen der Axialkraft von bis zu  $\Delta F_f \approx 42\%$  zugunsten des Einlippenbohrers. Eindeutig erkennbar ist, dass diese Differenz mit steigendem Vorschub kleiner wird und bei  $f = 0,5$  mm nur noch  $\Delta F_f \approx 28\%$  beträgt. Eine Ursache hierfür ist die Tatsache, dass das zweischneidige Werkzeug ab einem bestimmten Radius über stark positive Spanwinkel verfügt, sodass bei höheren Spanungsdicken die Spanentstehung Zugkräfte in diesem Werkzeugbereich hervorruft, die der stirnseitigen Querschneiden- und Freiflächenbelastungen entgegenwirken. Darüber hinaus beträgt der Zahnvorschub beim Wendelbohren, begründet durch den zweischneidigen Aufbau des Werkzeugs, bei gleichem Vorschub bzw. gleicher Vorschubgeschwindigkeit nur die Hälfte des entsprechenden Wertes beim Einlippenbohren, was zu einer vergrößerten Kontaktfläche und Freiflächenreibung führt.

Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.:	$v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	<b>Werkzeug:</b>	<b>variiert</b>	Vorschub:	$f = 0,1 \dots 0,5$ mm
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm	<div style="display: flex; align-items: center;"> <div style="width: 15px; height: 15px; background-color: black; margin-right: 5px;"></div> Wendeltiefbohrer  <div style="width: 15px; height: 15px; background-color: #cccccc; margin-right: 5px; margin-left: 10px;"></div> Stahlschaft-Einlippentiefbohrer  <div style="width: 15px; height: 15px; border: 1px solid black; margin-right: 5px; margin-left: 10px;"></div> Gesamtstreuung         </div>	
<b>MMS-Druck:</b>	$p_{mms}$ <b>variiert</b>	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm		
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm		
Öl-Vol.-Strom:	$V_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm		

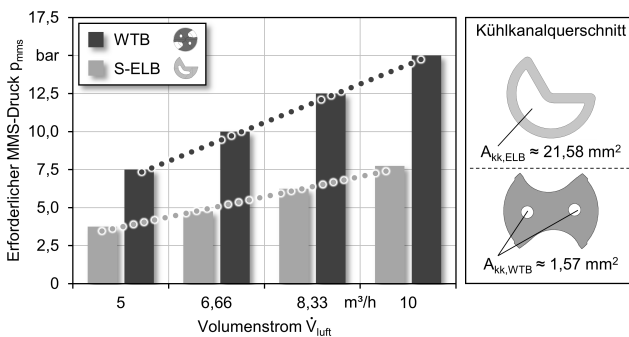


**Abbildung 5.7:** Vergleich der Vorschubkraft und des Bohrmomentes beim Einlippen- und Wendeltiefbohren mit MMS für unterschiedliche Vorschubwerte

Beim Bohrmoment sind die Unterschiede zwischen ELB und WTB im Vergleich zur Axialbelastung geringer. Dennoch lässt sich ein entgegengesetzter Trend im Vergleich zur Vorschubkraft feststellen. Während beim Vorschub  $f = 0,1$  mm keine nennenswerte Differenz zwischen beiden Verfahren besteht, liegt das Bohrmoment beim Einlippenbohren unter höheren Vorschubwerten immer oberhalb der entsprechenden Belastung beim Wendelbohren. Einerseits resultiert beim Zweiseneider durch den halben Zahnvorschub im Vergleich zum ELB eine deutlich geringere Einzelspanungsdicke, die höhere spezifische Kräfte verursacht. Andererseits können die positiven Spanwinkel entlang der Schneide für eine Reduzierung der Scherbelastung und somit auch der Schnittkraft im WTB-Prozess sorgen. Dagegen verfügt der ELB auch im äußeren Schneidenbereich über einen konstanten Spanwinkel von  $\gamma = 0^\circ$ , der höhere Schnittkräfte verursacht. Diese werden gemeinsam mit den Passivkomponenten an der Bohrungswand abgestützt, so-

dass bei höheren Vorschüben die Führungsleistenreibung und dementsprechend auch das Bohrmoment steigen.

Des Weiteren wurde der Einfluss der MMS für beide Verfahren unter identischen Volumenstrombedingungen analysiert. Da der Stahlschaft des klassischen ELB einen deutlich größeren Kühlkanalquerschnitt als die zwei Bohrungen des WTB aufweist, ist beim ELB ein erheblich geringerer Druck erforderlich, um den gleichen Volumenstrom wie beim WTB zu realisieren. In Abbildung 5.8 sind die sich in Abhängigkeit vom vorgegebenen Volumenstrom einstellenden Druckwerte für beide Werkzeugkonzepte dargestellt. Im untersuchten Bereich des Volumenstroms zwischen  $\dot{V}_{\text{luft}} \approx 5 \text{ m}^3/\text{h}$  und  $\dot{V}_{\text{luft}} \approx 10 \text{ m}^3/\text{h}$  sind beim WTB MMS-Drücke von  $p_{\text{mms,wtb}} = 7,5 \dots 15 \text{ bar}$  erforderlich. Die gleichen MMS-Volumenströme bedürfen beim ELB dagegen einem ungefähr um den Faktor zwei kleineren Druck mit Werten zwischen  $p_{\text{mms,elb}} = 3,75 \dots 7,75 \text{ bar}$ . Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde die Ölmenge nicht an das jeweilige Tiefbohrverfahren angepasst, sondern innerhalb dieser Versuchsreihe auf ca.  $\dot{V}_{\text{öl}} \approx 50 \text{ ml/h}$  konstant gehalten. Dieser Volumenstrom wurde in Voruntersuchungen ermittelt und gewährleistet bei beiden Verfahren eine ausreichende Ölfilmbildung und Prozesssicherheit ohne signifikante Materialanhaftungen am Werkzeug.

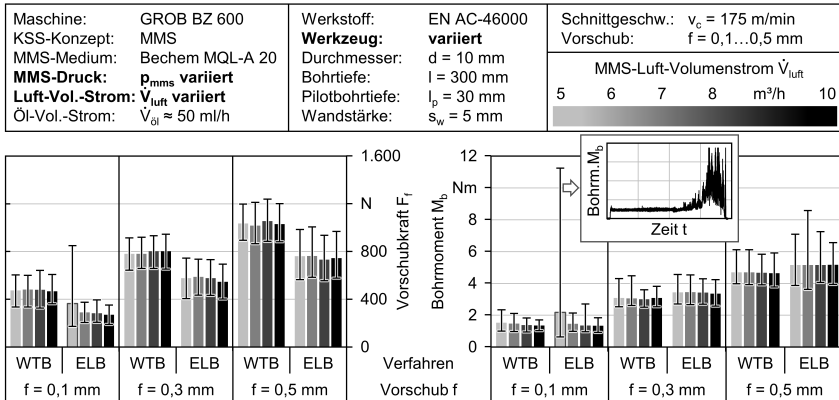


**Abbildung 5.8:** Erforderlicher MMS-Druck für unterschiedliche MMS-Volumenströme. Vergleich zwischen ELB und WTB

Der eingesetzte Luftvolumenstrom der MMS hat im untersuchten Bereich einen nur geringen Einfluss auf die mechanische Werkzeugbelastung, wie aus der zusammenfassenden Darstellung der Ergebnisse (Abbildung 5.9) ersichtlich wird. Bei höheren Vorschubwerten  $f = 0,3 \dots 0,5 \text{ mm}$  resultieren für beide Verfahren keine signifikanten Unterschiede im Bohrmoment und in der Vorschubkraft. Lediglich beim WTB mit Vorschub  $f = 0,1 \text{ mm}$  kann ein leicht fallender Trend des Bohrmoments und dessen Streubreite bei steigendem Volumenstrom der MMS beobachtet werden. Im Gegensatz dazu kann beim ELB mit dem geringsten Volumenstrom von  $\dot{V}_{\text{luft}} \approx 5 \text{ m}^3/\text{h}$  keine prozesssichere Spanabfuhr mehr gewährleistet werden. Ab etwa 60% der Bohrtiefe sind stark schwankende Anstiege des Bohrmoments (vgl. Messschrieb in Abbildung 5.9) zu verzeichnen, die auf einen unregelmäßigen Späneabtransport bzw. Spänestau hindeuten. Dieser verursacht eine erhöhte Reibung der Späne an der Bohrungswand und dadurch induzierte Schwingungen. Das Zusammenspiel aus diesen Effekten führt zu erhöhten thermischen Belastungen in der Kontaktzone, zu einem Abreißen des Ölfilms an der Führungsleiste und dementsprechend



fortschreitendem adhäsiven Verschleiß des ELB-Werkzeugs.



**Abbildung 5.9:** Vergleich der Vorschubkraft und des Bohrmomentes beim Einlippen- und Wendeltiefbohren mit MMS für unterschiedliche Vorschubwerte

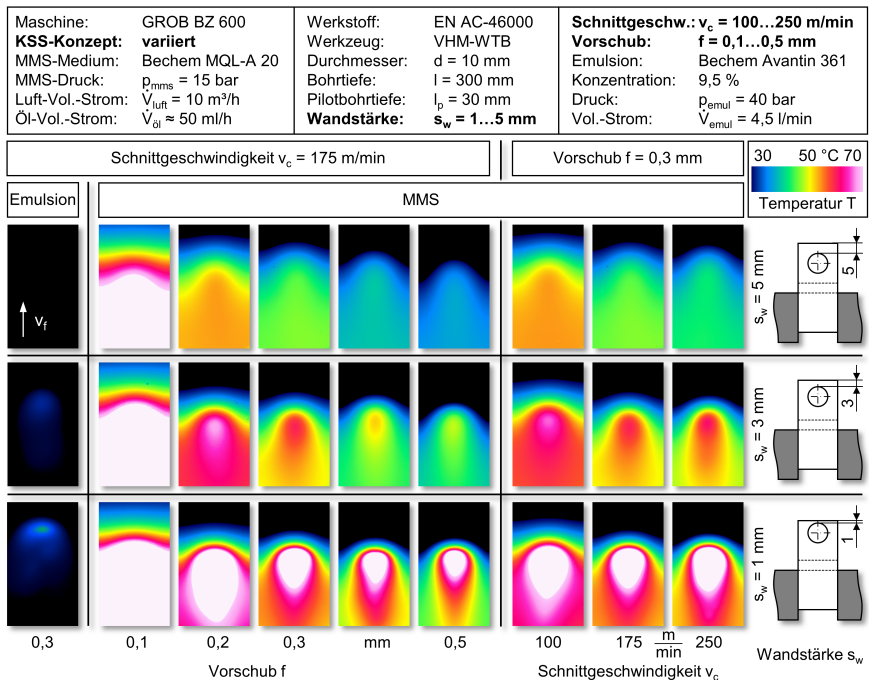
## 5.2 Thermoelastische Bauteilbeanspruchung

Im Zerspanprozess wird die eingebrachte mechanische Leistung durch die Scher-, Reib- und Trennvorgänge in der Spanbildungszone nahezu vollständig in Wärme umgewandelt. Diese fließt in die Späne, ins Werkzeug, ins Werkstück und in das umgebende Medium, welches die Wärme abführt und die tribologischen Kontaktpartner kühlt. Beim Verzicht auf Kühlschmierstoffe wird diese Funktion durch die Umgebungsluft übernommen, die auch bei der MMS als Trägermedium eingesetzt wird. Dabei resultiert ein erhöhter Wärmeeintrag ins Bauteil, und die damit einhergehende thermoelastische Ausdehnung des Werkstückes kann einerseits die erzielbare Genauigkeit des jeweiligen Prozesses und andererseits nachfolgende Bearbeitungsoperationen beeinträchtigen. In diesem Kapitel werden die Untersuchungen zur bauteilbezogenen Wärmeeinbringung und der resultierenden thermomechanisch induzierten Werkstückdeformation diskutiert. Die Analysen bilden die Basis für den Aufbau eines ganzheitlichen Prozessverständnisses hinsichtlich der thermischen Effekte sowie für die spätere Modellierung, Simulation und Kompensation der dadurch induzierten Abweichungen.

### 5.2.1 Abhängigkeit von den Schnittwerten und der Bohrungsposition

Im Gegensatz zu der mechanischen Belastung, die nahezu unabhängig von der Lage der Bohrung im Werkstück ist (vgl. Streubreite in Abbildung 5.4), hat die resultierende Bohrungswandstärke zwischen der entstehenden Bohrungswand und der Außenfläche des Bauteils einen großen Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Werkstück. Der Wärmestauereffekt bei dünnwandigen Bauteilen ist auf die geringe Wärmekapazität im Bereich der kleinen Materialstärke zurückzuführen, sodass bei gleicher werkstückbezogener Wärmemenge ein höherer lokaler Temperaturanstieg entsteht, welcher die thermische


Ausdehnung in diesem Bereich verstärkt. Für die Analyse dieser Effekte und vor allem deren Auswirkung auf die Bohrungsgüte wurden in den oberen Bauteilquerschnitt Bohrungen zentrisch sowie exzentrisch mit einer resultierenden Wandstärke zur Werkstückoberfläche von  $s_w = 5$  mm,  $s_w = 3$  mm und  $s_w = 1$  mm eingebracht. Die Ergebnisse der Temperaturmessung zum Zeitpunkt der das Messfeld passierenden Wirkstelle sind in Form von Thermogrammen für die untersuchten Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe in Abbildung 5.10 zusammengefasst und einer Referenzmessung unter Emulsion gegenübergestellt. Neben dem beschriebenen Wärmestauereffekt bei geringen Bohrungswandstärken wird insbesondere der unter Verwendung von MMS erwartete signifikante Anstieg der thermischen Bauteilbelastung ersichtlich.



**Abbildung 5.10:** Vergleich der gemessenen Bauteiloberflächentemperatur in Abhängigkeit von dem KSS-Konzept, den Schnittwerten und der Bohrungswandstärke

Während der Prozess unter Emulsionsschmierung nur bei den exzentrischen Bohrungen mit Wandstärken von  $s_w = 1 \dots 3$  mm eine Oberflächentemperatur über  $T = 30$  °C hervorruft, liegen die gemessenen Maximalwerte unter MMS-Einsatz bei teilweise über  $T = 100$  °C. Ebenfalls eindeutig zu erkennen ist auch, dass das wasserbasierte KSS-Konzept in der Lage ist, die Wärme unmittelbar hinter der Wirkzone nahezu vollständig abzuführen und somit den bereits bearbeiteten Bereich der Bohrung auf Umgebungsbzw. KSS-Temperatur abzukühlen. Bei der MMS-Bearbeitung wird dagegen keine ausreichende Kühlung gewährleistet, sodass eine hohe Wärmemenge im gebohrten Bauteilbereich hinter der Wirkstelle akkumuliert wird. Durch die Variation der Schnittwerte

kann gezeigt werden, dass der Vorschub im Gegensatz zur Schnittgeschwindigkeit einen erheblichen Einfluss auf den Wärmeeintrag ins Bauteil aufweist. Bei geringen Vorschüben ergibt sich ein höherer Temperaturanstieg, während bei gesteigerten Werten der Wärmeeintrag und damit die Bauteiltemperaturen sinken. Dies ist zum einen auf die proportional zum Vorschub steigende Spannungsdicke zurückzuführen. Diese beeinflusst maßgeblich die Wärmeverteilung zwischen Werkzeug, Werkstück und Span, sodass bei höheren Vorschüben mehr Wärme mit dem Span abgeführt werden kann. Zum anderen bewirkt die Vorschubsteigerung eine Verkürzung der Prozesszeit und somit des Zeitfensters, in welchem das Werkstück durch den Prozess thermisch belastet wird. Bei der ersten Steigerung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min auf  $v_c = 175$  m/min ist ebenfalls eine Verringerung der thermischen Werkstückbelastung erkennbar, allerdings führt eine weitere Erhöhung auf  $v_c = 250$  m/min zu keiner weiteren Reduzierung der gemessenen Bauteiltemperaturen. Eine mögliche Ursache dafür ist die steigende Reibleistung, die mit der höheren Schnittgeschwindigkeit einhergeht. Für einen repräsentativen Versuch bei einer Wandstärke von  $s_w = 5$  mm und mittleren Schnittwerten von  $v_c = 175$  m/min und  $f = 0,3$  mm ist in Abbildung 5.11 der zeitliche Verlauf des Temperaturanstiegs, gemittelt über fünf Pixel bzw.  $l \approx 250$   $\mu$ m in der Mitte des IR-Messfeldes, dargestellt. Durch eine Offsetkorrektur wird die Anfangstemperatur auf den Wert null gesetzt, was

Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.:	$v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	VHM-WTB	Vorschub:	$f = 0,3$ mm
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm		
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm		
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p \approx 30$ mm		
Öl-Vol.-Strom:	$V_{oil} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm		

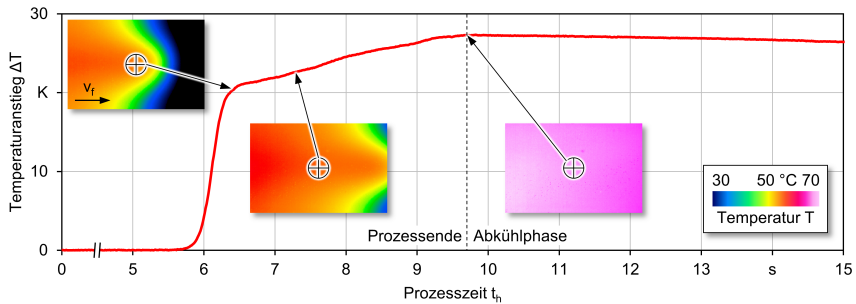


Abbildung 5.11: Zeitliche Temperaturentwicklung im Bauteil

die Bewertung der ausschließlich aus dem Bohrprozess resultierenden Temperaturerhöhung im Bauteil, unabhängig von evtl. schwankenden Anfangstemperaturen, ermöglicht. Der Temperaturanstieg spiegelt den tatsächlich prozessbedingt stattgefundenen Wärmeeintrag wider, sodass die Betrachtung dieser Größe sinnvoller als der Vergleich von Absoluttemperaturen ist. Aus dem Verlauf geht hervor, dass nach dem primären Anstieg der Temperatur durch den Wirkstellenwärmeintrag eine weitere Erwärmung des Werkstückes stattfindet, sodass die maximale Oberflächentemperatur erst zum Zeitpunkt des Prozessendes erreicht wird. Einerseits kann dies auf die Wärmeleitung im Werkstück zurückgeführt werden, die Wärme von den wirkstellennahen in kältere Bereiche des Bauteils transportiert. Andererseits deuten die Verläufe auf eine kontinuierliche

Wärmebelastung der Bohrungswand hin, da trotz der sich vom Temperaturmesspunkt entfernenden Wirkstelle eine sekundäre Erwärmung stattfindet. Diese ist im Wesentlichen auf die Führungsfasen- und Spanreibung sowie auf eine erhöhte MMS-Temperatur zurückzuführen (Abbildung 5.12).

Die primäre Erwärmung wird durch die Scher-, Reib- und Trennvorgänge innerhalb der Wirkzone induziert und sorgt für einen rapiden Anstieg der Temperatur im Bauteil. Ein Großteil der Wärme fließt über den Bohrungsgrund ins Werkstück und verteilt sich anschließend im Material aufgrund der von der Temperaturdifferenz getriebenen Wärmeleitung. Diese primäre Erwärmung des Bohrungsgrundes wird beim Bohren aufgrund des axialen Vorschubes unmittelbar nach der Wärmeeinbringung einer Schneide durch den darauffolgenden Schneideneingriff zum Teil abgetragen. Somit stellt der stattfindende Materialabtrag aus thermischer Sicht eine Wärmesenke dar, die einen Großteil der lokal eingebrachte Werkstückwärme mit dem Span wieder abführt. Gleichzeitig wird der Bohrungsgrund über die aus den Kühlkanälen des Werkzeugs ausströmende MMS gekühlt. Der im Vergleich zur Emulsion sehr große Volumenstrom der MMS sorgt für eine

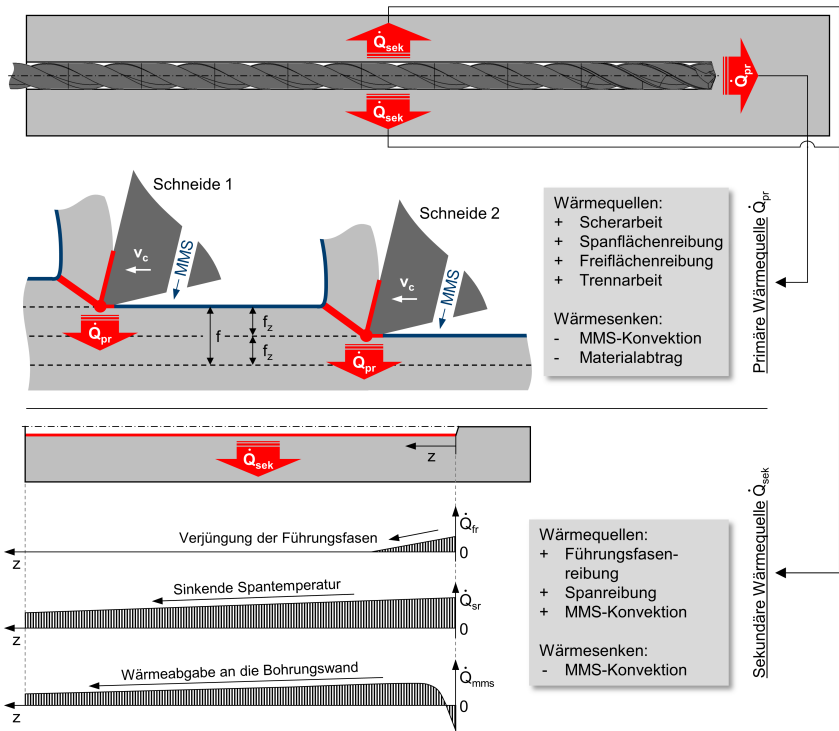


Abbildung 5.12: Grundlegende Effekte des Wärmeeintrags ins Werkstück beim Tiefbohren mit MMS

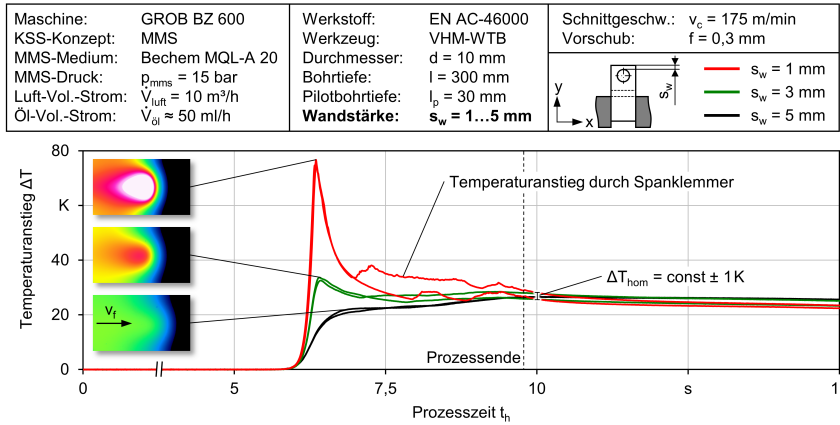
hohe Strömungsgeschwindigkeit, welche durch die Expansion der Luft beim Ausströmen aus den Kühlkanälen des Werkzeugs von  $p_{mms} = 7,5 \dots 15$  bar auf Umgebungsdruck

zusätzlich gesteigert wird. Diese hohe Geschwindigkeit der MMS und die rotierende Schnittbewegung mit hoher Drehzahl sind für eine turbulente Strömung und einen hohen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen den Konvektionspartnern in der Bohrung verantwortlich. Darüber hinaus verfügt die MMS-Luftströmung aufgrund ihres geringen Massenstroms und der niedrigen Wärmekapazität von Luft über eine nur begrenzte Wärmeaufnahmefähigkeit (vgl. Abbildung 5.2). Prozessbegleitende Messungen der aus der Bohrung ausströmenden MMS haben gezeigt, dass der intensive Wärmeaustausch zwischen der MMS und dem Bohrungsgrund, dem Werkzeug und den Spänen unmittelbar nach dem Austritt aus den Kühlkanälen eine erhebliche Temperaturerhöhung der MMS-Strömung verursacht. Diese ist für eine sekundäre Erwärmung der bereits abkühlenden Bohrungswand verantwortlich. Somit resultiert im wirkstellennahen Bereich eine Kühlung durch die sich gleichzeitig dadurch aufheizende MMS, deren Temperatur ab einem bestimmten Abstand zur Wirkstelle die Temperatur der Bohrungswand übersteigt und einen zusätzlichen Wärmestrom ins Bauteil hervorruft. Diese Effekte an der Bohrungswand werden durch die Führungsfasen- und die Spanreibung überlagert. Die Verjüngung der Führungsfasen ist für eine lokale Abstützung im vorderen Bereich des Bohrers und somit für eine von den Schneidenecken ausgehend sinkende Reibleistung verantwortlich. Der Reibkontakt der Späne mit der Bohrungswand findet mit der konstanten Umfangsgeschwindigkeit des Bohrers zzgl. der axialen, entgegengesetzt des Vorschubes gerichteten Spanabtransportgeschwindigkeit statt. Es kann dabei von einer gleichmäßigen Normalkraftbelastung durch die an den einzelnen Spänen resultierenden Zentrifugalkräfte ausgegangen werden. Unter der Annahme eines entlang der Bohrung gleichbleibenden Reibungskoeffizienten bei gleichzeitig sinkender Spantemperatur ergibt sich für die Spanreibungsbelastung der Bohrungswand ein leicht fallender Verlauf zwischen der Wirkstelle und dem Bohrungseintritt (Abbildung 5.12).

Die Ermittlung der resultierenden Wärmemenge im Bauteil  $Q_{ws}$  gibt einen quantitativen Aufschluss über die im Bohrprozess stattfindende Wärmeverteilung und über die nach der Bearbeitung vorliegende thermische Belastung des Bauteils. Diese wird auf Basis des mittleren Temperaturanstieges  $\Delta T$  unter Kenntnis der spezifischen Wärmekapazität des Werkstückstoffes  $c_{p,ws}$  und der erwärmten Bauteilmasse  $m_{ws}$  mithilfe von Gleichung 5.1 berechnet. Die Anfangstemperatur lässt sich aus der Thermografie-messung vor Prozessbeginn bestimmen. Da zum Zeitpunkt des Prozessendes die betrachtete Bauteiloberfläche u. U. keine gleichmäßige Temperaturverteilung aufweist, kann der entsprechende Endwert erst nach Erreichen einer Homogenisierung bestimmt werden. Als Grenze wurde dabei eine Streubreite unter allen Messpunkten im Thermogramm von  $\Delta T \leq 1 \text{ K}$  definiert.

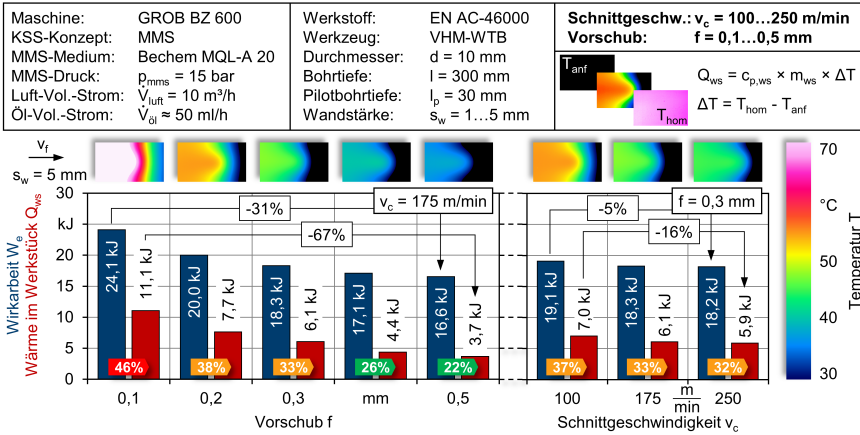
$$Q_{ws} = c_{p,ws} \cdot m_{ws} \cdot \Delta T = c_{p,ws} \cdot m_{ws} \cdot (T_{\text{hom}} - T_{\text{anf}}) \quad (5.1)$$

Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Aluminium wird die Homogenisierung unmittelbar nach Prozessende ohne große Wärmeverluste an die Umgebung erreicht (vgl. Abbildung 5.11). Dies wird ebenfalls durch den Vergleich der Temperaturverläufe für jeweils zwei Versuche bei mittig und außermittig eingebrachten Bohrungen bestätigt (Abbildung 5.13). Trotz des stark ausgeprägten lokalen Anstiegs der gemessenen Temperatur bei geringen Wandstärken ist keine große Diskrepanz in der kurz nach Prozessende vorliegenden Bauteilerwärmung zu verzeichnen, sodass die Ergebnisse der Wandstärkenvariation im Rahmen der weiteren Berechnung gemittelt werden konnten. Die Ermittlung



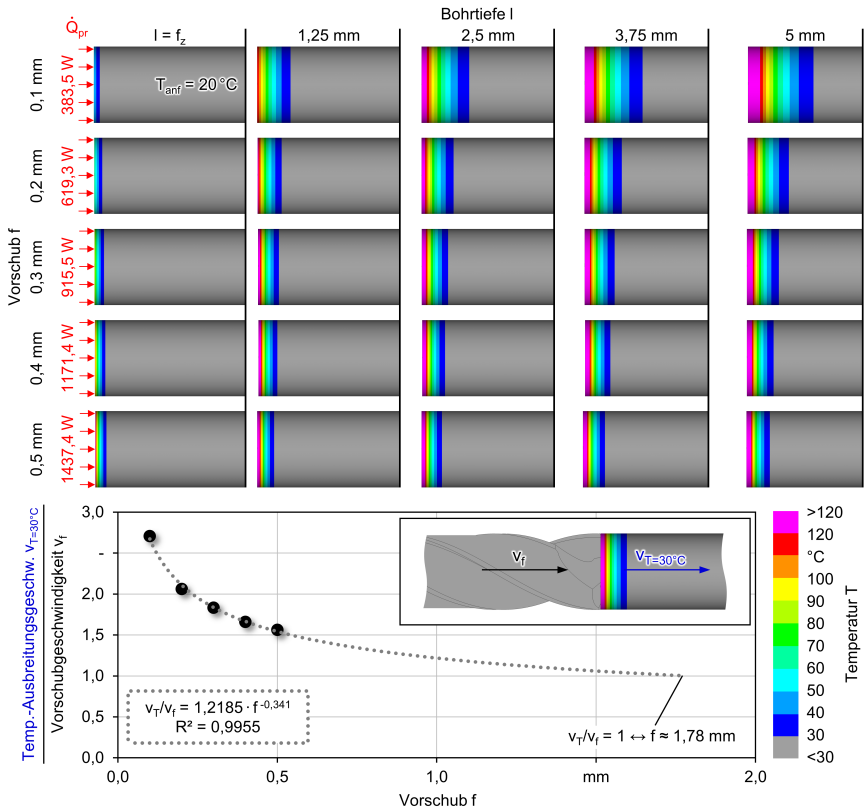
**Abbildung 5.13:** Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Oberflächentemperatur für unterschiedliche Bohrwandstärken

der durch den Bohrprozess ins Bauteil eingebrachten Wärmemenge erfolgt ausschließlich im dem von der Längsnut getrennten Werkstücksegment unter Vernachlässigung der Einspannung im vorderen und hinteren Bereich, um eine generell gültige Aussage über die Prozesseinflüsse treffen zu können. Die gespeicherte Wärmeenergie wird daher für einen repräsentativen Abschnitt der Bohrung mit einer Länge von  $l = 50$  mm berechnet und auf die volle Bearbeitungslänge von  $l = 270$  mm hochgerechnet. Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse bezogen auf die Wirksamkeit des jeweiligen Prozesses ist in Abbildung 5.14 für die durchgeführte Variation der Schnittwerte dargestellt. Die im Werkstück akkumulierte Wärme wird maßgeblich durch den Vorschub bestimmt und nimmt im Bereich  $f = 0,1 \dots 0,5$  mm von  $Q_{ws} = 11,1$  kJ auf  $Q_{ws} = 3,7$  kJ fallende Werte an. Durch die Vorschubsteigerung kann demzufolge eine prozentuale Reduzierung des Wärmeeintrags von  $\Delta Q_{ws} \approx 67$  % erzielt werden. Dabei beträgt die dazugehörige Senkung der Wirksamkeit lediglich  $\Delta W_e \approx 31$  %, was nicht nur die energetische Prozesseffizienz, sondern auch die deutlich günstigere Wärmeverteilung bei höheren Vorschüben verdeutlicht. Während beim Vorschub  $f = 0,1$  mm ca.  $Q_{ws}/W_e \approx 47$  % der Wirksamkeit nach Prozessende als gespeicherte Wärmeenergie im Bauteil verbleiben, beträgt der Wert beim Vorschub  $f = 0,5$  mm lediglich  $Q_{ws}/W_e \approx 22$  %. Im Gegensatz dazu ist der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit deutlich geringer. Bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min auf  $v_c = 250$  m/min resultiert eine geringfügige Verlagerung der Wärmebilanz, bei der die auf die Wirksamkeit bezogene Wärmemenge von  $Q_{ws}/W_e \approx 38$  % auf  $Q_{ws}/W_e \approx 32$  % sinkt. Im Einklang mit der Betrachtung der mechanischen Belastung und der resultierenden Wirkleistung sowie -arbeit (vgl. Abbildung 5.4, 5.5 und 5.6) zeigen auch die wärmeeintragsbezogenen Ergebnisse ein asymptotisches Verhalten mit steigender Schnittgeschwindigkeit, da bereits bei  $v_c = 175$  m/min mit  $Q_{ws}/W_e \approx 33$  % ein identischer Wärmeverteilungswert wie bei der höchsten Schnittgeschwindigkeit vorliegt. Eine weitere Steigerung der Schnittgeschwindigkeit über  $v_c = 250$  m/min wird daher als nicht zielführend erachtet, während eine Vorschubsteigerung über  $f = 0,5$  mm durchaus Potenzial zur Reduzierung der thermischen Bauteilbelastung zu haben scheint.



**Abbildung 5.14:** Anteil der im Bauteil nach Prozessende verbleibenden Wärme an der Wirkarbeit in Abhängigkeit von dem Vorschub und der Schnittgeschwindigkeit

Dies wird ebenfalls durch eine vereinfachte FE-gestützte Analyse des primären Wärmeeintrags bestätigt (Abbildung 5.15). Dabei wird die Bohrungswand vernachlässigt und lediglich der zylindrische Bohrungsbereich vor dem Werkzeug betrachtet, um allgemeingültige Erkenntnisse zur Wärmebringung beim Bohren zu gewinnen. Die FE-Simulation und die entsprechenden Methoden zur Lastaufbringung, Berücksichtigung des Materialabtrags etc. sind in Kapitel 6.1 beschrieben. Die Ermittlung der primären Wärmequelle erfolgte innerhalb der Simulation durch Parameteridentifikation anhand gemessener Werkstücktemperaturen, die beim Bohren von Rundstabmaterial mit einem dem Werkzeug entsprechenden Durchmesser erfasst wurden [BI13]. Durch die feine Segmentierung des FE-Modells in axialer Richtung konnte auch beim kleinsten Vorschub von  $f = 0,1$  mm der Materialabtrag in Zahnvorschubschritten von  $f_z = 0,05$  mm abgebildet werden. Die Ergebnisse zeigen, dass der Materialabtrag eine der wichtigsten Wärmesenken im Prozess darstellt. Die primäre Wärmequelle, die als gleichmäßige Last am Bohrungsgrund angenommen wurde, steigt von  $\dot{Q}_{pr} \approx 383,5$  W beim Vorschub  $f = 0,1$  mm auf  $\dot{Q}_{pr} \approx 1437,4$  W beim Vorschub  $f = 0,5$  mm erheblich an. Diese Werte weisen eine identische vorschubabhängige Steigung wie das Bohrmoment und die Wirkleistung auf (Abbildung 5.4 bzw. 5.5). Trotzdem ist eindeutig erkennbar, dass die daraus resultierenden Temperaturbelastungen mit steigendem Vorschub reduziert werden. Dies ist auf die größere Spannungsdicke in Kombination mit der Wärmeausbreitungsgeschwindigkeit zurückzuführen. Zunächst ruft die höhere Wärmeleistung mit steigendem Vorschub eine stärkere Erwärmung des Bohrungsgrundes, eine größere Temperaturdifferenz zum nicht erwärmten Material und dementsprechend erhöhte Wärmeleitung ins Werkstück hervor. Unabhängig vom Vorschub beträgt die Wärmeausbreitungszeit zwischen zwei Schneideineingriffen  $t = 5,386$  ms, da sich beim Durchmesser von  $d = 10$  mm und einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175$  m/min genau dieses Zeitfenster für eine halbe Umdrehung des zweischneidigen Werkzeugs ergibt. Beim Verfünfachen des Zahnvorschubes wird al-



**Abbildung 5.15:** Simulationsbasierte Ermittlung der Wärmeausbreitungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von dem Vorschub

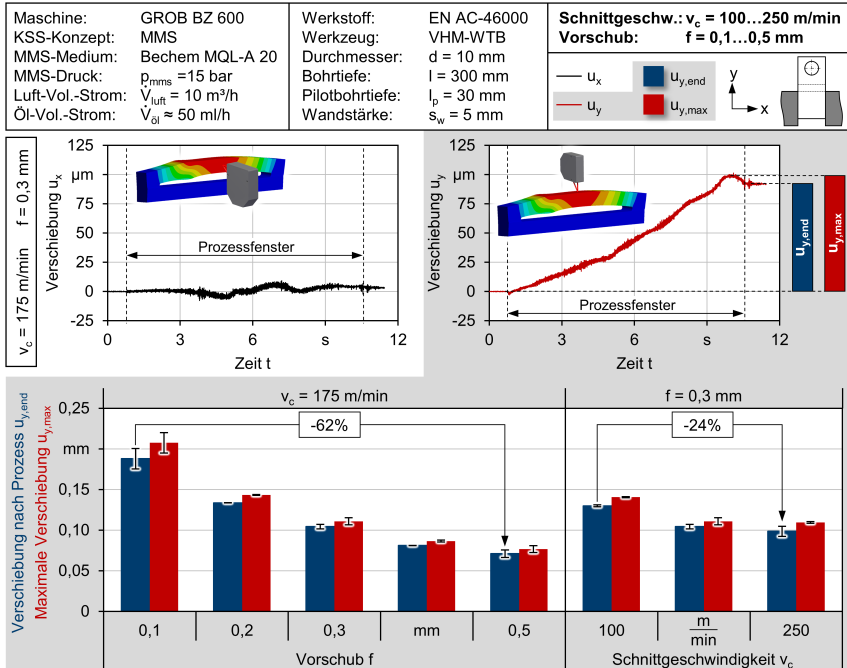
lerdings die fünffache Strecke in axialer Richtung zurückgelegt und somit deutlich mehr Wärme durch den Materialabtrag abtransportiert. Dies bedeutet außerdem, dass die endgültige Aufteilung der Prozesswärme auf Werkstück und Span nicht der ursprünglich an der Schneide stattfindenden Wärmeeinteilung entspricht. Vielmehr wird beim Bohren eine große Wärmemenge ins Bauteil induziert, die allerdings kurz nach Passieren der ersten Bohrerschneide von dem darauffolgenden Eingriff der zweiten Schneide über den Span abgeführt wird. Dieser Effekt ist bei Aluminiumlegierungen aufgrund ihrer hohen Wärmeleitfähigkeit besonders stark ausgeprägt, sodass die am Bohrungsgrund eingebrachten Temperaturen einen Wärmefluss verursachen, der in der Größenordnung der Vorschubgeschwindigkeit liegt (s. Diagramm in Abbildung 5.15). Anhand der Isothermen bei einer Temperatur von  $T = 30\text{ °C}$  kann gezeigt werden, dass innerhalb der ersten  $l = 5\text{ mm}$  Bohrtiefe die Wärmefront sehr stark von dem Vorschub abhängt. Während beim geringsten Vorschub von  $f = 0,1\text{ mm}$  die Temperaturausbreitungsgeschwindigkeit ungefähr der 2,7fachen Vorschubgeschwindigkeit entspricht, sinkt das Verhältnis der beiden Größen beim Vorschub  $f = 0,5\text{ mm}$  auf  $v_{T=30\text{ °C}}/v_f \approx 1,6$ . Die Regressionsfunktion dieser Da-



ten liefert einen extrapolierten Vorschubwert von  $f \approx 1,78 \text{ mm}$ , bei dem nach diesem vereinfachten Modell unter Vernachlässigung der Bohrungswandeffekte (vgl. Abbildung 5.12) ein Geschwindigkeitsgleichgewicht zwischen der Temperaturfront mit  $T = 30^\circ\text{C}$  und der entsprechenden Vorschubgeschwindigkeit eintritt. In diesem Fall reicht die axiale Vorschubbewegung aus, um das von jeder einzelnen Schneide über  $T = 30^\circ\text{C}$  erwärmte Material durch den darauffolgenden Eingriff zu entfernen. Dadurch wäre es möglich, die sich ins Werkstück ausbreitende Wärme drastisch zu senken.

Das thermomechanische Belastungskollektiv, welches während des Prozesses auf das Bauteil wirkt, verursacht einerseits durch die Prozesskräfte und andererseits aufgrund der thermischen Ausdehnung eine Deformation des Werkstückes, die mithilfe von zwei Lasertriangulationssensoren in der Ebene senkrecht zur Bohrungsachse erfasst wurde (vgl. Kapitel 4.5.3 und Abbildung 5.1). Die bei der Standard-Schnittwertekombination von  $v_c = 175 \text{ m/min}$  und  $f = 0,3 \text{ mm}$  resultierende Verlagerung des Bauteils ist im oberen Teilbereich von Abbildung 5.16 dargestellt. Es ist eindeutig zu erkennen, dass im Vergleich zur thermoelastischen Deformation in der vertikalen  $y$ -Richtung von  $u_y \approx 100 \mu\text{m}$  die resultierende Verschiebung in horizontaler  $x$ -Richtung mit ca.  $u_x \leq 3 \mu\text{m}$  vernachlässigbar ist. Dies kann auf die Gestalt des Versuchsbauteils zurückgeführt werden, bei der die thermische Längenausdehnung des oberen, nicht gespannten Bereichs bzw. die daraus resultierenden Druckaxialkräfte einen typischen Knickfall nach Euler mit vertikaler Vorzugsrichtung hervorruft [GHSW14]. Daher werden die um den Nullpunkt schwankenden Verschiebungen in  $x$ -Richtung im weiteren Verlauf dieser Arbeit nicht näher betrachtet. Die vertikale Deformation dagegen weist über die Prozesszeit einen nahezu linear ansteigenden Verlauf auf. Auffällig ist der diesem Verlauf überlagerte Anstieg kurz vor Ende der Bohrzeit, der in den meisten Fällen dem absoluten Maximum im Messschrieb  $u_{y,\max}$  entspricht. Diese Überhöhung in der Verschiebungskurve wird durch eine von der Wärmefront des Bohrprozesses hervorgerufene lokale Erwärmung der Verbindungsstelle zum Einspannbereich bedingt. Auf Basis der messtechnisch erfassten Kräfte und der konstanten mechanischen Randbedingungen, wie z. B. des Hebelarms der Vorschubkraft, ist in diesem stabilen Bauteilabschnitt nicht von einer mechanisch induzierten Beeinflussung der Deformation auszugehen. Mehrere Langzeitmessungen nach Prozessende, in denen das Werkstück vollständig abkühlt, haben gezeigt, dass die Verschiebung auf  $u_y \approx 0 \mu\text{m}$  zurückgeht. Aus diesem Grund kann die nach Prozessende verbleibende Deformation  $u_{y,\text{end}}$  auf den Wärmeeintrag und die thermische Ausdehnung zurückgeführt werden und wird nicht z. B. durch abtragsbedingte Eigenspannungsveränderungen im Material verursacht.

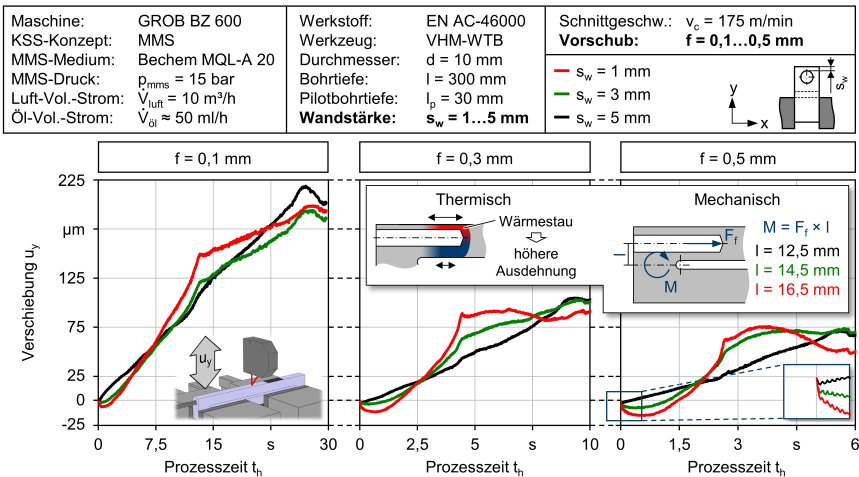
Die Auswertung der im Prozess auftretenden maximalen Verschiebungen und der nach Prozessende resultierenden thermisch bedingten Deformationen des Bauteils ist im unteren Diagrammbereich von Abbildung 5.16 für die ausschlaggebende vertikale  $y$ -Richtung in Abhängigkeit von den Schnittwerten zusammengefasst. Generell zeigt sich bei den dabei betrachteten zentrisch eingebrachten Bohrungen eine starke Korrelation zu den Temperaturmessungen und den daraus abgeleiteten Wärmeanteilsberechnungen (vgl. Abbildung 5.10 und 5.14). Diese wird durch eine sinkende Deformation bei steigenden Schnittwerten, insbesondere dem Vorschub, gekennzeichnet. Die Maximalwerte im Prozess sind durchgehend geringfügig höher als die verbleibende Verschiebung, und es ist zu erkennen, dass trotz steigender Prozesskräfte bei der Vorschuberhöhung die Differenz zwischen  $u_{y,\max}$  und  $u_{y,\text{end}}$  kleiner wird. Dies deutet darauf hin, dass im be-



**Abbildung 5.16:** Thermoelastische Bauteilverzüge während der Bearbeitung in Abhängigkeit von dem Vorschub und der Schnittgeschwindigkeit

trachteten Fall die mechanische Belastung eine untergeordnete Rolle spielt und der Wärmeeintrag den wesentlichen Einfluss auf die auftretenden thermoelastischen Bauteildeformationen besitzt. Dabei resultieren beim Vorschub  $f = 0,1$  mm Verschiebungen von  $u_{y,end} \approx 188$   $\mu\text{m}$ , während beim fünffachen Vorschub  $f = 0,5$  mm eine Deformation von lediglich  $u_{y,end} \approx 71$   $\mu\text{m}$  verursacht wird. Prozentual ausgedrückt entspricht dieser Wert einer relativen Verschiebungsreduzierung aufgrund der Vorschubsteigerung von  $\Delta u_y \approx 62\%$  und somit ungefähr der berechneten Wärmeeintragsverringering von  $\Delta Q_{ws} \approx 67\%$  (vgl. Abbildung 5.14). Im Gegensatz dazu wird bei der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 100$  m/min auf  $v_c = 250$  m/min trotz einer relativen Senkung der Werkstückwärme von  $\Delta Q_{ws} \approx 16\%$  die Deformation um  $\Delta u_y \approx 24\%$  reduziert. Die nahezu gleichbleibende Wärmeeinbringung ab einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175$  m/min spiegelt sich in der Bauteilausdehnung wider. Im Gegensatz zur kalorimetrisch basierten Wärmebestimmung, die nur einen Oberflächenabschnitt des Bauteils zum Zeitpunkt der Temperaturhomogenisierung berücksichtigt, repräsentiert die Deformationsmessung die im gesamten Bauteil verteilte Wärmemenge bzw. die dadurch induzierte Ausdehnung. Allerdings können sich auch hierbei lokale thermische Effekte, wie z. B. die Erwärmung des Übergangs zwischen dem oberen und dem unteren Bereich des Bauteils, negativ auf die Genauigkeit der erfassten Deformationswerte auswirken. Die komplexen Wirkzusammenhänge der im Prozess gleichzeitig auf das Bauteil wirken-

den thermischen und mechanischen Belastungen werden durch den vorschubabhängigen Vergleich der bereits vorgestellten Bauteilverschiebungen bei außermittig eingebrachten Bohrungen verdeutlicht (Abbildung 5.17). In diesen Bohrsituationen resultiert eine am Umfang der Bohrung ungleichmäßige Wandstärke. Im Gegensatz zum symmetrischen Fall mit Wandstärke  $s_w = 5$  mm sind die während des Prozesses erfassten Deformationen bei den exzentrischen Bohrungen stark nichtlinear. Bereits ab Prozessanfang ergeben sich große Unterschiede, und während bei der mittigen Bohrsituation die Deformation von Beginn an steigt, findet bei den Wandstärken von  $s_w = 3$  mm und  $s_w = 1$  mm unabhängig vom Vorschub zunächst eine negative Auslenkung des Werkstückes in  $y$ -Richtung statt. Hierbei können sowohl mechanische als auch thermische Aspekte von Bedeutung sein (s. Skizzendarstellungen in Abbildung 5.17).



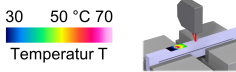
**Abbildung 5.17:** Prozessinduzierte thermomechanische Bauteildeformation für unterschiedliche Bohrungswandstärken in Abhängigkeit vom Vorschub

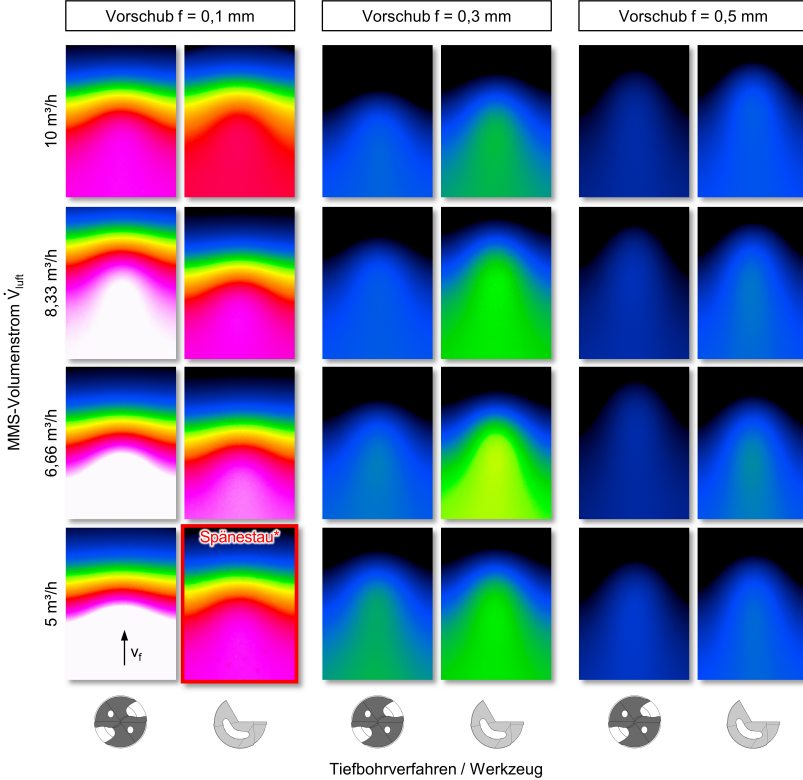
Einerseits wird der Hebelarm zwischen dem Angriffspunkt der Vorschubkraft und der Einspannung länger, was zu einem erhöhten Biegemoment um die Querachse des oberen Bauteilbereichs und somit zur negativen Auslenkung an der entsprechenden Messstelle in der Mitte des Werkstückes führt. Tatsächlich ist bei höheren Vorschüben und somit Axialkräften eine stärkere Absenkung am Anfang des jeweiligen Messschriebes erkennbar, die bei geringeren Wandstärken größer wird. In diesen ersten Millisekunden des Bohrprozesses ist die Temperaturentwicklung im Bauteil minimal und weist somit keinen weitreichenden Einfluss auf die Gesamtdeformation auf. Daher kann davon ausgegangen werden, dass diese abrupte Deformation des Bauteils in negativer  $y$ -Richtung auf die Prozesskräfte zurückzuführen ist. Im weiteren Verlauf des Bohrprozesses findet andererseits eine weitere träge Auslenkung des Werkstückes in negativer  $y$ -Richtung statt, was wiederum in dem beobachteten lokalen Wärmestau (vgl. Abbildung 5.10) begründet liegt. Dabei erzeugt die starke thermische Belastung der oberen dünnwandigen Bohrungs- bzw. Bauteilseite eine höhere Längenausdehnung als der geringere Temperaturanstieg im unteren dickwandigen Bereich, sodass das Werkstück in der Summe nach

unten deformiert wird. Mit fortschreitender Bohrtiefe wird zunehmend Wärme im Bauteil akkumuliert, und die Messung zeigt einen steilen Anstieg bis zum Zeitpunkt, in dem die Schneide die Messstelle passiert. An diesem Punkt flacht die Kurve, insbesondere bei einer Wandstärke von  $s_w = 1$  mm, abrupt ab, wobei signifikante Unterschiede in Abhängigkeit von dem Vorschub zu beobachten sind. Während bei einem Wert von  $f = 0,1$  mm der Verschiebungsverlauf bis zum Prozessende weiter steigt, bzw. dieser beim Vorschub  $f = 0,3$  mm nahezu konstant bleibt, ergibt sich für den größten Vorschubwert zunächst eine kleine positive Verlagerung der Messstelle, die zum Ende des Prozesses wieder sinkt. Bei näherer Betrachtung der Temperaturentwicklung (vgl. Abbildung 5.10) wird ersichtlich, dass u. U. die unterschiedliche Ausprägung des Wärmestaus an der dünnwandigen Seite des Bauteils für die differierenden Verläufe zuständig sein könnte. Beim Vorschub  $f = 0,1$  mm ist im bearbeiteten Bohrbereich keine Temperatursenkung zu verzeichnen. Es resultiert sogar eine weitere Erwärmung durch den sekundären Wärmeeintrag in die Bohrungswand (vgl. Abbildung 5.12), sodass der dünnwandige Bereich über die komplette Bohrungslänge stark erwärmt ist. Bei den höheren Vorschüben ist dagegen der Wärmestau eher lokal im Bereich der Wirkzone begrenzt, was der weiteren Ausdehnung des Werkstückes ab mittlerer Bohrtiefe entgegenwirkt.

### 5.2.2 Vergleichende Betrachtung des Einlippentiefbohrers

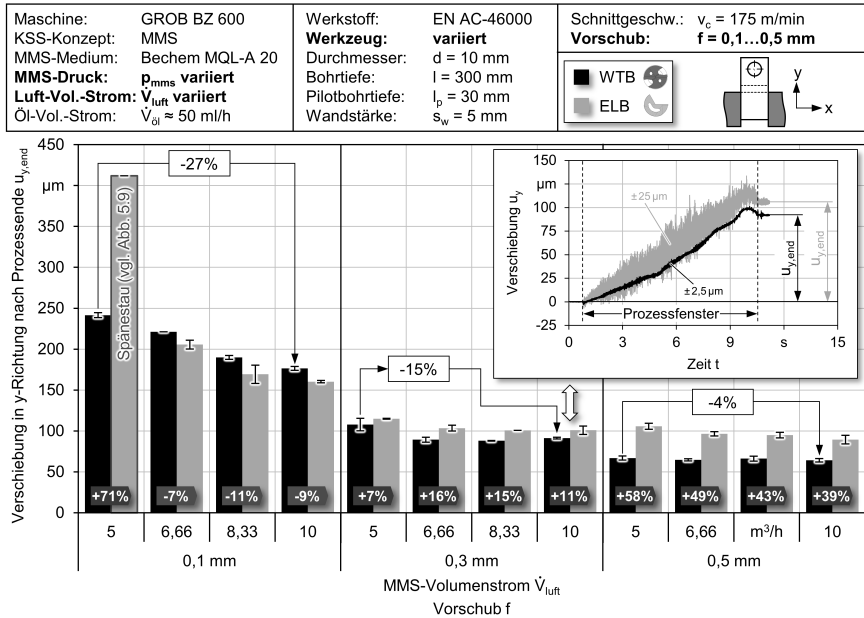
Wie in Kapitel 5.1.3 aufgezeigt, bestehen bezüglich der mechanischen Werkzeugbelastung zwischen ELB und WTB von Aluminiumguss mit MMS vor allem Unterschiede in der axial wirkenden Vorschubkraft. Das Bohrmoment dagegen liegt bei beiden Verfahren auf einem identischen Niveau, sodass sich auch nur eine geringe Differenz hinsichtlich der prozessspezifischen Wirkleistung und -arbeit ergibt. Trotzdem zeigen die gemessenen Oberflächentemperaturen in Abhängigkeit von dem Vorschub und dem MMS-Volumenstrom signifikante Unterschiede hinsichtlich des Wärmeeintrags ins Bauteil (Abbildung 5.18). Auch bei dem einschneidigen Werkzeugkonzept ist der fallende Trend mit steigendem Vorschub erkennbar. Allerdings ist die durch die Vorschubsteigerung erzielbare Reduzierung der thermischen Belastung beim ELB deutlich geringer als beim zweiseidigen Werkzeug. Während beim kleinsten Vorschub von  $f = 0,1$  mm der Wendelbohrer eine erheblich größere Bauteilerwärmung als der Einlippenbohrer verursacht, ist diese Tendenz bei Vorschüben ab  $f = 0,3$  mm entgegengesetzt. Der Einlippenbohrer profitiert bei kleinen Vorschüben von den moderaten Prozesskräften, welche auch eine geringe Führungsleistenreibung an der Bohrungswand bedingen. Im Gegensatz dazu erzeugt der Wendelbohrer mit seinem zweiseidigen Aufbau deutlich mehr Wärme, da die gleiche Kontaktlänge von beiden Schneiden bei halber Spannungsdicke hinterlegt wird und dementsprechend höhere Reibung sowie spezifische Kräfte resultieren. Darüber hinaus wird der Späneabtransport beim ELB durch den erheblich größeren Querschnitt der Sicke begünstigt. Mit steigender Spannungsdicke fehlt allerdings beim geradegenutzten Werkzeug die unterstützende Wirkung des Drallwinkels, sodass die massiveren, aber kürzeren Späne ausschließlich durch die MMS-Strömung abgeführt werden müssen. Des Weiteren steigt die Reibarbeit an den Führungsleisten mit höheren Vorschüben an und verursacht eine weitere beim ELB nicht zu vernachlässigende Wärmequelle an der Bohrungswand. Die Ergebnisse der prozessbegleitenden Deformationsmessung (Abbildung 5.19) bestätigen in großem Maße die qualitativen Beobachtungen der Oberflächentemperaturen (vgl. Abbildung 5.18). Die exemplarisch dargestellten Verschiebungsmessschriebe für den Vor-

Maschine: GROB BZ 600	Werkstoff: EN AC-46000	Schnittgeschw.: $v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept: MMS	<b>Werkzeug:</b> variiert	<b>Vorschub:</b> $f = 0,1 \dots 0,5$ mm
MMS-Medium: Bechem MQL-A 20	Durchmesser: $d = 10$ mm	 <p>30 50 °C 70 Temperatur T</p>
<b>MMS-Druck:</b> $p_{mms}$ variiert	Bohrtiefe: $l = 300$ mm	
<b>Luft-Vol.-Strom:</b> $\dot{V}_{luft}$ variiert	Pilotbohrtiefe: $l_p = 30$ mm	
Öl-Vol.-Strom: $\dot{V}_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke: $s_w = 5$ mm	



**Abbildung 5.18:** Wärmeeintrag beim Einlippen- und Wendeltiefbohren mit MMS unter Variation des Volumenstroms und des Vorschubs

schub  $f = 0,3$  mm und den größten MMS-Volumenstrom  $\dot{V} \approx 10$  m<sup>3</sup>/h zeigen einen grundsätzlichen Unterschied zwischen beiden Tiefbohrverfahren auf. Durch die Abstützung der Radialkraft an der Bohrungswand beim ELB resultiert eine umlaufende Last am Bauteil, die das Werkstück mit der Drehzahlfrequenz des Bohrers anregt. Dementsprechend werden beim ELB deutlich höhere Rausch- bzw. Schwingungsamplituden im Messsignal detektiert. Um allgemeingültige und nicht durch diesen Unterschied verfälschte Erkenntnisse zum resultierenden Wärmeeintrag zu generieren, werden im direkten Vergleich ausschließlich die nach Prozessende vorliegenden Deformationen  $u_{y,end}$  betrachtet. Abgesehen von dem ELB-Versuch mit dem geringsten MMS-Volumenstrom von  $\dot{V} \approx 5$  m<sup>3</sup>/h, bei dem ein Spänestau aufgetreten ist, liegen beim ELB mit einem Vorschub von  $f = 0,1$  mm die resultierenden thermischen Ausdehnungen um ca.



**Abbildung 5.19:** Thermoelastische Verlagerung des Werkstückes in  $y$ -Richtung beim Einlippen- und Wendeltiefbohren unter MMS-Einsatz mit variiertem Volumenstrom und Vorschub

$\Delta u_{y,end} = 7 \dots 11 \mu\text{m}$  unterhalb der entsprechenden Werte beim WT. Gleichzeitig erzielt der von  $\dot{V} \approx 5 \text{ m}^3/\text{h}$  auf  $\dot{V} \approx 10 \text{ m}^3/\text{h}$  angehobene MMS-Volumenstrom beim WT mit demselben Vorschub eine erhebliche Reduzierung der verbleibenden Bauteilauslenkung von ca.  $\Delta u_{y,end} \approx 27\%$ . Mit steigendem Vorschub wird die Prozesszeit kürzer und somit auch der Einfluss des Wärmeaustausches zwischen dem MMS-Späne-Gemisch und der Bohrungswand geringer. Während beim Vorschub  $f = 0,3 \text{ mm}$  die prozentuale Verringerung der thermischen Ausdehnung durch die MMS-Volumenstromerhöhung  $\Delta u_{y,end} \approx 15\%$  beträgt, reduziert sich dieser Wert beim Vorschub von  $f = 0,5 \text{ mm}$  auf  $\Delta u_{y,end} \approx 4\%$ . Bezogen auf die WT-B-Werte ist bei den höheren Vorschüben ein erheblicher Anstieg der nach dem ELB-Prozess verbleibenden Werkstückverlagerung zu verzeichnen. Für den mittleren Vorschub von  $f = 0,3 \text{ mm}$  liegt die Verschiebung des Bauteils nach den ELB-Prozessen um durchschnittlich  $\Delta u_{y,end} = 7 \dots 16\%$  über dem WT, ohne dass ein erkennbarer Trend in Abhängigkeit vom MMS-Volumenstrom besteht. Durch die Steigerung des Vorschubes auf  $f = 0,5 \text{ mm}$  resultiert eine signifikante Verhältnisveränderung der thermisch induzierten Deformation zwischen ELB und WT zugunsten des zweischneidigen Werkzeugs. Der ELB verursacht dabei eine zwischen  $\Delta u_{y,end} = 39\%$  und  $\Delta u_{y,end} = 58\%$  höhere thermische Auslenkung des Bauteils als der WT. Auffällig ist, dass die bleibenden Verschiebungen beim Wendelbohrer im gesamten Vorschubvariationsbereich sinken, während die Vorschuberhöhung von  $f = 0,3 \text{ mm}$  auf  $f = 0,5 \text{ mm}$  beim ELB nahezu keinen Einfluss auf die ins Werkstück eingebrachte Wärmemenge und die resultierenden Deformationen aufweist, was auf die steigende Führungsfaserreibung zurückzuführen ist.

### 5.3 Erzielbare Bohrungsqualität

Die thermomechanischen Bauteilbelastungen während des Tiefbohrprozesses beeinflussen maßgeblich die erzielbare Bohrungsqualität. Diese umfasst beim Tiefbohren neben den klassischen Merkmalen einer Bohrung, wie z. B. Durchmesser- und Rundheitsabweichung sowie Oberflächenrauheit, auch den Mittenverlauf entlang der Bohrung bzw. den resultierenden Mittenversatz zwischen Aus- und Eintritt (vgl. Kapitel 2.3.3). In typischen Anwendungen aus dem Bereich Motoren- und Getriebebau werden Tiefbohrungen als Öl- oder Kühlmittelkanäle verwendet. Daher sind die Mittenabweichungen von der idealen Bohrungsschse oft ein wichtigeres Qualitätsmerkmal als die Rauheit, die Rundheits- oder die Durchmesserabweichung. Die Vermessung der untersuchten Durchgangsbohrungen hinsichtlich der Form-, Maß- und Lagefehler erfolgte beidseitig an den in Abbildung 5.20 dargestellten Positionen entlang der Bohrung. Eintrittsseitig wird die Bohrung in jeweils vier Tiefen zwischen  $l = 2,5$  mm und  $l = 50$  mm vermessen, während austrittsseitig der Bohrtiefenbereich zwischen  $l = 250$  mm und  $l = 297,5$  mm erfasst wird. Für die Ermittlung der Rundheits- und Durchmesserabweichung werden die Messergebnisse der Tiefbohrung mit  $z \geq 30$  mm gemittelt, während der Mittenversatz aus der Differenz zwischen der Austritts- und der jeweiligen Eintrittsposition berechnet wird. Dies findet nach einer Offset- und Driftkorrektur statt, die auf Basis der ersten vier Messebenen bei Bohrtiefen zwischen  $l = 2,5$  mm und  $l = 50$  mm vorgenommen wird, um eine Verfälschung der Auswertung durch unausweichlich vorkommende Fertigungs- sowie Positionierungungenauigkeiten beim Einspannen der Werkstücke zu vermeiden. Somit entspricht der Lagewert der letzten erfassten Messebene bei einer Bohrtiefe von  $l = 297,5$  mm dem resultierenden Mittenversatz der Bohrung. Die Oberflächenqualität wird entweder im hinteren Bereich der Bohrung ab einer Bohrtiefe von  $l = 275$  mm taktil oder nach Auftrennen der Proben in der Mitte der Bohrung gemessen (vgl. Kapitel 4.6.1).

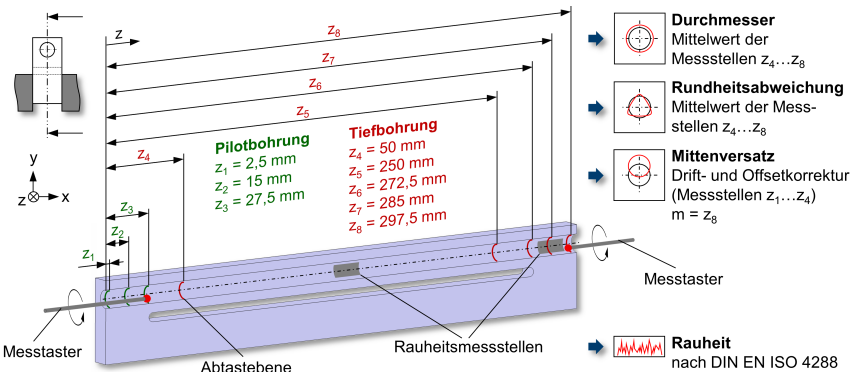


Abbildung 5.20: Messstellen entlang der Bohrung

### 5.3.1 Einfluss des KSS-Konzeptes und der Schnittwerte

Der grundlegende Vergleich zwischen Emulsion und MMS erfolgt bei zentrisch eingebrachten Bohrungen und einer Schnittgeschwindigkeit von  $v_c = 175$  m/min sowie einem Vorschub von  $f = 0,3$  mm. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.21 zusammengefasst und zeigen einen deutlichen Einfluss des KSS-Konzeptes auf die erzielbare Bohrungsqualität. Während durch die höhere thermische Belastung bei der MMS-Bearbeitung ein um ca.  $\Delta D \approx 5 \dots 10 \mu\text{m}$  größerer Bohrungsdurchmesser im Vergleich zur Emulsion resultiert, kann die Rundheitsabweichung von  $\Delta R_{\text{emul}} \approx 20 \dots 30 \mu\text{m}$  auf  $\Delta R_{\text{mms}} \approx 10 \mu\text{m}$  erheblich reduziert werden. Dies kann u. U. auf das größere Ausmaß des adhäsiven Werkzeugverschleißes bei der MMS-Bearbeitung zurückgeführt werden (vgl. Abbildung 5.3), da die Materialanhaltungen im Bereich der Querschneide und der Freifläche erhöhte Passivkräfte sowie Reibung hervorrufen und somit eine stabilisierende Wirkung (Prozessdämpfung) gegen radiale Schwingungen auf das Werkzeug ausüben können.

Maschine: GROB BZ 600 KSS-Konzept: <b>variiert</b> MMS-Medium: Bechem MQL-A 20 MMS-Druck: <b><math>p_{\text{mms}}</math> variiert</b> Luft-Vol.-Strom: <b><math>V_{\text{luft}}</math> variiert</b> Öl-Vol.-Strom: <b><math>V_{\text{öl}} \approx 50</math> ml/h</b>	Werkstoff: EN AC-46000 Werkzeug: VHM-WTB Durchmesser: d = 10 mm Bohrtiefe: l = 300 mm Pilotbohrtiefe: $l_p = 30$ mm Wandstärke: $s_w = 5$ mm	Schnittgeschw.: $v_c = 175$ m/min Vorschub: f = 0,3 mm Emulsion: Bechem Avantin 361 Konzentration: 9,5 % Druck: <b><math>p_{\text{emul}}</math> variiert</b> Vol.-Strom: <b><math>V_{\text{emul}}</math> variiert</b>
---	---	--

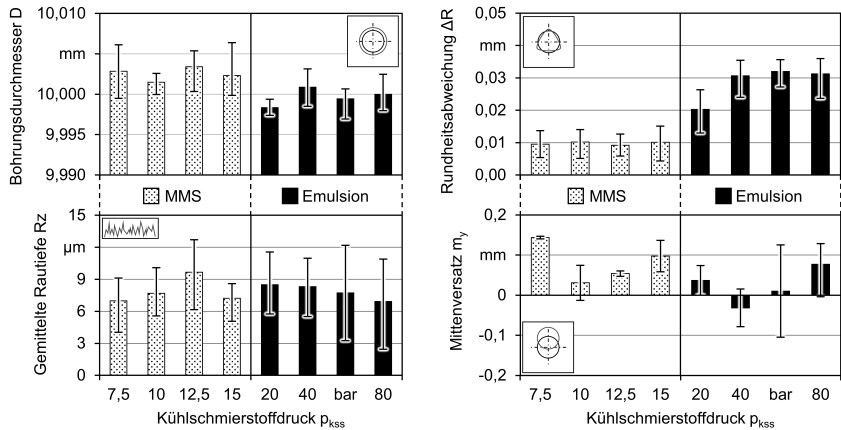
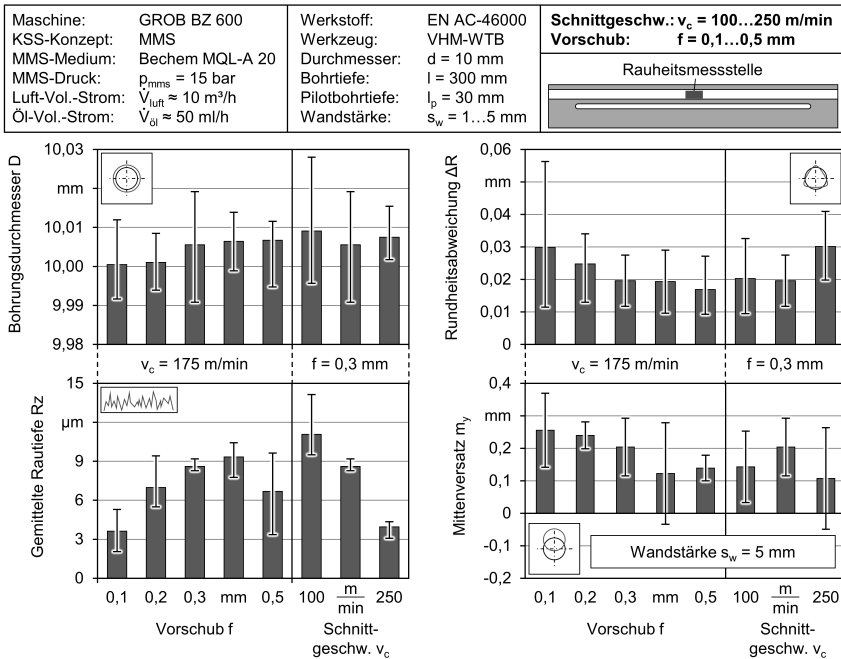


Abbildung 5.21: Einfluss des KSS-Konzeptes auf die Bohrungsqualität

Die Oberflächenqualität wird durch den KSS nur in geringem Maße beeinflusst, sodass bei beiden KSS-Konzepten die Mittelwerte der gemittelten Rautiefe zwischen  $R_z \approx 6 \mu\text{m}$  und  $R_z \approx 9 \mu\text{m}$  schwanken. Ein leicht fallender Trend ist bei steigendem Emulsionsdruck zu erkennen, allerdings wird diese Tendenz von einer größer werdenden Streubreite begleitet, sodass keine eindeutige Verbesserung der Oberflächenqualität nachzuweisen ist. Der Mittenverlauf der Bohrung wird durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst (vgl. Abbildung 2.11) und kann auch ohne systematische Einflüsse große Werte mit erheblicher Streubreite aufweisen. Dabei kann eine kleine Materialinhomogenität am Anfang der Tiefbohrung einen erheblichen Mittenversatz des Austrittes verursachen, da kleine Abweichungen am Anfang mit der Bohrtiefe potenziert werden. Im direkten Vergleich



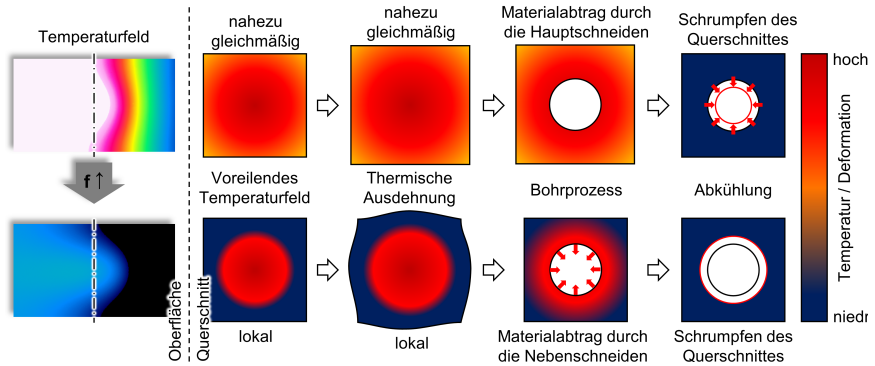
zwischen der Nass- und der MMS-Bearbeitung ist ein systematischer Unterschied des resultierenden Mittenversatzes in  $y$ -Richtung zu verzeichnen. Wie in Kapitel 5.2 erläutert, ergibt sich während des Tiefbohrprozesses eine vernachlässigbar geringe thermoelastische Bauteildeformation in  $x$ -Richtung, sodass auch der entsprechende Mittenverlauf in  $x$ -Richtung stochastisch geprägt ist. Um die systematischen Wechselwirkungen zwischen der thermischen sowie mechanischen Belastung einerseits und den resultierenden Mittenabweichungen andererseits gezielt analysieren zu können, werden nachfolgend ausschließlich die Mittenverlaufswerte in  $y$ -Richtung betrachtet. In Abbildung 5.22 sind die Ergebnisse einer weiteren Versuchsreihe unter Variation der Schnittwerte zusammengefasst. Im Allgemeinen zeigt sich eine signifikante Verbesserung der erzielbaren



**Abbildung 5.22:** Bohrungsqualität in Abhängigkeit von den Schnittwerten

Bohrungsrundheit mit steigendem Vorschub. Dafür sind die erhöhten Passivkräfte zuständig, die für eine bessere Zentrierung des Wendelbohrers sorgen. Bei allen Versuchen mit zentrisch eingebrachter Bohrung unter Einsatz von MMS tritt stets ein positiver Durchschnittsmittenversatz zwischen  $m_y \approx 0,1 \text{ mm}$  und  $m_y \approx 0,26 \text{ mm}$  auf, was die systematische Abdrängung des Bohrers in Richtung der thermoelastischen Bauteildeformation bestätigt. Gleichzeitig kann eine Reduzierung des Mittenverlaufs mit höher werdendem Vorschub beobachtet werden, was mit den thermischen Belastungen und den im Prozess erfassten Bauteildeformationen korreliert. Die Steigerung der Schnittgeschwindigkeit hat einen eindeutig positiven Einfluss auf die erzielbare Oberflächenqualität, führt aber beim höchsten Wert von  $v_c = 250 \text{ m/min}$  zu einem erheblichen Anstieg

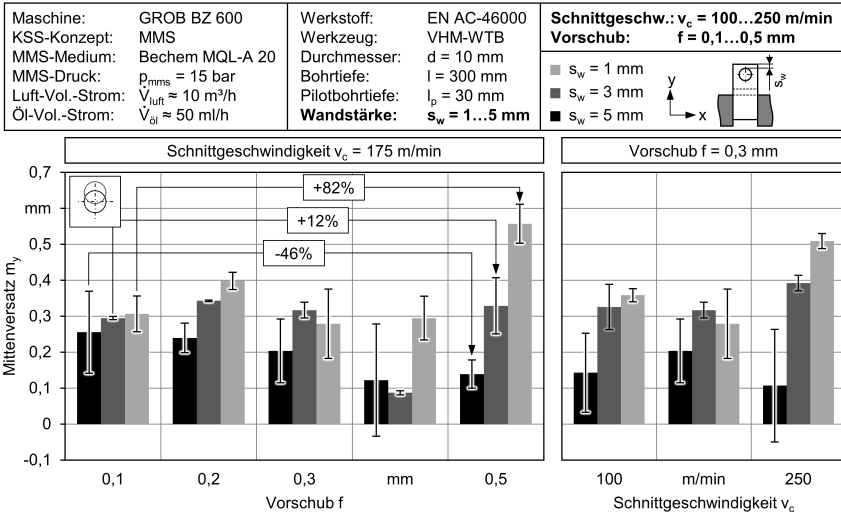
der Rundheitsabweichung auf  $\Delta R \approx 30 \mu\text{m}$ . Diese liegt bei den niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten von  $v_c = 100 \text{ m/min}$  und  $v_c = 175 \text{ m/min}$  bei ca.  $\Delta R \approx 20 \mu\text{m}$ . Der Anstieg korreliert mit den im Drehmomentsignal nachweisbaren Prozessschwingungen (vgl. Abbildung 5.4), die aufgrund des hohen Schlankheitsgrades der Werkzeuge auftreten und einen begrenzenden Faktor beim Tiefbohren darstellen können. Mit steigendem Vorschub kann auch eine Erhöhung des gemessenen Bohrungsdurchmessers festgestellt werden. Aus thermischer Sicht könnte diese Durchmesseränderung auf die unterschiedliche Ausbreitungsgeschwindigkeit des im Bauteil voreilenden Temperaturfeldes zurückzuführen sein (Abbildung 5.23). Die schematische Darstellung im oberen Bereich



**Abbildung 5.23:** Thermisch bedingte Entstehungsmechanismen der Durchmesserabweichung bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten

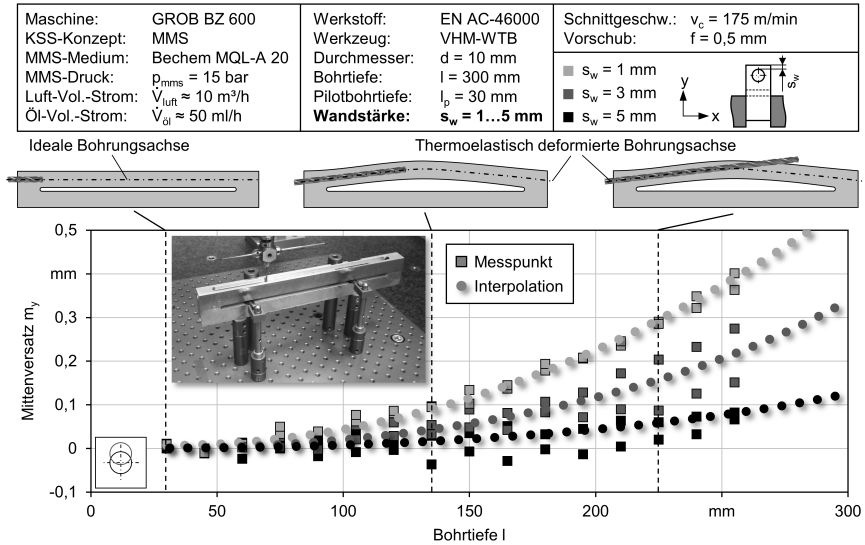
der Abbildung zeigt die Situation bei einem kleinen Vorschub. Durch die geringe Vorschubgeschwindigkeit erfährt der gesamte Bauteilquerschnitt noch vor dem Bohrprozess eine starke Erwärmung. Dabei dehnt sich das Werkstück aus, wird durch den Bohrer in diesem Zustand bearbeitet und kühlt anschließend ab. Durch das Schrumpfen des Bauteils und der Bohrung wird der resultierende Durchmesser kleiner. Im Gegensatz dazu zeigt die untere Abbildungshälfte die Erwärmung eines Querschnittes bei höheren Vorschüben. Dabei wird der bohrungsnahe Bereich lokal und nur kurz vor dem Prozess durch die voreilende Wärme des Bohrungsgrunds rapide erhitzt. Es findet eine thermische Ausdehnung dieses Gebietes statt, das von nicht erwärmtem Werkstoff umschlossen ist, der wiederum die radiale thermische Deformation des betrachteten Querschnittes zum Teil unterdrückt. Nach erfolgtem primärem Materialabtrag kann sich die lokale Ausdehnung der Bohrungswand nur in Richtung der Bohrungsmittelachse ausbreiten, wobei die Bohrernebenschnneiden das ausgedehnte Material abtragen und somit eine um wenige Mikrometer größere Bohrung erzeugen. Gleichzeitig kann der durch die hohen Temperaturgradienten verspannte Querschnitt wieder entspannen, sodass nach der Abkühlung der Durchmesser des lokal erwärmten Bohrungswandbereichs erneut steigt. Eine potenzielle Bestätigung dieser Hypothese ist in den Ergebnissen der Rauheitsmessung zu finden. Diese zeigen einen degressiv steigenden Verlauf der  $Rz$ -Werte bis zu einem Vorschub von  $f = 0,4 \text{ mm}$  und anschließend eine signifikante Verbesserung der Oberflächenqualität durch die Erhöhung des Vorschubes auf  $f = 0,5 \text{ mm}$ . Ein Anstieg der Rautiefe durch erhöhte Vorschubrigigkeit ist nicht zu beobachten. Dies deutet auf ei-

ne Einebnung bzw. Glättung der üblichen Rauheitsspitzen hin, die auf die nach innen gerichtete thermische Ausdehnung der Bohrungswand bei höheren Vorschüben zurückzuführen ist. Bei der Abkühlung der Bohrungswand kann unter der Annahme der lokalen Erwärmung eine weitere Durchmessererhöhung resultieren, was durch die Betrachtung der Wärmeausbreitungsgeschwindigkeiten (vgl. Abbildung 5.15) bekräftigt wird. Generell kann bei außermittig eingebrachten Bohrungen ein signifikanter Anstieg der Mittenabweichung im Vergleich zum zentrischen Fall beobachtet werden (Abbildung 5.24). Während dieser Trend nahezu unabhängig von der Schnittgeschwindigkeit zu sein



**Abbildung 5.24:** Mittenverlauf in Abhängigkeit von der Wandstärke

scheint und im untersuchten Bereich von  $v_c = 100 \dots 250$  m/min ungefähr gleichermaßen vorhanden ist, kann bei der Vorschuberrhöhung ein größerer Einfluss auf die Mittenverlaufszunahme erkannt werden. Beim geringsten Vorschub von  $f = 0,1$  mm liegt der Austrittsversatz unabhängig von der Wandstärke bei ca.  $m_y \approx 0,3$  mm. Dagegen zeigt der Vergleich zum größten Vorschub von  $f = 0,5$  mm, dass dieser stark steigende Mittenverlaufswerte bei kleiner werdenden Wandstärken verursacht. Während die Vorschuberrhöhung bei zentrischen Bohrungen durch die bessere Zentrierung einen um ca.  $\Delta m_y = 46\%$  geringeren Mittenverlauf hervorruft, resultieren bei der dünnwandigsten Bohrsituation ( $s_w = 1$  mm) bei gleicher Vorschubsteigerung um etwa  $\Delta m_y = 82\%$  größere Mittenversatzwerte im Bereich von  $m_y \approx 0,5 \dots 0,6$  mm. Die mittlere Wandstärke  $s_w = 3$  mm zeigt die geringste Abhängigkeit von den Schnittwerten und liegt, abgesehen von einem Ausreißer beim Vorschub  $f = 0,4$  mm, auf einem mittleren Niveau der Mittenabweichungen von  $m_y \approx 0,3 \dots 0,4$  mm. In diesem Fall scheinen die thermomechanischen Belastungen im untersuchten Schnittgeschwindigkeits- und Vorschubbereich ein identisches Gleichgewicht und somit ähnliche Mittenversatzwerte zu generieren. Exemplarische Messungen des Bohrungsmittenverlaufs in Abhängigkeit von der Bohrtiefe verdeutlichen, dass insbesondere in der zweiten Bohrungshälfte ein starker Anstieg der Lageabweichungen stattfindet (Abbildung 5.25). Während der Mittenversatz im vorderen Bereich der




**Abbildung 5.25:** Entstehung des Mittenerlaufs bei unterschiedlichen Wandstärken

Tiefbohrung moderate Werte von  $m_y < 0,1$  mm annimmt, entsteht ab mittlerer Bohrtiefe eine signifikante Erhöhung der gemessenen Werte. Obwohl die Höhe des resultierenden Mittenerlaufs stark von der Wandstärke der Bohrung ( $s_w$ ) abhängig ist, sind die Entstehungsmechanismen des durchgehend positiven Mittenerlaufs in  $y$ -Richtung bei allen Bohrungspositionen und Schnittwertkombinationen identisch. Das Werkzeug, das sich mit seinen Führungsfasen in der erzeugten Bohrung führt, wird aufgrund der thermischen Ausdehnung und der Verlagerung des gesamten Werkstücks während des Prozesses (vgl. Kapitel 5.2.1) ebenfalls in positiver  $y$ -Richtung abgedrängt. Dabei entsteht eine leichte Durchbiegung des Tiefbohrers, dessen dadurch nach oben veränderte Bohrrichtung allerdings in der ersten Hälfte der Bohrung mit der Richtung der thermoelastisch deformierten idealen Bohrungsachse übereinstimmt (vgl. mittlere Skizze in Abbildung 5.25). Dadurch entsteht in diesem Abschnitt eine nur geringe Abweichung. Ab mittlerer Bohrtiefe weist die thermisch ausgelenkte Bohrungsachse einen fallenden Verlauf auf, da das Bauteil in der Mitte positive  $y$ -Deformationen erfährt und im hinteren Bereich gespannt ist. Gleichzeitig ist das Werkzeug um den Betrag der  $y$ -Verschiebung zuzüglich des an dieser Stelle bereits vorhandenen Mittenerlaufs ausgelenkt, wodurch seine Bohrrichtung ebenfalls in positive  $y$ -Richtung zeigt (vgl. rechte Skizze in Abbildung 5.25). Aus dieser Differenz der fallenden idealen Bohrungsachse am Bauteil und der nach oben gerichteten effektiven Vorschubbewegung entsteht in der zweiten Bohrungshälfte die Differenz zwischen der tatsächlichen und der idealen Bohrungsachse, die nach der Abkühlung des Bauteils als Mittenerlauf der Bohrung verbleibt. Dabei kann der für den Mittenerlauf übliche exponentielle Anstieg beobachtet werden, der aufgrund des sich stetig aufeinander aufbauenden und somit sich entlang der Bohrung selbst verstärkenden Mittenerlaufs resultiert.

### 5.3.2 Vergleich der Tiefbohrverfahren

Zwischen ELB und WTB entstehen verfahrensbedingte Unterschiede in der Bohrungsqualität, wie der Vergleich in Abbildung 5.26 verdeutlicht. Die Durchmesserabweichung weist bei beiden Werkzeugkonzepten eine steigende Tendenz mit höheren Vorschüben auf und ist relativ unabhängig vom eingesetzten MMS-Volumenstrom. Während beim WTB der Bohrungsdurchmesser kontinuierlich und nahezu linear mit dem Vorschub ansteigt (vgl. Abbildung 5.23), ist beim ELB im Bereich  $f = 0,3 \dots 0,5 \text{ mm}$  ein nahezu konstantes und um ca.  $\Delta D \approx 5 \dots 10 \mu\text{m}$  größeres Übermaß der Bohrung als beim WTB zu verzeichnen. Dieses Verhalten kann auf die prozessspezifische Abstützung der Radialkräfte beim ELB in Kombination mit der geringen Härte des bearbeiteten Werkstoffes zurückgeführt werden, die eine üblicherweise (z. B. bei Stahl) nicht mögliche Taumelbewegung des Bohrkopfes zulassen. Beim zweischneidigen Werkzeug dagegen verursacht eine radiale Schwingung bzw. das Taumeln, unter der Voraussetzung, dass die Nebenschneiden die Bohrung nicht aufweiten, eine Polygonbildung und keine Durchmesseränderung, da der gleichbleibende Abstand zwischen den beiden Schneidenecken letztere nicht zulässt. Bei der Rundheitsabweichung hat das selbstgeführte Werkzeug eindeutige Vorteile und erzeugt durchgehend geringe Werte von etwa  $\Delta R \approx 10 \mu\text{m}$  mit meist deutlich kleinerer Streubreite als der WTB. Während das WTB beim mittleren Vorschub auf dem gleichen Niveau liegt, zeigt sich bei den Extremwerten  $f = 0,1 \text{ mm}$  und  $f = 0,5 \text{ mm}$  eine erhebliche Beeinflussung durch den MMS-Volumenstrom. Seine Verdoppelung von  $\dot{V}_{\text{luft}} = 5 \text{ m}^3/\text{h}$  auf  $\dot{V}_{\text{luft}} = 10 \text{ m}^3/\text{h}$  führt beim geringsten Vorschub von  $f = 0,1 \text{ mm}$  zu einer Reduzierung der Bohrungsrundheit von ursprünglich  $\Delta R > 30 \mu\text{m}$  auf  $\Delta R \approx 11 \mu\text{m}$ . Dies korreliert mit der stark abnehmenden thermischen Belastung des Bauteils mit steigendem MMS-Volumenstrom (vgl. Abbildung 5.18). Nicht so stark ausgeprägt, aber dennoch eindeutig zu erkennen, ist dieser Trend auch beim höchsten Vorschubwert von  $f = 0,5 \text{ mm}$  ersichtlich, was aufgrund der stabilisierenden Wirkung der höheren Passivkräfte und der erhöhten Freiflächenreibung unplausibel erscheint, aber u. U. durch die höhere Axialbelastung erklärt werden kann [Tsc07]. Die Oberflächenqualität ist bei beiden Verfahren relativ hoch und unabhängig von den MMS-Bedingungen. Eine Vorschubsteigerung beim ELB bewirkt aufgrund der höheren Schnittkraft eine bessere Glättung der Vorschubrillen und somit nahezu konstante gemittelte Rautiefenergebnisse von  $Rz \approx 3 \dots 5 \mu\text{m}$ . Dagegen steigt die gemittelte Rautiefe beim WTB von  $Rz \approx 3 \dots 5 \mu\text{m}$  bei einem Vorschub von  $f = 0,1 \text{ mm}$  auf etwa  $Rz \approx 9 \dots 11 \mu\text{m}$  beim Vorschub von  $f = 0,5 \text{ mm}$  an. Insbesondere bei dem kleinsten und dem größten Vorschubwert in dieser Studie zeigt sich, dass der geringste Volumenstrom der MMS-Luft von  $\dot{V}_{\text{luft}} = 5 \text{ m}^3/\text{h}$  nicht ausreichend für das ELB ist und hohe Rundheitsabweichungen sowie Rauheitswerte entstehen.

Das grundsätzliche Mittenerlaufverhalten im Vergleich der beiden Tiefbohrverfahren wurde zunächst an einfachen quaderförmigen Proben ohne Zulassung thermischer Ausdehnungen ermittelt (Abbildung 5.27). Dabei erfolgte die Bearbeitung der über die komplette Länge gespannten Versuchswerkstücke ( $L \cdot B \cdot H = 280 \text{ mm} \cdot 25 \text{ mm} \cdot 25 \text{ mm}$ ) unter Variation des Vorschubes, des KSS-Konzepts und der Bohrungswandstärke. Die Ergebnisse im linken Diagrammbereich von Abbildung 5.27 verdeutlichen, dass bei mittig eingebrachten Bohrungen der Mittenersatz unabhängig von dem Vorschub und dem eingesetzten KSS sehr gering ausfällt, da die Bauteile aufgrund der Einspannung keine thermische Deformation erfahren und dadurch keine systematische Auslenkung des

Maschine: GROB BZ 600 KSS-Konzept: MMS MMS-Medium: Bechem MQL-A 20 MMS-Druck: $p_{mms}$ variiert Luft-Vol.-Strom: $\dot{V}_{luft}$ variiert Öl-Vol.-Strom: $\dot{V}_{öl} \approx 50$ ml/h	Werkstoff: EN AC-46000 Werkzeug: variiert Durchmesser: $d = 10$ mm Bohrtiefe: $l = 300$ mm Pilotbohrtiefe: $l_p = 30$ mm Wandstärke: $s_w = 5$ mm	Schnittgeschw.: $v_c = 175$ m/min Vorschub: $f = 0,1 \dots 0,5$ mm 
--	--	---

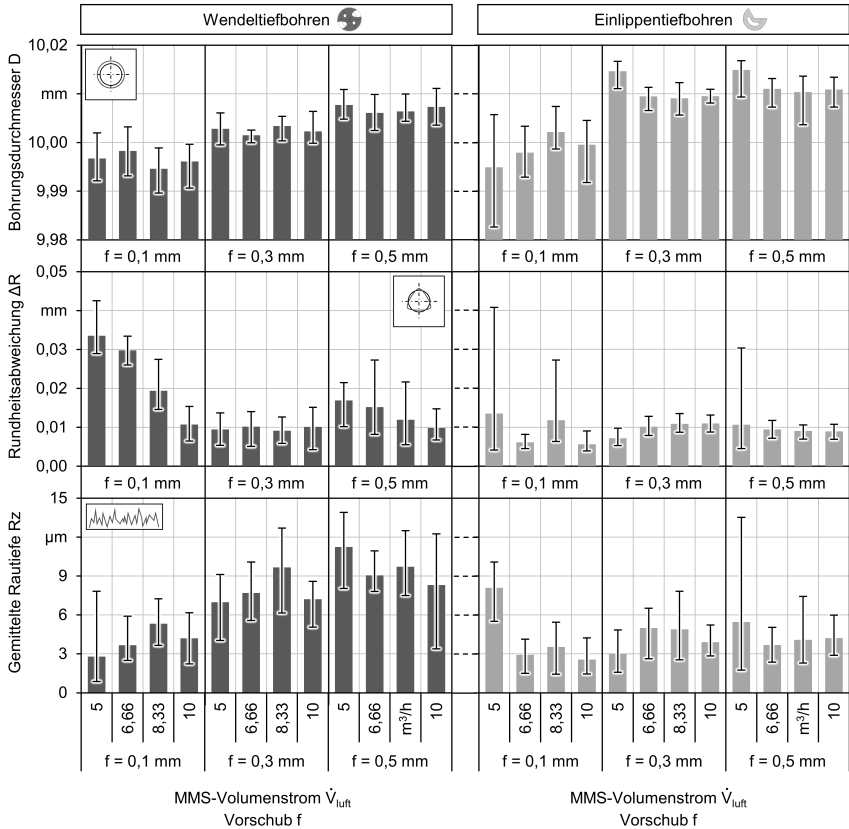
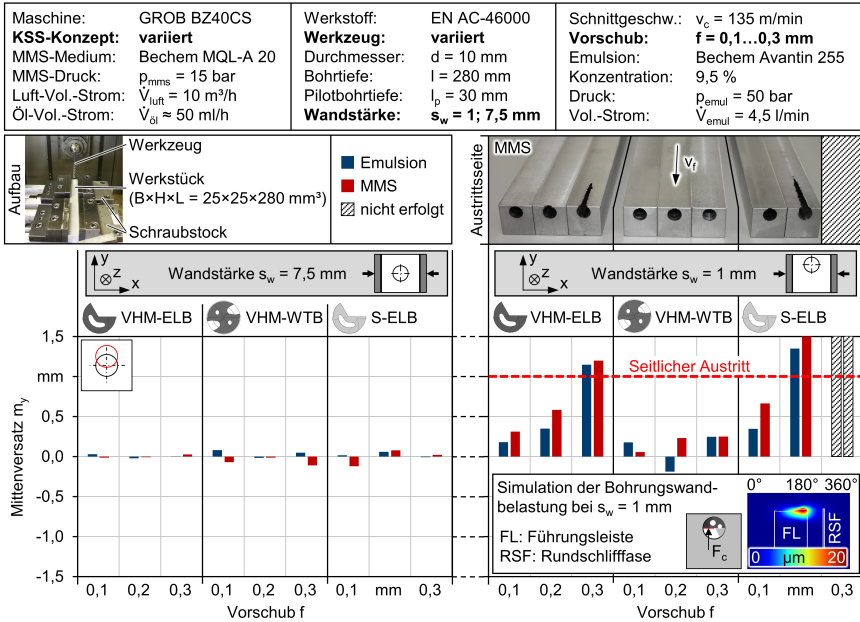


Abbildung 5.26: Bohrungsqualität WTB vs. ELB

Werkzeugs auftritt. Während der VHM-WTB und der Stahlschaft-ELB (S-ELB) identisch um den Nullpunkt streuende Mittenverlaufswerte von  $m_y = \pm 0,12$  mm aufweisen, zeigt der VHM-ELB erheblich geringere Abweichungen von der idealen Bohrungssache von lediglich  $m_y < \pm 0,03$  mm, die durchaus im Bereich der Umspann- und Messfehler liegen.

Bei den exzentrisch eingebrachten Bohrungen werden dagegen abhängig vom Vorschub und KSS-Konzept große Differenzen unter den drei Werkzeugkonzepten ersichtlich (vgl. rechte Seite von Abbildung 5.27). Die kleine Wandstärke von  $s_w = 1$  mm verstärkt die prinzipbedingten Effekte und ermöglicht dadurch die Ermittlung der generellen Unterschiede der einzelnen Verfahren. Eindeutig erkennbar ist, dass der WTB nahezu kei-



**Abbildung 5.27:** Einfluss des Tiefbohrverfahrens und der minimalen Bohrungswandstärke auf den Mittenversatz

nerlei Tendenz zum Verlaufen in Richtung der dünnwandigen Seite aufweist. Durchgehend liegt der Mittsverlauf bei Werten von  $m_y < \pm 0,25 \text{ mm}$ . Im Gegensatz dazu ergibt sich beim ELB eine starke Abdrängung des Werkzeugs und dementsprechend große Mittsverfahabweichungen. Diese steigen mit der Erhöhung des Vorschubes und erreichen Werte von  $m_y > 1 \text{ mm}$ , die einem seitlichen Austreten des Bohrers entsprechen (vgl. Abbildung 5.27). Dies geschieht beim S-ELB bereits ab einem Vorschub von  $f = 0,2 \text{ mm}$ , während der VHM-ELB aufgrund der höheren Schaftsteifigkeit erst beim Vorschub von  $f = 0,3 \text{ mm}$  versagt bzw. seitlich aus dem Bauteil austritt. Des Weiteren ist im Vergleich zur Emulsionskühlung ein Anstieg des Mittsverfahsatzes im Rahmen der MMS-Bearbeitung zu verzeichnen, der auf die thermische Entfestigung im Bereich der Bohrungswand zurückzuführen ist und ausschließlich die selbstgeführten einschneidigen Werkzeuge betrifft. Beim WTB hat der lokale Wärmestau keine Auswirkung auf den Mittsverlauf der Bohrung. Im Vergleich zur mechanischen Nachgiebigkeit der Bohrungswand ist aber der thermische Anteil relativ gering, wie die Mittsverlaufswerte unter Emulsion verdeutlichen. FE-Simulationen der Nachgiebigkeit im Bereich der dünnwandigen Bauteilseite (vgl. Bohrungswandabwicklung unten rechts in Abbildung 5.27) zeigen, dass bei der verwendeten Aluminiumgusslegierung bis Wandstärken von ca.  $s_w \approx 2 \text{ mm}$  Deformationen der Bohrungswand auftreten, die eine Abdrängung des Werkzeugs verursachen können. Auch wenn diese minimal ist und die Differenz zwischen der dünn- und der dickwandigsten Stelle innerhalb einer Werkzeugumdrehung im Submikrometerbereich liegt, kann sich über die Tiefbohrung ein signifikanter Anstieg des Verfahsatzes

aufbauen. Generell kann zusammengefasst werden, dass bei dünnwandigen Bohrungswandsituationen das WTB deutliche Vorteile im Vergleich zum ELB bietet und eine höhere Produktivität ohne signifikanten Anstieg der Mittenabweichungen erlaubt.

## 5.4 Zwischenfazit

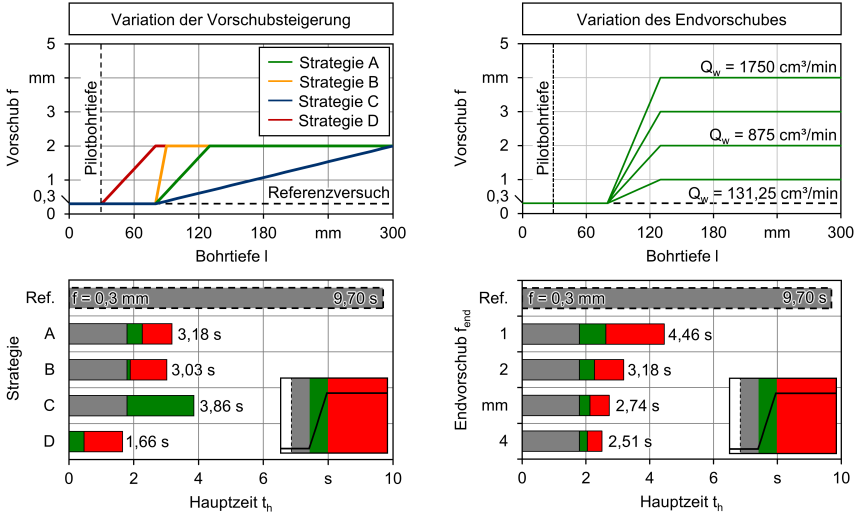
Die technologischen Untersuchungen haben gezeigt, dass eine prozesssichere Tiefbohrbearbeitung von Aluminiumguss mit MMS sowohl mit ELB als auch mit WTB realisierbar ist. Dabei entsteht im Vergleich zur Emulsionskühlung ein signifikanter Wärmeeintrag ins Bauteil, welcher insbesondere durch höhere Vorschubwerte reduziert werden kann. Diese steigern insgesamt die Prozesseffizienz, da bei höheren Vorschüben eine deutlich geringere Energiemenge bzw. Wirkarbeit zur Erzeugung einer Bohrung benötigt wird. Trotzdem lassen sich thermische Bauteilverzüge nicht vollständig vermeiden. Diese führen speziell bei exponierten Bohrpositionen am Bauteil zu einem systematischen Mittenverlauf, der teilweise sehr hohe Werte annehmen kann. Der resultierende Mittenversatz wird maßgeblich von den Schnittwerten und den im Prozess entstehenden thermomechanischen Deformationen des Bauteils während der Tiefbohrbearbeitung bestimmt. Die Ergebnisse zeigen, dass bei entlang der gesamten Bohrtiefe stabil gespannten Werkstücken der WTB einen Vorteil gegenüber dem ELB bietet, da die symmetrische Schneidengestalt geringe und sich gegenseitig aufhebende Radialkräfte hervorruft und somit ein sehr geringer Mittenverlauf auch bei extrem dünnwandigen Bohrungssituationen erzielt werden kann. Dagegen stützt sich der Bohrkopf des ELB an der Bohrungswand ab und verursacht in diesem Fall eine erhebliche Abdrängung, da die geringe Wandstärke über keine ausreichende Steifigkeit verfügt, um die Führungsleistennormalkräfte ohne nennenswerte Deformation abzustützen. Bei einer komplexen Probengestalt, welche durch einen frei liegenden, nicht gespannten Bereich gekennzeichnet ist, zeigt sich, dass die resultierende Abweichung der Bohrung von der idealen Mittelachse insbesondere bei exzentrisch eingebrachten Bohrungen vom Vorschub und von der Schnittgeschwindigkeit abhängig ist. Dies führt in solchen Tiefbohrprozessen zu einer Limitierung der Produktivität und dadurch zu einem steigenden Wärmeeintrag ins Bauteil, der auch nachfolgende Bearbeitungsschritte negativ beeinflusst. Daher werden zwei unterschiedliche Ansätze zur Minimierung des Wärmeeintrags und der daraus resultierenden Ungenauigkeiten verfolgt. Zum einen wird das WTB unter erhöhtem Vorschub untersucht, um Erkenntnisse zu den realisierbaren Prozessgrenzen hinsichtlich der Produktivität und der thermisch induzierten Bauteilbelastungen sowie Abweichungen zu generieren. Des Weiteren wird in Kapitel 6 das Ziel verfolgt, den nicht vermeidbaren Wärmeeintrag beim Tiefbohren simulativ abzubilden und darauf aufbauend eine Kompensationsstrategie zur Minimierung des Mittenverlaufs zu entwickeln.

## 5.5 Wendeltiefbohren mit erhöhtem Vorschub

Die Ergebnisse zur mechanischen und thermischen Bauteilbelastung haben gezeigt, dass der Vorschub einen wesentlichen Einfluss auf den Tiefbohrprozess ausübt. Durch eine höhere Vorschubgeschwindigkeit lassen sich nicht nur energetische Vorteile auf der Prozessebene erzielen, sondern auch der Wärmeeintrag ins Bauteil kann signifikant reduziert werden. Gleichzeitig wird die Produktivität aufgrund der verkürzten Hauptzeit erheblich



gesteigert. Eine weitere Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit über  $v_c = 250 \text{ m/min}$  erscheint nicht sinnvoll, da auf Basis der Ergebnisse zum einen keine signifikante Verbesserung aus thermoenergetischer Sicht zu erwarten ist. Zum anderen werden durch die hohen Drehzahlen die Beschleunigungsgrenzen der Spindel erreicht, und es können zusätzlich unerwünschte Prozessschwingungen auftreten. Daher wird eine Vorschubsteigerung angestrebt, die den wesentlichen Vorteil bietet, bei kürzerer Prozesszeit mehr Wärme über den Span abzuführen. Dabei kommen speziell entwickelte Werkzeuge der Fa. Miller zum Einsatz, die an die entsprechend höhere mechanische Belastung angepasst sind. Neben dem stärker ausgespitzten Anschliff sind vom Hersteller einen größeren Freiwinkel und eine angepasste Kerndicke realisiert. Letztere ist aufgrund der erwarteten höheren Prozesskräfte bei der Vorschubsteigerung notwendig, begrenzt aber den verfügbaren Raum für die Gestaltung der Spannuten. Gleichzeitig fallen in kürzerer Zeit mehr und größere Späne an, was einen Kompromiss zwischen Spanraum und Kerndicke erfordert. Ziel der Untersuchung ist es, die Prozessgrenzen für das Wendeltiefbohren von Aluminiumguss mit MMS zu erweitern und wesentlich höhere Vorschübe von  $f = 1 \dots 2 \text{ mm}$  als die heutzutage (vgl. Kapitel 2) üblichen Werte von etwa  $f = 0,3 \dots 0,9 \text{ mm}$  zu erreichen. Um die Sonderwerkzeuge vor einer stoßartigen Axialbelastung zu schützen, wurden vier unterschiedliche rampenförmige Vorschubsteigerungsstrategien entwickelt und für einen Vorschub von  $f = 2 \text{ mm}$  untersucht (Abbildung 5.28). Als Referenz innerhalb der Hochvorschubuntersuchung dient der vom Hersteller empfohlene Standardvorschub für diese Bearbeitung von  $f = 0,3 \text{ mm}$ . Bei der Vorschubvariation kam die Strategie A zum Ein-



**Abbildung 5.28:** Strategien zur rampenförmigen Steigerung des Vorschubs und untersuchte Endvorschubkurven

satz, die genauso wie Strategie B und Strategie C eine Anbohrphase mit einer Länge von  $l = 50 \text{ mm}$  beinhaltet. Diese wird mit dem Standardvorschub von  $f = 0,3 \text{ mm}$  realisiert und sorgt dadurch für eine bessere Zentrierung bzw. Führung des Werkzeugs vor Beginn des rampenförmigen Vorschubanstiegs ab einer Bohrtiefe von  $l = 80 \text{ mm}$ . Während die

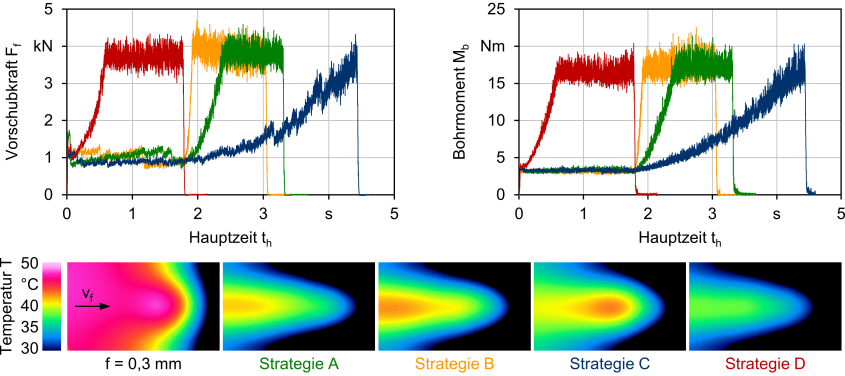
Standardstrategie A eine Rampenlänge von  $l = 50$  mm aufweist, erfolgt die Vorschubsteigerung bei Strategie B innerhalb einer verkürzten Stecke von  $l = 10$  mm. Strategie C weist dagegen nach dem Anbohren eine kontinuierliche Erhöhung des Vorschubes bis zur Endbohrtiefe auf. Um den Einfluss der Anbohrführung analysieren zu können, wird bei der letzten Strategie D bereits ab der Pilotbohrtiefe mit der linearen Steigerung des Vorschubs begonnen, sodass der Endwert bei einer Bohrtiefe von  $l = 80$  mm erreicht wird. Dies entspricht der Standardstrategie A ohne einen Anbohrabschnitt von  $l = 50$  mm. Die entsprechenden Zeitspanvolumina sind in Abbildung 5.28 exemplarisch für drei Vorschübe dargestellt und erreichen Werte von bis zu  $Q_w = 1750 \text{ cm}^3/\text{min}$ , die aus dem Bereich des Hochgeschwindigkeitsfräsens von Aluminium bekannt sind [BDD03, NBD<sup>+</sup>11]. Die resultierende Prozesszeit unter Berücksichtigung der diskontinuierlichen Vorschubgeschwindigkeit entlang der Bohrung ist im unteren Diagrammbereich der Abbildung 5.28 zusammengefasst und verdeutlicht das große Produktivitätspotenzial, welches durch die angestrebte Vorschubsteigerung erzielt werden kann. Im Strategievergleich fällt auf, dass die Hauptzeit aller Hochvorschubprozesse mit Endvorschub  $f_{\text{end}} = 2$  mm unter  $t_h = 4$  s liegt und der Anbohrvorgang mit Standardvorschub von  $f = 0,3$  mm länger dauert als der Tiefbohrprozess selbst. Lediglich für die langsame Rampensteigerung bis zum Prozessende (Strategie C) resultiert eine nahezu identische Bearbeitungszeit wie beim Anbohren der ersten  $l = 50$  mm. Beim Weglassen dieses Abschnittes (Strategie D) kann die Gesamthauptzeit pro Bohrung auf  $t_h = 1,66$  s reduziert werden. Die Zeitberechnung für die Vorschubvariation unter Strategie A verdeutlicht das Verhältnis zwischen Bohrtiefe und zugehöriger Bearbeitungsdauer. Während das Anbohren mit Vorschub  $f = 0,3$  mm eine Zeit von knapp  $t_h \approx 1,8$  s erfordert, werden die letzten  $l = 170$  mm der Bohrung nach Erreichen des Endvorschubes von  $f_{\text{end}} = 2$  mm in unter einer Sekunde zerspannt. Beim höchsten Wert von  $f_{\text{end}} = 4$  mm wäre für diesen Abschnitt eine Fertigungszeit von  $t_h < 0,5$  s realisierbar. Wichtige Voraussetzungen hierfür wären, dass die Werkzeuge den erwarteten hohen thermomechanischen Belastungen standhalten und dass die Spanformung, der Spanbruch sowie der Späneabtransport auch bei den sehr hohen Vorschüben technologisch zufriedenstellend funktionieren. Darüber hinaus resultieren dabei Maschinenbewegungen mit sehr hohen Vorschubgeschwindigkeiten von bis zu  $v_f = 22,28$  m/min, die auch ein entsprechendes Beschleunigungs- und Verzögerungsverhalten der Nebenantriebe der WZM erfordern, um die Prozessführung mit einem geringen Schleppabstand ausführen zu können. Trotz dieser Anforderungen an die Maschinendynamik wurde mit einer Ruckbegrenzung gearbeitet, um abrupte Bewegungen und entsprechende Belastungen der Werkzeuge zu vermeiden.

### 5.5.1 Thermomechanische Bauteilbelastung

Die Ergebnisse der Kraftmessung sind in Abhängigkeit von der Vorschubsteigerungsstrategie und dem Endvorschub in den nachfolgenden Abbildungen 5.29 und 5.30 zusammengefasst. Erkennbar ist, dass die Streuung der Messwerte im Hochvorschubbereich höher als beim Anbohren mit Vorschub  $f = 0,3$  mm ist, aber generell kein signifikanter Anstieg mit fortschreitender Bohrtiefe resultiert, welcher auf eine unzureichende Späneabfuhr hindeuten würde. Die mechanische Belastung folgt in der Strategievariation der jeweiligen Vorschubkurve und erreicht bei  $f_{\text{end}} = 2$  mm Werte von  $F_f \approx 3,8$  kN für die Vorschubkraft und  $M_b \approx 17$  Nm für das Bohrmoment.

Während das von den Schnittkräften hervorgerufene Moment relativ gleichmäßige Ver-

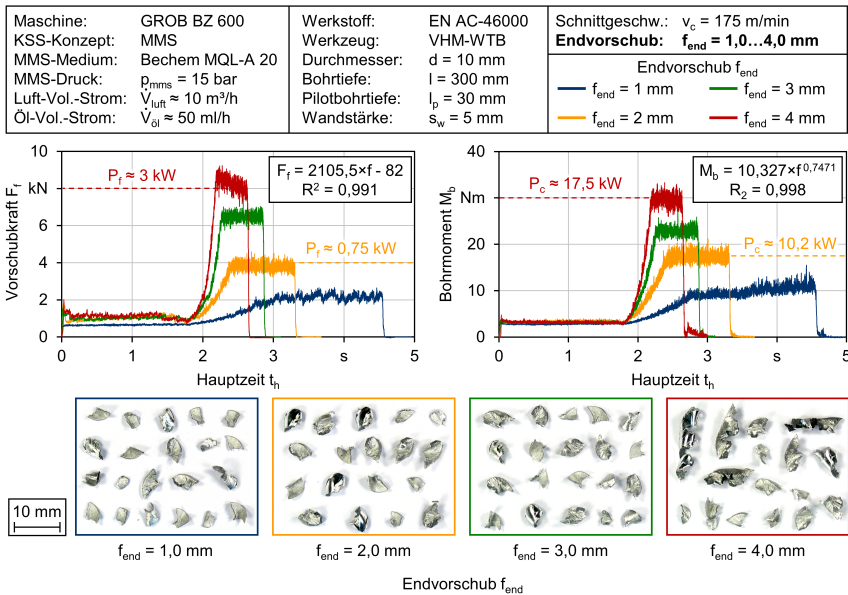
Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.:	$v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	VHM-WTB	Endvorschub:	$f_{end} = 2,0$ mm
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm		
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm		
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm		
Öl-Vol.-Strom:	$V_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm		



**Abbildung 5.29:** Mechanische und thermische Bauteilbelastung beim Hochvorschubwendeltiefbohren unter Variation der Vorschubsteigerungsstrategie

läufe aufweist, sind im Messschrieb der Axialkraft sporadische sprunghafte Absenkungen zu erkennen, die ein Hinweis auf sich ablösende Materialanhaftungen im Bereich der Querschneide sind. Des Weiteren kann anhand der Kraftmessung die tatsächlich resultierende Prozesszeit ermittelt werden. Es fällt auf, dass sich zum Teil große Abweichungen im Vergleich zu den berechneten Zahlen ergeben (vgl. Abbildung 5.28). Die Diskrepanz zwischen der kalkulierten Prozessdauer und der real benötigten Zeit pro Bohrung scheint primär von der Rampenlänge abhängig zu sein. Die Strategie B mit dem schnellsten Anstieg innerhalb einer Länge von  $l = 10$  mm weist nahezu keine Abweichung zur berechneten Zeit von  $t_h = 3,03$  s auf. Die bis zur Endbohrtiefe ansteigende Rampe (Strategie C) dagegen erfordert eine Hauptzeit von  $t_h \approx 4,5$  s, obwohl der berechnete Wert unter  $t_h = 3,9$  s liegt. Die für Strategie C erforderliche Beschleunigung der Vorschubachse ist aufgrund der längeren Rampe deutlich kleiner als bei Strategie B, die eine Rampenlänge von lediglich  $l_r = 10$  mm hat. Die Abweichung zwischen der berechneten und der tatsächlichen Prozesszeit von Strategie C ist demzufolge nicht auf die Beschleunigung, sondern mit hoher Wahrscheinlichkeit auf einen steigenden Schleppabstand der NC-Achse aufgrund der kontinuierlichen Berechnung neuer Sollwerte entlang der Vorschubrampe zurückzuführen. Die Werkstücktemperaturen werden im Vergleich zum Referenzversuch mit Vorschub  $f_{ref} = 0,3$  mm erheblich reduziert und erreichen Maximalwerte von knapp über  $T = 40$  °C. Die Ausprägung des Temperaturfeldes ist für alle Strategien mit einem an der Messstelle bereits erreichten Endvorschub (A, B und D) identisch, obgleich die Prozessführung ohne eine Anbohrphase nach der Pilotbohrung (Strategie D) eine erkennbar geringere Temperatur verursacht. Dies ist ein Anzeichen dafür, dass die während des langsamen Anbohrens im vorderen Bereich der Bohrung akkumulierte Wärmemenge den Wärmeeintrag entlang der gesamten Bohrtiefe beeinflusst. Dementsprechend wandert bei den Strategien A und B ein leicht erhöhtes quasistati-

ches Temperaturfeld mit der Wirkstellenbewegung durch das Bauteil. Aufgrund der langen Rampe passiert das Werkzeug bei Strategie C die Mitte des Temperaturmessfeldes bei Bohrtiefe  $l = 212,5$  mm mit einem niedrigeren Vorschub von  $f \approx 1,32$  mm, sodass eine breitere Verteilung der Wärme im Bauteil verursacht wird. Die Variation des Vor-



**Abbildung 5.30:** Mechanische Belastung beim Hochvorschubwendeltiefbohren in Abhängigkeit vom Endvorschub

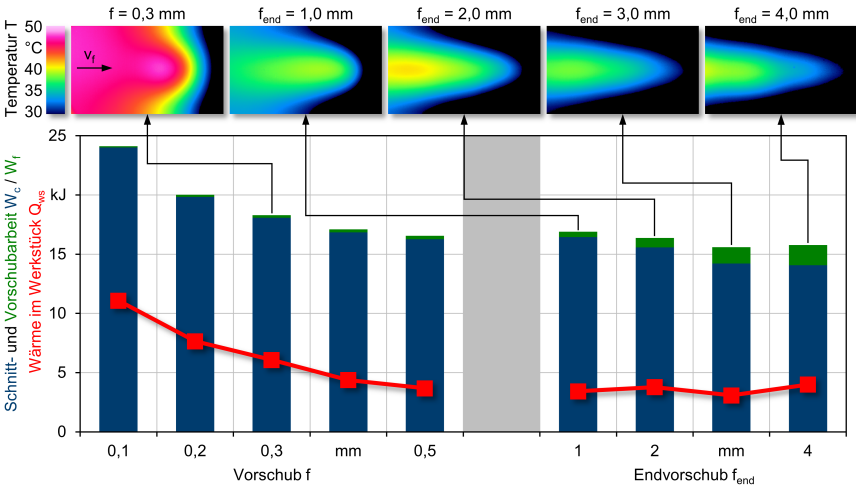
schub zeigt, dass ein Endvorschub von  $f_{\text{end}} = 4$  mm realisierbar ist, allerdings steigt die mechanische Werkzeugbelastung dabei sehr stark an. Während das Bohrmoment mit  $M_b \approx 30$  Nm deutlich unter dem bei der Drehzahl von  $n = 5570$  min<sup>-1</sup> verfügbaren Drehmoment der Maschinenspindel liegt, entspricht die Vorschubkraft von  $F_f \approx 8$  kN der nach Herstellerangaben maximal zulässigen Axialbelastung der Spindellagerung. Dabei resultiert aufgrund der zusätzlich hohen Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 22,28$  m/min eine sehr hohe erforderliche Vorschubleistung von ca.  $P_f \approx 3$  kW. Diese reduziert sich um den Faktor 4 bei Halbierung des Vorschubs auf  $f = 2$  mm und beträgt dadurch lediglich  $P_f \approx 0,75$  kW, da dabei sowohl die Vorschubgeschwindigkeit als auch die Vorschubkraft annähernd linear sinken. Bei Betrachtung der Schnittleistung wird ein anderes Verhalten ersichtlich. Das mit der Spannungsdicke degressiv steigende Verhalten der Schnittkraft bzw. des Bohrmoments bewirkt eine Effizienzsteigerung des Prozesses. Dadurch findet bei einer Verdoppelung des Vorschubes von  $f = 2$  mm auf  $f = 4$  mm eine Erhöhung der Schnittleistung um lediglich 71,6 % von  $P_c \approx 10,2$  kW auf  $P_c \approx 17,5$  kW statt. Zusätzlich wird unter Beachtung der resultierenden Spanbildung (Abbildung 5.30) bestätigt, dass eine weitere Steigerung des Vorschubes neben den hohen Axialkräften auch aus Gründen des Späneabtransportes mit den vorliegenden Werkzeugen nicht möglich ist, da der Spanbruch ab einem Vorschub von  $f > 3$  mm beeinträchtigt wird.

Die bohrtiefenabhängige Vorschubgeschwindigkeit in  $z$ -Richtung  $v_f = f(z)$  während der Hochvorschub-WTB-Prozesse und die daraus resultierenden zeitlich veränderlichen Kraftverläufe (vgl. Abbildung 5.29 und 5.30) erfordern eine angepasste Berechnung der energetischen Größen. Aufgrund der Diskrepanzen zwischen der berechneten und der tatsächlichen Prozessdauer wäre eine analytische Bestimmung der Leistung basierend auf den Mittelwerten der einzelnen Prozessphasen sehr ungenau. Aus diesem Grund wurden zur Ermittlung der Wirkarbeit die Vorschubkraft und das Bohrmoment über die Prozesszeit entsprechend Gleichung 5.2 integriert.

$$W_e = W_f + W_c = \int_0^{t_h} F_f(t) \cdot v_f(t) dt + \int_0^{t_h} 2 \cdot \pi \cdot M_b(t) \cdot n dt \quad (5.2)$$

Die auf diese Weise berechneten Werte für das Hochvorschub-WTB sind in Abbildung 5.31 dem Standard-Vorschubbereich von  $f = 0,1 \dots 0,5$  mm gegenübergestellt. Aufgrund des unterschiedlichen Bohreranschliffes ist ein kleiner systematischer Versatz zwischen beiden Bereichen erkennbar.

Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.: $v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	VHM-WTB	<b>Endvorschub: <math>f_{end} = 0,1 \dots 4,0</math> mm</b>
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm	■ Schnittarbeit $W_e$
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm	■ Vorschubarbeit $W_f$
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm	■ Wärme im Werkstück $Q_{ws}$
Öl-Vol.-Strom:	$V_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm	

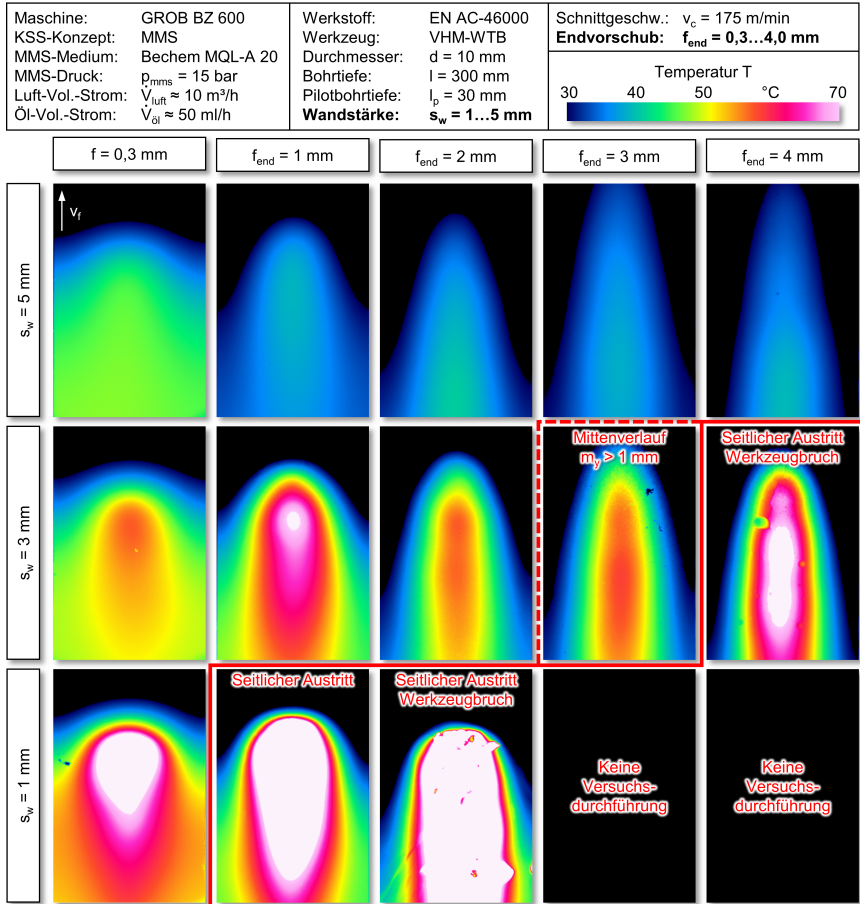


**Abbildung 5.31:** Thermische Werkstückbelastung beim Hochvorschubwendeltiefbohren in Abhängigkeit vom Endvorschub

Bis zu einem Vorschub von  $f = 3,0$  mm sinkt die Schnittarbeit, sodass trotz steigender Vorschubarbeit die Gesamtprozessenergie pro Bohrung reduziert werden kann. Bei einer weiteren Steigerung des Vorschubes auf  $f = 4,0$  mm bleibt die Schnittarbeit nahezu konstant, was auf die erhöhte Reibung der Späne und den damit einhergehenden Bohrmomentanstieg zurückzuführen ist. Gleichzeitig erreicht die normalerweise vernachlässigbare Vorschubleistung beim Vorschub  $f = 4,0$  mm Werte von bis zu  $P_f \approx 3,8$  kW

und bedingt dadurch eine Vorschubarbeit von ca.  $W_f \approx 1,7$  kJ. Diese entspricht ungefähr  $W_f/W_e \approx 11\%$  der Wirkarbeit pro Bohrung und ist somit nicht vernachlässigbar.

Die Analyse der thermischen Bauteilbelastung zeigt ein nahezu konstantes Niveau des Wärmeeintrags für Vorschübe  $f \geq 0,5$  mm (Abbildungen 5.31 und 5.32). Trotz der erheblichen Prozesszeitverkürzung resultiert nach Tiefbohrprozessen im Hochvorschubbereich eine annähernd unveränderte Wärmemenge im Werkstück von ca.  $Q_{ws} \approx 3,5 \dots 4,0$  kJ. Dies deutet auf eine steigende Wärmeeintragsleistung während des Prozesses hin, die



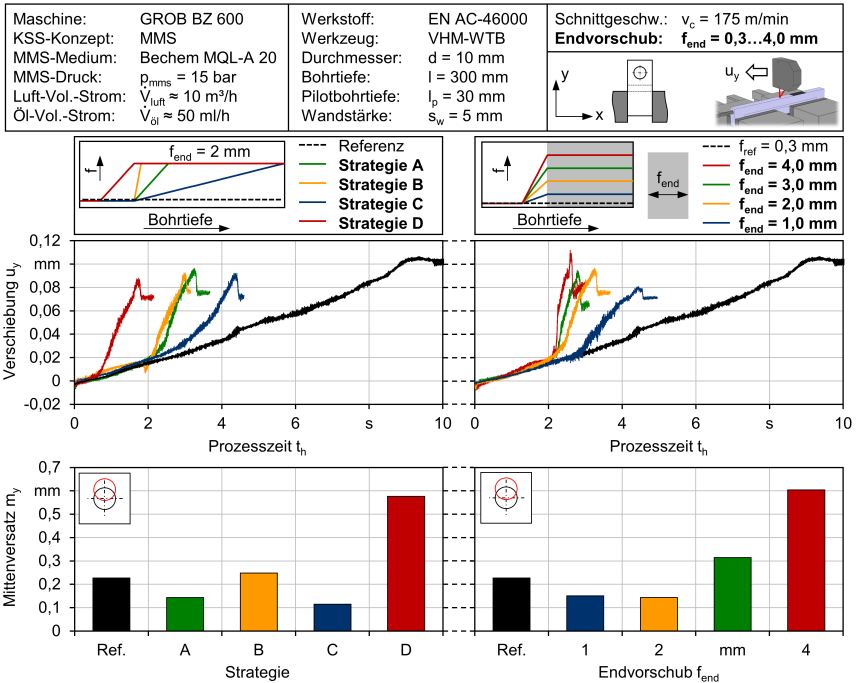
**Abbildung 5.32:** Resultierende Bauteiltemperaturen beim Hochvorschub-WTB unter Variation der Bohrungswandstärke

dem Zeitvorteil entgegenwirkt bzw. diesen egalisiert. Bezogen auf die kleiner werdende Wirkarbeit bei steigendem Vorschub ergibt dies sogar eine Erhöhung des Energieanteils, der als Wärme ins Bauteil fließt. Sowohl relativ als auch absolut betrachtet resultiert für das Wendeltiefbohren von Aluminiumguss mit MMS ein Minimum der durch den

Prozess im Bauteil induzierten Wärmemenge bei einem Vorschub von  $f = 3$  mm. Des Weiteren wird durch die Thermografieaufnahmen bei verschiedenen Bohrungswandstärken von  $s_w = 1 \dots 5$  mm veranschaulicht (Abbildung 5.32), dass der Wärmeeintrag auch bei exzentrischen Bohrungen annähernd konstant und unabhängig vom Vorschub ist. Die höhere mechanische Belastung führt bei der verwendeten Bauteilgestalt und exzentrisch eingebrachten Bohrungen zu einem starken Mittenverlauf in Richtung der dünnwandigen Seite, der nicht auf thermische Effekte zurückzuführen ist. Während die Abweichungen bei zentrischen Bohrungen auf einem moderaten Niveau liegen (vgl. Kapitel 5.5.2), ergibt sich bereits bei einer Wandstärke von  $s_w = 3$  mm ein so hoher Mittenversatz, dass dieser beim Vorschub von  $f = 4$  mm einen seitlichen Austritt des Werkzeugs aus dem Bauteil verursacht. Die geringste Wandstärke lässt auch beim kleinsten Vorschub von  $f = 1$  mm keine prozesssichere Bearbeitung zu, da auch in diesem Fall der Tiefbohrer das Werkstück seitlich verlässt.

### 5.5.2 Bohrungsqualität

Die Verschiebungsmessungen zeigen signifikante Anstiege der Bauteildeformation während der Hochvorschubphasen des Prozesses (s. Abbildung 5.33). Die nach Bearbeitungsende resultierende Verformung korreliert, wie bei den Standardversuchen, mit der Wärmebelastung des Werkstückes, die auf dem Niveau des Vorschubs  $f = 0,5$  mm liegt und eine bleibende Deformation von ca.  $u_y \approx 70 \mu\text{m}$  verursacht. Die hohe mechanische Belastung führt allerdings, anders als bei moderaten Vorschüben, zu einer starken Rückfederung des Bauteils nach Prozessende, die im Messschrieb eindeutig zu erkennen ist. Während beim Referenzvorschub von  $f = 0,3$  mm ein unwesentlicher Anstieg kurz vor Prozessende zu verzeichnen ist, beträgt die auf den Vorschub bezogene Rückfederung in den Hochvorschub-WTB-Prozessen ungefähr  $\Delta u_y / f \approx 10 \mu\text{m}/\text{mm}$ . Beim Vorschub von  $f = 2$  mm resultiert somit ein elastischer Deformationsanteil von ca.  $\Delta u_y \approx 20 \mu\text{m}$ . Generell folgt die gemessene Verschiebung dem Vorschub bzw. der im Prozess ins Bauteil fließenden Wärme, sodass auch unter Vernachlässigung der elastischen Rückfederung ersichtlich wird, dass die Hochvorschubprozesse eine starke Wärmeeinbringleistung trotz der kürzeren Prozesszeit aufweisen und demzufolge keine signifikante Reduzierung der thermischen Verzüge möglich ist. Der Mittenverlauf ist bei Vorschüben von  $f = 1 \dots 2$  mm auf moderatem Niveau und weist sogar kleinere Werte als beim Referenzvorschub von  $f = 0,3$  mm auf. Bei den höheren Vorschüben von  $f = 3 \dots 4$  mm steigt die Axialbelastung stark an, was zu einem Ausknicken des Werkzeugs führt und die Mittengenauigkeit der Bohrung negativ beeinflusst. Einen erheblichen Einfluss auf die erzielbaren Mittenversatzwerte besitzt die Vorschubsteigerungsstrategie (s. Abbildung 5.33). Die geringste Abweichung ist unter Verwendung der langen Rampe (Strategie C) zu erreichen, da diese den Vorschub über die gesamte Bohrtiefe kontinuierlich steigert. Dadurch entstehen die hohen Belastungen erst im hinteren Bereich der Bohrung und können den bis zu diesem Bohrungsabschnitt entstandenen Mittenverlauf nicht mehr negativ beeinflussen. Somit stellt die Strategie C eine sehr zielführende Möglichkeit zur Produktivitätssteigerung dar, ohne auf Genauigkeit verzichten zu müssen. Im Gegensatz dazu ruft die verkürzte Vorschubrampe von Strategie B einen deutlich höheren Mittenversatz als die Standardstrategie A hervor, da dabei das Werkzeug deutlich früher und stärker ausgelenkt wird. Ohne Anbohrvorgang führt die sofortige Steigerung des Vorschubes (Strategie D) zu dem größten Mittenversatz, da in Kombination mit dem



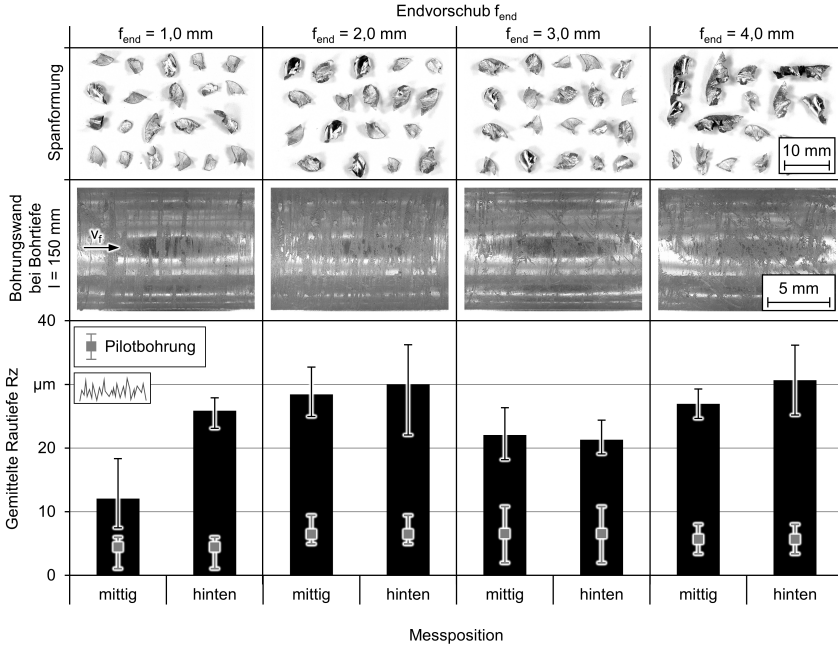
**Abbildung 5.33:** Prozessbedingte Deformation und Mittenversatz in  $y$ -Richtung beim Hochvorschub-WTB

Übermaß der Pilotbohrung die starke Belastung keine ausreichende Führung des Tiefbohrers gewährleisten kann, sodass dieser sehr früh die ideale Bohrungsachse verlässt und am Ende der Bohrung die größte Abweichung verursacht.

Die Bohrungsqualität ist im Vergleich zum Standard-Vorschubbereich stark beeinträchtigt, wie Messungen im mittleren und im hinteren Bereich der Bohrung bestätigen (Abbildung 5.34). Die erzielbaren Rauheitswerte liegen für alle Hochvorschubversuche im Bereich von  $Rz \approx 20 \dots 31 \mu\text{m}$ . Lediglich beim geringsten Vorschub von  $f = 1 \text{ mm}$  kann im mittleren Bereich der Bohrung eine bessere Oberflächenqualität mit  $Rz \approx 12 \mu\text{m}$  erreicht werden. Auffällig ist, dass aufgrund der günstigen Spanformung beim Vorschub von  $f = 3 \text{ mm}$  eine deutlich kleinere Beschädigung der Oberfläche stattfindet, wodurch auch die dabei leicht reduzierte Wärmeeinbringung (vgl. Abbildung 5.31) erklärt werden kann. Die Rauheitsmessungen im Bereich der Pilotbohrung zeigen allerdings keine signifikante Beeinflussung durch den Späneabtransport und liegen durchgehend auf einem durchschnittlichen Niveau von  $Rz \approx 5,8 \mu\text{m}$ . Dies ist ein Indiz dafür, dass die schlechte Oberflächenqualität bereits bei der Spanabnahme erzeugt und nicht nachträglich durch die Späne verursacht wird. Des Weiteren zeigen die Bohrungen, die mit den höchsten Vorschubwerten von  $f = 3 \text{ mm}$  und  $f = 4 \text{ mm}$  bearbeitet wurden, eine erhebliche Reduzierung des Bohrungsdurchmessers von mehr als  $\Delta D = 0,1 \text{ mm}$  und eine dazu proportionale Erhöhung der Rundheitsabweichung auf bis zu  $\Delta R \approx 0,25 \text{ mm}$  (Abbildung 5.35).



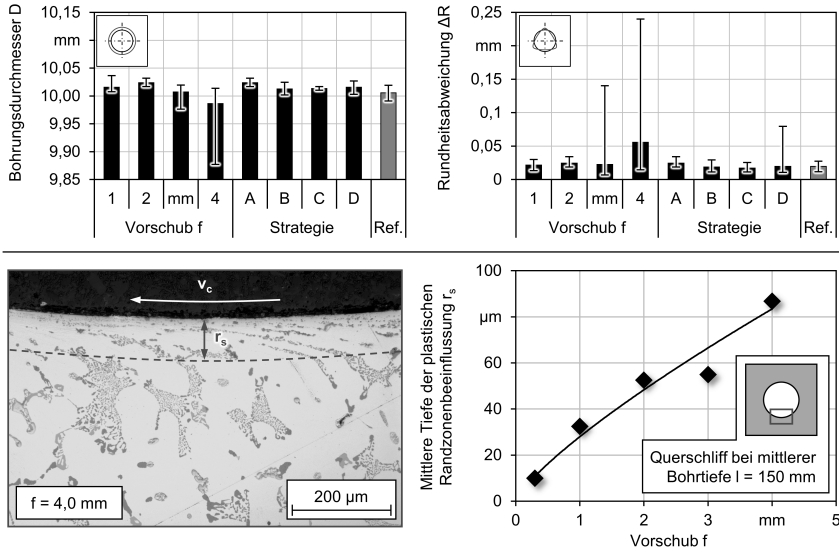
Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.:	$v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	VHM-WTB	<b>Vorschub:</b>	<b><math>f = 1,0 \dots 4,0</math> mm</b>
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm		
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm		
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm		
Öl-Vol.-Strom:	$V_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm		



**Abbildung 5.34:** Oberflächenqualität beim Hochvorschub-WTB

Dies deutet darauf hin, dass bei den Vorschüben  $f \geq 3$  mm die hohen Prozesskräfte und insbesondere das hohe Bohrmoment eine elastoplastische Verzerrung der wirkzonennahen Bereiche verursachen, da der Bohrungsdurchmesser beim zweiseitigen Werkzeug aufgrund des konstanten Abstands zwischen den Schneidenecken normalerweise nicht so stark variieren kann. Die hohe Rundheit kann z. B. durch radiale Schwingungen auftreten, allerdings bleibt bei der typischen Polygonbildung der Durchmesser in der Regel nahezu konstant. Im Vergleich der unterschiedlichen Strategien erzeugt lediglich die Variante ohne Anbohrführung eine leicht erhöhte Rundheitsabweichung. Des Weiteren wurde im Querschliff bei mittlerer Bohrtiefe die Randzonenbeeinflussung untersucht, die sich in Form von plastischer Deformation der bohrungswandnahen Bereiche äußert (Abbildung 5.35 unten). Eine Aufhärtung konnte aufgrund des inhomogenen Gefüges nicht verlässlich erfasst werden, aber es lässt sich zeigen, dass die Tiefe der durch den Bohrprozess beeinflussten Randzone mit der Erhöhung des Vorschubes signifikant ansteigt. Während beim Referenzvorschub von  $f = 0,3$  mm eine kleine plastisch verformte Zone mit einer Tiefe von  $r_s < 10$  µm resultiert, verursacht der Vorschub von  $f = 4$  mm eine mittlere Tiefe der Randzonenbeeinflussung von  $r_s \approx 90$  µm.

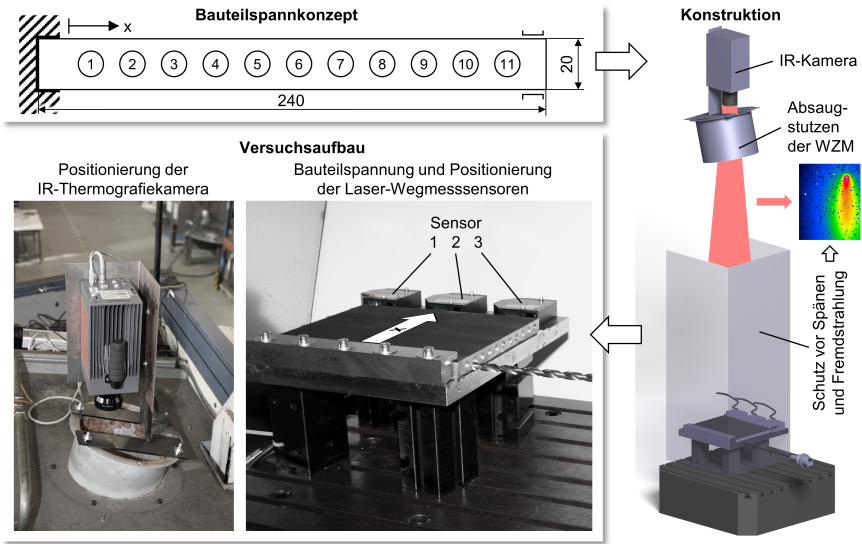
Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	Schnittgeschw.:	$v_c = 175$ m/min
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	VHM-WTB	<b>Vorschub:</b>	$f_{end} = 1,0 \dots 4,0$ mm
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm	Ref.-Vorschub:	$f_{ref} = 0,3$ mm
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm		
Luft-Vol.-Strom:	$V_{luft} \approx 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm		
Öl-Vol.-Strom:	$V_{öl} \approx 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 5$ mm		



**Abbildung 5.35:** Durchmesser- und Rundheitsabweichung (oben) sowie Beeinflussung der Bohrungsrandzone beim Hochvorschub-WTB

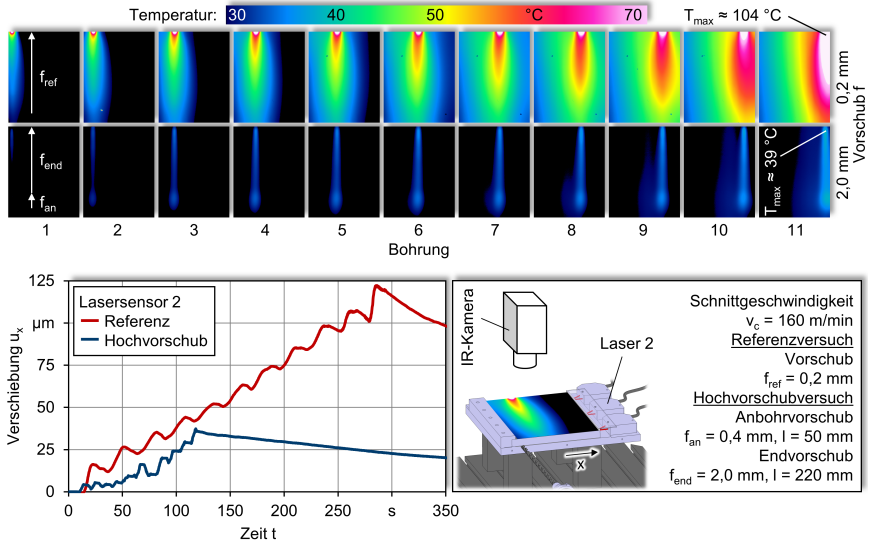
### 5.5.3 Prozesssicherheit

Die grundlegenden Untersuchungen zum Hochvorschub-WTB an einzelnen Bohrungen (vgl. Abbildung 5.1) haben gezeigt, dass mit angepassten Werkzeugen sehr hohe Vorschübe von bis zu  $f = 4$  mm realisierbar sind. Obwohl keine signifikante Reduzierung des Wärmeeintrags ins Bauteil nachgewiesen werden konnte und die Analysen der Bohrungsqualität starke Beeinträchtigungen ab Vorschüben von  $f \geq 3$  mm verdeutlichen, bieten Vorschubwerte von  $f \approx 2$  mm einen guten Kompromiss zwischen der erzielbaren Produktivitätssteigerung und den thermomechanischen Werkstückbelastungen sowie den daraus resultierenden Maß-, Form- und Lageabweichungen der Bohrung. Um die Prozesssicherheit der MMS-Bearbeitung bei hohem Vorschub unter Beweis zu stellen, wurde ein gesonderter Versuchsaufbau entwickelt, der die Einbringung von mehreren Bohrungen in ein Werkstück und die gleichzeitige thermische Ausdehnung des Bauteils erlaubt (Abbildung 5.36). Das Versuchswerkstück wurde dabei auf einer Grundplatte linksseitig fest eingespannt, sodass der Bohrbereich mit einem Luftspalt von  $H = 1$  mm über der Grundplatte liegt und sich somit frei ausdehnen kann. Auf der rechten Seite erfolgte eine Abstützung des Bauteils durch Gleitelemente aus Polytetrafluorethylen (PTFE), die aufgrund des geringen Reibkoeffizienten dieses Materials ausschließlich eine Führungs- bzw. Stabilisierungsfunktion übernehmen und die thermische Ausdehnung



**Abbildung 5.36:** Versuchsaufbau zur Erfassung der thermomechanischen Effekte beim Hochvorschub-WTB von mehreren Bohrungen in einem Bauteil

nicht verhindern. Um diese prozessbegleitend zu erfassen, wurden drei Laserwegmesssensoren (s. Kapitel 4.5.3) rechts vom Werkstück auf der Grundplatte positioniert, um die erwartete Verlagerung des Bauteils aufgrund der Wärmeeinbringung zu detektieren. Des Weiteren erfolgte die Erfassung der Bauteiltemperatur mithilfe der bereits vorgestellten IR-Thermografiekamera und der entsprechenden Präparation der Oberfläche zur Verbesserung der Emissivität (s. Kapitel 4.5.2). Um die obere Werkstückfläche mit Abmessungen von  $L \cdot B = 300 \text{ mm} \cdot 240 \text{ mm}$  vollständig im Messfeld der IR-Kamera betrachten zu können, musste ein entsprechend großer Fokusabstand eingehalten werden, der durch die Montage des IR-Messgerätes oberhalb des Absaugstutzens der WZM erreicht wurde (Abbildung 5.36). Des Weiteren kam ein Späneschutzblech zum Einsatz, das zusätzlich die Funktion der Abschirmung der IR-Messstrecke vor Fremdstrahlung übernahm. Auf diese Weise konnten die Bauteiltemperaturen und -verschiebungen verlässlich bestimmt werden, wie der in Abbildung 5.37 dargestellte Vergleich zwischen einem Vorschub von  $f = 0,2 \text{ mm}$  und  $f = 2 \text{ mm}$  verdeutlicht. Während beim Referenzprozess die gesamte Bohrungslänge von  $l = 300 \text{ mm}$  mit einem Vorschub von  $f = 0,2 \text{ mm}$  bearbeitet wurde, erfolgte beim Hochvorschub-WTB das Anbohren bis zu einer Bohrtiefe von  $l = 80 \text{ mm}$  ( $l = 50 \text{ mm}$  nach Pilotbohrung) mit einem Vorschub von  $f_{\text{an}} = 0,4 \text{ mm}$ . Da in dieser Untersuchung nicht der Mitterversatz, sondern primär die Prozesssicherheit im Fokus stand, wurde der Vorschub anschließend ohne eine Rampensteigerungsstrategie direkt auf den Endwert von  $f_{\text{end}} = 2 \text{ mm}$  erhöht. Die dargestellten Thermogramme zum Endzeitpunkt einer jeden Bohrung zeigen signifikante Unterschiede in der thermischen Bauteilbelastung und der dazugehörigen Bauteilausdehnung. Während im Referenzprozess sich stark ausbreitende Temperaturfelder und eine maximale Werkstücktemperatur nach Fertigstellung der letzten Bohrung von  $T_{\text{max}} \approx 104 \text{ }^\circ\text{C}$  resultieren, entsteht beim



**Abbildung 5.37:** Temperatur und thermische Ausdehnung beim Hochvorschub-WTB mit MMS

Hochvorschub-WTB eine eher lokale Wärmebeeinflussung. Der erhöhte Wärmeeintrag aufgrund des geringen Anbohrvorschubes ist auch nach Beendigung des jeweiligen Bohrvorgangs erkennbar. Der Weiteren verursacht die schnelle Vorschubbewegung eine Maximaltemperatur von  $T_{\max} \approx 39\text{ °C}$ , die einem Anstieg von lediglich  $\Delta T \approx 15\text{ °C}$  entspricht, während beim Referenzvorschub die Temperaturerhöhung von  $\Delta T \approx 80\text{ °C}$  um mehr als das Fünffache größer ist. Trotz einer Verkürzung der bohrungsbezogenen Prozesshauptzeit von  $t_{h,\text{ref}} \approx 15,9\text{ s}$  auf  $t_{h,\text{anb}} + t_{h,\text{hf}} \approx 1,47\text{ s} + 1,30\text{ s} = 2,77\text{ s}$  konnte durch den zehnfachen Vorschub die Gesamtbearbeitungszeit der 11 Bohrungen von  $t_{\text{ref}} \approx 290\text{ s}$  auf  $t_{\text{hf}} \approx 120\text{ s}$  um lediglich 59% reduziert werden, da die identische Nebenzeit aufgrund der Rückzugs- und Positionierbewegungen einen großen Anteil an der Gesamtzeit besitzt. Gleichzeitig ergibt sich eine Verringerung der maximal auftretenden thermischen Werkstückausdehnung von  $u_{x,\text{ref}} \approx 121\text{ µm}$  auf  $u_{x,\text{hf}} \approx 36\text{ µm}$ .

## 5.6 Energetische Bewertung des Tiefbohrprozesses

Zahlreiche Untersuchungen belegen, dass die benötigte Zerspanprozessleistung und die resultierende Wirkarbeit meist einen geringen Anteil an der von der WZM tatsächlich verbrauchten elektrischen Leistung bzw. Energie besitzen. Um die Tiefbohrbearbeitung aus energetischer Sicht ganzheitlich bewerten zu können, wurde daher eine Wirkleistungsmessung an der WZM und ihren Komponenten vorgenommen. Des Weiteren erfolgte eine gesonderte Berechnung der MMS-bezogenen Energieaufwände, um dem wichtigen Aspekt der Druckluftherzeugung Rechnung zu tragen.

### 5.6.1 Druckluftherzeugung

Der Wirkungsgrad der Druckluftherzeugung hängt stark von der verwendeten Kompressoranlage, der Dimensionierung und der Leckagen des Druckluftsystems, der Ausnutzung der Abwärme sowie von zahlreichen weiteren Faktoren ab, sodass es nur bedingt möglich ist, allgemein gültige Aussagen über die Energieeffizienz zu treffen [Bay04]. Daher wurde für die Berechnung der entsprechenden Druckluft-Energiebedarfe für die MMS-Tiefbohrbearbeitung eine analytische Berechnung der Luftverdichtung aus thermodynamischer Sicht mit Angaben von üblichen Verlusten aufgrund des begrenzten Wirkungsgrades der Anlagentechnik kombiniert [Fra06]. Dabei wurde zunächst die spezifische Arbeit  $w_t$  für die adiabate Verdichtung auf Basis der Volumenänderungsarbeit berechnet (Gleichung 5.3).

$$w_t = \int_1^2 V \cdot dp = \int_1^2 c_p \cdot dT = c_p \cdot (T_2 - T_1) \quad (5.3)$$

Die spezifische Wärmekapazität von Luft ist bekannt und beträgt  $c_p = 1,005 \text{ kJ/kgK}$ . Für den Zusammenhang zwischen der Temperatur- und der Druckänderung gilt der in Gleichung 5.4 dargestellte Zusammenhang. Der Isentropenexponent kann im relevanten Bereich mit einem Wert von  $\kappa_e = 1,4$  angenommen werden.

$$\frac{T_1}{T_2} = \left( \frac{V_2}{V_1} \right)^{\kappa_e - 1} = \left( \frac{p_1}{p_2} \right)^{\frac{\kappa_e - 1}{\kappa_e}} \Leftrightarrow T_2 = T_1 \cdot \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa_e - 1}{\kappa_e}} \quad (5.4)$$

Über die idealisiert berechneten Temperaturanstiege der als adiabat angenommenen Zustandsänderung konnte die resultierende spezifische Arbeit der Druckluftherzeugung bestimmt werden. Unter Realbedingungen sind diese Werte allerdings aufgrund von Verlusten bei der Luftkomprimierung nicht erreichbar. Moderne Druckluftanlagen erzielen eine spezifische Leistung, die etwa 45 % höher ist als der Idealwert. Um die Mehrheit der bestehenden Druckluftkompressoren realistisch zu berücksichtigen, wurden die entsprechenden Leistungswerte mit einem Zuschlag von 60 % berechnet (Abbildung 5.38). Im Allgemeinen zeigt sich, dass die für die Druckluftherzeugung benötigte elektrische Leistung von  $P_{d1} \approx 0,4 \dots 1,8 \text{ kW}$  auf dem Niveau der Bohrprozesswirkleistung liegt (vgl. Abbildung 5.5). Unter der Voraussetzung der gleichen Prozesshauptzeit trägt beim ELB der im Vergleich zum WTB bei gleichem Volumenstrom geringere MMS-Druck zu einem großen Einsparpotenzial von  $\Delta P_{d1} = 32 \dots 41 \%$  bei. Eine erhebliche Reduzierung der Energieaufwände für Druckluft kann unabhängig vom Tiefbohrverfahren durch eine Druckabsenkung erreicht werden, da aufgrund des gleichzeitig sinkenden Volumenstroms

signifikante Leistungsreduzierungen von etwa 70 % erzielt werden können.

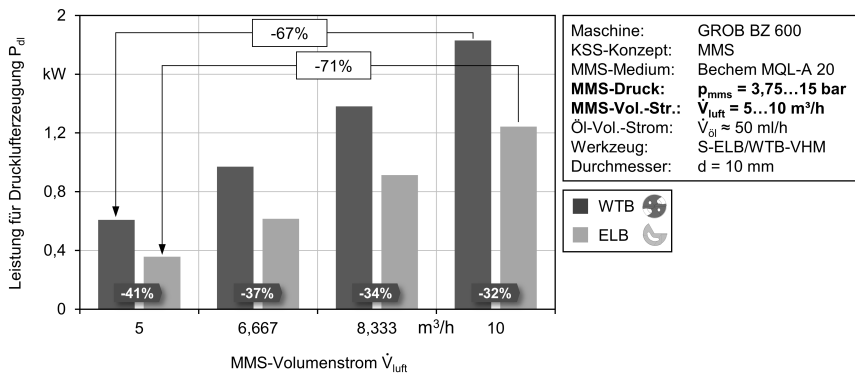


Abbildung 5.38: Verfahrensspezifische elektrische Leistung für die Druckluftherzeugung

### 5.6.2 Elektrische Leistung der Werkzeugmaschine

Die Wirkleistung der in dieser Studie verwendeten WZM GROB BZ600 wurde in unterschiedlichen Maschinenzuständen erfasst (Abbildung 5.39). Basierend darauf konnte die Zuordnung der entsprechenden Verbraucher vorgenommen werden. Bei nur zeitweise aktiven Aggregaten, wie z. B. der Maschinenkühlung oder der Rückförderpumpe, erfolgte eine Integration über die Zeit, sodass diese Verbraucher mit ihrer mittleren

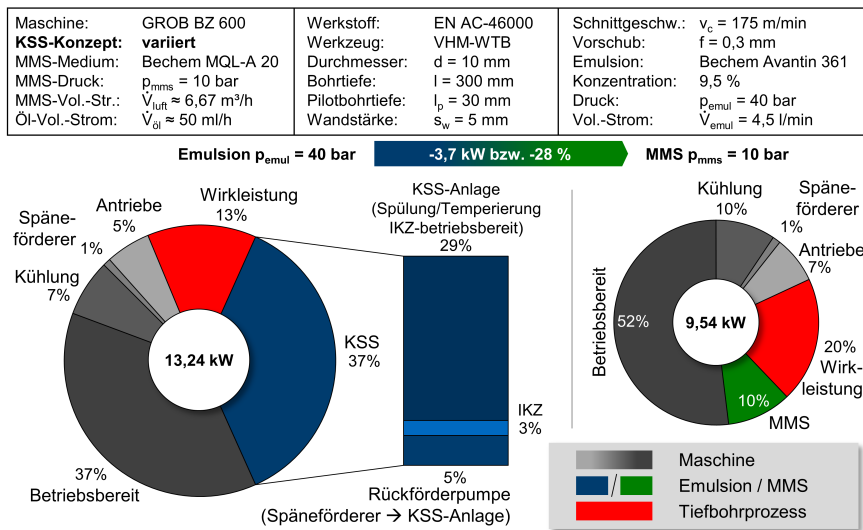
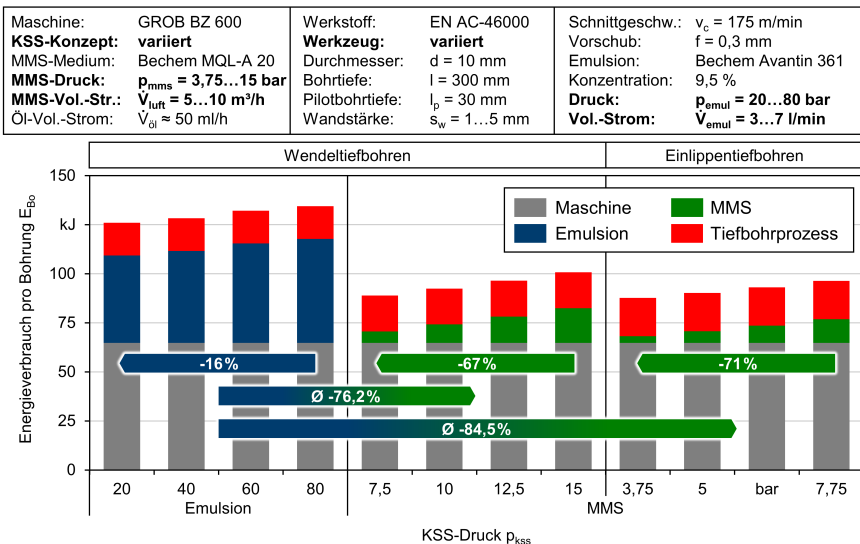


Abbildung 5.39: Leistungsaufnahme des BAZ GROB BZ600 für einen Tiefbohrprozess unter Emulsion und MMS

elektrischen Leistung berücksichtigt werden. Des Weiteren ist die Antriebsleistung der Haupt- und Nebenantriebe bei der jeweiligen Drehzahl bzw. Vorschubgeschwindigkeit im Leerlauf ohne stattfindenden Bohrprozess bestimmt worden, sodass die über die Prozesskräfte ermittelte Wirkleistung des Prozesses (vgl. Abbildung 5.5) unabhängig davon in die Kalkulation einfließen konnte. Im betriebsbereiten Zustand benötigt die WZM eine Leistung von ungefähr  $P = 4,9 \dots 5 \text{ kW}$  zuzüglich der kombinierten Spindel- und Schaltschrankkühlung mit durchschnittlich  $P \approx 0,95 \text{ kW}$ . Der Späneförderer weist eine geringe Leistung von ca.  $P \approx 0,1 \dots 0,12 \text{ kW}$  auf. Diese Werte sind sowohl bei MMS als auch bei Innenkühlung für beide Tiefbohrverfahren identisch. Ein Vergleich zwischen den beiden KSS-Konzepten ist für den WTB-Referenzprozess bei mittleren Schnittwerten in Abbildung 5.39 dargestellt und zeigt, dass unter Einsatz der KSS-Anlage bei einem Druck von  $p_{\text{emul}} = 40 \text{ bar}$  ein weiterer Verbrauch von ca.  $P = 5 \text{ kW}$  entsteht, während die MMS-Drucklufterzeugung bei dem Druck von  $p_{\text{mms}} = 10 \text{ bar}$  weniger als  $P = 1 \text{ kW}$  verursacht. Die berücksichtigte Wirkleistung ist unter Verwendung von MMS mit  $P_e \approx 1,87 \text{ kW}$  um etwa 10 % höher als im Vergleichsprozess unter Emulsion, der ca.  $P_e \approx 1,72 \text{ kW}$  benötigt. Insgesamt lässt sich durch den Einsatz von MMS eine Einsparung von ca.  $\Delta P_{\text{ges}} \approx 3,7 \text{ kW}$  bzw. 28 % bezogen auf die Emulsionskühlung erzielen.

### 5.6.3 Bohrungsbezogener Energieverbrauch

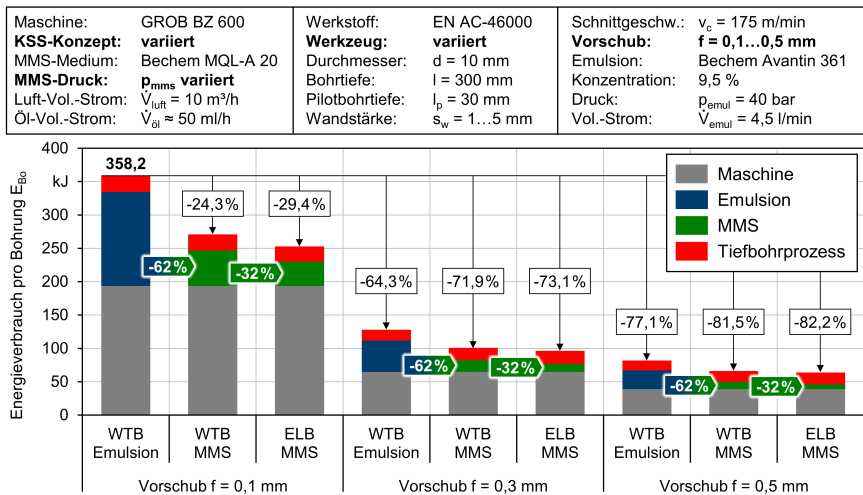
Unter Berücksichtigung der Prozesshauptzeit  $t_h$  kann auf Basis der bohrungsspezifischen WZM-Gesamtleistung  $P_{\text{ges}}$  der pro Bohrung benötigte bzw. verbrauchte Energiebetrag  $E_{\text{bo}} = P_{\text{ges}} \cdot t_h$  ermittelt werden. Ein Vergleich dieser Größe in Abhängigkeit von dem Tiefbohrverfahren, dem KSS-Konzept und dem KSS-Druck ist in Abbildung 5.40 zusammengefasst. Dabei wird ersichtlich, dass bei der verwendeten KSS-Anlage ein nur



**Abbildung 5.40:** Bohrungsbezogener Energiebedarf in Abhängigkeit vom Verfahren, KSS-Konzept und -Druck

geringer Einfluss des Druckes besteht, da der Hauptverbraucher nicht die druckgeregelte verstellbare Radialkolben-Hochdruckpumpe für die innere KSS-Zufuhr ist, sondern die Nebenaggregate, wie Tiefbettfilter, Bettspülpumpe etc. einen größeren Einfluss aufweisen. Des Weiteren kann gezeigt werden, dass die großen Unterschiede in der für die MMS-Druckluftzerzeugung benötigten Leistung (vgl. Abbildung 5.38) eine untergeordnete Rolle bei der Betrachtung der Gesamtarbeit bzw. -energie pro Bohrung spielen, da diese 4...17% davon widerspiegeln und dementsprechend ihr Einfluss auf die Absolutwerte der Gesamtarbeit gering ist. Die maschinenseitigen energetischen Aufwendungen, die alle Verbraucher bis auf die KSS-/MMS-Anlage und den Tiefbohrprozess zusammenfassen, sind mit  $E_{bo} \approx 65$  kJ am höchsten.

Dementsprechend bewirkt die Verkürzung der Prozesszeit durch Steigerung der Schnittwerte eine erhebliche Verringerung der für die Fertigung einer Bohrung benötigten Energie (Abbildung 5.41 und 5.42), da die konstante Maschinengrundlast mit einer kürzeren Zeitdauer in die Berechnung der Arbeit bzw. der Energie einfließt. Somit ergibt sich beim Vorschub von  $f = 0,1$  mm eine Gesamtarbeit von  $E_{bo} \approx 358$  kJ für das WTB unter Emulsionskühlung und  $E_{bo} \approx 271$  kJ unter MMS-Bedingungen. Unter gleichen Bedingungen erzielt der ELB-Prozess mit  $E_{bo} \approx 252$  kJ einen geringfügig kleineren Energiebetrag.

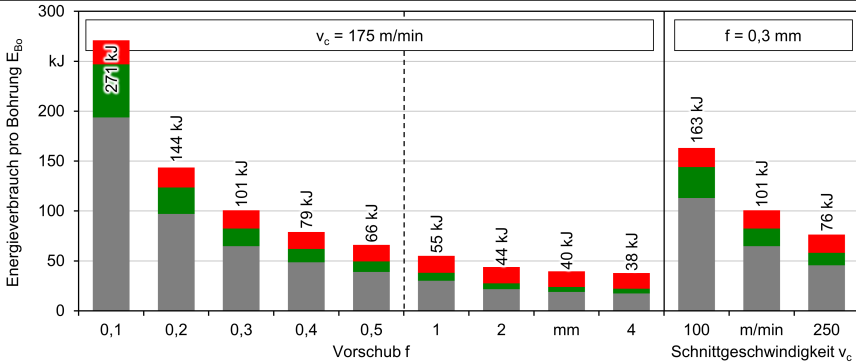


**Abbildung 5.41:** Bohrungsbezogener Energiebedarf in Abhängigkeit vom Verfahren, KSS-Konzept und Vorschub

Obwohl das Energiebedarfsverhältnis zwischen Emulsion und MMS erhalten bleibt, liegt z. B. die Gesamtarbeit beim Vorschub von  $f = 0,5$  mm unabhängig vom Verfahren oder KSS-Konzept mit Werten  $E_{bo} < 83$  kJ deutlich unterhalb des KSS-bezogenen Energiebedarfs von  $E_{bo,KSS} = 140$  kJ für die Emulsionskühlung einer einzigen Bohrung, die mit einem Vorschub von  $f = 0,1$  mm gefertigt wird. Dies wird zusätzlich bei der Betrachtung des gesamten Untersuchungsbereichs der Schnittwerte für das WTB verdeutlicht (Abbildung 5.42). Durch die Steigerung des Vorschubes vom niedrigsten ( $f = 0,1$  mm) auf den höchsten Wert von  $f = 4$  mm lässt sich eine Energieeinsparung von ca.  $\Delta E_{bo} \approx 233$  kJ



Maschine:	GROB BZ 600	Werkstoff:	EN AC-46000	<b>Schnittgeschw.: <math>v_c = 100 \dots 250</math> m/min</b>
KSS-Konzept:	MMS	Werkzeug:	WTB-VHM	<b>Vorschub: <math>f = 0,1 \dots 4,0</math> mm</b>
MMS-Medium:	Bechem MQL-A 20	Durchmesser:	$d = 10$ mm	<div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div style="width: 40%;"> <p>■ Maschine</p> <p>■ MMS</p> <p>■ Tiefbohrprozess</p> </div> </div>
MMS-Druck:	$p_{mms} = 15$ bar	Bohrtiefe:	$l = 300$ mm	
MMS-Vol.-Str.:	$\dot{V}_{luft} = 10$ m <sup>3</sup> /h	Pilotbohrtiefe:	$l_p = 30$ mm	
Öl-Vol.-Strom:	$\dot{V}_{öl} = 50$ ml/h	Wandstärke:	$s_w = 1 \dots 5$ mm	



**Abbildung 5.42:** Bohrungsbezogener Energiebedarf beim MMS-WTB in Abhängigkeit von den Schnittwerten

bzw. ungefähr 86 % realisieren. Dieser Effekt ist degressiv, und während bei der Verdopplung von  $f = 0,2$  mm auf  $f = 0,4$  mm eine Energiesenkung von über 45 % erzielbar ist, beläuft sich diese bei der Erhöhung von  $f = 2$  mm auf  $f = 4$  mm auf lediglich 14 %. Die Schnittgeschwindigkeitssteigerung kann trotz der im Vergleich zum Vorschub geringen Beeinflussung der Wirkarbeit auch eine deutliche Reduzierung des Energiebedarfs pro Bohrung generieren, was ebenfalls auf die Hauptzeitverkürzung zurückzuführen ist.

## 6 Simulation und Kompensation des Mittenverlaufs beim Tiefbohren

In diesem Kapitel werden die simulationsgestützten Analysen zum Tiefbohren zusammengefasst, die zum einen die FE-Modellierung der thermoelastischen Bauteilverzüge (Kapitel 6.1) und zum anderen die Abbildung des Werkzeugs beinhalten. Anschließend werden der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte geometrisch-kinematische Ansatz zur Kopplung beider Modelle und die darauf aufbauende Simulation des im Tiefbohrprozess entstehenden Mittenverlaufs vorgestellt (Kapitel 6.2). Diese Modellierung bildet die Basis der anschließenden NC-Kompensation der thermisch induzierten Mittenabweichungen (Kapitel 6.3).

### 6.1 Thermoelastische FE-Analyse des Bauteilverhaltens

Um das thermoelastische Bauteilverhalten im Tiefbohrprozess abzubilden, wurde eine FE-Modellierung mithilfe der Software *ANSYS Mechanical APDL 15.0* vorgenommen. Die erarbeitete Vorgehensweise umfasst die Abstraktion des Problems zur Reduzierung des Rechenaufwandes, die anschließende Modellierung des Werkstücks und die darauf basierenden Simulationen der thermisch sowie mechanisch bedingten Bauteilbelastungen (Abbildung 6.1). Zunächst werden die vom Tiefbohrprozess ins Werkstück induzierten instationären Temperaturfelder durch eine transiente Betrachtung abgebildet. Die berechneten Knotentemperaturen werden anschließend an die mechanische Simulation übergeben und dort neben den Prozesskräften als eine weitere Last bei der Ermittlung der Bauteildeformation berücksichtigt. Die aufgrund des Temperaturfeldes vergleichsweise langsam und kontinuierlich entstehende Werkstückausdehnung sowie die nahezu konstanten Prozesskräfte ermöglichen die Vernachlässigung von Dämpfungs- und Massenträgheitseffekten, sodass innerhalb der mechanischen Simulation eine quasistatische Berechnung realisiert werden konnte.

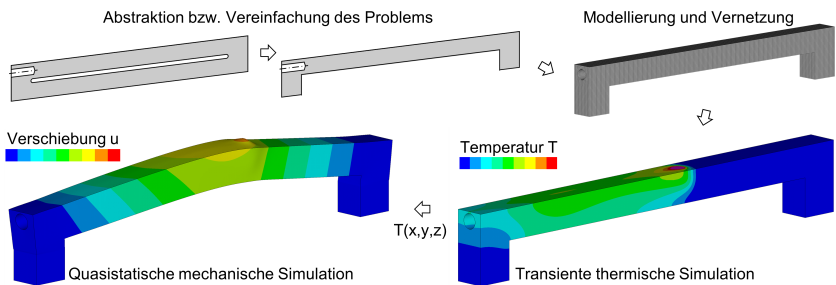


Abbildung 6.1: Vorgehensweise bei der Modellierung der thermischen Bauteilverzüge

#### 6.1.1 Modellaufbau und Randbedingungen

In Vergleichsrechnungen konnte nachgewiesen werden, dass der gespannte Bauteilbereich unterhalb der Längsnut sowie ihre abgerundeten Enden einen nur unerheblichen

Einfluss auf die erzielbare Genauigkeit der Berechnung aufweisen und die Ergebnisse unter Vernachlässigung dieser Werkstückaspekte nur minimal von den Werten der detaillierten Modellierung abweichen. Somit konnte im weiteren Verlauf der Analysen das in Abbildung 6.2 im Längsschnitt dargestellte FE-Modell verwendet werden. Das Werkzeug wird dabei durch bewegte Wärmequellen in der thermischen Simulation bzw. durch die gemessenen Prozesskräfte in der mechanischen Analyse substituiert. Die Vorschubkraft und das Bohrmoment sind als gleichmäßige axiale bzw. tangentielle Lasten am Bohrungsgrund appliziert, während das thermische Belastungskollektiv neben der primären Wärmeeinbringung über eine Wärmestromdichte in den Bohrungsgrund eine weitere sekundäre Wärmequelle entlang der Bohrungswand besitzt. Diese wird als eine mehrstufige, rampenförmige Konvektionslast realisiert, die mit dem Tiefbohrwerkzeug und seiner Vorschubbewegung gekoppelt ist, um die überlagerten Effekte der Span- und Führungsfaserreibung sowie der MMS-Kühlung und Erwärmung (vgl. Abb. 5.12) nachzubilden. Der Materialabtrag wird durch das Deaktivieren des entsprechend der Vorschubgeschwindigkeit bereits bearbeiteten Bohrungsabschnittes im FE-Netz berücksichtigt. Des Weiteren erfolgt innerhalb eines jeden Zeit- bzw. Lastschrittes der Simulation das Verschieben der Prozesslasten um den entsprechenden Betrag des zurückgelegten Weges in Vorschubrichtung. Für alle Außenflächen des FE-Modells wurde konvektiver Wärmeaustausch mit der Umgebung angenommen. In der mechanischen Analyse werden die Randbedingungen durch die Einspannung des Bauteils definiert, indem für die entsprechenden Knoten in allen Raumrichtungen eine Verschiebung von  $u_x = u_y = u_z = 0$  festgelegt wird.

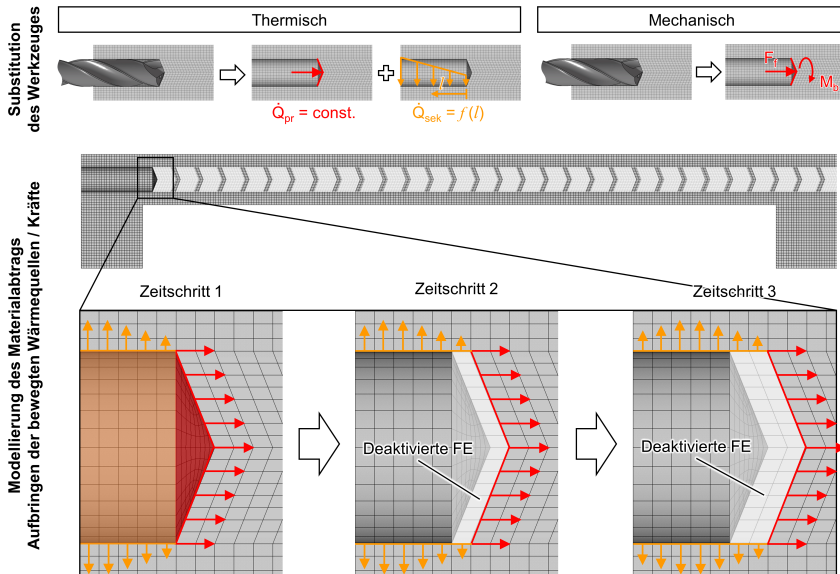
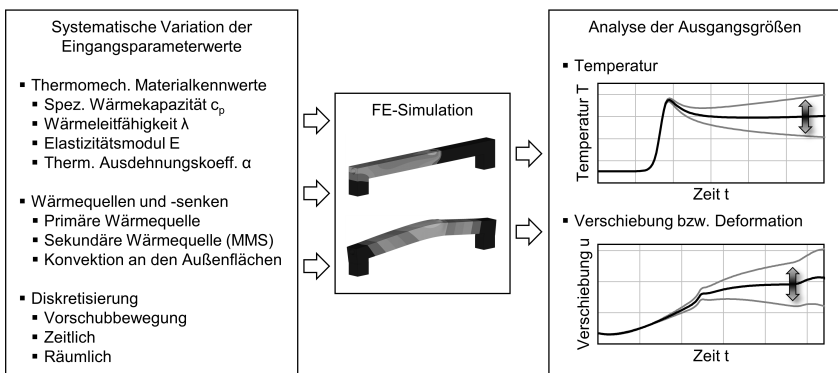


Abbildung 6.2: Prozessabbildung innerhalb der FE-Bauteilsimulation

### 6.1.2 Sensitivitätsanalyse

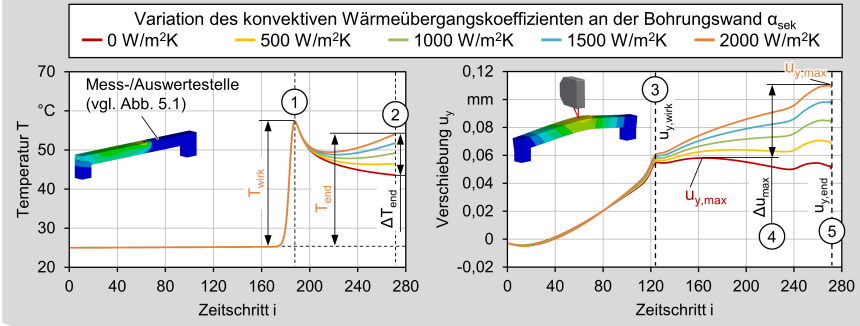
Um die Parameteridentifikation der Eingangsgrößen zu unterstützen und deren Einfluss auf die berechneten Temperatur- sowie Verschiebungsverläufe zu analysieren, wurde zunächst eine systematische Sensitivitätsanalyse des Modells durchgeführt (Abbildung 6.3). Diese umfasst die thermomechanischen Kennwerte des Werkstückmaterials (spezifische Wärmekapazität  $c_p$ , Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_w$ , Elastizitätsmodul  $E$  und thermischer Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{th}$ ), die Wärmequellen bzw. -senken am Bohrungsgrund  $Q_{prim}$ , an der Bohrungswand  $Q_{sek}$  und an den Außenflächen  $Q_{luft}$  des Bauteils sowie die zeitliche Diskretisierung des Modells. Unabhängig davon erfolgte zunächst eine Untersuchung der räumlichen FE-Auflösung und der Diskretisierung der Vorschubbewegung. Während eine feinere Vernetzung nahezu keinen Einfluss auf die Berechnung aufweist, konnte an vereinfachten Modellen eine starke Abhängigkeit der Ergebnisse von der Auflösung der Vorschubbewegung festgestellt werden, was auf die unterschiedlichen mit dem jeweiligen Materialabtrag schrittweise abgeführten Wärmemengen zurückzuführen ist. Aufgrund der Kopplung zwischen der FE-Länge in Vorschubrichtung und der möglichen Schrittweite der Vorschubbewegung verursacht eine Elementgröße im Bereich des Zahnvorschubes eine extrem hohe Anzahl an FE bei gleichzeitigem Anstieg der Berechnungsschritte pro Bohrungslänge, sodass auch mit moderner Rechnertechnik keine im Zahnvorschubbereich auflösende Simulation des Tiefbohrprozesses realisierbar ist. Gleichzeitig konnte gezeigt werden, dass durch eine gezielte Anpassung der Wärmequellen auch FE-Modelle mit einer Schrittweite der diskreten Vorschubbewegung von  $l \approx 1$  mm eine sehr realitätsgetreue Abbildung des Prozesses erlauben, sodass im weiteren Verlauf der Untersuchungen diese charakteristische Länge als Elementgröße und zur Vorschubdiskretisierung eingesetzt werden konnte.



**Abbildung 6.3:** Vorgehensweise und untersuchte Eingangsgrößen im Rahmen der Sensitivitätsanalyse des FE-Modells

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse sind in den nachfolgenden Abbildungen 6.4 und 6.5 für den mittleren Vorschub von  $f = 0,3$  mm und die mittlere Bohrungswandstärke von  $s_w = 3$  mm zusammengefasst. Aufgrund der Komplexität der Verläufe wurde der Einfluss der Eingangsgrößenvariation auf die Veränderung der Ergebnisse an charakteristischen Stellen der Schriebe untersucht (Positionen 1 bis 5). In der thermischen

Simulation sind das die Temperatur der Messstelle  $T_{\text{wirk}}$  (wenn der Bohrer diese passiert) und die Endtemperatur des Werkstücks  $T_{\text{end}}$  (Pos. 1 und 2). Die Verschiebungsbeeinflussung durch die variierten Eingangsgrößen wurde ebenfalls zu diesen zwei Zeitpunkten (Pos. 3 und 5) ausgewertet. Darüber hinaus erfolgte zusätzlich eine Betrachtung der Maximalauslenkungen  $u_{y,\text{max}}$ , die von besonderem Interesse sind, aber je nach Versuch bzw. Parameter in unterschiedlichen Prozessabschnitten auftreten können (Pos. 4).



		Thermomechanische Materialkennwerte				Wärmequellen und -senken				Zeitliche Auflösung
Bezeichnung	Spez. Wärmekapazität	Wärmeleitfähigkeit	E-Modul	Therm. Ausdehnungskoeff.	Primäre Wärmequelle	Sekundäre Wärmequelle (Bohrungswand)		Konvektion der Außenflächen		Zeitschrittweite
	Symbol	$\lambda_w$	E	$\alpha_{th}$	$\dot{Q}_{pr}$	$T_{sek}$	$\alpha_{sek}$	$T_{luft}$	$\alpha_{luft}$	
Einheit	J/kgK	W/mK	GPa	$10^{-6} K^{-1}$	W	°C	W/m²K	°C	W/m²K	ms
Variationsbereich der Eingangsgrößen										
min.	800	100	60	20	725		0	25	0	0,8975
$\varnothing$	880	115	70	22	975	**	1000	35	125	18,399*
max.	960	130	80	24	1225		2000	45	250	35,9
$\pm$ von $\varnothing$	9,09%	13,04%	14,29%	9,09%	25,64%	-	100,00%	28,57%	100,00%	95,12%
Prozentuale Beeinflussung der Ergebnisgrößen										
$\Delta T_{\text{wirk}}$	11,28%	3,55%	0%	0%	24,97%	-	0,11% <sup>1</sup>	1,70%	0,63%	3,86%
$\Delta T_{\text{end}}$	8,92%	2,43%	0%	0%	14,02%	-	22,00% <sup>2</sup>	2,74%	1,61%	2,97%
$\Delta u_{y,\text{wirk}}$	10,80%	3,80%	0,19%	8,97%	21,31%	-	5,35% <sup>3</sup>	2,17%	0,05%	3,83%
$\Delta u_{y,\text{max}}$	7,83%	2,24%	0,48%	8,79%	8,74%	-	30,99% <sup>4</sup>	2,72%	2,91%	1,93%
$\Delta u_{y,\text{end}}$	8,09%	2,28%	0,00%	9,09%	9,08%	-	36,65% <sup>5</sup>	2,79%	3,00%	1,93%
Relative Beeinflussung der Ergebnisgrößen bezogen auf die prozentuale Eingangsparametervariation										
$\Delta T_{\text{wirk},r}$	124,04%	27,18%	0%	0%	97,39%	-	0,11%	5,94%	0,63%	4,06%
$\Delta T_{\text{end},r}$	98,12%	18,67%	0%	0%	54,68%	-	22,00%	9,60%	1,61%	3,13%
$\Delta u_{y,\text{wirk},r}$	118,78%	29,10%	1,33%	98,70%	83,10%	-	5,35%	7,59%	0,05%	4,02%
$\Delta u_{y,\text{max},r}$	86,16%	17,19%	3,33%	96,73%	34,07%	-	30,99%	9,53%	2,91%	2,02%
$\Delta u_{y,\text{end},r}$	88,96%	17,47%	0,00%	100,00%	35,40%	-	36,65%	9,75%	3,00%	2,03%

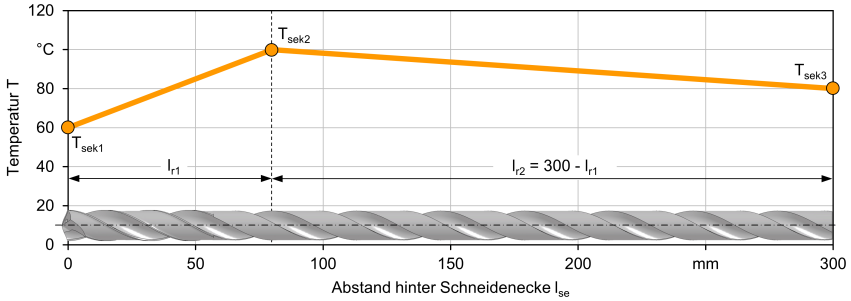
<sup>1</sup> Standard-Zeitschrittweite  $t_{zsw} = 3,59$  ms

\*\* Unterschiedliche Temperaturkurven untersucht (vgl. Abb. 6.5)

Abbildung 6.4: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Bei der im Diagrammbereich der Abbildung 6.4 dargestellten Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten der sekundären Wärmequelle  $\alpha_{\text{sek}} = 0 \dots 2000 \text{ W/m}^2\text{K}$  zeigt sich, dass die dabei vorgenommene Variation um  $\pm 100\%$  ausgehend vom Mittelwert die Wirkstellentemperatur erwartungsgemäß nur geringfügig beeinflusst ( $\Delta T_{\text{wirk}} = \pm 0,11\%$ ), während der Anstieg der Endtemperatur eine Differenz von  $\Delta T_{\text{end}} = \pm 22\%$  in Abhängigkeit von der sekundären Erwärmung erfährt. Um die Ergebnisse nicht zu verfälschen, erfolgt die temperaturseitige Berechnung des entsprechenden Einflusses auf Basis der relativen Temperaturerhöhungen. Eine Betrachtung der Absoluttemperaturen ist nicht zielführend, da z. B. die Verdoppelung der primären Wärmequelle den doppelten Temperaturanstieg im Bauteil, aber u. U. nur eine geringe Erhöhung der Absoluttemperaturen verursacht. Es kann also gezeigt werden, dass die Maximaltemperatur sehr empfindlich auf Schwankungen der primären Wärmeeinbringung reagiert. Die Variation dieser Größe von  $\pm 25,64\%$  verursacht eine relative Veränderung der Wirkstellentemperaturanstiege von  $\Delta T_{\text{wirk}} = \pm 24,97\%$ , was ungefähr einem Faktor von 1 der auf die Eingangsvariation bezogenen Beeinflussung ( $\Delta T_{\text{wirk,r}} = 97,39\%$ ) entspricht. Dagegen wird die Endtemperatur mit  $\Delta T_{\text{end,r}} \approx 54,68\%$  nur etwa halb so stark von der primären Wärmequelle beeinflusst. Die Wärmeleitfähigkeit weist ebenfalls einen größeren Einfluss auf die Ausgangsgrößen gemessen zum Zeitpunkt des Passierens der Wirkstelle ( $\Delta T_{\text{wirk,r}} \approx 27,18\%$  und  $\Delta u_{\text{wirk,r}} \approx 29,10\%$ ) als z. B. auf die im Bauteil verbleibende Wärme bzw. Deformation mit  $\Delta T_{\text{end,r}} \approx 18,67\%$  bzw.  $\Delta u_{\text{end,r}} \approx 17,47\%$  auf. Ein ähnlicher Zusammenhang ist auch bei der Variation der spezifischen Wärmekapazität erkennbar. Während die wirkstellennah gemessenen Größen eine überproportionale Abhängigkeit davon aufweisen, liegen die relativen Beeinflussungen zum Zeitpunkt des Prozesses auf einem deutlich niedrigeren Niveau.

Die Verschiebung  $u_y$  spiegelt die insgesamt im Werkstück akkumulierte Wärmemenge wider und wird daher bereits beim Passieren der Wirkstelle stärker durch die im vorderen Bohrungsbereich wirkende sekundäre Wärmequelle beeinflusst, auch wenn diese die Messstelle noch nicht passiert hat. Des Weiteren kann durch die Sensitivitätsanalyse gezeigt werden, dass der E-Modul eine untergeordnete Rolle spielt und die Verschiebungen primär durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu beeinflussen sind. Dies deutet darauf hin, dass die konzipierte Bauteilgestalt die auftretenden thermisch bedingten Deformationen nahezu vollständig zulässt, sodass diese nicht in thermische Spannungen im Material induziert werden. Während die primäre Wärmequelle bei den verbleibenden Temperaturen und Ausdehnungen im Gegensatz zu den Maximalwerten eine nur untergeordnete Rolle spielt, wird aus der systematischen Analyse ersichtlich, dass der Einfluss der sekundären Erwärmung auf die Endgrößen erheblich ist und diese dementsprechend einen wesentlichen Faktor beim Tiefbohren unter MMS darstellt. Dies deckt sich mit den Untersuchungen von *Tai*, der nachgewiesen hat, dass ab einer Bohrtiefe von ca.  $l = 120 \text{ mm}$  der Wärmeeintrag an der Bohrungswand die primäre Wärmeeinbringung über den Bohrungsgrund übersteigt [Tai11, TSS12]. Neben der Variation des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgte daher eine tiefgehende Betrachtung der sekundären Erwärmung, indem unterschiedliche Stützpunkttemperaturen untersucht wurden (Abb. 6.5). Diese grundlegende Betrachtung der Einflüsse der zweiten im Tiefbohrprozess vorhandenen Wärmequelle entlang der Bohrungswand stellen die Basis für die Ermittlung geeigneter Profile der sekundären Wärmequelle innerhalb der weiteren Simulationen dar.



Nr.	$T_{sek1}$ °C	$T_{sek2}$ °C	$T_{sek3}$ °C	$l_{r1}$ mm	$T_{wirk}$ °C	$T_{end}$ °C	$u_{y,wirk}$ µm	$u_{y,max}$ µm	$u_{y,end}$ µm
1	30	30	30	150	56,74	40,67	51,55	52,20	39,2952
2	80	80	80	150	57,52	50,32	60,71	87,05	85,2348
3	130	130	130	150	58,30	59,98	69,87	132,70	131,174
4	30	130	130	100	56,78	50,32	55,21	110,67	109,172
5	80	130	130	100	57,54	55,15	62,54	121,69	120,173
6	80	30	30	100	57,50	45,49	58,88	63,62	50,2962
7	130	30	30	100	58,26	50,32	66,20	75,58	61,2972
8	30	80	80	100	56,76	45,50	53,38	76,04	74,2339
9	130	80	80	100	58,28	55,15	68,04	98,15	96,2358
10	80	80	30	100	57,52	50,32	60,87	83,65	80,8691
11	80	80	130	100	57,52	50,32	60,55	91,29	89,6006
12	30	30	80	100	56,74	40,67	51,39	51,85	43,661
13	30	30	130	100	56,74	40,67	51,24	51,50	48,0267
14	130	130	80	100	58,30	59,98	70,02	128,46	126,809
15	130	130	30	100	58,30	59,98	70,18	124,22	122,443
16	30	130	130	50	56,82	55,69	60,30	122,45	120,929
17	30	130	130	150	56,77	47,08	53,56	97,46	95,9701
18	130	130	30	50	58,30	59,09	70,38	114,49	112,478
19	130	130	30	150	58,30	59,98	69,87	131,41	129,759
20	30	130	30	50	56,82	54,81	60,82	104,23	102,233
21	30	130	30	100	56,78	50,32	55,53	102,19	100,441
22	30	130	30	150	56,77	47,08	53,56	96,17	94,555

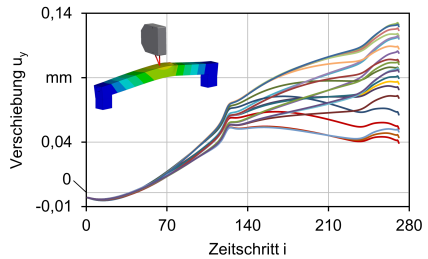
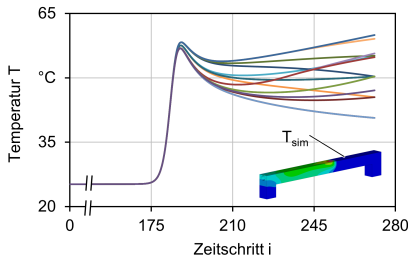
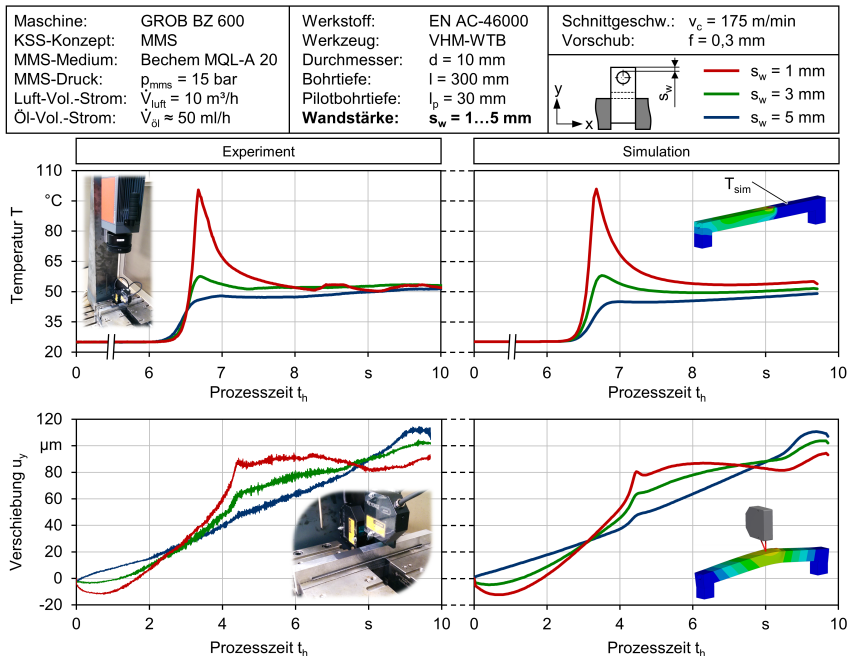


Abbildung 6.5: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse der sekundären Wärmequellen an der Bohrungswand

### 6.1.3 Erzielte Ergebnisse

Auf Grundlage der durchgeführten Sensitivitätsanalyse können die Eingangsparameter der FE-Bauteilsimulation so bestimmt werden, dass sich eine sehr hohe Vorhersagegüte des Modells erzielen lässt (Abbildung 6.6). Neben der guten Übereinstimmung der Maximaltemperaturen und der entsprechenden Verläufe bzw. Tendenzen zeigt der dargestellte Vergleich bei unterschiedlichen Bohrungswandstärken vor allem die Fähigkeit des Modells, das komplexe thermoelastische Werkstückverhalten im Tiefbohrprozess abzubilden. Während bei zentrischen Bohrungen ein stetig steigender Verschiebungsverlauf ohne signifikante Abweichungen vom linearen Anstieg entsteht, ist die FE-Simulation auch für außermittige Bohrungssituationen in der Lage, die aus mechanischen und thermischen Effekten resultierenden Wechselwirkungen (vgl. Abb. 5.17) realitätsgetreu vorherzusagen. Trotz der unvermeidlichen Prozessschwankungen können durch das FE-Bauteilmodell die gemessenen Deformationskurven nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ abgebildet werden.



**Abbildung 6.6:** Vergleich der simulierten und gemessenen Bauteiltemperaturen und -verschiebungen in  $y$ -Richtung

Der Schwerpunkt der durchgeführten Parameteridentifikation zur Bestimmung der Simulationseingangsgrößen lag auf der Modellierung der Verschiebungen, da diese als primäre Einflussgröße für die systematische Abdrängung des Bohrers und somit für die Entstehung des Mittenerlaufs zuständig sind. Daher wurden geringfügige Ungenauigkeiten der Temperaturvorhersage geduldet, wenn diese zu einer genaueren Vorhersage der Ver-



schiebungsverläufe geführt haben. Die FE-Simulation ist in der Lage, die komplexen Bauteildeformationen detailgetreu abzubilden, was aus dem direkten Vergleich für die drei untersuchten Wandstärken von  $s_w = 5 \text{ mm}$ ,  $3 \text{ mm}$  und  $1 \text{ mm}$  ersichtlich wird (Abb. 6.6). Die zunächst in negativer  $y$ -Richtung stattfindende Werkstückdeformation ist bei der dünnwandigsten Bohrungssituation mit Messwerten von  $u_y \approx -12 \mu\text{m}$  am stärksten ausgeprägt. Sowohl den mechanisch bedingten Anteil, der unmittelbar nach Prozessbeginn vorhanden ist, als auch die sich etwas träger aufbauende thermische Ausdehnung kann die FE-Simulation sehr genau abbilden. Des Weiteren zeigen die beim Passieren der Wirkstelle berechneten Deformationen eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten, und die bei exzentrischen Bohrungen nach diesem Zeitpunkt komplex verlaufenden Verschiebungskurven werden ebenfalls zufriedenstellend abgebildet.

Die vollständige Trennung der mechanischen von den thermischen Effekten ist in der Realität nur bedingt möglich, da auch unter Emulsionskühlung eine Wärmebeeinflussung des Bauteils aufgrund z. B. der KSS-Temperierung oder der KSS-Erwärmung stattfindet. Um dennoch eine Aussage über den anteiligen Einfluss der prozessbedingten thermischen und mechanischen Belastungen auf die Werkstückdeformation zu ermöglichen, wurden Simulationsrechnungen mit gesonderter Berücksichtigung der Prozesskräfte ohne Wärmeeinfluss sowie umgekehrt thermische Berechnungen ohne mechanische Belastung durchgeführt. Die Ergebnisse sind für die drei untersuchten Wandstärkesituationen in Abbildung 6.7 zusammengefasst und verdeutlichen, dass beim Tiefbohren von Aluminium unter MMS die thermisch induzierten Bauteilverzüge den wesentlichen Faktor darstellen. Mit steigender Exzentrizität der Bohrung gewinnen aufgrund des länger werdenden Hebelarms zur Einspannung die Prozesskräfte zwar an Bedeutung, allerdings bleibt der Einfluss der mechanischen Lasten mit  $u_{y,\text{mech}} < 10 \mu\text{m}$  eher gering.

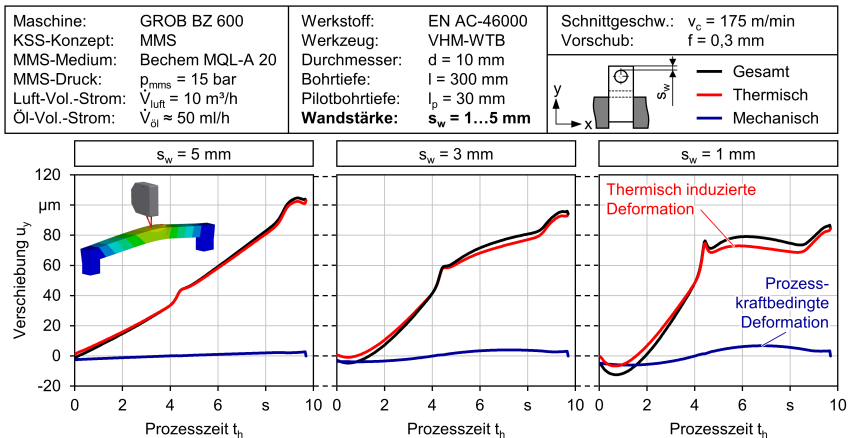


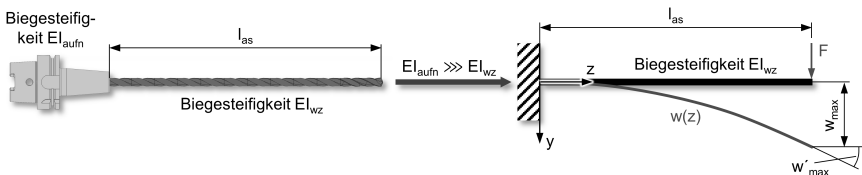
Abbildung 6.7: Vergleich der thermisch und mechanisch induzierten Deformationen

## 6.2 Geometrisch-kinematische Modellierung des Tiefbohrprozesses

Um die Ergebnisse der FE-basierten Bauteilsimulation zur Berechnung des Mittenverlaufs sinnvoll einsetzen zu können, wurde eine geometrisch-kinematische Prozesssimulation entwickelt, die im Fokus dieses Kapitels steht. Die erforderliche Werkzeugmodellierung erfolgt auf Basis der Biegebalkentheorie (Kapitel 6.2.1). Die Kopplung der Modelle und der erarbeitete Ansatz zur Abbildung des Tiefbohrprozesses werden anschließend in Kapitel 6.2.2 vorgestellt, diskutiert und abschließend validiert.

### 6.2.1 Werkzeugmodellierung

Nachgiebigkeitsmessungen haben ergeben, dass der WTB trotz seines nicht rotations-symmetrischen Querschnittes aufgrund der helikalen Form der Spannuten bzw. des Drallwinkels über eine konstante, richtungsunabhängige Biegesteifigkeit in der lateralen Bohrerenebene verfügt. Dies ermöglicht die Abbildung der mittenverlaufsbedingten Deformationen des Werkzeugs während des Tiefbohrprozesses über die klassische Biegebalkentheorie (Abbildung 6.8). Die Spindel der WZM und die Werkzeugaufnahme spielen in der Regel eine wichtige Rolle bei der Betrachtung von Biegebelastungen in Zerspanprozessen, allerdings haben diese Komponenten einen zu vernachlässigenden Einfluss beim Tiefbohren, da das Werkzeug eine erheblich höhere Nachgiebigkeit aufweist. Diese liegt bei den verwendeten VHM-WTB des Durchmesser  $d = 10$  mm und einer Ausspannlänge von  $l_{as} = 320$  mm bei ungefähr  $\delta_x = \delta_y \approx 217,5 \mu\text{m}/\text{N}$ . Das bedeutet, dass eine radiale Auslenkung des Werkzeugs von  $u_{rad} = 2,175$  mm eine entsprechende Radialkraft von lediglich  $F_{rad} = 10$  N verursacht bzw. benötigt. Diese ist als Radiallast für die Werkzeugaufnahme und die Spindel der Maschine irrelevant und kann vernachlässigt werden.



**Abbildung 6.8:** Modellierung des Tiefbohrwerkzeuges als Biegebalken

Für die Berechnung der Deformationen eines Biegebalkens muss die Differentialgleichung seiner Biegelinie (der Funktion  $w(z)$ ) gelöst werden (Gleichung 6.1). Dabei ist  $M$  das resultierende Drehmoment und  $EI$  die Biegesteifigkeit des Balkens, die aus dem E-Modul des Materials  $E$  und dem Flächenträgheitsmoment des Querschnittes  $I$  berechnet wird.

$$w'' = -\frac{M}{EI} \quad (6.1)$$

Nach Freischneiden und Einsetzen des Hebelarms ( $l_{as} - z$ ) einer am Ende des Werkzeugs wirkenden Kraft  $F$  ergibt sich für die zweite Ableitung der Biegelinie der in Gleichung 6.2 dargestellte Ausdruck. Durch eine einfache Integration kann die Neigung entlang des Bohrers  $w'(z)$  bestimmt werden (Gleichung 6.3). Die erneute Integration liefert die Durchbiegung bzw. die eigentliche Biegelinie  $w(z)$  (Gleichung 6.4).

$$EI w'' = F (-z + l_{\text{as}}) \quad (6.2)$$

$$EI w' = F \left( -\frac{z^2}{2} + z l_{\text{as}} \right) + C_1 \quad (6.3)$$

$$EI w = F \left( -\frac{z^3}{6} + \frac{z^2 l_{\text{as}}}{2} \right) + z C_1 + C_2 \quad (6.4)$$

Aufgrund der Spannsituation des Tiefbohrers in der Werkzeugaufnahme kann an der Stelle  $z = 0$  von einer Durchbiegung von  $w(0) = 0$  und einer Neigung von  $w'(0) = 0$  ausgegangen werden (vgl. Abb. 6.8). Diese Randbedingungen ermöglichen die Bestimmung der Integrationskonstanten  $C_1 = 0$  und  $C_2 = 0$ . Somit können die in den Gleichungen 6.5 und 6.6 resultierenden Funktionen für die Berechnung des Biegewinkels bzw. der Durchbiegung entlang des Bohrers genutzt werden.

$$w'(z) = \frac{F l_{\text{as}}^2}{2 EI} \left( -\frac{z^2}{l_{\text{as}}^2} + 2 \frac{z}{l_{\text{as}}} \right) \quad (6.5)$$

$$w(z) = \frac{F l_{\text{as}}^3}{6 EI} \left( -\frac{z^3}{l_{\text{as}}^3} + 3 \frac{z^2}{l_{\text{as}}^2} \right) \quad (6.6)$$

Die maximale Auslenkung  $w_{\text{max}}$  findet an der Spitze des Werkzeugs statt und kann durch Einsetzen der Position  $z = l_{\text{as}}$  in Gleichung 6.6 berechnet werden. Gleicherweise kann auch der maximale Winkel  $w'_{\text{max}}$  der Balkenneigung an der Spitze des Bohrers bestimmt werden. Somit ergeben sich für die radiallykraftabhängige Werkzeugdeformation und die damit einhergehende Bohrrichtungsänderung die nachfolgenden Ausdrücke:

$$w'_{\text{max}} = w'(z = l_{\text{as}}) = \frac{F l_{\text{as}}^2}{2 EI} \quad (6.7)$$

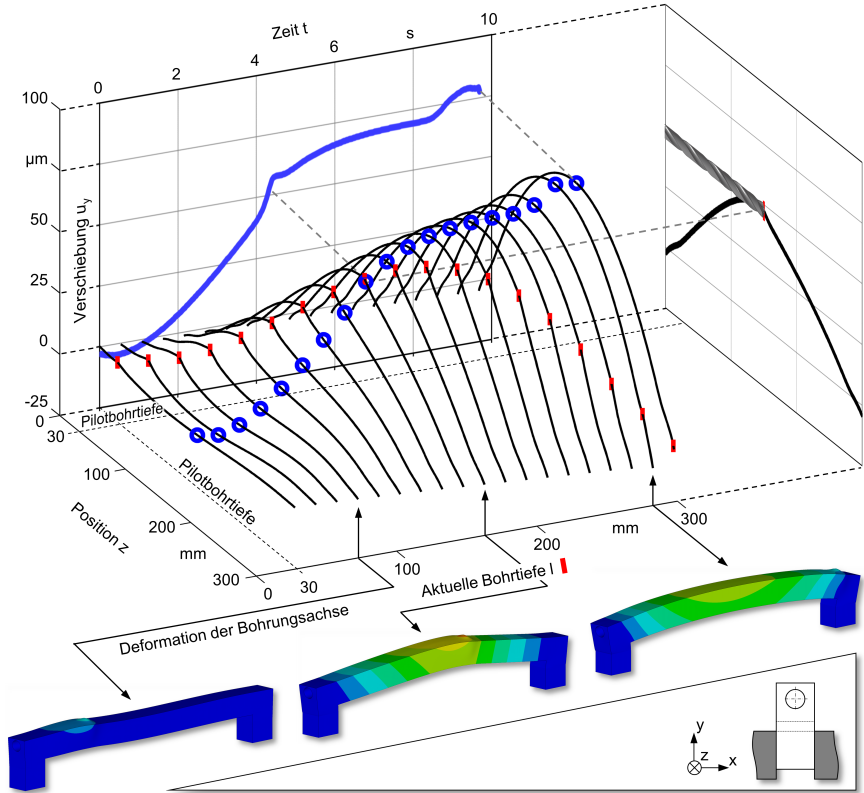
$$w_{\text{max}} = w(z = l_{\text{as}}) = \frac{F l_{\text{as}}^3}{3 EI} \quad (6.8)$$

Auf Basis der erläuterten Vorgehensweise konnte das Tiefbohrwerkzeug mithilfe der Biegebalkengleichungen mathematisch beschrieben und in die Prozesssimulation implementiert werden. Somit wird der Bohrer in der anschließenden Modellierung durch seine Mittelachse repräsentiert.

### 6.2.2 Geometrisch-kinematisches Prozessmodell für das Tiefbohren

Die geometrisch-kinematische Modellierung des Tiefbohrprozesses erfolgte in der Softwareumgebung Matlab R2014a durch die Repräsentation der thermomechanisch ausgelegten Mittelachsen vom Werkzeug und Werkstück unter Vernachlässigung von Durchmesser- und Rundheitsabweichungen. Wie beschrieben, findet die Abbildung der Bohrerenauslenkung durch die dazugehörigen Biegebalkengleichungen statt (s. Kapitel 6.2.1). Die Werkstückdeformationen werden aus der FE-Simulation des Bauteils extrahiert und anschließend aufbereitet (Abbildung 6.9). Um eine möglichst hohe Genauigkeit zu er-

zielen, werden die thermomechanisch bedingten Verlagerungen der Bohrungsmittelachse nicht über die Knotenergebnisse in der Mitte der Bohrung, sondern basierend auf den Bohrungswandverschiebungen ermittelt. Dabei wird die mittlere Verschiebung an jeder Position entlang der Bohrung über die entsprechend gemittelten Deformationsergebnisse der Bohrungswandknoten bei gleicher Bohrungstiefe bestimmt. Daraus ergeben sich die in Abb. 6.9 schwarz dargestellten Verläufe der Bohrungssache zu den diskreten Berechnungszeitpunkten des Bohrprozesses aus der FE-Simulation.



**Abbildung 6.9:** Aus der FE-Bauteilsimulation ermittelte Verläufe der thermoelastisch deformierten Bohrungsmittelachse bei unterschiedlichen Bohrtiefen

Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist die berechnete Bohrungsmittellinie für jeden 15ten Zeitschritt dargestellt. Die aktuelle Bohrtiefe bzw. die entsprechende Position der Schneidenecken wird in jeder Kurve durch einen roten Strich veranschaulicht. Die Verschiebung der Bohrungssache bei mittlerer Bohrungslänge  $l = 150 \text{ mm}$  ist in den einzelnen Verläufen durch einen blauen Kreis gekennzeichnet. Die Projektion der Verlagerung (s. blaue Kurve im Hintergrund) verdeutlicht, dass eine gute Übereinstimmung zu den an der Oberfläche des Bauteils gemessenen Verschiebungen besteht (vgl. Wandstärke  $s_w = 3 \text{ mm}$  in Abb. 6.6). Somit wäre die Realisierung der geometrisch-kinematischen Si-

mulation auch auf Basis externer Verschiebungen am Bauteil möglich, ohne eine aufwendige Betrachtung und Datenaufbereitung der Bohrungswandverlagerungen vornehmen zu müssen. Dieser Ansatz wird im Rahmen dieser Arbeit nicht verfolgt, könnte aber für eine potenzielle industrielle Anwendung der erarbeiteten Methodik von großem Interesse sein.

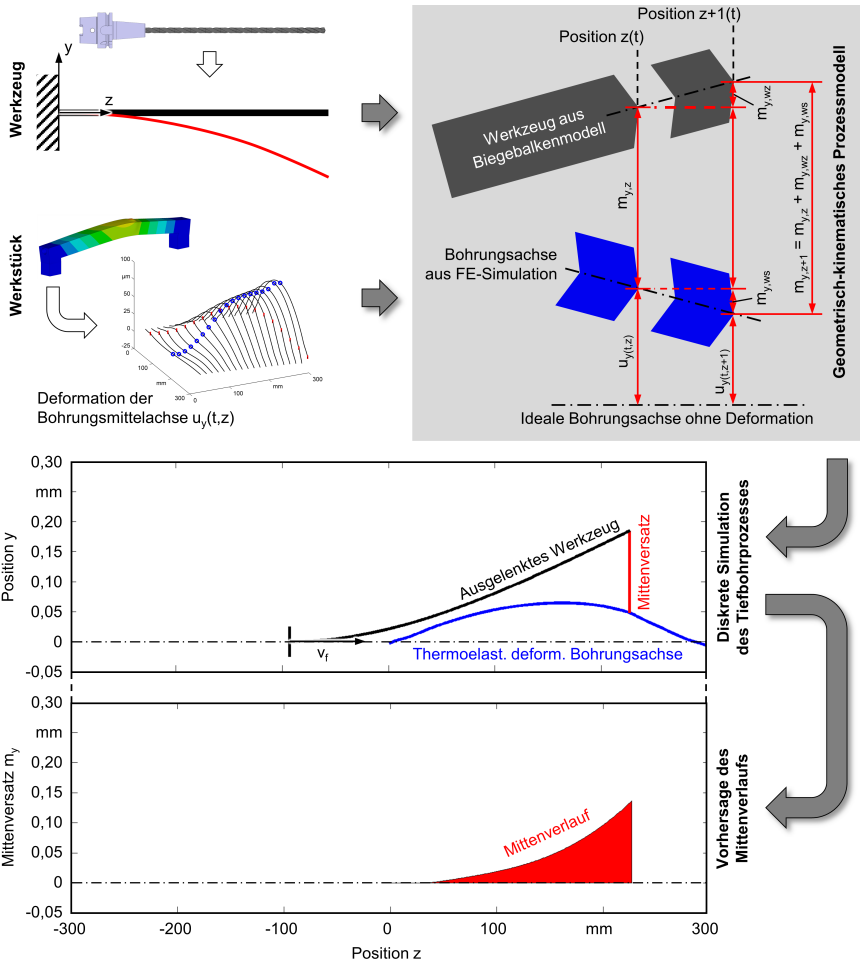
Die Vorgehensweise bei der Kopplung des Biegebalkenmodells für das Werkzeug und der FE-basierten Werkstückabbildung zu einem geometrisch-kinematischen Prozessmodell für das Tiefbohren ist in Abbildung 6.10 zusammengefasst. Die Berechnung erfolgt in der  $yz$ -Ebene mit der zeitlichen Auflösung der aus der FE-Simulation vorliegenden Bohrungsmittelachsendaten. Im konkreten Fall wird mit einem Diskretisierungsschritt von  $l = 1$  mm in axialer Richtung gerechnet. Die Modellierung basiert auf der Führung des Werkzeugs in der entstehenden Bohrung. Dies geschieht im vorderen Bereich des Tiefbohrers mithilfe der Führungsfasen und der zentrierenden Wirkung der Passivkräfte. Im geometrisch-kinematischen Ansatz wird die Werkzeugführung durch eine Randbedingung an der Bohrerspitze nachgebildet, welche die Simulation erst ermöglicht (Gleichung 6.9). Dabei wird zu jedem Zeitschritt  $t$  die Auslenkung der Schneidenecken in  $y$ -Richtung auf den aktuellen  $y$ -Positionswert der Bohrungswand bzw. der -mittelachse festgesetzt. Die Bohrungsposition setzt sich zusammen aus dem Anteil der thermoelastischen Verformung  $u_y(t, z)$  und dem Mittenversatz der Bohrung an dieser Stelle  $m_y(z)$ . Die Initialisierung erfolgt anhand der FE-Verlagerung der Bohrungswand, sodass das Modell im ersten Schritt noch keinen Mittenversatz beinhaltet.

$$w_{\max}(t) = u_y(t, z) + m_y(z) \quad (6.9)$$

Der Mittenverlauf entsteht durch die sukzessive Berechnung der tatsächlichen Bohrungsposition an der Position  $l(t) = z + 1$ . Dies basiert auf der Betrachtung der geometrischen Verhältnisse an der aktuellen Position  $l(t) = z$  (vgl. Abb. 6.10). Der Mittenversatz an der Stelle  $l(t) = z + 1$  ergibt sich aus der Summe des bereits vorhandenen Mittenverlaufs im aktuellen Zeitschritt  $m_{y,z}$  und der Anteile, resultierend aus der Werkzeugauslenkung ( $m_{y,wz}$ ) sowie der Werkstückdeformation ( $m_{y,ws}$ ). Bei bekannter Durchbiegung des Bohrers  $w_{\max}(z)$  kann nach Gleichung 6.10 die aktuelle Bohrrichtung als Neigungswinkel an der Spitze des Biegebalkens  $w'_{\max}(z)$  berechnet werden. Über die trigonometrische Beziehung ergibt sich daraus der Betrag des Mittenverlaufsanstiegs aufgrund der veränderten Bohrrichtung des Werkzeugs  $m_{y,wz} = l \cdot \tan(w'_{\max}(z))$ , wobei  $l = 1$  mm die Länge zwischen den Positionen  $l(t) = z$  und  $l(t) = z + 1$  widerspiegelt. Der Anteil  $m_{y,ws}$ , der aus den thermomechanischen Bauteilverzügen resultiert, liegt in den vorhandenen FE-Daten als Differenz zwischen der Bohrungsposition an der Bohrtiefe  $l(t) = z + 1$  und  $l(t) = z$  zum Zeitpunkt  $t$  vor und kann somit einfach berechnet werden.

$$w'_{\max} = w_{\max} \frac{3}{2 l_{as}} \quad (6.10)$$

Anschließend wird das Werkzeug um einen Diskretisierungsschritt in Vorschubrichtung bewegt, und die Schneidenecken erreichen die Bohrtiefe  $l(t + 1) = z + 1$ . Die Auslenkung der Bohrerspitze wird auf den im vorherigen Schritt berechneten Wert des Mittenversatzes an der aktuellen Bohrtiefenposition  $m_{y,z+1}$  zuzüglich der aktuellen thermoelastischen Werkstückdeformation  $u_y(t + 1, z + 1)$  festgelegt. Nach dieser Methode erfolgt die rekursive Berechnung des Mittenversatzes an allen weiteren Bohrtiefenpositionen, bis die

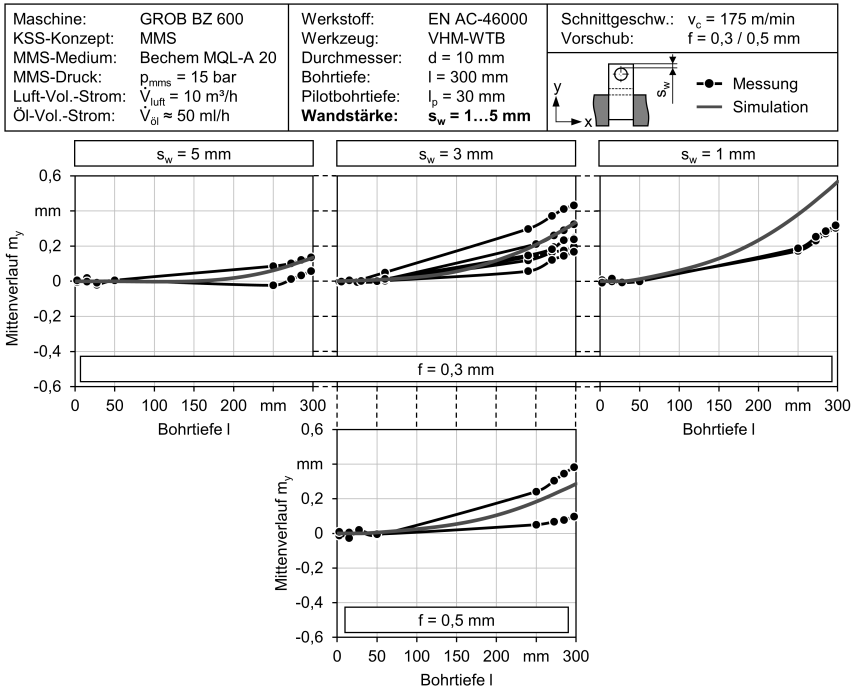


**Abbildung 6.10:** Kopplung von Werkzeug- und Werkstückmodell mit einem geometrisch-kinematischen Ansatz zur Simulation des Mitterverlaufs beim Tiefbohren

Endbohrtiefe erreicht ist. Somit baut sich der Mitterverlauf entlang der Bohrung sukzessive auf, was die Abbildung der üblicherweise auftretenden Nichtlinearitäten erlaubt. Zum einen führt ein vorhandener Mitterversatz der Bohrung zu einem weiteren Anstieg der Mittenabweichung und somit zu einem typischerweise exponentiellen Verlauf der Mitterversatzkurven, der durch das Modell sehr gut abgebildet wird (vgl. Abb. 6.10). Zum anderen wird durch diese Methode erstmalig die Berücksichtigung der thermoelastischen Bauteildeformationen als weiterer Faktor bei der Entstehung des Mitterverlaufs ermöglicht. Ab mittlerer Bohrtiefe ist aufgrund des fallenden Bohrungsachsenverlaufs ein progressiver Anstieg des Mitterverlaufs erkennbar, was ebenfalls mit den in der Realität

beobachteten Verläufen übereinstimmt (vgl. Abb. 5.25).

Exemplarische Simulationsergebnisse der Mittenverlaufsrechnungen sind nachfolgend für unterschiedliche Vorschubwerte und Bohrungswandstärken in Abbildung 6.11 den gemessenen Mittenversatzwerten gegenübergestellt. Generell kann das entwickelte Simulationsmodell eine gute Vorhersage des Mittenverlaufs gewährleisten. Die berechneten Kurven befinden sich im Bereich der messtechnisch erfassten Abweichungen. Lediglich



**Abbildung 6.11:** Validierung der berechneten Mittenverläufe für unterschiedliche Bohrungswandstärken und Vorschübe

bei der geringsten Wandstärke von  $s_w = 1 \text{ mm}$  ist eine erhöhte Abweichung zwischen Messung und Simulation erkennbar. Während der tatsächlich vorliegende Mittenversatz bei Werten von ungefähr  $m_y \approx 0,3 \text{ mm}$  liegt, liefert das geometrisch-kinematische Modell einen etwa doppelt so hohen Wert von  $m_y \approx 0,55 \text{ mm}$ . Eine mögliche Ursache hierfür könnte eine lokale Ungenauigkeit des FE-Bauteilmodells im Bereich der Wirkstelle sein. Bei näherer Betrachtung der Verschiebungsverläufe (vgl. Abb. 6.6) fällt auf, dass trotz der sehr guten Übereinstimmung mit den Messwerten, insbesondere bei der geringsten Wandstärke der Anstieg beim Passieren der Wirkstelle stärker ausgeprägt ist als bei den gemessenen Verläufen. Dies deutet darauf hin, dass die gewählte Diskretisierung eine unzureichende lokale Genauigkeit aufweist. Da in jedem Schritt der geometrisch-kinematischen Simulation der Werkstückanteil des Mittenverlaufs auf Basis der Bohrungachsenneigung über den Abstand von  $l = 1 \text{ mm}$  vor der Schneide berechnet wird, könnte auch eine kleine lokale Abweichung zu einem über die Bohrtiefe potenzier-

ten Fehler führen. Des Weiteren wird dadurch auch der Werkzeuganteil erhöht, sodass eine doppelte Auswirkung der FE-Modell-Ungenauigkeit entsteht. Die Berechnung von gleitenden Mittelwerten der Bohrungswandsteigungen könnte dabei helfen, große Auswirkungen lokaler Ungenauigkeiten zu reduzieren.

### 6.3 Simulationsbasierte NC-Kompensation des Mittenverlaufs

Die simulationsgestützte Vorhersage von spezifischen Charakteristika des Zerspanprozesses ist ein wichtiges Instrument innerhalb der Fertigungsplanung und wird in der Regel mit dem Wunsch nach reduziertem Versuchsaufwand beim Einfahren der Prozesse und verkürztem Serienanlauf verknüpft. Die Simulation selbst kann aber meist nur Tendenzen oder Problemstellen aufzeigen und ist nur bedingt für die Kompensation der auftretenden Abweichungen einsetzbar. Um den Mittenverlauf beim Tiefbohren basierend auf den Simulationsergebnissen zu minimieren, wird daher neben dem grundlegenden Prinzip der erarbeiteten NC-Kompensationsstrategie (Kapitel 6.1) die Weiterentwicklung der geometrisch-kinematischen Modellierung zur Ermittlung geeigneter NC-Kompensationsbahnen vorgestellt (Kapitel 6.2). Abschließend wird in Kapitel 6.3 die Validierung der entwickelten Methodik zur simulationsbasierten Kompensation von thermomechanisch bedingtem Mittenverlauf präsentiert.

#### 6.3.1 Prinzip der NC-Kompensation und Machbarkeitsanalyse

In Anlehnung an die Arbeiten von *Löbbecke* [Löb03] wurde die in Abbildung 6.12 dargestellte Methode zur Beeinflussung der Bohrrichtung bzw. des resultierenden Mittenverlaufs entwickelt. Im Gegensatz zu den Untersuchungen, bei denen ein ELB mit vorgegebenem Radialversatz in die Pilotbohrung eingefahren und der anschließende Tiefbohrprozess mit einem konstanten Fluchtungsfehler zwischen Pilotbohrungs- und Spindelachse durchgeführt wird (vgl. [Löb03]), wird im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz der entlang der Bohrtiefe variierenden radialen Auslenkung der Maschinenspindel verfolgt.

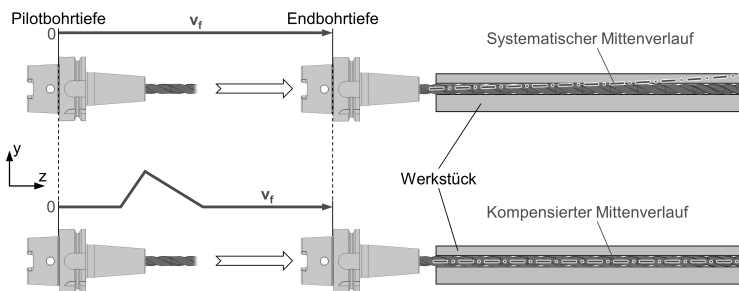


Abbildung 6.12: Prinzip der NC-Kompensation des Mittenverlaufs

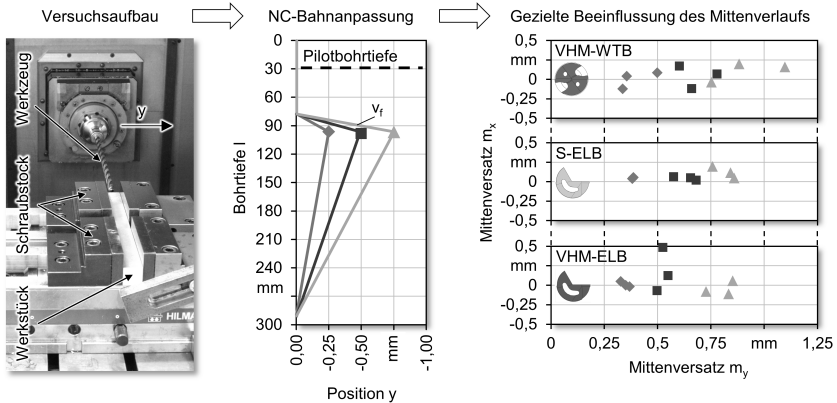
Dies ist erforderlich, da aufgrund der geringen Härte der verwendeten Aluminiumlegierung und der scharfen Nebenschnitten des Werkzeugs das Anbohren mit radialem Versatz des Tiefbohrers zur Pilotbohrungsaufweitung, seitlichem Schneiden und Werkzeugbruch führt. Daher wird zunächst klassisch eingefädelt und angebohrt. Anschließend werden die Vorschubbewegung in  $z$ -Richtung (vgl. Koordinatensystem in Abb.



6.12) und eine geringe, zusätzliche Radialverfahrbewegung überlagert. Entsteht z. B. ein systematischer Mittenverlauf in positiver  $y$ -Richtung, führt die Verlagerung der Spindel in der gleichen Richtung aufgrund der bestehenden Führung an der Bohrungswand zu einer Auslenkung bzw. Durchbiegung des Werkzeugs in negativer  $y$ -Richtung. Durch die damit einhergehende Veränderung des Neigungswinkels an der Bohrerspitze soll die Bohrrichtung so beeinflusst werden, dass der systematische Anteil der Mittenabweichung eliminiert wird.

Grundlegende Untersuchungen zur Manipulation der Bohrrichtung haben gezeigt, dass diese Methode ein großes Potenzial zur Beeinflussung des Mittenverlaufs bietet (Abbildung 6.13). Die Versuche erfolgten an durchgehend gespannten Bauteilen und mittig eingebrachten Bohrungen, um den Einfluss eines Wärmestaus, der Exzentrizität etc. auszuschließen. Nach einer Anbohrstrecke von  $l = 50$  mm wurde über einen Vorschubweg von  $l = 20$  mm eine lineare radiale Verfahrbewegung der Spindel realisiert. Die Radialauslenkung erreicht demnach das Maximum bei einer Bohrtiefe von  $l = 100$  mm und wird anschließend bis zur Endbohrtiefe von  $l = 280$  mm linear reduziert, um eine Kollision zwischen dem Bohrerrücken und der Bohrungswand zu vermeiden. Die Ergebnisse zeigen bei allen Werkzeugkonzepten eine gute Linearität zwischen der radialen Auslenkung und der entgegengesetzt gerichteten Verschiebung des Mittenversatzes, obgleich die Streuung beim WTB etwas höher als bei den einschneidigen Werkzeugen ist.

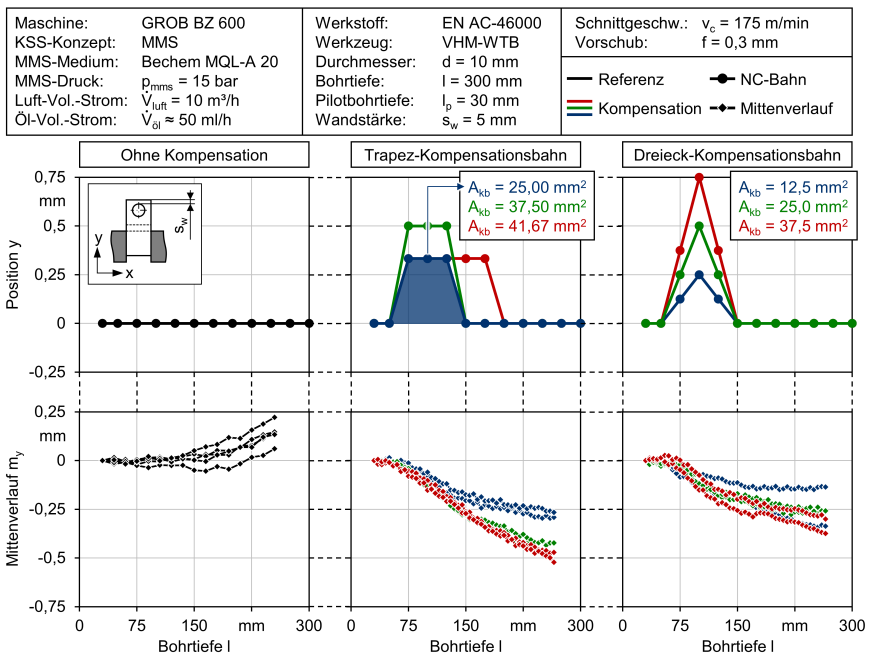
Maschine: GROB BZ40CS KSS-Konzept: Emulsion Emulsion: Bechem Avantin 255 Konzentration: 9,5 % Druck: $p_{\text{emul}} = 50$ bar Vol.-Strom: $V_{\text{emul}} = 5$ l/min	Werkstoff: EN AC-46000 <b>Werkzeug:</b> <b>variirt</b> Durchmesser: $d = 10$ mm Bohrtiefe: $l = 280$ mm Pilotbohrtiefe: $l_p = 30$ mm Wandstärke: $s_w = 7,5$ mm	Schnittgeschw.: $v_c = 135$ m/min Vorschub: $f = 0,2$ mm ◆ $U_{y,\text{min}} = -0,25$ mm ■ $U_{y,\text{min}} = -0,50$ mm ▲ $U_{y,\text{min}} = -0,75$ mm
--	---	--



**Abbildung 6.13:** Manipulation der Bohrrichtung und des resultierenden Mittenversatzes beim Tiefbohren durch radial-axiale NC-Bahnen

Nach dem Verifizieren der grundlegenden Machbarkeit und Funktionsfähigkeit der vorgestellten Kompensationsmethode wurden unterschiedliche NC-Strategien zur Minimierung des thermomechanisch bedingten systematischen Mittenverlaufs beim Tiefbohren getestet (Abbildung 6.14). Es kann gezeigt werden, dass bei allen eingesetzten trapez- und dreieckförmigen Kompensationsbahnen eine Beeinflussung des Mittenverlaufs in die

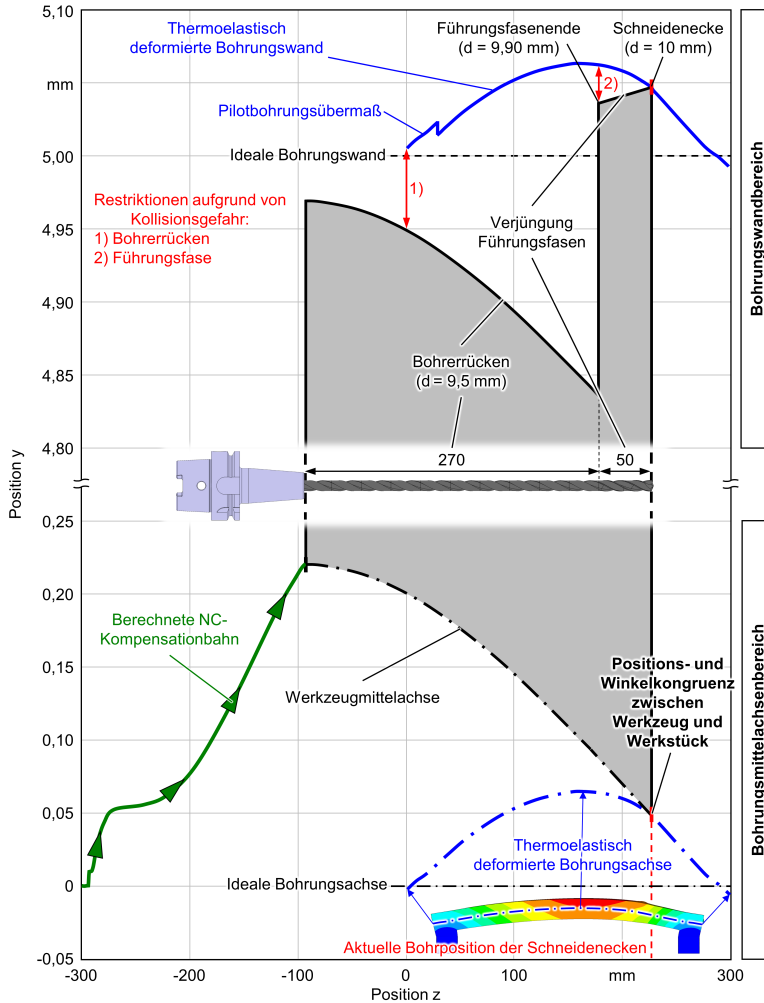
gewünschte Richtung realisierbar ist. Allerdings wird in allen Fällen überkompensiert, d. h. der resultierende negative Mittenversatz stellt eine größere Abweichung von der Ideallinie als der ursprüngliche Mittenverlauf der Bohrung dar. Die Höhe der Beeinflussung scheint bei den Trapezstrategien von der integrierten Fläche unterhalb der NC-Bahnkurve abhängig zu sein, da diese ein Maß für die Auslenkung des Tiefbohrers über den Vorschubweg darstellt. Dementsprechend erzeugen die grüne und die rote NC-Bahn mit einer Fläche von  $A_{kb,gr} = 37,5 \text{ mm}^2$  bzw.  $A_{kb,rot} = 41,66 \text{ mm}^2$  ähnliche Mittenversatzwerte, während die blaue Kurve mit  $A_{kb,bl} = 25 \text{ mm}^2$  eine deutlich geringere Abdrängung generiert. Dagegen verhalten sich die dreieckförmigen Kompensationsbahnen nahezu identisch, und es ist kein eindeutiger Trend zu erkennen. Dies verdeutlicht erneut die Notwendigkeit der Prozesssimulation als Basis für die Ermittlung geeigneter NC-Kompensationsbahnen, da die empirisch basierte Bestimmung nur bedingt realisierbar ist und ausschließlich Einzelfälle abdecken kann.



**Abbildung 6.14:** Beeinflussung des Mittenverlaufs bei thermoelastisch deformierbaren Bauteilen in Abhängigkeit von der Ausprägung der NC-Kompensationsbahn

### 6.3.2 Simulationsbasierte Generierung von NC-Kompensationsbahnen

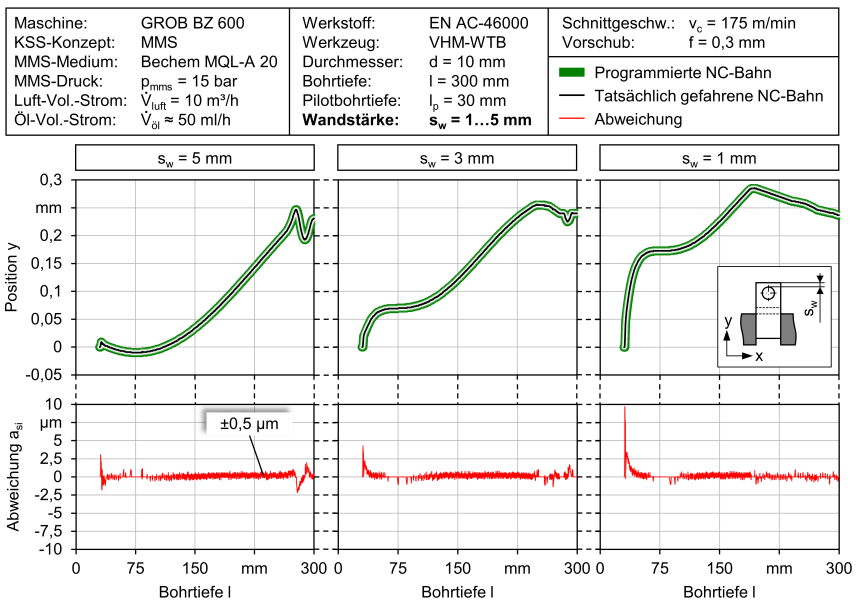
Um die geometrisch-kinematische Simulation zur Ermittlung der NC-Kompensationsbahnen zu qualifizieren, sind angepasste Randbedingungen für das Biegemodell des Werkzeugs erforderlich (Abbildung 6.15). Die Verschiebung an der Einspannstelle  $w(z=0)$  wird nicht mehr durch die gerade Vorschubbewegung vorgegeben, sondern durch die Simulation als einziger Freiheitsgrad berechnet. Die Neigung an dieser Stelle ist nach wie



**Abbildung 6.15:** Simulationsbasierte Ermittlung von NC-Kompensationsbahnen zur Minimierung des thermisch bedingten Mittenverlaufs beim Tiefbohren (unten) und Restriktionen aufgrund der Kollisionsgefahr zwischen Werkzeug und Bohrungswand (oben)

vor durch die Werkzeugaufnahme vorgeschrieben ( $w'(z=0) = 0$ ). Als Kernaspekt der entwickelten Methodik werden die Randbedingungen der Bohrerspitze so gesetzt, dass das Werkzeug zu jedem Zeitpunkt des Prozesses der thermoelastisch deformierten Bohrungssache folgt ( $w(z=l_{as}) = u_y$ ) und in Richtung der entsprechenden Sekante der Bohrungssache bohrt ( $w'(z=l_{as}) = u'_y$ ). Durch die permanente Neigungswinkel- und Positionskongruenz zwischen Werkzeug und Werkstück wird gewährleistet, dass nach der Bauteilabkühlung kein Mittenverlauf resultiert. Abbildung 6.15 veranschaulicht die er-

arbeitete Methodik auf der Berechnungsebene der Bohrungs- und Werkzeugmittelachsen (unten) und zeigt zusätzlich die Situation im Bereich der Bohrungswand (oben). Wie bereits erwähnt, muss im Allgemeinen auf die Kollisionsgefahr zwischen Werkzeugrückens und Bohrungswand geachtet werden, sodass zusätzlich eine Überprüfung des resultierenden Abstandes implementiert wurde. Die Kompensationsverschiebung musste nur bei einer Wandstärke von  $s_w = 1$  mm und ab einer Bohrtiefe von  $l \approx 200$  mm durch diese Restriktion begrenzt werden (vgl. Abbildung 6.16). Des Weiteren darf die NC-Kompensationsbahn nicht zu einem seitlichen flächigen Kontakt der verjüngten Führungsfasen mit der Bohrungswand führen. Dies wurde als Bedingung ebenfalls implementiert, allerdings spielt diese Restriktion bei den eingesetzten Werkzeugen eine untergeordnete Rolle, wie die maßstabsgetreue Skizze der ausgelenkten Werkzeugkontur an der Bohrungswand im oberen Bereich von Abb. 6.15 verdeutlicht.



**Abbildung 6.16:** Vergleich der simulationsbasiert ermittelten und der tatsächlich von der WZM gefahrenen NC-Kompensationsbahnen für unterschiedliche Bohrungswandstärken

### 6.3.3 Kompensation des Mittenverlaufs

Die ermittelten NC-Kompensationsbahnen bestehen aus je einem  $y$ -Wert für jeden Millimeter des Vorschubweges und wurden als linear zu interpolierende Anfahrpunkte (G1 Interpolation) in einem Unterprogramm an die WZM übertragen. Aufgrund der geforderten kontinuierlichen Vorschubbewegung ohne Anhalten nach jedem NC-Satz (Genauhalt / G60) musste im Bahnsteuerbetrieb (G64) gearbeitet werden. Dabei besteht die Gefahr des Übergangverschleifens, wobei die WZM nicht die exakt programmierte Soll-Kontur abfährt. Um das Verhalten der eingesetzten Maschine diesbezüglich zu

überprüfen und eine Aussage über die tatsächlich gefahrenen NC-Kompensationsbahnen treffen zu können, wurden die Signale des primären (direkten) Wegmesssystems der  $y$ -Achse abgegriffen und über die Vorschubbewegung in  $z$ -Richtung aufgezeichnet. Eine Gegenüberstellung der programmierten und gefahrenen NC-Bahnen ist in Abbildung 6.16 für die NC-Kompensation bei unterschiedlichen Wandstärken dargestellt. Generell weist die WZM eine sehr gute Bahntreue ohne einen bleibenden Schleppabstand auf. Lediglich beim Anfahren, insbesondere durch den steilen Anstieg der NC-Bahn bei Wandstärke  $s_w = 1$  mm, ergeben sich etwas höhere Abweichungen von wenigen Mikrometern, die schnell abfallen und dementsprechend als unkritisch angesehen werden können. Abbildung 6.17 zeigt die Validierung der erarbeiteten Kompensationsmethodik anhand

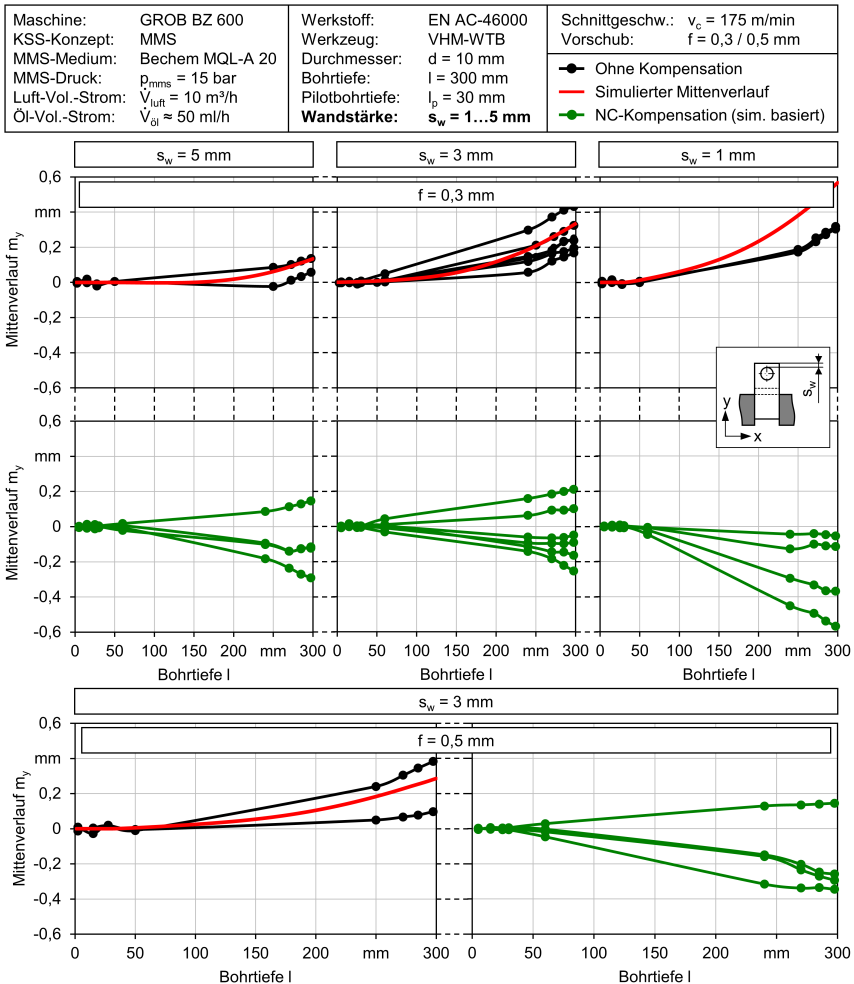


Abbildung 6.17: Ergebnisse der simulationbasierten Mittenverlaufskompensation

der Gegenüberstellung mit den nicht kompensierten sowie den simulierten Mittenverlaufskurven. Es wird ersichtlich, dass der geometrisch-kinematische Ansatz eine verlässliche Vorhersage des Mittenverlaufs sowie Generierung von NC-Kompensationsbahnen ermöglicht und die darauf basierende NC-Kompensation den Mittenverlauf wirkungsvoll minimieren kann. Generell liefert die entwickelte Methodik sehr gute Ergebnisse, die lediglich bei der geringsten Wandstärke von  $s_w = 1 \text{ mm}$  eine Überkompensation des Mittenverlaufs verursachen. Diese korreliert allerdings eindeutig mit dem erhöhten Wert der Mittenverlaufsvorhersage, sodass an dieser Stelle mit hoher Wahrscheinlichkeit die FE-Berechnung der thermoelastischen Bauteilverzüge den wesentlichen Einfluss auf die resultierende Ungenauigkeit aufweist. Trotzdem können die thermomechanisch bedingten Abweichungen beim Tiefbohren unter MMS mithilfe der vorgestellten radialen Kompensationsplanung nahezu vollständig eliminiert und ein seitliches Austreten des Werkzeugs bei dünnwandigen Bohrsituationen vermieden werden.



## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Das Tiefbohren wird bei der Einführung der Trockenbearbeitung bzw. MMS oft als kritischer Prozess eingestuft, da bedingt durch die großen  $l/D$ -Verhältnisse der Bohrung eine anspruchsvolle MMS-Zufuhr und ein erschwelter Späneabtransport resultieren. Einer der wichtigsten zu beachtenden Aspekte beim Verzicht auf KSS ist der ins Bauteil induzierte Wärmeeintrag, der thermoelastische Deformationen und Abweichungen verursachen kann. Für die Vorhersage der transienten Temperaturfelder im Werkstück während der Bohr- und Tiefbohrbearbeitung existieren bereits zielführende Ansätze (vgl. Kap. 2.5). Diese erlauben die Abbildung der thermoelastischen Werkstückverformungen, lassen aber nicht die Simulation des während der Bearbeitung entstehenden Mittenverlaufs der Bohrung zu. In dieser Arbeit wurde daher eine geometrisch-kinematische Modellierung des Tiefbohrprozesses entwickelt, die eine Vorhersage des Mittenverlaufs und eine darauf basierende Kompensation der Mittenabweichungen ermöglicht.

Die experimentellen Untersuchungen bilden die Basis der Simulationsentwicklungen und liefern neben tiefgehenden technologischen Erkenntnissen über den Tiefbohrprozess Eingangs- und Validierungsdaten für die aufgebauten Simulationsmodelle. Um das thermomechanische Belastungskollektiv und seine Auswirkungen auf das Bauteil während des Tiefbohrprozesses zu erfassen, wurde ein Versuchsaufbau mit simultaner Kraft-, Temperatur- und Deformationsmessung sowie eine anwendungsnahe Probengestalt verwendet, die gemeinsam mit dem Spannkonzentration die thermoelastischen Verformungen des Werkstückes erlaubt. Während bei der Emulsionskühlung nahezu keine thermische Beeinflussung des Bauteils resultiert, werden unter MMS signifikante Temperaturanstiege registriert, die abhängig von der Bohrungswandstärke und den Schnittwerten Maximaltemperaturen an der Oberfläche des Werkstückes von bis zu  $T_{\max} > 100^\circ\text{C}$  verursachen. Dabei spielt vor allem die sekundäre Erwärmung des Bauteils aufgrund der Reibungs- und MMS-Konvektionseffekte an der Bohrungswand eine wesentliche Rolle. Es ergeben sich erhebliche Deformationen des Bauteils im Prozess von bis zu  $u_y \approx 200\ \mu\text{m}$ , die zu einer Auslenkung der erzeugten Bohrungswand und des Werkzeuges führen, sodass dieses die ideale Bohrungsbahn verlässt und nach Abkühlung des Werkstückes ein Mittenverlauf der Bohrung resultiert. Es konnte gezeigt werden, dass der Vorschub den wesentlichen Einfluss auf die Wirkarbeit und den Wärmeeintrag ins Bauteil besitzt. Bei einer Steigerung des Vorschubes von  $f = 0,1\ \text{mm}$  auf  $f = 0,5\ \text{mm}$  wird die benötigte Wirkenergie pro Bohrung um ca. 31 % reduziert und der prozentuale Anteil der davon ins Werkstück eingebrachten Wärme verringert sich von ursprünglich 46 % auf etwa 22 %. Insbesondere bei dünnwandigen Bohrungswandsituationen führt allerdings der erhöhte Vorschub zu hohen Mittenabweichungen. Durch die Untersuchung von über die komplette Bohrtiefe gespannten Werkstücken, bei denen keine thermische Ausdehnung während des Prozesses zugelassen wird, konnte gezeigt werden, dass die thermische Entfestigung des Wärmestaubereichs an der dünnwandigen Bauteilseite nicht die Ursache für das Entstehen eines Mittenverlaufs in dieser Richtung ist. Unabhängig vom Vorschub erzielte der WTB in dieser Studie trotz der geringen Wandstärke von  $s_w = 1\ \text{mm}$  Mittenversatzwerte von  $m \leq \pm 0,2\ \text{mm}$ , während sowohl der Stahlschaft-ELB als auch der VHM-ELB sogar unter Emulsionskühlung einen seitlichen Austritt des Werkzeuges aus dem Bauteil verursachten, bevor die Endbohrtiefe erreicht werden konnte. Dies deutet darauf hin, dass die thermischen Effekte eine untergeordnete Rolle bei dünnwandigen Bohrungssituationen spielen und primär die Nachgiebigkeit der Bohrungswand für das Verlaufen der



radial abgestützten Werkzeugkonzepte verantwortlich ist. Somit ist das WTB in solchen Situationen dem ELB vorzuziehen, obwohl das einschneidige Werkzeug im Allgemeinen eine bessere Bohrungsqualität erzielt. Des Weiteren kann der ELB bei exponierten und somit instabilen Bauteilabschnitten durch die umlaufende Prozesslast zu einer erhöhten Schwingungsanregung des Werkstücks führen. Vorteilhaft bei der MMS-Bearbeitung mit ELB gegenüber WTB ist dagegen der bei identischem Volumenstrom um ungefähr die Hälfte reduzierte Druck- bzw. Energiebedarf für die MMS-Erzeugung, der auf den erheblich größeren Kühlkanalquerschnitt des ELB zurückzuführen ist. Die Verringerung des Wärmeeintrags durch Vorschubsteigerung ist bei diesem Verfahren aufgrund der Abstützung höherer Kräfte und der Reibung der Führungsleiste an der Bohrungswand allerdings limitiert.

Mithilfe angepasster Sonder-WTB konnten im Rahmen dieser Arbeit sehr hohe Vorschubwerte von bis zu  $f = 4$  mm beim Tiefbohren von Aluminiumguss unter MMS erzielt werden. Die Untersuchungen zeigen, dass durch eine Rampenfunktion zur Steigerung des Vorschubes entlang der Bohrtiefe zwischen einem Anbohr- und einem Endwert eine prozessichere Fertigung mit geringen Mittenabweichungen und Prozesshauptzeiten im Bereich von wenigen Sekunden möglich ist. Dies gilt für stabile Spannsituationen und zentrische Bohrpositionen. Bei exzentrisch eingebrachten Bohrungen führen allerdings die erhöhten Prozesskräfte zu einem sehr stark ausgeprägten Mittenverlauf der Bohrung, sodass die hohen Vorschübe von  $f > 0,5 \dots 1$  mm ausschließlich bei stabilen und dickwandigen Bohrsituationen sinnvoll eingesetzt werden können. In einer exemplarischen Bearbeitung von elf Bohrungen in einem Werkstück wurde die Leistungsfähigkeit des Hochvorschub-WTB aufgezeigt. Durch den zehnfachen Vorschub im Vergleich zu einem Referenzprozess konnten nicht nur eine signifikante Zeiteinsparung von etwa 59 %, sondern auch erhebliche Reduzierungen der Bauteiltemperaturen und thermischen Ausdehnungen von ca. 70 ... 80 % generiert werden.

Unabhängig vom Tiefbohrverfahren und den Schnittwerten resultiert beim Tiefbohren unter MMS ein Wärmeeintrag, der aufgrund der thermischen Ausdehnungen des Werkstückes und der Führung des Werkzeuges in der ausgelenkten Bohrung einen Mittenverlauf verursacht. Um diesen zu kompensieren, wurde in dieser Arbeit eine Methode entwickelt, die auf einer dem axialen Vorschub überlagerten radialen Verfahrbewegung der Maschinenspindel basiert. Dabei wird der sich an der Bohrungswand abstützende Tiefbohrer geringfügig ausgelenkt, und die hervorgerufene Durchbiegung wird zur gezielten Beeinflussung der Bohrrichtung des Werkzeuges verwendet. Die Ermittlung optimaler NC-Kompensationsbahnen der radialen Verfahrbewegung ist auf empirische Weise nicht realisierbar, da der Bohrer den komplexen thermoelastischen Bohrungswanddeformationen während des Prozesses folgen muss. Ein geometrisch-kinematischer Ansatz wurde daher zur Kopplung der FE-Bauteilsimulation und einem analytischen Werkzeugmodell eingesetzt. Diese Methode ermöglicht erstmalig die Vorhersage des aus den thermoelastischen Bauteilverzügen resultierenden Mittenverlaufs und die darauf basierende numerische Bestimmung der optimalen Verfahrbewegung der WZM. Dabei werden die NC-Bahnen durch entsprechende Randbedingungen auf solche Weise berechnet, dass das ausgelenkte Werkzeug mit seiner Bohrrichtung der thermoelastisch deformierten Bohrung folgt und somit nach Abkühlung des Bauteils keine Mittenabweichungen resultieren.

---

Sinnvoll für zukünftige Arbeiten wäre die Leistungssteigerung der FE-Berechnung zur Abbildung komplexer Bauteile aus der industriellen Praxis, z. B. eines Zylinderkopfes, und die Erhöhung der lokalen wirkstellennahen Genauigkeit der FE-Vorhersage, die insbesondere bei den dünnwandigsten Bohrsituationen zu einer Überkompensation des Mittenverlaufs führte. Diese systematische Ungenauigkeit der Modellierung kann bei sehr geringen Wandstärken der Tiefbohrung von Vorteil sein, da die reproduzierbare Abdrängung des Werkzeuges zur verlässlichen Vermeidung eines seitlichen Bohrungsaustrittes dabei von hoher Relevanz für die Prozesssicherheit ist. Des Weiteren kann das Modell auf weitere Werkstoffe und Verfahren, wie das Einlippen- und das BTA-Tiefbohren, übertragen sowie um die Möglichkeiten der Abbildung von Abstützlünetten erweitert werden, da bei asymmetrischen und randnahen Bohrungssituationen auch unter Tiefbohröl durchaus signifikante, thermisch bedingte Abweichungen auftreten können [Kes11].



## Literaturverzeichnis

- [AASC15] P. J. Arrazola, P. X. Aristimuño, D. Soler und T. H. C. Childs. Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 64(1):57–60, 2015.
- [Abe13] E. Abele, Hrsg. *Ergebnisbericht des BMBF Verbundprojektes eSimPro "Energieeffiziente Produktionsmaschinen durch Simulation in der Produktentwicklung"*. Eigenverlag, Darmstadt, 2013.
- [AEHT07] E. Abele, A. Ellermeier, J. Hohenstein und M. Tschannerl. Tool length influence on wear behaviour of twisted carbide drills. *Production Engineering – Research and Development*, 1(1):51–56, 2007.
- [AF13] J. C. Aurich und F. Fallenstein. CFD-Simulation der Kühlung von innengekühlten VHM-Wendelbohrern. *VDI-Z Integrierte Produktion Spezial II*, 155:48–51, 2013.
- [AKB<sup>+</sup>14] Y. Altintas, P. Kersting, D. Biermann, E. Budak, B. Denkena und I. Lazoglu. Virtual process systems for part machining operations. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 63(2):585–605, 2014.
- [AKLV15] M. Abouridouane, F. Klocke, D. Lung und D. Veselovac. The Mechanics of Cutting: In-situ Measurement and Modelling. *Procedia CIRP*, 31:246–251, 2015.
- [AKR11] E. Abele, B. Kuhrke und S. Rothenbücher. Energieeffizienz spanender Werkzeugmaschinen. *forschen – Wissenschaftsmagazin der TU Darmstadt*, Frühjahr:64–67, 2011.
- [Alj12] A. Aljourdi. *Adaption des Trockenbohrens über thermomechanische Modellierung zur Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit*. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2012.
- [AÖU<sup>+</sup>13] P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies und I. S. Jawahir. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 62(2):695–718, 2013.
- [AZSS14] J. C. Aurich, M. Zimmermann, S. Schindler und P. Steinmann. Analysis of the machining accuracy when dry turning via experiments and finite element simulations. *Production Engineering – Research and Development*, 8(1-2):41–50, 2014.
- [AZSS15a] J. C. Aurich, M. Zimmermann, S. Schindler und P. Steinmann. Effect of the cutting condition and the reinforcement phase on the thermal load of the workpiece when dry turning aluminum metal matrix composites: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. *Int J Adv Manuf Technol*, Seiten 1–18, 2015.
- [AZSS15b] J. C. Aurich, M. Zimmermann, P. Steinmann und S. Schindler. Fertigungsgenauigkeit beim Drehen steigern: Einfluss der Prozessparameter auf die Maßhaltigkeit bei der Trockenbearbeitung. *VDI-Z Integrierte Produktion*, 157(4):42–45, 2015.
- [BA08] S. Bhowmick und A. T. Alpas. Minimum quantity lubrication drilling of aluminium-silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(12–13):1429–1443, 2008.
- [BA11a] F. Barthelmä und B. Aschenbach. Mechatronisches Werkzeug mit integrierter MMS senkt Kosten. *MM Maschinenmarkt*, (29/30):116–119, 2011.
- [BA11b] S. Bhowmick und A. T. Alpas. The role of diamond-like carbon coated drills on minimum quantity lubrication drilling of magnesium alloys. *Surface and Coatings Technology*, 205(23-24):5302–5311, 2011.

- [BAE05] A. Bardetsky, H. Attia und M. Elbestawi. Evaluation of Tool Wear Suppressive Ability of Lubricants Use in in Minimum Quantity Lubrication Application in High Speed Machining of Cast Aluminum Alloys. In *ASME 2005 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Seiten 23–29, November 5 – 11, 2005.
- [BAPF14] A. Barani, S. Amini, H. Paktinat und A. Fadaei Tehrani. Built-up edge investigation in vibration drilling of Al2024-T6. *Ultrasonics*, 54(5):1300–1310, 2014.
- [BATW14] D. Biermann, R. Aßmuth, M. Tiffe und M. Wolf. Experimentelle und simulative Aspekte der Spanbildung beim Bohren austenitischen Stahls mit unterschiedlicher Schneidkantengestalt. *Forum Schneidwerkzeug- und Schleiftechnik*, (9):92–95, 2014.
- [Bay04] Bayrisches Landesamt für Umweltschutz, Hrsg. *Effiziente Druckluftsysteme: Energie sparen – Klima schützen – Kosten senken!* Augsburg, 2004.
- [BCL11] L. C. Brandao, R. T. Coelho und C. H. Lauro. Contribution to dynamic characteristics of the cutting temperature in the drilling process considering one dimension heat flow. *SET 2010 Special Issue*, 31(17–18):3806–3813, 2011.
- [BDD03] G. Byrne, D. Dornfeld und B. Denkena. Advancing Cutting Technology. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 52(2):483–507, 2003.
- [BDMC02] D. U. Braga, A. E. Diniz, G. A. W. Miranda und N. L. Coppini. Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum-silicon alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(1):127–138, 2002.
- [Ber14] F. Bernhard, Hrsg. *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. VDI-Buch. Springer Vieweg, Berlin, 2. Auflage, 2014.
- [BF09] D. Biermann und J. F. Felderhoff. «Konsumententipps» für Tiefbohrwerkzeuge: Verfahrensvergleich zum Tiefbohren nichtrostender Stähle. *technica*, 58(10):19–21, 2009.
- [BF10a] D. Biermann und J. F. Felderhoff. Analyse von Tiefbohrverfahren zur Gussbearbeitung. *ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, (1-2):32–36, 2010.
- [BF10b] D. Biermann und J. F. Felderhoff. Verfahrensvergleich beim Tiefbohren: Analyse unterschiedlich konzipierter Tiefbohrwerkzeuge bei der Zerspanung schwefelarmer Stähle. *wt Werkstatttechnik online*, 100(3):202–206, 2010.
- [BFKW10] D. Biermann, J. F. Felderhoff, A. Kullik und J. Wenzelburger. Großes Potenzial für HP-Einlippenbohrer: Prozessgestaltung für das Tiefbohren schwefelarmen Vergütungsstahls. *WB Werkstatt+Betrieb*, 143(9):60–64, 2010.
- [BFS<sup>+</sup>15] P. Bollig, C. Faltin, R. Schießl, J. Schneider, U. Maas und V. Schulze. Considering the Influence of Minimum Quantity Lubrication for Modelling Changes in Temperature, Forces and Phase Transformations during Machining. *Procedia CIRP*, 31:142–147, 2015.
- [BH12] T. Beno und U. Hulling. Measurement of Cutting Edge Temperature in Drilling. *Procedia CIRP*, 3:531–536, 2012.
- [BHH<sup>+</sup>10] C. Brecher, W. Herfs, C. Heyers, W. Klein, J. B. Triebs, E. Beck und T. Dorn. Ressourceneffizienz von Werkzeugmaschinen im Fokus der Forschung: Effizienzsteigerung durch Optimierung der Technologien zum Komponentenbetrieb. *wt Werkstatttechnik online*, 100(7/8):559–564, 2010.
- [BHRF11] D. Biermann, M. Heilmann, H. Randecker und A. Fees. Minimalmengenschmierung beim Tiefbohren mit kleinen Durchmessern – Ein Verfahren wird trocken gelegt. *WB Werkstatt+Betrieb*, 144(10):68–71, 2011.

- [BI12] D. Biermann und I. Iovkov. Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung. *Werkstattstechnik online*, 102(5):324–328, 2012.
- [BI13] D. Biermann und I. Iovkov. Modeling and Simulation of Heat Input in Deep-hole Drilling with Twist Drills and MQL. *Procedia CIRP*, 8:88–93, 2013.
- [BI15] D. Biermann und I. Iovkov. Modelling, simulation and compensation of thermal effects for complex machining processes: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):433–435, 2015.
- [BIB<sup>+</sup>12] D. Biermann, I. Iovkov, H. Blum, A. Rademacher, K. Taebi, F. T. Suttmeier und N. Klein. Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung: Experimentelle Analyse und FE-Simulation der thermischen Werkstückbelastung. *VDI-Z Integrierte Produktion*, 154(4):62–65, 2012.
- [bie13] bielomatik Leuze GmbH + Co. KG, Hrsg. *Minimalmengen-Schmiersysteme (MMS) in der spanabhebenden Metallbearbeitung*. Eigenverlag, Neuffen, 2013.
- [BK05] J.-L. Battaglia und A. Kusiak. Estimation of heat fluxes during high-speed drilling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 26(7-8):750–758, 2005.
- [BK15] D. Biermann und M. Kirschner. Experimental investigations on single-lip deep hole drilling of superalloy Inconel 718 with small diameters. *Journal of Manufacturing Processes*, 20, Part 1:332–339, 2015.
- [BKE14] D. Biermann, M. Kirschner und D. Eberhardt. A novel method for chip formation analyses in deep hole drilling with small diameters. *Production Engineering – Research and Development*, 8(4):491–497, 2014.
- [BLA10] S. Bhowmick, M. J. Lukitsch und A. T. Alpas. Tapping of Al-Si alloys with diamond-like carbon coated tools and minimum quantity lubrication. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(15):2142–2153, 2010.
- [BMR] F. Bleicher, K. Metzner und W. Radkowsch. Verfahren zum Bohren. Patentschrift EP2730358 B1, 2004.
- [BN02a] M. Bono und J. Ni. A Method for Measuring the Temperature Distribution Along the Cutting Edges of a Drill. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(4):921, 2002.
- [BN02b] M. Bono und J. Ni. A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in Dry Drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(4):773, 2002.
- [BO06] E. Bagci und B. Ozelik. Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling. *Materials & Design*, 27(6):446–454, 2006.
- [BÖB14] N. Beer, E. Özkaya und D. Biermann. Drilling of Inconel 718 with Geometry-modified Twist Drills. *14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)*, 24(0):49–55, 2014.
- [BÖB15] N. Beer, E. Özkaya und D. Biermann. Effiziente Kühlschmierung für Bohrbearbeitungen. *WB Werkstatt+Betrieb*, (12):60–63, 2015.
- [Bod07] H.-O. Bode. Einfluss einer energieeffizienten Produktion auf Planungs- und Produktprämissen am Beispiel der Motorenfertigung. In *XII. Internationales Produktionstechnisches Kolloquium PTK*. 2007.
- [BWK09] D. Biermann, K. Weinert und N. Kessler. New Method for Reducing the Hole Straightness Deviation in BTA Deep Hole Drilling. *Proceedings of the 3rd International Conference Manufacturing Technology, 21.-22.01.2009, University of West Bohemia in Pilsen, Czech Republik*, 2009.

- [Car12] Carl Bechem GmbH, Hrsg. *Berucut MQL-A20: Synthetisches Metallbearbeitungsmedium: Technische Produktinformation*. Eigenverlag, Hagen, 2012.
- [CDA<sup>+</sup>04] H. L. Coldwell, R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, N. M. Renevier und D. G. Teer. The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy. *Proceedings of the 30th International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films*, 177–178(0):716–726, 2004.
- [CEZ98] T. Cselle, R. Eichler und W. Zielasko. Trockentiefbohren in Aluminiumgusslegierungen, Stahl und Grauguß. In VDI e. V., Hrsg., *Abschlußpräsentation des BMBF/PFT-Projektes – Trockenbearbeitung prismatischer Teile: Tagung, Aachen 30. und 31. März 1998*, VDI-Berichte Nr. 1375, Seiten 283–300. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.
- [CEZT97] T. Cselle, R. Eichler, W. Zielasko und D. Thamke. Reduzierung des Kühlschmierstoffeinsatzes beim Tiefbohren mit Einlippenbohrern. In K. Weinert, Hrsg., *Spanende Fertigung*, Seiten 141–154. Vulkan Verlag, Essen, 1997.
- [Chu05] S. C. Chung. Temperature estimation in drilling processes by using an observer. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(15):1641–1651, 2005.
- [CJ59] H. S. Carslaw und J. C. Jaeger. *Conduction of heat in solids*. Oxford science publications. Clarendon Press, Oxford, 2. Auflage, 1959.
- [CMRF10] C. Claudin, A. Mondelin, J. Rech und G. Fromentin. Effects of a straight oil on friction at the tool–workmaterial interface in machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(8):681–688, 2010.
- [Col14] Colfax Fluid Handling, Hrsg. *Frequenzgeregelt Pumpen in Werkzeugmaschinen: Power and Industry 2014 Success Story*. 2014.
- [CRD<sup>+</sup>16] F. Cabanettes, J. Rolland, F. Dumont, J. Rech und Z. Dimkovski. Influence of Minimum Quantity Lubrication on Friction Characterizing Tool–Aluminum Alloy Contact. *Journal of Tribology*, 138(2):1–17, 2016.
- [CS07] J.-H. Chin und S.-D. Sheu. Strengths and weaknesses of finite element modeling deep hole drilling as compared with beam and column equations: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. *Int J Adv Manuf Technol*, 32(3-4):229–237, 2007.
- [DAW<sup>+</sup>06] J. M. Dasch, C. Ang, C. A. Wong, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner, L. C. Lev und E. Konca. A comparison of five categories of carbon-based tool coatings for dry drilling of aluminum. *Surface and Coatings Technology*, 200(9):2970–2977, 2006.
- [Deu10] Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung e. V., Hrsg. *Minimalmengenschmierung in der spanenden Fertigung: BG-/GUV-Information*. Eigenverlag, Berlin, 2010.
- [DHC01] C. S. Deng, J. C. Huang und J.-H. Chin. Effects of support misalignments in deep-hole drill shafts on hole straightness. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(8):1165–1188, 2001.
- [DHH14] B. Denkena, P. Helmecke und L. Hülsemeyer. Energy Efficient Machining with Optimized Coolant Lubrication Flow Rates. *Procedia CIRP*, 24:25–31, 2014.
- [DHH15] B. Denkena, P. Helmecke und L. Hülsemeyer. Energy efficient machining of Ti–6Al–4V. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 64(1):61–64, 2015.
- [DHJ<sup>+</sup>11] N. Diaz, M. Helu, A. Jarvis, S. Tönissen, D. Dornfeld und R. Schlosser. Strategies for Minimum Energy Operation for Precision Machining. In K. Yamazaki, Hrsg., *Proceedings of the MTTRF and ASCENTi-CNC ANNUAL MEETING 2009*, Seiten 47–52, Shanghai, 2011.

- [DIN79] DIN e. V., Hrsg. *DIN ISO 2533: Normatmosphäre*. Beuth Verlag, Berlin, 1979.
- [DIN82] DIN e. V., Hrsg. *DIN 6854: Begriffe der Zerspantechnik Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*. Beuth Verlag, Berlin, 1982.
- [DIN85] DIN e. V., Hrsg. *DIN 6581: Begriffe der Zerspantechnik Bezugssysteme und Winkel am Schneidteil des Werkzeuges*. Beuth Verlag, Berlin, 1985.
- [DIN98] DIN e. V., Hrsg. *DIN ISO 5419: Spiralbohrer Benennungen, Definitionen und Formen*. Beuth Verlag, Berlin, 1998.
- [DIN03a] DIN e. V., Hrsg. *DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen Teil 0: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN03b] DIN e. V., Hrsg. *DIN 8589-2: Fertigungsverfahren Spanen Teil 2: Bohren, Senken, Reiben Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN06a] DIN e. V., Hrsg. *DIN 1869: Überlange Spiralbohrer mit Zylinderschaft*. Beuth Verlag, Berlin, 2006.
- [DIN06b] DIN e. V., Hrsg. *DIN 340: Lange Spiralbohrer mit Zylinderschaft*. Beuth Verlag, Berlin, 2006.
- [DIN10] DIN e. V., Hrsg. *DIN EN 1706: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Gussstücke – Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften*. Beuth Verlag, Berlin, 6. Auflage, 2010.
- [DIN11a] DIN e. V., Hrsg. *DIN 69090-2: MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 2: Maschine*. Beuth Verlag, Berlin, 2011.
- [DIN11b] DIN e. V., Hrsg. *DIN 69090-3: MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 3: Werkzeuge und Werkzeugsysteme*. Beuth Verlag, Berlin, 2011.
- [DIN11c] DIN e. V., Hrsg. *DIN 69090-4: MMS-Bearbeitungstechnologie – Teil 4: Gewindeschneidfutter und Gewindebohrer/-furcher*. Beuth Verlag, Berlin, 2011.
- [DKL15] B. Döbbeler, F. Klocke und D. Lung. Methodology of Process Oriented Dimensioning of Cooling Lubricant Pressure and Volume Flow for Increasing Energy Efficiency: The 22nd CIRP Conference on Life Cycle Engineering. *Procedia CIRP*, 29:347–353, 2015.
- [DN15] B. Denkena und D. Niederwestberg. Tool path adaption for compensation of thermal workpiece deflections based on virtual machining. *4th International Conference on Virtual Machining Process Technology*, 2015.
- [DSD<sup>+</sup>12] J. R. Duflou, J. W. Sutherland, D. Dornfeld, C. Herrmann, J. Jeswiet, S. Kara, M. Hauschild und K. Kellens. Towards energy and resource efficient manufacturing: A processes and systems approach. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 61(2):587–609, 2012.
- [DSGP06] J. P. Davim, P. S. Sreejith, R. Gomes und C. Peixoto. Experimental studies on drilling of aluminium (AA1050) under dry, minimum quantity of lubricant, and flood-lubricated conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 220(10):1605–1611, 2006.
- [DSH<sup>+</sup>13] B. Denkena, A. Schmidt, J. Henjes, D. Niederwestberg und C. Niebuhr. Modeling a Thermomechanical NC-Simulation. *14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)*, 8(0):69–74, 2013.
- [DSM<sup>+</sup>15] B. Denkena, A. Schmidt, P. Maaß, D. Niederwestberg, C. Niebuhr und J. Vehmeyer. Prediction of Temperature Induced Shape Deviations in dry Milling. *Procedia CIRP*, 31:340–345, 2015.
- [DT11] B. Denkena und H. K. Tönshoff. *Spanen: Grundlagen*. VDI-Buch. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 3. Auflage, 2011.



- [DUM<sup>+</sup>07] M. A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany und A. L. Cooke. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(2):581–604, 2007.
- [Dyc07] M. Dyc. *Beitrag zur Analyse thermisch bedingter Werkstoffdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2007.
- [Eis00] G. Eisenblätter. *Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen*. Dissertation, RWTH Aachen, 2000.
- [Ell08] A. Ellermeier. *Methode zur Standwegprognose für lange Vollhartmetall-Spiralbohrer zum Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [EMU10] EMUGE-Werk Richard Gimpel GmbH & Co. KG, Hrsg. *Werkzeugkatalog: Gewindeschneidtechnik Spanntechnik*. Lauf an der Pegnitz, 2010.
- [End94] K.-D. Enderle. *Reduzierung des Mittenverlaufs beim Einlippen-Tiefbohren durch Kühlmittelpulsation*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1994.
- [FA14] F. Fallenstein und J. C. Aurich. CFD based Investigation on Internal Cooling of Twist Drills. *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014*, 14(0):293–298, 2014.
- [FBKK14] R. Frohmüller, M. Beutner, M. Köchig und B. Karpuschewski. High speed temperature measurement in gear hobbing: Part I—design, concept and physical operation mode of the infrared-camera. 8(1-2):73–79, 2014.
- [Fee16] A. Fees. *Kühlschmierfluid auf natürlicher Basis*. *Verein Zukunftsorientierte Zerspanung*, [www.zukunftsorientierte-zerspanung.de](http://www.zukunftsorientierte-zerspanung.de), Stand 29.05.2016.
- [Fel12] J. F. Felderhoff. *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2012.
- [FJT04] S. K. Field, M. Jarratt und D. G. Teer. Tribological properties of graphite-like and diamond-like carbon coatings. *Tribology International*, 37(11-12):949–956, 2004.
- [FPK07] J. Fleischer, R. Pabst und S. Kelemen. Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(1):117–122, 2007.
- [Fra06] Fraunhofer ISI, Hrsg. *Infoblätter Druckluft: Effiziente Druckluft – Eine Kampagne von EnergieSchweiz*. Karlsruhe, 2006.
- [FRDW<sup>+</sup>11] G. Fox-Rabinovich, J. M. Dasch, T. Wagg, K. Yamamoto, S. Veldhuis, G. K. Dosbaeva und M. Tauhiduzzaman. Cutting performance of different coatings during minimum quantity lubrication drilling of aluminum silicon B319 cast alloy. *Surface and Coatings Technology*, 205(16):4107–4116, 2011.
- [FRL13] P. Faverjon, J. Rech und René Leroy. Influence of Minimum Quantity Lubrication on Friction Coefficient and Work-Material Adhesion During Machining of Cast Aluminum With Various Cutting Tool Substrates Made of Polycrystalline Diamond, High Speed Steel, and Carbides. *Journal of Tribology*, 135(4):41602, 2013.
- [FRVO15] P. Faverjon, J. Rech, F. Valiorgue und M. Orset. Optimization of a drilling sequence under MQL to minimize the thermal distortion of a complex aluminum part: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):505–515, 2015.
- [FS07] A. J. Filipovic und J. W. Sutherland. Assessing the Performance of a Magnetostrictive-Actuated Tool Holder to Achieve Axial Modulations with Application to Dry Deep Hole Drilling. *Journal of Manufacturing Processes*, 9(2):75–86, 2007.

- [FSD04] J. Fleischer, J. Schmidt und M. Dyck. Es kommen trockene Zeiten. *WB Werkstatt+Betrieb*, (5):49–52, 2004.
- [FSS07] R. J. Furness, A. Sebastian und A. Stoll. 100 Prozent MMS in der Getriebegehäusefertigung; Ford in den USA setzt auf umweltfreundliche Fertigungssysteme. *WB Werkstatt+Betrieb*, 140(9):80–85, 2007.
- [Fuj11] M. Fujara. *Methode zur rechnerunterstützten Auslegung und Optimierung der Geometrie des Vollhartmetall-Spiralbohrers*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [Fuß86] H. Fuß. *Aspekte zur Beeinflussung der Qualität von BTA-Tiefbohrungen*. Dissertation, Universität Dortmund, 1986.
- [Ges03] Gesellschaft für Tribologie e. V., Hrsg. *Arbeitsblatt 8 – Teil 1: Minimalmengenschmierung: Stoffe, Systeme, Verfahren der Produktionstechnik. Gesellschaft für Tribologie e. V., August 2003*. Moers, 2003.
- [GF04] T. Glüder und U. Fischer. Trockenbearbeitung in der Großserienproduktion. *WB Werkstatt+Betrieb*, (5):41–44, 2004.
- [GG85] B. J. Griffiths und R. J. Grieve. The role of the burnishing pads in the mechanics of the deep drilling process. *International Journal of Production Research*, 23(4):647–655, 1985.
- [GG93] B. J. Griffiths und R. J. Grieve. Modelling Complex Force Systems: Part 2: A Decomposition of the Pad Forces in Deep Drilling. *Journal of Engineering for Industry*, 115(2):177–183, 1993.
- [GHSW14] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall. *Technische Mechanik 2: Elastostatik*. Springer Vieweg, Berlin, 12. Auflage, 2014.
- [Gri75] B. J. Griffiths. Deep hole drilling and boring: A review of current processes and their applications. *The Production Engineer*, Seiten 97–105, 1975.
- [Gri93] B. J. Griffiths. Modelling Complex Force Systems: Part 1: The Cutting and Pad Forces in Deep Drilling. *Journal of Engineering for Industry*, 115(2):169–176, 1993.
- [GS15] M. Gulpak und J. Sölter. Development and Validation of a Hybrid Model for the Prediction of Shape Deviations in Dry Machining Processes. *Procedia CIRP*, 31:346–351, 2015.
- [GSB13] M. Gulpak, J. Sölter und E. Brinksmeier. Prediction of Shape Deviations in Face Milling of Steel. *12th Global Conference on Sustainable Manufacturing – Emerging Potentials*, 8:15–20, 2013.
- [Gue15] Guehring KG, Hrsg. *Handbuch Minimalmengenschmierung: Grundlagen*. Albstadt, 2015.
- [GZPW13] C. J. Guthy, X. Zou, Z. J. Pei und X. Wang. A review of temperature measurement methods for twist drilling processes. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 13(4):372, 2013.
- [Hal09] T. Halle. *Ermittlung und Modellierung von Werkstoffkennwerten metallischer Werkstoffe bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten: Habilitationsschrift, Technische Universität Chemnitz*. 2009.
- [HE91] U. Heisel und K.-D. Enderle. Weniger Ausschuß: Mittenverlauf beeinflussen mit Druckpulsationen beim Einlippen-Tiefbohren. *Maschinenmarkt*, 97(23):46–51, 1991.
- [Heil2a] M. Heilmann. *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren: Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2012.

- [Hei12b] R. Heinemann. The effect of starting hole geometry on borehole quality and tool life of twist drills: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. *Int J Adv Manuf Technol*, 60(5-8):519–526, 2012.
- [HFDS10] M. I. Hussain, A. J. Filipovic, J. M. Dasch und D. Simon. Determining the Tool Life of a Cemented Carbide Drill Using Optimized Process, Delivery System, and Drill Design Parameters in Deep Hole Drilling Using Environment Friendly Machining Method. *ASME 2010 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 3:1031–1035, 2010.
- [HG03a] P. Hänle und D. Gsänger. Das Bohrwerkzeug für den MMS-Einsatz fit gemacht. *WB Werkstatt+Betrieb*, (10):86–88, 2003.
- [HG03b] P. Hänle und D. Gsänger. MMS-gerechte Gestaltung des Bohrerschafes. *WB Werkstatt+Betrieb*, (9):54–56, 2003.
- [HG03c] P. Hänle und D. Gsänger. Prozesssichere Werkzeuge fürs Bohren mit MMS. *WB Werkstatt+Betrieb*, (11):58–61, 2003.
- [HH09] R. Heinemann und S. Hinduja. Investigating the feasibility of DLC-coated twist drills in deep-hole drilling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 44(9-10):862–869, 2009.
- [HKMS03] H. Hanyu, S. Kamiya, Y. Murakami und M. Saka. Dry and semi-dry machining using finely crystallized diamond coating cutting tools. *PSE 2004 Plasma Surface Engineering (PSE 2004)*, 174–175(0):992–995, 2003.
- [HMHS11] R. Holtermann, A. Menzel, C. Hortig und B. Svendsen. Towards the simulation of grinding processes – a thermoplastic single grain approach. *PAMM*, 11(1):385–386, 2011.
- [HMS<sup>+</sup>15] R. Holtermann, Andreas Menzel, S. Schumann, D. Biermann, T. Siebrecht und P. Kersting. Modelling and simulation of Internal Traverse Grinding: bridging meso- and macro-scale simulations: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):451–463, 2015.
- [HPLJ06] Y. Hwang, H. S. Park, J. K. Lee und W. H. Jung. Thermal conductivity and lubrication characteristics of nanofluids. *Current Applied Physics*, 6:e67–e71, 2006.
- [HRFH12] M. Heilmann, H. Randecker, A. Fees und H. Hartmann. Verfahrensentwicklung für das Tiefbohren mit kleinen Durchmessern unter Verwendung einer Minimalmengenschmierung. In D. Biermann, Hrsg., *Spanende Fertigung: Prozesse, Innovationen, Werkstoffe*, Seiten 361–367. Vulkan Verlag, Essen, 6. Auflage, 2012.
- [HS08] U. Heisel und M. Schaal. Kurzlochbohren mit Minimalmengenschmierung – Was kommt vorne an? *ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, 103(9):564–567, 2008.
- [HTFG08] M. I. Hussain, K. S. Taraman, A. J. Filipovic und I. Garrn. Experimental study to analyse the workpiece surface temperature in deep hole drilling of aluminium alloy engine blocks using MQL technology. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 31(2):485–490, 2008.
- [Hul05] S. Hulverscheidt. Mit <SuperLong> schnell zu tiefen Löchern. *WB Werkstatt+Betrieb*, (3):11–13, 2005.
- [HWEP08] U. Heisel, J. Wallaschek, R. Eisseler und C. Potthast. Ultrasonic deep hole drilling in electrolytic copper ECu 57. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57(1):53–56, 2008.
- [Inf11] InfraTec GmbH, Hrsg. *Datenblatt Wärmebildkamera ImageIR 8300 Serie*. 2011.

- [Jäg42] J. C. Jäger. Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts. *Proceedings of the Royal Society of New South Wales*, 76:203–224, 1942.
- [JBK<sup>+</sup>13] R. Joliet, A. Byfut, P. Kersting, A. Schröder und A. Zabel. Validation of a Heat Input Model for the Prediction of Thermomechanical Deformations during NC Milling. *Procedia CIRP*, 8:403–408, 2013.
- [JBS<sup>+</sup>07] A. D. Jayal, A. K. Balaji, R. Seseek, A. Gaul und D. R. Lillquist. Machining Performance and Health Effects of Cutting Fluid Application in Drilling of A390.0 Cast Aluminum Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, 9(2):137–146, 2007.
- [Kal15] E. Kalhöfer. Potentials in energy efficient powertrain manufacturing by using MQL. In E. Abele und J. Metternich, Hrsg., *13th Powertrain Machining Conference*, Seiten 228–239, Darmstadt, 2015.
- [KBB14] A. T. Kuzu, K. R. Berenji und M. Bakkal. Workpiece Temperature Modeling in CGI Drilling Process in Dry Condition. In *Advances in manufacturing technology*, Seiten 1–8. Prague, 2014.
- [KBB15] A. T. Kuzu, K. R. Berenji und M. Bakkal. Thermal and force modeling of CGI drilling: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. *Int J Adv Manuf Technol*, Seiten 1–14, 2015.
- [KBKH15] I. Kadashevich, M. Beutner, B. Karpuschewski und T. Halle. A Novel Simulation Approach to Determine Thermally Induced Geometric Deviations in Dry Gear Hobbing. *Procedia CIRP*, 31:483–488, 2015.
- [KC02] J. F. Kelly und M. G. Cotterell. Minimal lubrication machining of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 120(1–3):327–334, 2002.
- [KCW<sup>+</sup>05a] E. Konca, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner, J. M. Dasch und A. T. Alpas. Effect of test atmosphere on the tribological behaviour of the non-hydrogenated diamond-like carbon coatings against 319 aluminum alloy and tungsten carbide. *Surface and Coatings Technology*, 200(5–6):1783–1791, 2005.
- [KCW<sup>+</sup>05b] E. Konca, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner, J. M. Dasch, A. Erdemir und A. T. Alpas. Transfer of 319 Al alloy to titanium diboride and titanium nitride based (TiAlN, TiCN, TiN) coatings: effects of sliding speed, temperature and environment. *Surface and Coatings Technology*, 200(7):2260–2270, 2005.
- [KCW<sup>+</sup>07] E. Konca, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner, J. M. Dasch und A. T. Alpas. The Role of Hydrogen Atmosphere on the Tribological Behavior of Non-Hydrogenated DLC Coatings against Aluminum. *Tribology Transactions*, 50(2):178–186, 2007.
- [KDL15] F. Klocke, B. Döbbeler und D. Lung. Energy Saving Potentials of High Pressure Lubricoolant Supply. *Procedia CIRP*, 26:355–360, 2015.
- [KE97] F. Klocke und G. Eisenblätter. Dry Cutting. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 46(2):519–526, 1997.
- [Kes11] N. Kessler. *Thermische Mittenverlaufbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2011.
- [Key06] Keyence, Hrsg. *Betriebsanleitung: Modellreihe LK-G: Schnelles, präzises CCD Laser-Wegmessgerät*. 2006.
- [KGS<sup>+</sup>13a] F. Klocke, K. Gerschwiler, M. Schiffler, M. Morstein, P. Dessarzin, D. Lung und H. Frank. Adapted DLC coatings for increasing tapping performance in TiAl6V4. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 44(8):710–715, 2013.
- [KGS<sup>+</sup>13b] F. Klocke, K. Gerschwiler, M. Schiffler, M. Morstein, P. Dessarzin, D. Lung und H. Frank. Adapted DLC coatings lead to considerable increases in performance when tapping into TiAl6V4. In K.-D. Bouzakis, K. Bobzin, B. Denkena und M. Merklein, Hrsg., *Proceedings of the 10th International Conference The "A" Coatings*, Seiten 63–73. Shaker Verlag, Aachen, 2013.

- [KK06] E. Kalhöfer und J. Kranzen. Euphorie weicht nüchterner Einschätzung: Stand der Umsetzung und Einführungshemmnisse der Trockenbearbeitung. *WB Werkstatt+Betrieb*, (7-8):52–54, 2006.
- [KK08] F. Klocke und W. König. *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. VDI-Buch. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 8. Auflage, 2008.
- [KKD02a] S. Kalidas, S. G. Kapoor und R. E. DeVor. Influence of Thermal Effects on Hole Quality in Dry Drilling, Part 1: A Thermal Model of Workpiece Temperatures. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(2):258–266, 2002.
- [KKD02b] S. Kalidas, S. G. Kapoor und R. E. DeVor. Influence of Thermal Effects on Hole Quality in Dry Drilling, Part 2: Thermo-Elastic Effects on Hole Quality. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(2):267–274, 2002.
- [KKG<sup>+</sup>12] A. Kleine, H. Koch, C. Garthoff, H. Preis, J. P. Dellemann und F. Hoffmann. Eigenschaftscharakterisierung der Legierung EN AC-ALS9Cu3(Fe). *Gießerei*, 99(6):32–39, 2012.
- [KLB<sup>+</sup>13] F. Klocke, D. Lung, M. Binder, B. Döbbeler, B. Riemer, A. Schindler, C. Herrmann, M. Niemczyk, M. Graf, W. Zimmermann und H. Herrmann, Hrsg. *Bewertung der Energieeffizienz alternativer Prozesse und Technologieketten: Abschlussbericht für das Verbundprojekt BEAT*. Frankfurt, 2013.
- [KLP14] F. Klocke, D. Lung und H. Puls. Coupled Eulerian-Lagrangian Modelling of High Speed Metal Cutting Processes. In P. Kolář, Hrsg., *Advances in manufacturing technology*. Prague, 2014.
- [KMK14] A. A. Kulkarni, V. Murdog und J. Kittur. Minimum Quantity Lubrication in Deep Hole Drilling. *International Journal of Research in Engineering and Technology*, (3):712–716, 2014.
- [Koe04] W. Koehler. *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation, Universität Dortmund, 2004.
- [KOS<sup>+</sup>92] A. Katsuki, H. Onikura, T. Sajima, T. Akashi und T. Matsuo. Development of a Deep-Hole Boring Tool Guided by Laser. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 41(1):83–87, 1992.
- [KOS<sup>+</sup>00] A. Katsuki, H. Onikura, T. Sajima, T. Takei und D. Thiele. Development of a high-performance laser-guided deep-hole boring tool: Optimal determination of reference origin for precise guiding. *Precision Engineering*, 24(1):9–14, 2000.
- [KOS<sup>+</sup>11] A. Katsuki, H. Onikura, T. Sajima, A. Mohri, T. Moriyama, Y. Hamano und H. Murakami. Development of a practical high-performance laser-guided deep-hole boring tool: Improvement in guiding strategy. *Precision Engineering*, 35(2):221–227, 2011.
- [Kre08] U. Krenzer. Tieflochbohren mit Vollhartmetall-Wendelbohren. In VDI Wissensforum, Hrsg., *Präzisions- und Tiefbohren aktuell*, VDI-Berichte Nr. 2054, Seiten 99–106. VDI-Verlag, Düsseldorf, 2008.
- [Kro54] M. Kronenberg. *Grundzüge der Zerspanungslehre. Theorie und Praxis der Zerspanung für Bau und Betrieb von Werkzeugmaschinen: Band 1: Einschneidige Zerspanung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2. Auflage, 1954.
- [KV52] O. Kienzle und H. Victor. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *VDI-Z*, 94:299–305, 1952.
- [KWV09] F. Klocke, G. Wirtz und D. Veselovac. Einfluss des Regelstreckenmodells auf die erzielbare Güte einer Axialkraftregelung für das Tiefbohren. *ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, 2009(10):853–857, 2009.
- [KYSN08] M. Kamiya, T. Yakou, T. Sasaki und Y. Nagatsuma. Effect of Si Content on Turning Machinability of Al-Si Binary Alloy Castings. *MATERIALS TRANSACTIONS*, 49(3):587–592, 2008.

- [LBV<sup>+</sup>13] C. H. Lauro, L. C. Brandao, T. J. S. Vale, A. L. Christoforo und S. T. Tu. An Approach to Define the Heat Flow in Drilling with Different Cooling Systems Using Finite Element Analysis. *Advances in Mechanical Engineering*, 2013:1–9, 2013.
- [Lin08] K. Linnemann. *Magnetostruktive und piezoelektrische Materialien: Konstitutive Modellierung und Finite-Elemente-Formulierung*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2008.
- [LMD<sup>+</sup>12] G. Le Coz, M. Marinescu, A. Devillez, D. Dudzinski und L. Velnom. Measuring temperature of rotating cutting tools Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys: Messung der Temperatur rotierender Spanwerkzeuge: Anwendung auf Bohren unter Minimalmengenschmierung und Trockenfräsen von Luft- und Raumfahrtlegierungen. *Applied Thermal Engineering*, 36:434–441, 2012.
- [Löb03] H. Löbbe. *Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Dissertation, Universität Dortmund, 2003.
- [LS07] R. Li und A. J. Shih. Tool Temperature in Titanium Drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 129(4):740, 2007.
- [LZ12] J. Loehe und M. F. Zäh. Fräsbearbeitung dünnwandiger Werkstücke: Simulation und Kompensation Thermomechanischer Wechselwirkungen. *ZWF – Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, (07-08):528–532, 2012.
- [LZ14] J. Loehe und M. F. Zaeh. A New Approach to Build a Heat Flux Model of Milling Processes. *Procedia CIRP*, 24:7–12, 2014.
- [LZKH11] Wen Li, André Zein, Sami Kara und Christoph Herrmann. An Investigation into Fixed Energy Consumption of Machine Tools. In J. Hesselbach und C. Herrmann, Hrsg., *Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing*, Seiten 268–273. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [LZR12] J. Loehe, M. F. Zaeh und O. Roesch. In-Process Deformation Measurement of Thin-walled Workpieces. *Procedia CIRP*, 1:546–551, 2012.
- [MÁA<sup>+</sup>06] O. C. Mendes, R. F. Ávila, A. M. Abrão, P. Reis und J. P. Davim. The performance of cutting fluids when machining aluminium alloys. *Industrial Lubrication and Tribology*, 58(5):260–268, 2006.
- [MAP11] MAPAL Dr. Kress KG, Hrsg. *MMS-Prüfgerät UNITEST-MQL*. Eigenverlag, Aalen, 2011.
- [MAP13] MAPAL Dr. Kress KG, Hrsg. *MMS-Spanntechnik: Spannzeuge für die Zerspaltung mit Minimalmengenschmierung*. Eigenverlag, Aalen, 2013.
- [Mic12] S. Michelfeit. *Werkstoffgesetze einer AlSi-Gusslegierung unter Hochtemperaturbeanspruchung in Abhängigkeit des Werkstoffzustandes*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [Mic14] J. Michna. *Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügewandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2014.
- [MIF<sup>+</sup>05a] S. Min, I. Inasaki, S. Fujimura, T. Wada, S. Suda und T. Wakabayashi. A Study on Tribology in Minimal Quantity Lubrication Cutting. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 54(1):105–108, 2005.
- [MIF<sup>+</sup>05b] S. Min, I. Inasaki, S. Fujimura, T. Wakabayashi und S. Suda. Investigation of adsorption behaviour of lubricants in near-dry machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 219(9):665–671, 2005.

- [Mül04] P. Müller. Hohe Leistung für tiefe Bohrungen. *WB Werkstatt+Betrieb*, (6):131–133, 2004.
- [Mun15] O. Munz. Bohrzeit und Standweg optimiert. *WB Werkstatt+Betrieb*, (12):44–46, 2015.
- [MY07] Y. Murakami und T. Yamamoto. Ecological Deep Hole Drilling by Novel Coated and Designed Drill. *Key Engineering Materials*, 329:657–662, 2007.
- [NBD<sup>+</sup>11] R. Neugebauer, K.-D. Bouzakis, B. Denkena, F. Klocke, A. Sterzing, A. E. Tekkaya und R. Wertheim. Velocity effects in metal forming and machining processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 60(2):627–650, 2011.
- [NBHW08] R. Neugebauer, P. Blau, C. Harzbecker und D. Weidlich. Ressourceneffiziente Maschinen- und Prozessgestaltung. In R. Neugebauer, Hrsg., *Zerspanung in Grenzbereichen: CPK 2008*, Berichte aus dem IWU Nr. 46, Seiten 49–67. Verlag Wissenschaftliche Scripten, Zwickau, 2008.
- [NCWP06] W. Ni, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner und T. A. Perry. Tribological behavior of diamond-like-carbon (DLC) coatings against aluminum alloys at elevated temperatures. *Surface and Coatings Technology*, 201(6):3229–3234, 2006.
- [NHS<sup>+</sup>08] R. Neugebauer, C. Harzbecker, A. Stoll, J. Schneider und H. J. Roscher. Tieflochbohren in hochfesten Guss unter Einsatz von Ultraschallschwingungen und Minimalmengenschmierung. In R. Neugebauer, Hrsg., *Zerspanung in Grenzbereichen: CPK 2008*, Berichte aus dem IWU Nr. 46, Seiten 131–146. Verlag Wissenschaftliche Scripten, Zwickau, 2008.
- [NKCL15] J. S. Nam, D. H. Kim, H. Chung und S. W. Lee. Optimization of environmentally benign micro-drilling process with nanofluid minimum quantity lubrication using response surface methodology and genetic algorithm. *Journal of Cleaner Production*, Seiten 1–9, 2015.
- [NLGG05] M. Nouari, G. List, F. Girot und D. Géhin. Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(12-13):1436–1442, 2005.
- [NLL11] J. S. Nam, P.H. Lee und S. W. Lee. Experimental characterization of micro-drilling process using nanofluid minimum quantity lubrication. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(7–8):649–652, 2011.
- [N.N13] N.N. MMS für Zylinderköpfe. *Maschine + Werkzeug*, (4):58–59, 2013.
- [NWK<sup>+</sup>08] R. Neugebauer, E. Westkämper, F. Klocke, A. Kuhn, M. Schenk, A. Michaelis, D. Spath und E. Weidner. Abschlussbericht – Untersuchung zur Energieeffizienz in der Produktion. 2008.
- [Opa03] D. Opalla. *Hochleistungsbohren metallischer Werkstoffe mit Wendelbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, 2003.
- [Oph98] L. Ophey. *Trockenbearbeitung: Bearbeitung metallischer Werkstoffe ohne Kühlschmierstoffe*. Kontakt & Studium, Band 548. expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1998.
- [Pab08] R. Pabst. *Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2008.
- [Pan12] K. Pantke. *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2012.
- [Pet03] G. Petuelli. *Hochgeschwindigkeits-Tieflochbohrer*. BMBF-Forschungsbericht. Bundesministerium für Bildung und Forschung, 2003.

- [PFM10] R. Pabst, J. Fleischer und J. Michna. Modelling of the heat input for face-milling processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 59(1):121–124, 2010.
- [PH03a] G. Petuelli und R. Heinemann. Fast trocken in große Tiefen: HSC-Tieflochbohren mit Spiralbohrern und Minimalmengenschmiertechnik. *VDI-Z Integrierte Produktion*, (1/2):97–101, 2003.
- [PH03b] G. Petuelli und R. Heinemann. Minimal geschmiertes Bohren bis 10 x D. *WB Werkstatt+Betrieb*, (3):56–58, 2003.
- [PKL12] H. Puls, F. Klocke und D. Lung. A new experimental methodology to analyse the friction behaviour at the tool-chip interface in metal cutting: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 6(4-5):349–354, 2012.
- [PKL14] H. Puls, F. Klocke und D. Lung. Experimental investigation on friction under metal cutting conditions. *Wear*, 310(1–2):63–71, 2014.
- [Pri71] T. E. Prince. Laser helps bore straight holes: A self-correcting laser guidance system hooked to a boring lathe is helping the U. S. Navy bore straighter holes in gun-barrel forgings for 5 in. guns. Here's how it works. *American Machinist*, Aug. 9:60–61, 1971.
- [Pri72] T. E. Prince. Laser-guided boring tool for deep hole boring. Patentschrift US3635108 A, 1972.
- [PSS97] J. Papajewski, K. Schulte und J. Steibl. Reiben von Aluminium-Gußlegierungen mit Minimalmengenkühlschmierung. In K. Weinert, Hrsg., *Spanende Fertigung*, Seiten 120–129. Vulkan Verlag, Essen, 1997.
- [Pul15] H. Puls. *Mehrskalenmodellierung thermo-elastischer Werkstückdeformationen beim Trockendrehen*. Dissertation, RWTH Aachen, 2015.
- [QKA06] Y. Qi, E. Konca und A. T. Alpas. Atmospheric effects on the adhesion and friction between non-hydrogenated diamond-like carbon (DLC) coating and aluminum – A first principles investigation. *Surface Science*, 600(15):2955–2965, 2006.
- [Ric16] S. Richarz. *Herstellung und Einsatz von Wendeltiefbohrern zur Hartbearbeitung*. Dissertation, Fraunhofer IPK Berlin, 2016.
- [Ris06] K. Risse. *Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl*. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.
- [RKK10] M. Rief, E. Kalhöfer und B. Karpuschewski. Energiebeitrag verschiedener Kühlschmiersysteme. Untersuchung des Energieverbrauchs. *WB Werkstatt+Betrieb*, 143(9):142–145, 2010.
- [RKK11] M. Rief, E. Kalhöfer und B. Karpuschewski. Einfluss des KSS-Konzeptes auf die Energie- und Kosteneffizienz. Bohren mit Außen- und Innenkühl- sowie Minimalmengenschmierung. *WB Werkstatt+Betrieb*, 144(9):152–155, 2011.
- [RMB<sup>+</sup>06] W. Radkowsch, K. Metzner, F. Bleicher, J. Bernreiter und C. Einspieler. Gerichtetes Einlippentiefbohren: Beeinflussung des Mittenverlaufs durch Kühlmittelpulsation. In VDI Wissensforum, Hrsg., *Präzisions- und Tiefbohren aktuell*, VDI-Berichte Nr. 1897, Seiten 225–230, Düsseldorf, 2006. VDI-Verlag.
- [RS87] P. K. Ramakrishna Rao und M. S. Shunmugam. Accuracy and surface finish in BTA drilling. *International Journal of Production Research*, 25(1):31–44, 1987.
- [RVH01] H. Ronkainen, S. Varjus und K. Holmberg. Tribological performance of different DLC coatings in water-lubricated conditions. *Wear*, 249(3-4):267–271, 2001.
- [RZ] W. Rittweger und H. M. Zaoralek. Verfahren und Vorrichtung zur Beeinflussung des Verlaufs von Tieflochbohrungen. Patentschrift EP0777544 B1, 1994.



- [SA15] U. Segurajauregui und P. J. Arrazola. Heat-flow determination through inverse identification in drilling of aluminium workpieces with MQL: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):517–526, 2015.
- [Sab15] F. Sabou. *Prozesssicheres Tiefbohren mit Einlippenwerkzeugen kleinster Durchmesser*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2015.
- [SAF<sup>+</sup>12] F. Stadler, H. Antrekowitsch, W. Fragner, H. Kaufmann und P. J. Uggowitzer. Mechanische Eigenschaften von AlSi9Cu3(Fe) und AlSi12CuNiMgmod bei erhöhten Temperaturen. *Gießerei*, 99(04):40–48, 2012.
- [Sat15] S. Sattel. Energy efficient Tool Concepts – the Role of MQL Technology. In E. Abele und J. Metternich, Hrsg., *13th Powertrain Machining Conference*, Seiten 240–256, Darmstadt, 2015.
- [SATT13] M. Sato, T. Aoki, H. Tanaka und S. Takeda. Variation of temperature at the bottom surface of a hole during drilling and its effect on tool wear. *Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005) Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005)*, 68(0):40–47, 2013.
- [SAZO13] V. Schulze, P. J. Arrazola, F. Zanger und J. Osterried. Simulation of Distortion Due to Machining of Thin-walled Components. *Procedia CIRP*, 8:45–50, 2013.
- [SBL<sup>+</sup>12] S. Stark, M. Beutner, F. Lorenz, T. Lampke, B. Karpuschewski und T. Halle. Experimental and Numerical Determination of Cutting Forces and Temperatures in Gear Hobbing. *Key Engineering Materials*, 504-506:1275–1280, 2012.
- [SBL<sup>+</sup>13] S. Stark, M. Beutner, F. Lorenz, S. Uhlmann, B. Karpuschewski und T. Halle. Heat Flux and Temperature Distribution in Gear Hobbing Operations. *Procedia CIRP*, 8:456–461, 2013.
- [Sch08] S. Schur. Mit axialem Pulsieren zu höherem Vorschub: Hochleistungs-Tiefbohren mit dem ›Axial-Pulsator‹. *WB Werkstatt+Betrieb*, (4):25–27, 2008.
- [Sch11] A. Schumacher, Hrsg. *Abschlussbericht zum Projekt "Entwicklung und Validierung industriell einsetzbarer Softwaretools zur Simulation des Betriebsverhaltens neuer Werkstoffe in thermisch und mechanisch hoch belasteten Komponenten (OPTI-MAT)"*. Hochsch. für Angewandte Wiss., Fak. Technik und Informatik, Dept. Fahrzeugtechnik und Flugzeugbau, 2011.
- [Sch15a] D. Schäfer. *Untersuchung von Torsionsratterschwingungen beim Einsatz überlanger Vollhartmetall-Spiralbohrer*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [Sch15b] L. Schmid. Herstellung von Peripheren Bohrungen an Kalendarwalzen für die Papierindustrie. In *Präzisions- und Tiefbohren aktuell*, Düsseldorf, 2015. VDI Wissensforum.
- [SIF<sup>+</sup>15] N. Sugita, K. Ishii, T. Furusho, K. Harada und M. Mitsuishi. Cutting temperature measurement by a micro-sensor array integrated on the rake face of a cutting tool. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 64(1):77–80, 2015.
- [SJK15] M. Schweinoch, R. Joliet und P. Kersting. Predicting thermal loading in NC milling processes. *Production Engineering – Research and Development*, 9(2):179–186, 2015.
- [SJKZ15a] M. Schweinoch, R. Joliet, P. Kersting und A. Zabel. Heat input modeling and calibration in dry NC-milling processes. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):495–504, 2015.
- [SJKZ15b] M. Schweinoch, R. Joliet, P. Kersting und A. Zabel. Model-based Investigation of Thermal Loading in Milling Processes Including Chatter. *MIC2015 – 15th Machining Innovations Conference for Aerospace Industry*, 35:85–90, 2015.

- [SKK<sup>+</sup>04] V. Sukaylo, A. Kaldos, G. Krukovsky, F. Lierath, T. Emmer, H.-J. Pieper, J. Kundrak und V. Bana. Development and verification of a computer model for thermal distortions in hard turning. *ICAMT 2004 (Malaysia) & CCAMT 2004 (India) Special Issue*, 155–156(0):1821–1827, 2004.
- [SKL11] R. Schlosser, F. Klocke und D. Lung. Sustainability in Manufacturing – Energy Consumption of Cutting Processes. In G. Seliger, M. M. K. Khraisheh und I. S. Jawahir, Hrsg., *Advances in Sustainable Manufacturing*, Seiten 85–89. Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [SKP<sup>+</sup>05] V. Sukaylo, A. Kaldos, H.-J. Pieper, V. Bana und M. Sobczyk. Numerical simulation of thermally induced workpiece deformation in turning when using various cutting fluid applications: 2005 International Forum on the Advances in Materials Processing Technology. *Journal of Materials Processing Technology*, 167(2–3):408–414, 2005.
- [SMHB14] S. Schumann, M. Metzger, H. Hartmann und D. Biermann. Simulativer Vergleich unterschiedlicher Kühlkonzepte beim Bohren. FE-gestützte Darstellung der thermischen Bauteilbelastungen bei der Trocken- und Nassbearbeitung sowie der CO<sub>2</sub>-Schneestrahlkühlung beim Bohren. *ut Werkstattstechnik online*, 104(1/2):16–21, 2014.
- [SMJ<sup>+</sup>04] J. Stallard, D. Mercks, M. Jarratt, D. G. Teer und P. H. Shipway. A study of the tribological behaviour of three carbon-based coatings, tested in air, water and oil environments at high loads. *Surface and Coatings Technology*, 177-178:545–551, 2004.
- [SNE14] T. Sugihara, Y. Nishimoto und T. Enomoto. On-machine Tool Resharpener for Dry Machining of Aluminum Alloys. *12th Global Conference on Sustainable Manufacturing – Emerging Potentials*, 24(0):68–73, 2014.
- [Söl10] J. Sölter. *Ursachen und Wirkmechanismen der Entstehung von Verzug infolge spanender Bearbeitung*. Dissertation, Universität Bremen, 2010.
- [SPA<sup>+</sup>14] Rr Srikant, Mms Prasad, M. Amrita, Av Sitaramaraju und P. Vamsi Krishna. Nanofluids as a potential solution for Minimum Quantity Lubrication: A review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 228(1):3–20, 2014.
- [SSK<sup>+</sup>15] S. Schumann, T. Siebrecht, P. Kersting, D. Biermann, R. Holtermann und A. Menzel. Determination of the Thermal Load Distribution in Internal Traverse Grinding using a Geometric-Kinematic Simulation: 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (15th CMMO). *Procedia CIRP*, 31:322–327, 2015.
- [SSM<sup>+</sup>15] A. Sadek, B. Shi, M. Meshreki, J. Duquesne und M. H. Attia. Prediction and control of drilling-induced damage in fibre-reinforced polymers using a new hybrid force and temperature modelling approach. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 64(1):89–92, 2015.
- [STD14] A. K. Sharma, A. K. Tiwari und A. R. Dixit. Progress of Nanofluid Application in Machining: A Review. *Materials and Manufacturing Processes*, Seiten 1–16, 2014.
- [STKT81] K. Sakuma, K. Taguchi, A. Katsuki und H. Takeyama. Self-Guiding Action of Deep-Hole-Drilling Tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 30(1):311–315, 1981.
- [Stü83] H. O. Stürenburg. *Zum Mittenverlauf beim Tiefbohren: Ursachen, Messung und Verringerung der Mittenabweichung von Bohrungen in der Metallbearbeitung*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1983.

- [Stü09] B. Stürenburg. *Optimierung der Spanbildung und Minimierung des Späneintrages in das Werkstück für das Bohren von Al-Legierungen*. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2009.
- [Suk03] V. Sukaylo. *Numerische Simulation der thermisch bedingten Werkstück-Abweichungen beim Drehen mit unterschiedlichen Kühlschmiermethoden*. Dissertation, Universität Magdeburg, 2003.
- [SW11] J. Steppan und C. Wangenheim. Tieflochrodieren: Eine Alternative zum Einlippenbohren. In VDI e. V., Hrsg., *Präzisions- und Tiefbohren aktuell*, VDI-Berichte Nr. 2142, Düsseldorf, 2011. VDI-Verlag.
- [SWSS06] D. Sellmer, C. Wellner, J. Schuwerk und S. Schmalzried. Mit gebündeltem Know-how systematisch trockenlegen: Fertigung von Zylinderköpfen für Großdieselmotoren unter Einsatz von MMS. *WB Werkstatt+Betrieb*, (7-8):44–47, 2006.
- [SZAS13] S. Schindler, M. Zimmermann, J. C. Aurich und P. Steinmann. Modeling Deformations of the Workpiece and Removal of Material when Turning. *Procedia CIRP*, 8:39–44, 2013.
- [SZAS14a] S. Schindler, M. Zimmermann, J. C. Aurich und P. Steinmann. Finite Element Model to Calculate the Thermal Expansions of the Tool and the Workpiece in Dry Turning. *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014*, 14(0):535–540, 2014.
- [SZAS14b] S. Schindler, M. Zimmermann, J. C. Aurich und P. Steinmann. Thermo-elastic deformations of the workpiece when dry turning aluminum alloys - A finite element model to predict thermal effects in the workpiece. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 7(3):233–245, 2014.
- [SZAS15] S. Schindler, M. Zimmermann, J. C. Aurich und P. Steinmann. Identification of thermal effects on the diameter deviation of inhomogeneous aluminum metal matrix composite workpieces when dry turning: Production Engineering. *Production Engineering – Research and Development*, 9(4):473–485, 2015.
- [SZB<sup>+</sup>14] V. Schulze, F. Zanger, N. Boev, J. Michna, U. Maas, C. Faltin, J. Schneider und P. Bollig. FE-Simulation of Machining Induced Phase Transformations Considering Friction as a Function of Temperature and Sliding Speed and Detailed Modeling of the Heat Transport. *Advanced Engineering Materials*, 16(2):137–141, 2014.
- [SZML13] V. Schulze, F. Zanger, J. Michna und F. Lang. 3D-FE-Modelling of the Drilling Process – Prediction of Phase Transformations at the Surface Layer: 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO). *Procedia CIRP*, 8:33–38, 2013.
- [Tai11] B. L. Tai. *Thermal Modeling of Workpiece Temperature and Distortion in MQL Deep-Hole Drilling*. Dissertation, The University of Michigan, 2011.
- [TB14] M. Tiffe und D. Biermann. Modelling of Tool Engagement and FEM-Simulation of Chip Formation for Drilling Processes. *Advanced Materials Research*, 1018:183–188, 2014.
- [Tha99] D. Thamke. *Technologische und ökonomische Aspekte der Trocken- und Minimalmengenbearbeitung am Beispiel des Einlippentiefbohrens*. Dissertation, Universität Dortmund, 1999.
- [TJSS12] B. L. Tai, A. J. Jessop, D. A. Stephenson und A. J. Shih. Workpiece Thermal Distortion in Minimum Quantity Lubrication Deep Hole Drilling—Finite Element Modeling and Experimental Validation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 134(1):11008, 2012.
- [TNLS97] F. Tikal, E. Neustock, D. Liebau und E. Schillo. Gewindefurchen von Aluminium-Gußlegierung als "Trocken"-Bearbeitungsverfahren. In K. Weisert, Hrsg., *Spanende Fertigung*, Seiten 130–140. Vulkan Verlag, Essen, 1997.

- [TQ34] G. I. Taylor und H. Quinney. The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, 143(849):307–326, 1934.
- [Tsc07] M. Tschannerl. *Beitrag zur Qualitätssteigerung beim Bohren mit VHM-Spiralbohrern unter Berücksichtigung radialer Schwingungen und Kräfte*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2007.
- [TSFS14] B. L. Tai, D. A. Stephenson, R. J. Furness und A. J. Shih. Minimum Quantity Lubrication (MQL) in Automotive Powertrain Machining. *Procedia CIRP*, 14:523–528, 2014.
- [TSS12] B. L. Tai, D. A. Stephenson und A. J. Shih. An Inverse Heat Transfer Method for Determining Workpiece Temperature in Minimum Quantity Lubrication Deep Hole Drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 134(2):21006, 2012.
- [TSS13] B. L. Tai, D. A. Stephenson und A. J. Shih. Workpiece Temperature During Deep-Hole Drilling of Cast Iron Using High Air Pressure Minimum Quantity Lubrication. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 135(3):31019, 2013.
- [TSWS11] B. L. Tai, D. A. Stephenson, S. B. White und A. J. Shih. High Air Pressure in MQL Deep Hole Drilling Workpiece Temperature. *Advanced Materials Research*, 189-193:1732–1736, 2011.
- [UDA12] E. Uhlmann, B. Duchstein und L. Arnold. Höhere Energieproduktivität von Werkzeugmaschinen: Energiemanagement-Modul gibt Auskunft über wirkungsvolle Sparmaßnahmen. *WB Werkstatt+Betrieb*, (11), 2012.
- [UHY06] T. Ueda, A. Hosokawa und K. Yamada. Effect of Oil Mist on Tool Temperature in Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(1):130, 2006.
- [UKK<sup>+</sup>13] E. Uhlmann, B. Kuttkat, U. Krenzer, H. Gschrey, J. Bek, T. Bruchhaus, B. Bleicher, S. Richarz und R. Durst. Schnell und prozesssicher in große Tiefen bohren. *MM Maschinenmarkt, Sonderausgabe EMO 2013*, Seiten 72–75, 2013.
- [UNH07] T. Ueda, R. Nozaki und A. Hosokawa. Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(1):93–96, 2007.
- [VDI98] VDI e. V., Hrsg. *Abschlußpräsentation des BMBF/PFT-Projektes – Trockenbearbeitung prismatischer Teile: Tagung, Aachen 30. und 31. März 1998*. VDI-Berichte Nr. 1375. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.
- [VDI99] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Richtlinie 3209 Blatt 1: Tiefbohren mit äußerer Zuführung des Kühlschmierstoffes*. Beuth Verlag, Berlin, 1999.
- [VDI06] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Richtlinie 3210: Tiefbohrverfahren*. Beuth Verlag, Berlin, 2006.
- [VDI09] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Richtlinie 3208: Tiefbohren mit Einlippenbohrern*. Beuth Verlag, Berlin, 2009.
- [VDI12] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Richtlinie 2840: Kohlenstoffschichten: Grundlagen, Schichttypen und Eigenschaften*. Beuth Verlag, Berlin, 2012.
- [VDI13] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen*. Springer Vieweg, Berlin, 11. Auflage, 2013.
- [VDI15] VDI e. V., Hrsg. *VDI-Richtlinie 3211: Tiefbohren auf Bearbeitungszentren*. Beuth Verlag, Berlin, 2015.
- [Vie59] G. Vieregge. *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Stahlisen-Bücher, Band 16. Verlag Stahlisen, Düsseldorf, 1959.

- [Vie70] G. Vieregge. *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 2. Auflage, 1970.
- [War74] G. Warnecke. *Spanbildung bei metallischen Werkstoffen*. Fertigungstechnische Berichte Nr. 2. Technischer Verlag Resch KG, 1974.
- [WB15] H. Wernsing und C. Büskens. Parameter Identification for Finite Element Based Models in Dry Machining Applications. *Procedia CIRP*, 31:328–333, 2015.
- [WCZ<sup>+</sup>05] Z. J. Wang, W. Y. Chen, Y. D. Zhang, Z. T. Chen und Q. Liu. Study on the Machining Distortion of Thin-walled Part Caused by Redistribution of Residual Stress. *Chinese Journal of Aeronautics*, 18(2):175–179, 2005.
- [Wei99] K. Weinert. *Trockenbearbeitung und Minimalmengenkühlschmierung: Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik*. VDI-Buch. Springer Verlag, Berlin, 1999.
- [WG06] K. Weinert und S. Grünert. Wärmeverteilung beim Bohren – Experimentelle und Simulative Analyse der prozessbedingten instationären Wärmeverteilung im Werkstück. *wt Werkstattstechnik online*, 96(10):778–781, 2006.
- [WG07] K. Weinert und S. Grünert. Thermische Simulation des Bohrprozesses – FEM Simulation der thermischen Bauteilbelastung beim Bohren. *wt Werkstattstechnik online*, 97(1-2):30–34, 2007.
- [WGB<sup>+</sup>14] H. Wernsing, M. Gulpak, C. Büskens, J. Sölter und E. Brinksmeier. Enhanced method for the evaluation of the thermal impact of dry machining processes. *Production Engineering – Research and Development*, 8(3):291–300, 2014.
- [WGHK05] K. Weinert, S. Grünert, N. Hammer und M. Kersting. Analysis of Circular Milling Process for thin-walled space-frame-structure applying FEM-Simulation. *Production Engineering – Research and Development*, 12(1):99–102, 2005.
- [WHP03] K. Weinert, M. Hagedorn und C. Peters. Thermische Beeinflussung des Mittenverlaufs beim BTA-Tiefbohren. *wt Werkstattstechnik online*, 93(10):695–698, 2003.
- [Wir10] G. Wirtz. *Adaptive Regelung für das Tiefbohren mit Einlippenbohrern kleiner Durchmesser*. Dissertation, RWTH Aachen, 2010.
- [WISW04] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland und T. Wakabayashi. Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 53(2):511–537, 2004.
- [WISY03] T. Wakabayashi, I. Inasaki, S. Suda und H. Yokota. Tribological Characteristics and Cutting Performance of Lubricant Esters for Semi-dry Machining. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 52(1):61–64, 2003.
- [Wit07] S. Wittkop. *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation, Universität Dortmund, 2007.
- [WKSP05] K. Weinert, M. Kersting, M. Schulte und C. Peters. Finite Element Analysis of Thermal Stresses During the Drilling Process of Thin-Walled Profiles. *Production Engineering – Research and Development*, 12(1):101–104, 2005.
- [WL02a] K. Weinert und A. Loichinger. Minimalmengenschmierung rotierender Werkzeuge: Analyse der Schmiermittelversorgung von Werkzeugen auf Bearbeitungszentren. *VDI-Z Integrierte Produktion*, (1):27–30, 2002.
- [WL02b] K. Weinert und A. Loichinger. Prozessoptimierung thermisch bedingter Bauteil-deformation: Einfluss der Bearbeitungswärme auf die Bauteilqualität – Analyse und Prozessoptimierung. *wt Werkstattstechnik online*, 92(5):259–263, 2002.
- [WSI<sup>+</sup>07] T. Wakabayashi, S. Suda, I. Inasaki, K. Terasaka, Y. Musha und Y. Toda. Tribological Action and Cutting Performance of MQL Media in Machining of Aluminum. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 56(1):97–100, 2007.

- [WT97] K. Weinert und D. Thamke. Kühlschmierung mit Minimalmengen bei der Bohrungsbearbeitung. In K. Weinert, Hrsg., *Spanende Fertigung*, Seiten 86–97. Vulkan Verlag, Essen, 1997.
- [WTH<sup>+</sup>05] N. Wain, N. R. Thomas, S. Hickman, J. Wallbank und D. G. Teer. Performance of low-friction coatings in the dry drilling of automotive Al-Si alloys. *Surface and Coatings Technology*, 200(5-6):1885–1892, 2005.
- [Zie08] W. Zielasko. Trockenbearbeitung – eine innovative Fertigungstechnologie etabliert sich in der Großserienfertigung. In *Fachgespräch zwischen Industrie und Hochschule, Zerspanen im modernen Produktionsprozess, 2008*, Seiten 221–231. TU Dortmund, Dortmund, 2008.
- [Zim15] M. Zimmermann. *Drehen von Aluminium-Matrix-Verbundwerkstoffen: Analyse thermischer und mechanischer Einflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit bei der Trockenbearbeitung*. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2015.
- [ZLZ01] M. Z. Zhang, Y. B. Liu und H. Zhou. Wear mechanism maps of uncoated HSS tools drilling die-cast aluminum alloy. *Tribology International*, 34(11):727–731, 2001.
- [ZST98] W. Zielasko, R. Schirsch und D. Thamke. Wirtschaftlichkeit der Trockenbearbeitung. In VDI e. V., Hrsg., *Abschlußpräsentation des BMBF/PFT-Projektes – Trockenbearbeitung prismatischer Teile: Tagung, Aachen 30. und 31. März 1998*, VDI-Berichte Nr. 1375, Seiten 371–397. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998.
- [ZW06] R. P. Zeilmann und W. L. Weingaertner. Analysis of temperature during drilling of ti6Al4 V with minimal quantity of lubrication. *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1):124–127, 2006.

Folgende im Themenbereich der vorliegenden Dissertation vom Autor betreute studentische Arbeiten sind teilweise in die Erstellung der angegebenen Kapitel eingegangen:

<i>Name</i>	<i>Titel, Art, Hochschule, Jahr</i>	<i>Kapitel</i>
H. Günther	Finite-Elemente-Simulation der thermischen Bauteilverzüge beim Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung, Studienarbeit, TU Dortmund, 2014	6.1
M. S. Jemaiai	Entwicklung eines Versuchsaufbaus zur prozessintegrierten messtechnischen Erfassung des instationären Temperaturfeldes im Werkstück und der resultierenden thermischen Bauteilausdehnung beim Wendeltiefbohren, Bachelorarbeit, FH Dortmund, 2014	5.5.3
A. Kohlmann	Technologische Untersuchung zur NC-gesteuerten Mittenverlaufsbeeinflussung beim Wendeltiefbohren von Aluminiumguss unter Verwendung von Minimalmengenschmierung, Bachelorarbeit, FH Dortmund, 2014	5.1, 5.2, 5.3 und 6.3.1
M. Mannig	Thermomechanische Analyse des Einlippen- und Wendeltiefbohrens von Aluminiumguss hinsichtlich des Einflusses unterschiedlicher Kühlschmierstoffkonzepte unter Variation der Bohrungswandstärke, Diplomarbeit, TU Dortmund, 2013	5.3.2
A. Shapovalov	Untersuchung der Schneidenbelastung beim Wendel- und Einlippentiefbohren zur simulationsgestützten Analyse des Mittenverlaufs, Studienarbeit, TU Dortmund, 2014	5.3.2
A. Shapovalov	Thermomechanische Analyse der Bauteilbelastung beim Hochleistungs-Wendeltiefbohren mit Minimalmengenschmierung, Bachelorarbeit, TU Dortmund, 2014	5.1, 5.2, 5.3 und 5.5
J. Stumpf	Thermomechanische Analyse und energetische Betrachtung zum Tiefbohren von Aluminiumguss unter Verwendung von Minimalmengenschmierung. Masterarbeit, TU Dortmund, 2015	5.1, 5.2, 5.3 und 5.6
A. Wirtz	Kompensation thermomechanisch bedingter Bauteilverzüge zur Reduktion des Mittenverlaufs beim Wendeltiefbohren von Aluminiumguss unter Minimalmengenschmierung, Masterarbeit, TU Dortmund, 2015	6.2 und 6.3

# Lebenslauf

## Persönliche Daten

---

Name: Ivan Vassilev Iovkov  
Geburtsdatum: 01.04.1985  
Geburtsort: Sofia, Bulgarien  
Familienstand: verheiratet, zwei Kinder  
Staatsangehörigkeit: deutsch

## Schulbildung

---

09/1998 - 07/2003 Nationales Naturwissenschaftliches Gymnasium, Sofia, Bulgarien. Abschluss: Allgemeine Hochschulreife  
09/1991 - 07/1998 Grundschule Prof. Boian Penev, Sofia, Bulgarien

## Hochschulstudium

---

10/2003 - 01/2010 Studium der Maschinenbaus an der TU Dortmund  
Vertiefungsrichtung: Maschinentechnik  
Abschluss: Diplom-Ingenieur

## Berufstätigkeit

---

seit 11/2011 Leiter der Abteilung Zerspanung am Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund  
seit 11/2009 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund  
04/2009 - 09/2009 Studentische Hilfskraft am Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund  
11/2008 - 03/2009 Praktikum bei BoschRexroth AG, Zerspanungstechnologie in der Großgetriebefertigung, Leitwerk Witten  
05/2006 - 10/2008 Studentische Hilfskraft am Institut für Spanende Fertigung der TU Dortmund





## Bisher erschienene Bände in der Schriftenreihe des ISF

- 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 3-8027-8760-9
- Band 82 Rausch, S.: *Modellgestützte Endbearbeitung hartstoffbeschichteter Tiefziehwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8785-0
- Band 81 Beer, N.: *Systematische Untersuchung von Vollhartmetall-Wendelbohrern zum Bearbeiten von Inconel 718*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2016, ISBN 978-3-8027-8784-3
- Band 80 Odendahl, S.: *Entwicklung eines multiskaligen Simulationssystems zur Analyse und Optimierung von Zerspanprozessen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2015, ISBN 978-3-8027-8786-7
- Band 79 Steiner, M.: *Grundlagenuntersuchungen zur Mikrofräsbearbeitung des austenitischen Edeltahls 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  $\beta$ -Titanlegierungen unterschiedlicher Mikrostruktur*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8772-0
- Band 66 Heilmann, M.: *Tiefbohren mit kleinen Durchmessern durch mechanische und thermische Verfahren – Prozessgestaltung und Verfahrenskombination*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8770-6
- Band 65 Scheidler, A. V.: *Simulation des NC-Formschleifprozesses mit unterschiedlichen CBN-Schleifscheibenformen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8768-3
- Band 64 Pantke, K.: *Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8769-0
- Band 63 Terwey, I.: *Steigerung der Leistungsfähigkeit von Vollhartmetallwendelbohrern durch Strahlspanen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8766-9
- Band 62 Würz, E.: *Schleifbearbeitung von Keramik-Hartmetall-Verbunden*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8767-6
- Band 61 Engbert, T.: *Fließbohrbearbeitung und Innengewindefertigung an Leichtbaustrukturen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8764-5
- Band 60 Felderhoff, J. F.: *Prozessgestaltung für das Drehen und Tiefbohren schwefelarmer Edelbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2012, ISBN 978-3-8027-8765-2
- Band 59 Kessler, N.: *Thermische Mittenverlaufsbeeinflussung beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8763-8
- Band 58 Paffrath, K.-U.: *Untersuchungen zum kraftgeregelten Langhubhonen auf multifunktionalen Bearbeitungszentren*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8762-1

- Band 57 Faraz, A.: *Experimental Study On Delamination, Mechanical Loads and Tool Wear in Drilling of Woven Composite Laminates*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8761-4
- Band 56 Hossam, M.: *Chatter Occurrence at Different Natural Frequencies of Milling Machine Axes*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8759-1
- Band 55 Kersting, P.: *Simulation und Analyse regenerativer Werkstückschwingungen bei der NC-Fräsbearbeitung von Freiformflächen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8757-7
- Band 54 Marschalkowski, K.: *Beitrag zur Prozessentwicklung für das Hochleistungsinnenrund-Schäl Schleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2011, ISBN 978-3-8027-8758-4
- Band 53 Weckerle, T.: *Konzeption und Entwicklung einer standardisierten Datenübertragung von Schleifoperationen für Werkzeugschleifmaschinen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8756-0
- Band 52 Kahleyß, F.: *Grundlagenuntersuchungen und simulationsbasierte Optimierung zur fünfachsigen Mikrofräsbearbeitung von NiTi-Formgedächtnislegierungen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8753-9
- Band 51 Mohn, T.: *Schleifen thermisch gespritzter Verschleißschutzschichten auf Bearbeitungszentren – Prozessgestaltung und Simulation*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8751-5
- Band 49 Rautenberg, J.: *Simultane fünfachsige Fräsbearbeitung von Aluminiumstrukturbauteilen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2010, ISBN 978-3-8027-8754-6
- Band 48 Enk, D.: *Untersuchungen zum dynamischen Stabilitätsverhalten von 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  $\gamma$ -Titanaluminide durch Bohren, Gewindebohren und Fräsen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2009, ISBN 978-3-8027-8746-1
- Band 45 Kahnis, P.: *Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8745-4
- Band 44 Noyen, M.: *Analyse der mechanischen Belastungsverteilung in der Kontaktzone beim Längs-Umfangs-Planschleifen*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2008, ISBN 978-3-8027-8744-7

- Band 43 Jansen, T.: *Entwicklung einer Simulation für den NC-Formschleifprozess mit Torusschleifscheiben*. Dissertation Technische Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8743-0
- Band 42 Hammer, N.: *Spanende Bearbeitung endlos stahlverstärkter Aluminiummatrixstrangpressprofile*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8742-3
- Band 41 Kress, J.: *Auswahl und Einsatz von polykristallinem kubischem Bornitrid beim Drehen, Fräsen und Reiben*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8741-6
- Band 40 Wittkop, S.: *Einlippentiefbohren nichtrostender Stähle*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8740-9
- Band 39 Webber, O.: *Untersuchungen zur bohrtiefenabhängigen Prozessdynamik beim BTA-Tiefbohren*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8739-3
- Band 38 Zhang, L.: *Accuracy Enhancement of a Hexapod Machine Tool*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2007, ISBN 978-3-8027-8738-6
- Band 37 Petzoldt, V.: *Formgedächtnistechnik – Tiefbohren und Mikrofräsen von Ni-Ti*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8737-4, 978-3-8027-8737-9
- Band 36 Kötter, D.: *Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8736-6, 978-3-8027-8736-2
- Band 35 Hesterberg, S.: *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle - Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8735-8, 978-3-8027-8735-5
- Band 34 Damm, P.: *Rechnergestützte Optimierung des 5-Achsen-Simultanfräsen von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8734-X, 978-3-8027-8734-8
- Band 33 Surmann, T.: *Geometrisch-physikalische Simulation der Prozessdynamik für das fünfachsige Fräsen von Freiformflächen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8733-1, 978-3-8027-8733-1
- Band 32 Stautner, M.: *Simulation und Optimierung der mehrachsigen Fräsbearbeitung*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8732-3, 978-3-8027-8732-4
- Band 31 Peters, C.: *Herstellung und Einsatzverhalten von Keramik-Hartmetall-Verbundbohrwerkzeugen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8731-5, ISBN 978-3-8027-8731-7
- Band 30 Hagedorn, M.: *Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen - Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2006, ISBN 3-8027-8730-7, ISBN 978-3-8027-8730-0

- Band 29 Kalveram, M.: *Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2005, ISBN 3-8027-8729-3, 978-3-8027-8729-4
- Band 28 Koehler, W.: *Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8728-5
- Band 27 Loichinger, A.: *Analyse und Optimierung der Kühlschmierstoffversorgung rotierender Werkzeuge*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 26 Du, S.: *Simulation and Tool Path Optimization for the Hexapod Milling Machine*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8726-9
- Band 25 Schulte, M.: *Profilschleifen von Hartlegierungen und Hartverbundwerkstoffen mit konventionellen Schleifmitteln*. Dissertation Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8725-0
- Band 24 Lange, M.: *Prozessgestaltung bei der spanenden Bearbeitung von kurzfaserverstärkten Magnesiumlegierungen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8724-2
- Band 23 Guntermann, G.: *Aspekte des Hochgeschwindigkeits-Hartfräsens im Werkzeug- und Formenbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2004, ISBN 3-8027-8723-4
- Band 22 Johlen, G.: *Prozessoptimierung für die Hartfeinbearbeitung durch die Kombination von Hartdrehen und Schleifen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8722-6
- Band 21 Schwietering, C.: *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 2003, ISBN 3-8027-8721-8
- Band 20 Zabel, A.: *Simulationsgestützte Vorhersage des Verschleiß-Verhaltens 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 Einschnelden-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 Einlippentiefbohrerns*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN: 3-8027-8707-2
- Band 4 Enselmann, A.: *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1999, ISBN 3-8027-8703-X
- Band 3 Willsch, C.: *Außenrund-Einsteichschleifen von Cermet*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1998, ISBN 3-8027-8702-1
- Band 2 Friedhoff, J.: *Aufbereitung von 3D-Digitalisierdaten für den Werkzeug-, Formen- und Modellbau*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1997, ISBN 3-8027-8701-3
- Band 1 Adams, F.-J.: *Einsatzverhalten von symmetrischen, hartmetallbestückten Kurzlochbohrern*. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, 1996, ISBN 3-8027-8700-5