

Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge

von der Fakultät Maschinenbau der
Technischen Universität Dortmund
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
genehmigte
Dissertation

von

Dipl.-Wirt-Ing. Dipl.-Logist. Klaus Pantke
aus Arnsberg

Eingereicht: 21.09.2011
Mündliche Prüfung: 19.12.2011
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. D. Biermann
Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. K. Weinert
Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.-Ing. W. Tillmann

Bibliographische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

ISBN 978-3-8027-8769-0

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Angestellter am Institut für Spanende Fertigung (ISF) der Technischen Universität Dortmund. Das Gelingen einer solchen Arbeit ist nur durch die Unterstützung vieler weiterer Personen möglich, bei denen ich mich an dieser Stelle bedanken möchte.

Zunächst gilt mein besonderer Dank dem ehemaligen Institutsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Klaus Weinert für meine Einstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter sowie die Übernahme der Mitberichterstattung bei dieser Arbeit. Seinem Nachfolger, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann gilt darüber hinaus mein Dank für die weitere Betreuung während der Erstellung dieser Arbeit. Die vielseitigen Möglichkeiten und Herausforderungen während meiner Institutszeit, sowie das mir entgegengebrachte Vertrauen bei der Gestaltung dieser Arbeit haben maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen. Mein Dank gilt weiterhin allen Mitarbeitern, Studien- und Diplomarbeitern sowie studentischen Hilfskräften des ISF für die hervorragende Zusammenarbeit, und die kollegiale Unterstützung, die mir zu Teil wurde. Die vielfältigen Hinweise und Anregungen meiner ehemaligen Diplomarbeitsbetreuer, Herrn Dr.-Ing. Tobias Surmann und Herrn Dr.-Ing. Nils Hammer waren mir während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter noch lange hilfreich. Dr.-Ing. Nils Hammer und Frau Dr.-Ing. habil. Evelina Vogli danke ich besonders für die sorgfältige Durchsicht des Manuskripts und die anschließende überaus wertvollen Diskussionen und Anmerkungen.

Besonderen Dank gilt darüber hinaus meinen ehemaligen Bürokollegen Herrn Dr.-Ing. Fabian Felderhoff und Herrn Dr.-Ing. Markus Heilmann für das einzigartige Arbeitsklima im goldenen Eckbüro. Die fachlichen und privaten Gespräche waren mir immer eine große Hilfe und Freude. Herr Dipl.-Ing. Horst Helbing und Herr Michael Kater haben mich bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen bei allen messtechnischen Fragestellungen in hervorragender Weise unterstützt, wofür ihnen mein besonderer Dank gilt. Darüber hinaus möchte ich Herrn Dipl.-Ing. Manuell Steffen und Herrn cand.-ing. Benedikt Allebrodt für die Unterstützung bei der Ausführung der experimentellen Arbeiten danken.

Im privaten Bereich gilt mein Dank zuallererst meinen Eltern, die mir diesen beruflichen Werdegang ermöglichten und die mich immer liebevoll gefördert und jederzeit uneingeschränkt unterstützt haben. Besonderer Dank gilt hier meiner Mutter welche durch die überaus gründliche und sorgfältige Korrektur dazu beigetragen hat, eine veröffentlichungsreife Arbeit zu erstellen.

Klaus Pantke

Dortmund, im Februar 2012

Kurzfassung

Der Erfassung von Temperatureinflüssen auf die Werkzeugschneide und das Werkstück in Zerspanprozessen kommt eine stetig wachsende Bedeutung zu. Zur Auslegung von Zerspanprozessen sowie der anforderungsgerechten Schneidstoff- und Beschichtungsauswahl ist die Kenntnis der auftretenden Temperaturen unerlässlich. Die Nutzung des thermoelektrischen Effektes auf der Basis verschiedenartiger Beschichtungssysteme erlaubt es, Temperaturen wirkstellennah am Werkzeug zu erfassen und zu analysieren. Insbesondere der bei handelsüblichen Thermoelementen bekannte Seebeck-Effekt liefert beim Einsatz thermoelektrisch wirkender Beschichtungspaarungen genaue Kenntnisse über die während des Zerspanvorgangs auftretenden Temperaturen. Das Ziel dieser Arbeit ist es daher, sowohl die Beschichtungstechnologie hinsichtlich der Abscheidung von Thermoelektrizitäts-Beschichtungen weiter zu entwickeln als auch eine Einsatzqualifizierung dieser Schichtsysteme im Zerspanprozess vorzunehmen. Gegenüber dem Stand der Technik zeichnet sich dieses Verfahren dadurch aus, dass es in direkter Nähe zur Wirkzone die Temperaturen zuverlässig erfassen kann. Dies ist durch eine zusätzliche Verschleißschicht aus Aluminiumoxyd zu gewährleisten. In dieser Arbeit erfolgen die Erfassung der Werkzeugtemperaturen mit einem sensorischen Beschichtungssystem sowie der Vergleich mit etablierten Verfahren. Hierfür kommen die Videothermografie sowie konventionelle Thermoelemente zu Anwendung. Aufbauend auf den gewonnenen Daten des Sensorsystems erfolgt eine Berechnung der Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze durch die Methode der Finiten Elemente, durch thermodynamische Berechnungen sowie eine nichtlineare Regression. Grundsätzlich zeigt sich, dass mit dem entwickelten Sensorsystem die Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung während des Bearbeitungsprozesses zuverlässig realisierbar ist. Aufbauend auf den so ermittelten Daten können die eingesetzten analytischen Berechnungsmethoden die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze bestimmen. Ein Vergleich dieser analytischen Verfahren konnte deutlich machen, dass eine FE-Berechnung, basierend auf den gewonnenen Sensordaten die zuverlässigsten Werkzeugtemperaturen liefert. Durch die Kombination einer analytischen Berechnungsmethode mit den gewonnenen Sensordaten ist es somit möglich, die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze zuverlässig zu ermitteln. Diese Methode stellt somit für zukünftige Untersuchungen ein zuverlässiges Hilfsmittel zur Prozessüberwachung zur Verfügung.

Abstract

High temperatures in cutting processes can increase the tool wear and result into insufficient workpiece qualities. This is the reason why the exact knowledge of tool temperatures in cutting processes is an essential factor for tool- and process design. Currently, the in-process measurement of the tool temperature is usually carried out by thermographic pictures or embedded standard thermocouples. A new method to improve the temperature measurement for cutting processes is the application of sensor coatings directly on tools. Based on the Seebeck-effect, it is possible to coat cutting tools with Ni and NiCr conduction paths. At the joining point of these two metallic conductors, an electric potential difference is resulted due to the temperature imposed. An additional Aluminumoxide protection layer enables the measurement of the temperature gradient direct on the rake face during the cutting process. In this thesis, the development of the sensor system, the resulting measurement data in turning and the evaluation of the data are presented. To deposit a thermocouple on the cutting inserts, a newly developed mask technique was used, which covered the cutting insert with steel masks. Three conductive paths with contact points were generated by a micro milling process. In a first step, the measured temperature by the sensor system is compared with two conventional temperature measurement methods. The resulting temperature data by the sensor system is in the same range than the data measured by embedded standard thermocouples and thermography systems. With the data, measured by the sensor system, a calculation of the temperature on the tool tip is done by finite elements method, thermodynamic calculation and nonlinear regression. In comparison of these calculation methods, the finite elements method enables the best result. Based on the measured temperature data with the sensor system, the finite elements method is possible to calculate a certain temperature for the tool tip. Further investigations can use the developed sensor system in combination with finite elements calculation as method for process monitoring system.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	3
2.1	Grundlagen der Zerspanung	4
2.1.1	Thermische Energie bei der Zerspanung	5
2.1.2	Drehen	9
2.1.3	Fräsen	11
2.1.4	Mikrobearbeitung	12
2.2	Dünnschichttechnologie	15
2.2.1	PVD-Beschichtungsverfahren	16
2.2.2	Wachstumsmodell für PVD-Schichten	20
2.2.3	Beschichtungen für Zerspanungswerkzeuge	22
2.3	Temperaturerfassung in Zerspanungsprozessen	24
2.3.1	Taktile Verfahren	26
2.3.2	Optische Verfahren	31
3	Ausgangssituation und Zielsetzung	34
4	Experimentelle Randbedingungen	36
4.1	Eingesetzte Versuchsmaschinen	36
4.1.1	Mikrobearbeitung	36
4.1.2	Eingesetzte Beschichtungsanlagen	36
4.2	Eingesetzte Werkstoffe	37
4.2.1	Eingesetzte Eisengusswerkstoffe	38
4.2.2	Eigenschaften und Aufbau von Titanlegierungen	40
4.3	Verwendete Schneidstoffe	40
4.4	Eingesetzte Drehmaschine	42
4.5	Eingesetzte Messtechnik und Messverfahren	42

4.5.1	Eingesetzte Kraftmesstechnik	42
4.5.2	Thermische Messverfahren	43
5	Prozesskette zur Abscheidung von sensorischen Schichtsystemen	45
5.1	Herstellung von Beschichtungsmasken	47
5.1.1	Einfluss der Prozessgrößen auf die Maskenqualität	48
5.2	Entwicklung einer geeigneten Beschichtungsmethode	56
5.2.1	Einfluss der Substratvorbehandlung	56
5.2.2	Einfluss des Beschichtungsverfahrens	59
5.2.3	Einfluss der Maskengestalt	61
5.3	Kontaktierung und Kalibrierung	62
5.3.1	Kontaktierung des Sensorsystems	62
5.3.2	Kalibrierung des Sensorsystems	63
6	Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung	66
6.1	Darstellung der thermischen und mechanischen Werkzeugbelastung	67
6.1.1	Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung bei der Bearbeitung von lamellarem Grauguss (EN-GJL-250)	70
6.1.2	Erfassung der Werkzeugtemperatur bei der Bearbeitung von globula- rem Grauguss (EN-GJS-600)	74
6.1.3	Einsatz des Sensorsystems bei Bearbeitung einer Titanlegierung (Ti10V2Fe3Al)	77
6.1.4	Verschleißbeständigkeit des Sensorsystems	78
6.1.5	Einsatz alternativer Substrate	79
7	Analytische Bestimmung der Werkzeugtemperatur	82
7.1	Berechnung der Wirkzonentemperatur mit der Finite-Elemente-Methode . . .	84
7.2	Thermodynamische Berechnung der Wirkzonentemperatur	90
7.3	Nichtlineare Regression zur Bestimmung der Werkzeugtemperatur	97
7.4	Vergleich und Bewertung der durchgeführten Verfahren	100
7.5	Temperaturentwicklung an der Werkzeugspitze bei Variation der Einstellgrößen	102
8	Zusammenfassung und Ausblick	104
	Literaturverzeichnis	107

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

Zeichen Bedeutung

Al	Aluminium
C	Kohlenstoff
CAD	Computer Aided Design (Computerunterstütztes Design)
CNC	Computerized Numerical Control (Computerunterstützte numerische Steuerung)
Cr	Chrom
CrN	Chromnitrid
CVD	Chemical Vapour Deposition – chemische Gasphasenabscheidung
DC	Direct current – Gleichstrom
DIN	Deutsche Industrienorm
DLC	Diamond like Carbon
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
H	Wasserstoff
HF	High frequenz – hohe Frequenz
hdp	hexagonal-dichteste Kugelpackung
HV	Vickershärte
ISF	Institut für Spanende Fertigung
ISO	International Standardization Organisation
kfz	kubisch-flächenzentriert
krz	kubisch-raumzentriert
KSS	Kühlschmiermittel
MMS	Minimalmengenschmierung
Mo	Molybdän
N	Stickstoff
NC	Numeric Control – numerische Steuerung
Ni	Nickel
NiCr	Nickelchrom
O	Sauerstoff
PID	Proportional Integral Derivative
Pt	Platin
PVD	Physical Vapour Deposition – physikalische Abscheidung
REM	Rasterelektronenmikroskop
Si	Silizium
Ta	Tantal
Ti	Titan

TiAlN	Titanaluminiumnitrid
TiC	Titancarbid
TiN	Titannitrid
V	Vanadium
W	Wolfram
VHM	Vollhartmetall
VR	Virtual Reality – virtuelle Realität

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	mm^2	Fläche durch die der Wärmestrom fließt
a_p	mm	Schnitttiefe
α_p		Druckkoeffizient
α_T		Temperaturkoeffizient
b	mm	Spanungsbreite
D	μm	Schichtdicke
d	μm	Durchmesser
d	mm	Dicke der Beschichtungsmaske
ρ	g/cm^3	Dichte
ϵ		Thermischer Emissionskoeffizient (Emmissionsgrad)
f	mm	Vorschub
f_a	khz	Abtastrate
f_z	μm	Zahnvorschub
F_c	N	Schnittkraft
F_f	N	Vorschubkraft
F_a	N	Aktivkraft
F_p	N	Passivkraft
F_z	N	Zerspankraft
γ	rad	Spanwinkel
h	mm	Spanungsdicke
I	A	Stromstärke
κ	rad	Einstellwinkel
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
n	min^{-1}	Drehzahl
\dot{Q}	W	Wärmestrom
\dot{q}	W/m^2	Wärmestromdichte
P		Positioniergenauigkeit
p	Pa	Druck
π		Kreiszahl
R	Ω	Widerstand
r	mm	Radius
T	Grad	Temperatur (allgemein)
t	s	Zeit
ϑ	$^{\circ}C$	Temperatur
ϑ_{sen}	$^{\circ}C$	Temperatur des Sensors
ϑ_{ref}	$^{\circ}C$	Referenztemperatur
v_c	mm/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit

\vec{v}_f	mm/min	Vektor der Vorschubgeschwindigkeit
VB	mm	Verschleißmarkenbreite
x		Raumkoordinate in x-Richtung
y		Raumkoordinate in y-Richtung
z		Raumkoordinate in z-Richtung
z		Anzahl der Zähne des Fräswerkzeugs

Kapitel 1

Einleitung

Spanende Fertigungsverfahren haben eine herausragende Bedeutung im industriellen Alltag erlangt. In nahezu allen Produkten und Komponenten lassen sich heutzutage Bauteile wiederfinden, welche indirekt oder direkt aus einem Zerspanungsprozess resultieren. Einen häufigen Anwendungsfall für diese Fertigungsverfahren stellt das Drehen dar, da dieses bei der Herstellung und Bearbeitung von rotationssymmetrischen Bauteilen, wie beispielsweise Wellen für Antriebseinheiten, Verwendung findet. Aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten spielt hierbei in der industriellen Anwendung die Maximierung der Werkzeugstandzeiten bei gleichzeitiger Einhaltung der qualitativen Restriktionen eine entscheidende Rolle. Hierfür wurden in der Vergangenheit unzählige Forschungsergebnisse entwickelt und in die industrielle Praxis überführt. Entscheidende Fortschritte konnten bislang werkzeugseitig durch Optimierungen der Werkzeuggestalt sowie durch neuartige Schneidstoffkonzepte realisiert werden. Für die Bewertung dieser Entwicklungsergebnisse hat neben der rein mechanischen Belastung die aus dem Bearbeitungsprozess resultierende thermische Beanspruchung des Werkstück- Werkzeugsystems eine herausragende Bedeutung. Dieses Wissen macht es möglich, verbesserte Modelle und Theorien über das vorherrschende thermomechanische Belastungskollektiv abzuleiten. Ein genaues Verständnis dieser Zusammenhänge hilft dabei, dass Grundlagenwissen über die physikalischen Vorgänge im Mikrobereich der Zerspanungszone zu verstehen, woraus wiederum weitere Optimierungspotentiale abgeleitet werden können. Im Gegensatz zur Erfassung der rein mechanischen Werkzeugbelastung durch piezoelektrische Sensoren stellt die Ermittlung der resultierenden Prozesstemperaturen jedoch nach wie vor eine große Herausforderung dar. Dies ist mit den vorherrschenden Umweltbedingungen durch schlechte Zugänglichkeit, Spanabfluss und den Einfluss eines Kühlschmiermediums zu begründen. Daher wurden bereits in der Vergangenheit unterschiedliche Temperaturmessverfahren entwickelt, die jedoch häufig verfahrensspezifische Nachteile aufweisen. Im Gegensatz hierzu ist es durch die Nutzung des thermoelektrischen Effektes auf der Basis verschiedenartiger Beschichtungssysteme möglich, Temperaturen im Zerspanprozess wirkstellennah während des Bearbeitungsprozesses am Werkzeug zu erfassen und zu analysieren. Insbesondere der bei handelsüblichen Thermoelementen bekannte Seebeck-Effekt

liefert beim Einsatz thermoelektrisch wirkender Beschichtungspaarungen genaue Kenntnisse über die während des Zerspanungsvorganges auftretenden Temperaturen. Durch die gezielte Aufbringung dieser Schichtsysteme auf Zerspanwerkzeuge mit modernen Dünnschichttechnologien ist es möglich, den Temperaturgradienten des Werkzeugs in Abhängigkeit der Bearbeitungsparameter zu bestimmen. Hierdurch kann in direkter Nähe der Wirkstelle die thermische Werkzeugbelastung erfasst werden. Dieses System bietet in Kombination mit konventionellen Piezoelementen vielseitige Möglichkeiten, um Aussagen über die thermomechanischen Werkzeugbelastungen im Bereich der Wirkzone treffen zu können [WTH⁺06]. Gleichzeitig scheint eine Übertragbarkeit dieses Verfahrens vom Drehprozess auf weitere Zerspanungsverfahren sowie die Entwicklung adaptiver Prozesssteuerungen unter dem Aspekt des intelligenten Werkzeugkonzepts möglich.

Das Ziel dieser Arbeit ist daher die Entwicklung, Herstellung, Überführung in reale Drehprozesse und abschließende Analyse der thermischen Werkzeugbelastung durch temperatur-sensitive Beschichtungen. Die Produktion und der Einsatz eines solchen Sensorsystems zur Temperaturerfassung erfordert die Nutzung eines breitgefächerten Spektrums an Fertigungsprozessen. Zunächst ist sicherzustellen, dass die Schichthaftung durch geeignete Substratvorbehandlung den Belastungen im Bearbeitungsprozess standhält. Im Weiteren ist eine geeignete Chargierung der Wendeschneidplatten für den eigentlichen Beschichtungsprozess zu entwickeln. Qualitätskontrolle, Schichtanalyse und messtechnische Aufgaben sind für ein präzises Messsystem zu realisieren. Hieraus ergeben sich vielfältige Fragestellungen, welche im Rahmen dieser Arbeit beantwortet werden. Die zentralen Herausforderungen stellen sich hierbei darin, sowohl die Beschichtungstechnologie hinsichtlich der Abscheidung von Thermoelektrizitätsbeschichtungen weiter zu entwickeln als auch eine Einsatzqualifizierung dieser Schichtsysteme im Zerspanprozess vorzunehmen. Die Entwicklung von prozessbegleitenden Temperaturmessverfahren und die Charakterisierung des Verschleißverhaltens derartiger Beschichtungssysteme stellen einen zusätzlichen Bestandteil der Untersuchungen dar. Um die Einsatzfähigkeit eines solchen Sensorsystems zu bewerten ist es abschließend erforderlich, diese mit analytischen Methoden durch konventionelle thermodynamische Berechnungen sowie durch die Finite-Elemente-Methode zu verifizieren.

Kapitel 2

Stand der Technik

Die Entwicklung und der Einsatz eines temperatursensitiven Beschichtungssystems für Zerspanungswerkzeuge stellt den Schwerpunkt dieser Arbeit dar. Hierzu ist es erforderlich, moderne Dünnschichttechnologien zu nutzen, um entsprechende Sensorsysteme herstellen zu können. Im nachfolgenden Einsatz dieser Systeme während des Zerspanungsprozesses erfolgt die Registrierung und Auswertung des thermomechanischen Belastungskollektivs. Anschließend finden diese Daten für weitere Grundlagenanalysen Verwendung.

Die Prozesskette zur Fertigung dieser Sensorsysteme beginnt mit einem Mikrofräsprozess zur Herstellung von Masken. Diese Masken sind erforderlich, um während des Beschichtungsprozesses die Sensorformen auf dem Werkzeug aufzubringen. Ein weiterer Prozessschritt zur Fertigung des Sensorssystems stellt der eigentliche Beschichtungsprozess dar, bei dem der Sensorwerkstoff auf die Spanfläche des Werkzeugs durch Verfahren der Dünnschichttechnologie appliziert wird. Anschließend erfolgt die Kontaktierung mit der übrigen Messkette sowie der Einsatz im Zerspanungsprozess.

Entsprechend der entwickelten Prozesskette sind die Ausführungen zum Stand der Technik in die beiden Abschnitte Zerspanung und Dünnschichttechnologie unterteilt. Im Anschluss hieran erfolgt in einem weiteren Abschnitt zunächst eine generelle Übersicht über Temperaturmessverfahren und dann eine Fokussierung auf die bisherigen Möglichkeiten und Grenzen dieser Verfahren im Bereich der Zerspanungstechnik. Abschließend wird ein kurzer Überblick über den Einsatz von Messsensoren in der Zerspanungstechnik gegeben.

2.1 Grundlagen der Zerspanung

Zerspanungsprozesse sind grundsätzlich definiert als Bearbeitungsverfahren, bei denen das Abtrennen von überflüssigem Material in Form von Spänen durch eine Relativbewegung eines Werkzeugs und Werkstücks erreicht wird. Dieses Fertigungsverfahren wird weiter unterteilt in Spanen mit geometrisch bestimmter und unbestimmter Schneide [DIN81]. Werkzeuge, deren Schneidenanzahl, Form der Schneidkeile und Lage der Schneide zum Werkstück eindeutig bestimmbar sind, werden hierdurch von den entsprechend nicht exakt bestimmbar Werkzeugformen unterschieden [KK08]. Das Ziel all dieser Bearbeitungsverfahren besteht in der Veränderung der Werkstückform sowie der Oberflächenbeschaffenheit entsprechend den gewünschten Anforderungen durch Entfernen des überflüssigen Materials in Form von Spänen [Vie59]. Beim Einsatz dieser Verfahren resultiert neben dem gewollten Materialabtrag zur Herstellung der geometrischen Werkstückkontur immer auch eine – in der Regel – negative Beeinflussung des Werkstücks sowie des Werkzeugs selbst. Tönshoff et al. [TD04] differenzieren diese Beeinflussung präziser in thermische, mechanische und chemische Auswirkungen der spanenden Bearbeitung auf die erzeugten Randzonen. Ursache für diese Beeinflussungen ist jedoch immer die Umwandlung der maschinenseitig zur Verfügung gestellten mechanischen Energie des Bearbeitungsprozesses in andere Energieformen. Hierbei ist anzumerken, dass näherungsweise die gesamte durch die Maschinenantriebe eingebrachte, mechanische Energie in thermische Energie dissipiert. Zu vernachlässigen sind daher Anteile kinetischer Energie der fliegenden Späne und Eigenspannungen in der Randzone der Werkstückoberfläche [TD04]. Die umgesetzte thermische Energie kann während des Bearbeitungsprozesses das Werkstückgefüge schädigen, den Spanbruch ungünstig beeinflussen oder aber Auswirkungen auf das Verschleißverhalten sowie das gesamte Belastungskollektiv des Werkzeugs haben. Somit ist das Wissen über die auftretenden thermischen Belastungen sowie die Möglichkeiten zur schädigungsarmen Abführung der thermischen Energie eine Grundvoraussetzung für einen anforderungsgerechten Bearbeitungsprozess.

2.1.1 Thermische Energie bei der Zerspanung

Wärme wird in der Physik als thermische Energie definiert. Die moderne Thermodynamik interpretiert thermische Energie als kinetische Energie der einzelnen Atome. Präziser handelt es sich hierbei um die Schwingungen der einzelnen Atome um ihren Nullpunkt im Gitter. Bei Erreichen des absoluten Nullpunkts reduziert sich diese kinetische Energie theoretisch auf den Wert null. Alle Vorgänge, bei denen Wärme freigesetzt wird, erhöhen somit die Amplitude der atomaren Gitterschwingungen. In der folgenden Abbildung 2.1 ist dieser Ansatz in Form einer idealisierten Skizze visualisiert worden. Jedes Atom ist vereinfacht als Kugel abgebildet. Die Anordnung der Atome erfolgt entsprechend dem Aufbau eines metallischen Körpers in einem regelmäßigen Gitter. Jedes Atom hat hierbei einen festen Platz im Gitter, welcher der Nullpunktlage entspricht. Die thermische Energie dieses Gitters kann als Schwingung der Atome um diese Nullpunktlage verstanden werden. Diese Modellvorstellung wird in der idealisierten Darstellung durch Federn wiedergegeben. Um die Bewegungsenergie der einzelnen Atome zu erhöhen und somit die thermische Energie eines Körpers zu vergrößern, ist es erforderlich Energie zuzuführen. Hierbei wird der Dämpfungswiderstand der Federn überwunden und die Amplitude der Atomschwingungen erhöht sich. Sobald von außen keine weitere thermische Energie zugeführt wird, verringert sich aufgrund der Dämpfung wiederum die Amplitude der Atomschwingungen. Der Werkstoff kühlt ab.

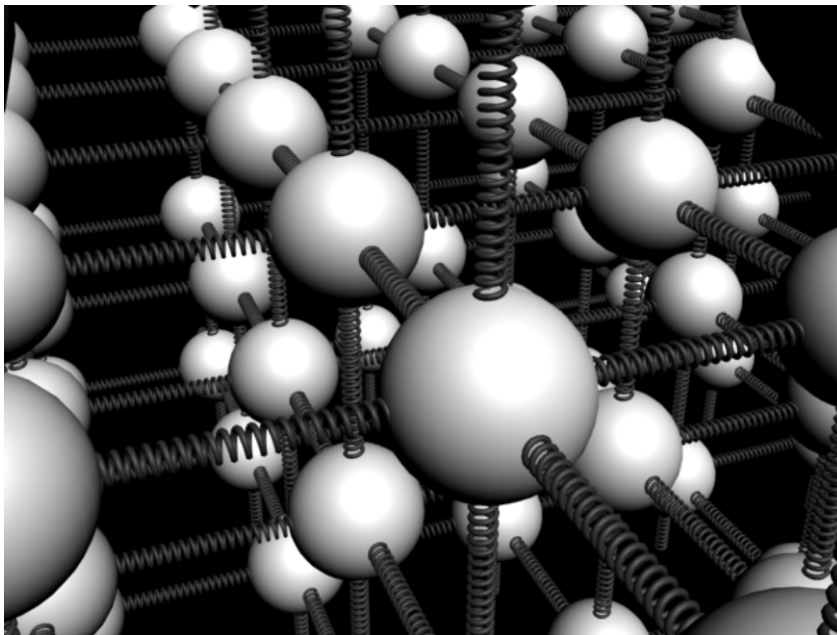


Abbildung 2.1: Gitterschwingungen als Ursache der thermischen Energie

Als Quelle für die Umwandlung anderer Energiearten in thermische Energie existieren während eines Zerspanungsprozesses primär zwei Bereiche [Ana02] (vgl. Abbildung 2.2). Hauptsächlich in der Scherzone wird aufgrund der Materialtrennung thermische Energie freigesetzt. Hierbei werden im Inneren des Werkstoffs durch die auftretenden Spannungszustände Atomlagen voneinander getrennt, woraus eine Umwandlung der maschinenseitig

zur Verfügung gestellten Bewegungsenergie in thermische Energie resultiert. Der zweite Bereich befindet sich auf der Spanfläche des Werkzeugs. An dieser Position wird aus dem direkten Abgleiten des Spans über das Werkzeug Reibung hervorgerufen, welche in Form von thermischer Energie freigesetzt wird [Vie59]. Bei diesem Prozess werden die einzelnen Atome durch die vorherrschende kinetische Energie beim Abfließen des Spans weiter angeregt. Dies hat zur Folge, dass eine erhöhte Amplitude der Gitterschwingung der Span- sowie der Werkzeugatome auftritt. Aus dieser Tatsache resultiert, entsprechend den zuvor erläuterten Zusammenhängen, ein Temperaturanstieg. Dieser reibungsinduzierte Temperaturanstieg kann bis zur Schmelzgrenze des Werkstoffs führen [TD04], hierbei erhöhen sich die Amplituden der einzelnen Atome soweit, dass der Gitteraufbau auseinanderbricht.

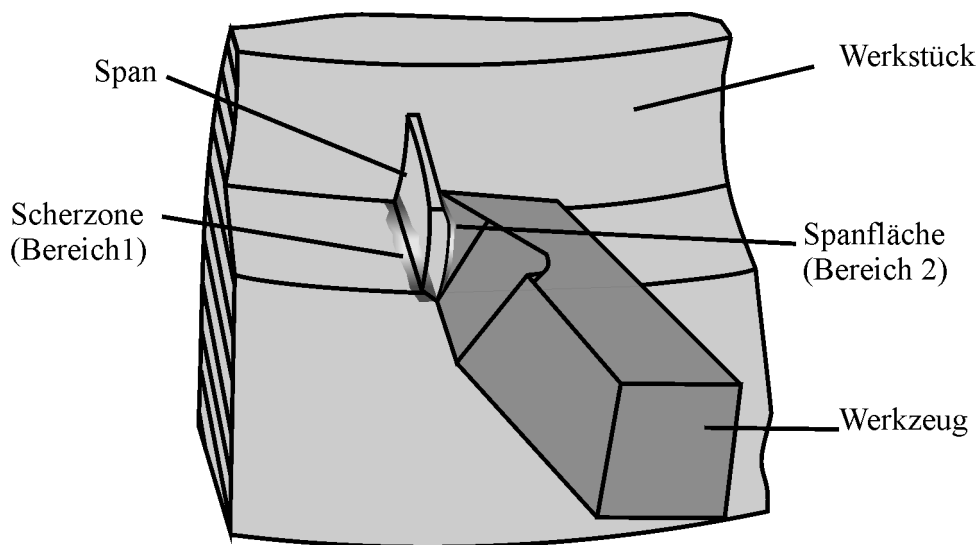


Abbildung 2.2: Entstehungszonen der thermischen Energie

Die Vorgänge im Bereich der Scherzone sind ungleich komplizierter. Um diese zu erklären ist es zunächst erforderlich, die inneren Vorgänge im Bereich der Wirkzone näher zu beschreiben. Hierfür wurden in den letzten Jahren zahlreiche Modelle entwickelt, welche das Ziel verfolgten, die makroskopischen Auswirkungen wie Spannungen, Kräfte und Spanbildungsmechanismen zu beschreiben. Die Mehrzahl dieser vorgeschlagenen Modelle beruht auf empirisch ermittelten Erkenntnissen bei der Bearbeitung duktiler Stahlwerkstoffe [Her10]. Gleichzeitig können diese Modelle aber aufgrund ihrer grundlegenden Betrachtungsweise genutzt werden, um auch Ansätze zur Erklärung der Freisetzung von thermischer Energie und deren Ausbreitung im Zerspanungsprozess zu liefern. Allen Modellen gemeinsam ist die Tatsache, dass durch die Relativbewegung von Werkzeug und Werkstück Kräfte induziert werden, welche einen orts- und zeitabhängigen Spannungszustand im Material verursachen. Bei Überschreiten der werkstoffspezifischen Fließ- bzw. Trenngrenze findet eine plastische Deformation statt. Aus der kontinuierlichen Verformung des Werkstoffs resultiert dann die Spanbildung [Mül04].

Ein erstes grundlegendes Modell entwickelte 1945 Piispanen [Pii45] für einen Orthogonalprozess aufgrund seiner Beobachtungen, dass die Formänderung während der Zerspanung lediglich in einer schmalen Zone vor der Schneide erfolgte (vgl. Abbildung 2.3).

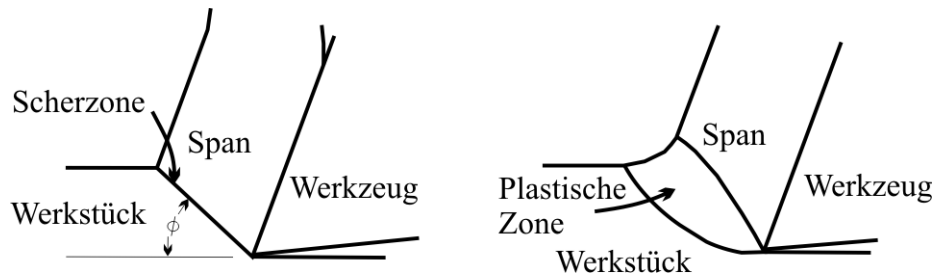


Abbildung 2.3: Grundlagen der Spanbildungsmodelle [Pii45]

Ernst und Merchant haben ein weiter detailliertes Modell hierzu aufgestellt. Dieses Modell fordert eine ideal scharfe Schneide sowie kontinuierliche Spanbildung bei geringer Spankrümmung. Im Weiteren basiert das Modell auf der Annahme, dass die plastische Formänderung während der Spanbildung ausschließlich in der Scherebene mit einheitlicher Spannung stattfindet [Arn67]. Die Scherebene orientiert sich in Richtung maximaler Schubspannungen. Das hierdurch initiierte plastische Fließen des Werkstoffs in der Scherebene wird auf atomarer Ebene durch Wandern von Versetzungen realisiert [DKK98]. Hierbei handelt es sich um ein- oder mehrdimensionale Gitterbaufehler, die durch hinreichend große Schubspannungen ein Verschieben einer Atomlage gegen eine andere ermöglichen, was schließlich zum Trennen des Werkstoffs führt [RHB03]. Dieses schrittweise Trennen und Neubilden von Atombindungen ist energetisch erheblich günstiger als das gleichzeitige Abgleiten ganzer Netzebenen. Zur Aktivierung dieser Mechanismen muss Arbeit geleistet werden. Kalorische Messungen haben gezeigt, dass diese plastische Verzerrungsarbeit, die für das Versetzungsgleiten erforderlich ist, fast vollständig in Wärme dissipiert [Par03]. Auf atomarer Ebene kann somit das Freisetzen von thermischer Energie mit dem Abgleiten und der dadurch höheren Bewegung der Moleküle erklärt werden. Somit sind die Scherebenen als einfache Wärmequellen zu bezeichnen [Dyc07].

Aufbauend auf dem Modell der Scherebenen entwickelte Warnecke ein zweidimensionales Wirkzonenmodell [War74]. Dieses Modell basiert auf unterschiedlichen Zonen im Bereich der Wirkzone und ist somit sehr gut geeignet, um die verschiedenen Mechanismen des Wärmeintrages durch Reibung und atomare Gleitmechanismen in das Werkstück- Werkzeug- System zu erklären [Ast06]. Ausgehend vom Orthogonalschnitt werden die an der Spanentstehung beteiligten Werkstückoberflächen in einzelne Zonen aufgeteilt. Die primäre Scherzone wird als unmittelbare Spanentstehungszone angenommen, bei der die oben erläuterten Versetzungsmechanismen innerhalb eines Werkstücksegmentes aufgrund der extrem hohen Schubspannungen ablaufen. In der Verformungsvorlaufzone entstehen ebenfalls durch Versetzungsgleiten aufgestaute Gitterbaufehler, die zunächst nur zu einem Anstieg der inneren

Spannungen führen. In der zweiten und vierten Zone wird der Werkstoff zusätzlich durch die bereits beschriebene Reibung zwischen der Werkzeugfreifläche und der gefertigten Fläche bzw. Spanfläche und Spanunterseite belastet. In der Scherzone direkt vor der Werkzeugspitze bildet sich eine Stauzone aus, wodurch die Trennung des Werkstoffs stattfindet [Fri08]. Ein Anteil der in der primären Deformationszone und der Verformungsvorlaufzone durch Scherbeanspruchung erzeugten Wärme wird über Wärmeleitvorgänge in das Bauteil eingeleitet. Beeinflusst wird der Wärmeanteil über den Spanwinkel, welcher den Scherwinkel beeinflusst. Im Bereich der Deformationszone finden elastische und plastische Deformationen der Werkstückrandzone statt. Wärme wird nur durch den plastischen Deformationsanteil des Werkstoffs erzeugt und verbleibt im Werkstück. Die gleichen Effekte gelten in der sekundären Scherzone an der Stau- und Trennzone sowie an der Freifläche [Pab08].

2.1.2 Drehen

Drehen ist ein spanendes Bearbeitungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide und einem kontinuierlichen Schnittvorgang. Kennzeichnend ist eine geschlossene, meist kreisförmige Schnittbewegung, die aus einer rotatorischen Hauptbewegung resultiert [DIN81]. Diese rotatorische Bewegung wird dabei in der Regel durch das Werkstück realisiert, während das Werkzeug die erforderliche Vorschub- und Zustellbewegung ausführt. Hierdurch ist dieses Bearbeitungsverfahren aufgrund der leichten Zugänglichkeit sowie des kontinuierlichen Werkzeugeingriffs während der Bearbeitung für Grundlagenuntersuchungen sehr gut geeignet. Die weitere Unterteilung der Drehverfahren erfolgt durch die Betrachtung der Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug [KK08]. Beispielsweise zeichnet sich das Außenlängsdrehen durch die Bearbeitung einer parallel zur Drehachse liegenden Fläche aus. In Abbildung 2.4 ist ein Außenlängsdrehprozess mit den auftretenden Eingriffsgrößen und den resultierenden Kraftkomponenten dargestellt.

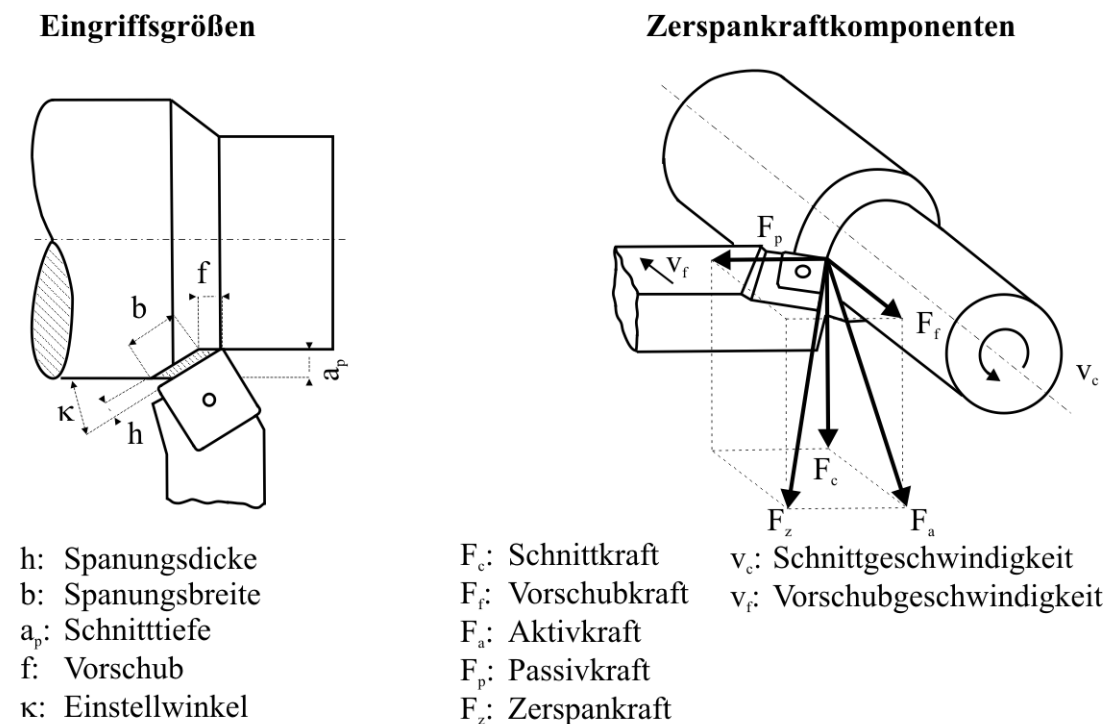


Abbildung 2.4: Eingriffsgrößen (links) und Kraftkomponenten (rechts) beim Außenlängsdrehen [DIN81]

Das Außenlängsdrehen wird aufgrund der guten Zugänglichkeit des Werkzeugs sowie der einfachen Abfuhr des anfallenden Spanmaterials im Rahmen der nachfolgenden Untersuchungen eingesetzt, für weitere Verfahren sei auf die DIN 8589 [DIN81] sowie die Fachliteratur z. B. [KK08, Vie59] verwiesen. Für die Bestimmung der Beanspruchungen, die durch den Zerspanvorgang auf die am Prozess beteiligten Elemente Werkstoff und Werkzeug ausgeübt werden, ist die Kenntnis der wirkenden Zerspankräfte von großer Bedeutung [Kah08]. Die

Schnittkraftberechnung geht dabei auf Kienzle zurück und basiert auf der Beobachtung, dass die für einen Schnitt erforderliche Kraft umso höher ist, je mehr Volumen zerspant werden muss [KV57, Pau08]. Für eine präzise Betrachtung sowie die Erfassung im Versuchsbetrieb ist es möglich, die resultierende Zerspankraft sowie die resultierende Bewegung in ihre jeweiligen Einzelkomponenten zu zerlegen. Die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück kann daher durch die Schnittbewegung mit der Geschwindigkeit v_c und die Vorschubgeschwindigkeit v_f beschrieben werden. Durch die Schnitttiefe a_p und den Vorschub f ist der Spannungsquerschnitt A bestimmt. Dieser ist beim Drehen konstant. Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit bilden zusammen einen Vektor, der die Arbeitsebene aufspannt. Die am Werkzeug angreifende Zerspankraft kann vektoriell in der Arbeitsebene entsprechend den drei Raumkomponenten zerlegt werden. Die einzelnen Komponenten können während des Zerspanungsprozesses z. B. mit piezoelektrischen Kraftaufnehmern registriert und anschließend wiederum zur Zerspankraft addiert werden. Hierdurch ist es möglich, Zerspanungsprozesse zu bewerten und zu optimieren.

2.1.3 Fräsen

Das Fräsen zählt ebenfalls zu den Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide. Im Gegensatz zu anderen Verfahren ist das Fräsen jedoch durch die Tatsache gekennzeichnet, dass ein unterbrochener Schnitt auftritt. Hieraus resultiert ein veränderlicher Spanungsquerschnitt während des Zahneingriffs. Ein wichtiges technologisches Unterscheidungsmerkmal ergibt sich aus der Zuordnung von Vorschub- und Schnittbewegung [KK08]. Es wird hierdurch unterschieden zwischen Gleichlauf- und Gegenlaufräsen.

- **Gegenlaufräsen**

Beim Gegenlaufräsen ist die Rotationsrichtung des Werkzeugs der Vorschubbewegung des Werkstücks entgegengesetzt. Hieraus resultiert ein problematischer Anfangszustand des Prozesses. Durch einen extrem dünnen Spanungsquerschnitt zu Beginn des Schnittes quetscht die Schneide bis zum Erreichen der Mindestspanndicke gegen das Werkstück. Das Ende des Schnittes ist durch eine plötzliche Unterbrechung des Vorganges und somit durch eine fast augenblickliche Entlastung gekennzeichnet. Dieser Austrittszustand kann für die Schneidkante des Werkzeugs äußerst schädlich sein. Der Spanungsquerschnitt steigt bei diesem Fräsverfahren langsam und kontinuierlich an. Erst am Ende des Schneideneingriffs fällt die Schnittkraft schlagartig ab. Daher kann die Schwingung außerhalb des Werkstückes abklingen. Es ist mit einem günstigeren dynamischen Verhalten zu rechnen.

- **Gleichlaufräsen**

Dieses Fräsverfahren ist dadurch gekennzeichnet, dass die Rotationsrichtung der Schneide in die gleiche Richtung weist wie die Vorschubbewegung. Hieraus resultiert ein schlagartiger Eingriff des Werkzeugs. Die Spanungsdicke und die Schnittkräfte sinken dann aber kontinuierlich bis zum Schneidenaustritt ab. Durch diesen Verlauf ist das Gleichlaufräsen trotz der schlagartigen Eintrittsphase des Werkzeugs im Allgemeinen dem Gegenlaufräsen vorzuziehen. Darüber hinaus werden durch diese Frässtrategie bessere Oberflächen als durch das Gegenlaufräsen erzeugt. Nachteilig für das dynamische Prozessverhalten ist bei diesem Verfahren eindeutig der schlagartige Kraftanstieg beim Schneideneintritt.

2.1.4 Mikrobearbeitung

Der Trend zur Miniaturisierung hat zu einer rasanten Entwicklung der Mikrosystemtechnik geführt. Der Einsatz von mikrostrukturierten Bauteilen wie Stallelementen, Sensoren oder Aktoren in den Bereichen Elektronik, Optik, Mechanik oder Fluidtechnik ist heute als selbstverständlich zu betrachten [Fis00]. Möglich wurde diese Entwicklung durch eine kontinuierliche Weiterentwicklung von Werkzeugmaschinen und Fertigungsverfahren [KB05]. Da jedoch die Grenzen zwischen der konventionellen Fertigungstechnik und der Mikrobearbeitung fließend sind, ist eine eindeutige Abgrenzung nicht ohne Weiteres möglich [Sch03]. In der Literatur wird daher häufig ab Bauteilabmessungen im Mikrometerbereich sowie insbesondere bei Spannungsdicken in dieser Größenordnung von Mikrobearbeitung gesprochen [Kah08]. Die Miniaturisierung stellt jedoch insbesondere für Zerspanungsprozesse eine große Herausforderung dar:

Dies ist einerseits dadurch zu begründen, dass bei der spanenden Mikrobearbeitung die Korngröße von Werkstoff und Schneidstoff eine entscheidende Rolle spielt. Durch die Verringerung der Eingriffsbedingungen liegt die Korngröße des Werkzeugmaterials im Bereich der Größenordnung der Schnitttiefe. Somit findet der Zerspanungsprozess im Bereich einzelner Körner statt. Im Vergleich zur Makrozerspanung, bei der in der Regel zahlreiche Körner gleichzeitig abgetrennt werden, hat hierdurch die Kornorientierung Auswirkungen auf die Schnittkräfte. Zusätzlich hierzu wirken Körner, die in ihrer Größe den Schneidkantenradius übertreffen, verschleißerhöhend [MDI⁺06]. Dies kann zu instationären Prozessbedingungen führen, die die Qualität der Bearbeitung ungünstig beeinflussen [Yua94].

Auf der anderen Seite müssen durch die extreme Verkleinerung der Eingriffsverhältnisse die geometrischen Bedingungen im Bereich der Schneidkante eine stärkere Berücksichtigung finden. Da die Werkzeuggestalt nicht um den gleichen Faktor wie die Eingriffsverhältnisse herabskalierbar ist, kann die Werkzeugschneide bei der Mikrobearbeitung nicht als ideal scharf angesehen werden. Empirisch gefundene Zusammenhänge, wie z. B. die in Abschnitt 2.1.1 vorgestellten Spanbildungsmodelle nach Ernst und Merchant oder nach Warnecke, basieren aber gerade auf dieser Voraussetzung. Dies hat zur Folge, dass diese Modelle bei Unterschreitung einer bestimmten Mindestspannungsdicke keine Gültigkeit mehr haben. Alternativ zu diesen für die Makrobearbeitung entwickelten Ansätzen besteht durch das Ploughing-Modell von Albrecht [Alb60] eine gute Möglichkeit, die Spanbildungsmechanismen bei kleinen Spannungsdicken zu beschreiben. Dieses Modell basiert auf der Annahme, dass die Materialtrennung in der Verformungszone nicht mehr durch reine Schermechanismen zu erklären ist. Das Werkstückmaterial wird aufgrund der Verrundung an der Schneidkante gequetscht und plastisch verformt. Ein erheblicher Teil des zu zerspanenden Materials fließt entlang der Schneidenverrundung und wird in die Oberfläche des Spans gedrückt. Ein kleinerer Teil wird in die bearbeitete Werkstückoberfläche gepresst. Xu hat in seiner Arbeit [Xu96] das Ploughing Modell (Abbildung 2.5) auf die speziellen Randbedingungen bei Mikrofräsprozessen übertragen.

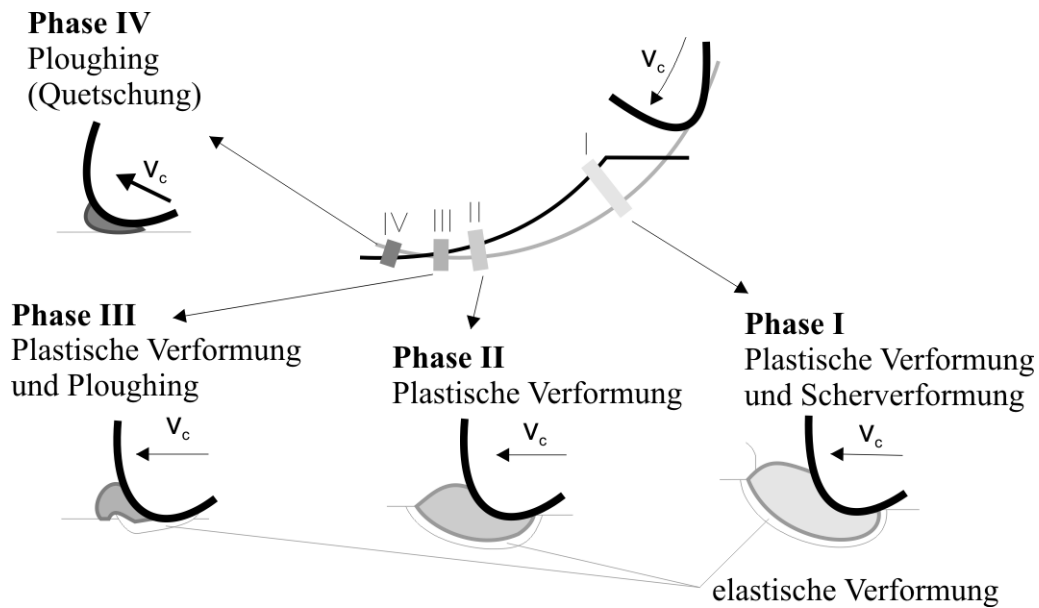


Abbildung 2.5: Das Ploughing-Modell [Xu96]

Aufgrund der variablen Spannungsdicke beim Fräsen ist die Spannungsdicke vom Eingriffswinkel abhängig. In diesem angepassten Modell werden daher vier Phasen unterschieden, wobei zunächst basierend auf plastischer Verformung in Kombination mit Schervorgängen ein kontinuierlicher Span erzeugt werden kann. In der zweiten Phase findet jedoch eine Reduktion der Spannungsdicke statt, wodurch das Material plastisch unter hohen Druck- und Reibkräften verformt wird. Bei weiterer Reduzierung der Spannungsdicke kann das Material vor der Schneide nur noch plastisch nach vorne gepflügt werden. Unterhalb der Schneide findet eine rein elastische Verformung statt. Beim Gleichlaufräsen ist eine vierte Phase zu beobachten, bei der das Material durch Quetschung auf die vom letzten Schnitt erzeugte Oberfläche gedrückt wird.

Insbesondere bei der Mikrobearbeitung resultiert aus diesen ungünstigen Größenverhältnissen ein unerwünschter Grat. Dieser kann sowohl bei Eintritt des Werkzeugs in das Material als auch beim Austritt entstehen. Ein Grat bleibt immer dann zurück, wenn es an diesen Stellen nach Überschreiten der elastischen Dehnung zu einer plastischen Verformung kommt, welche aufgrund des Schneidenaustritts aus dem Werkstück nicht vollständig abgetrennt wird [KD91, CD96]. Bei der Mikrobearbeitung ist die entstehende Gratbildung relativ zum Gesamtbauteil größer [AD10]. Die Entfernung des Grates ist daher aufgrund der Bauteil- und Werkzeugabmessungen im Mikrometerbereich ein erheblich komplexeres Problem als im Makrometerbereich. Eine Entfernung kann häufig zur Zerstörung des Bauteils führen. Daher sind aktuelle Strategien darauf ausgerichtet, die Gratentstehung direkt während des Prozesses zu beeinflussen [DL10]. Hierzu gehören vor allem FE-Simulationen zur Vorhersage der Gratbildung sowie hierauf aufbauend angepasste Bearbeitungsstrategien zur Gratreduzierung oder Vermeidung. Beispielsweise können durch eine optimierte Bahnprogrammierung beim Fräsen ungünstige Austrittswinkel des Werkzeugs vermieden werden

[BDD03]. Dornfeld empfiehlt in seiner Arbeit [DL10, AD10] mehrere Strategien zur Gratvermeidung. Neben der Anpassung des Werkzeugvorschubs ist hier ebenfalls eine optimierte Bahnanpassung genannt. Als weitere anpassbare Prozessgröße zur Gratminimierung schlägt Dornfeld den Einsatz von Kühlschmiermedien vor. Hierdurch kann eine verbesserte Wärmeabfuhr ermöglicht werden, wodurch wiederum eine geringere Duktilität des Werkstoffs beim Zerspanprozess resultiert [DL10].

Das Mikrofräsen eignet sich besonders aufgrund seiner flexiblen Anwendungsmöglichkeiten zur Herstellung von Masken für Beschichtungsprozesse. Auf dieses Verfahren wird im Rahmen dieser Arbeit zurückgegriffen. Da aber eine erhöhte Gratbildung durch Abschattungseffekte während der Beschichtung fehlerhafte Leiterbahnen erzeugen kann, ist eine gratfreie Bearbeitung von elementarer Bedeutung. Die Erarbeitung einer geeigneten Bearbeitungsstrategie unter den Randbedingungen einer beschränkten Werkstoffauswahl sowie der Realisierung filigraner Leiterbahnformen stellt eine erhöhte Herausforderung dar, welche so bislang in der Literatur noch nicht betrachtet wurde.

2.2 Dünnschichttechnologie

Das Gebiet der Dünnschichttechnologie umfasst die Herstellung und Untersuchung dünner Schichten. Die Anwendungen reichen von relativ einfachen Anforderungen im Bereich der Veredelung von Werkstoffen bis in das Gebiet der Hochtechnologie. Produkte wie Festplatten, Solarzellen, Wärmeschutzgläser oder auch moderne Produktionsanlagen, wie beispielsweise in der spanenden Fertigung, wären ohne sie nicht möglich [Bac05].

Aufgrund der vielfältigen Einsatzmöglichkeiten der Dünnschichttechnologie existiert jedoch keine umfassende, einheitliche Definition. Eine relativ allgemeine Begriffsbestimmung versteht hierunter alle Fragestellungen und Techniken im Bereich der Grenzfläche zwischen einem Grundkörper (Substrat) und einer im Vergleich hierzu vergleichsweise dünnen, weiteren Oberfläche. Ausgehend hiervon orientieren sich präzisere Definitionen entweder an der Funktion, Erzeugung oder der Dicke der Beschichtung. Aufgrund der im Vergleich zum Grundmaterial modifizierten Mikrostruktur weisen dünne Schichten deutlich andere Eigenschaften als das Substrat (Bulkmaterial) auf. Ein herausragendes Beispiel hierfür sind Werkzeugbeschichtungen, welche im Vergleich zum elastischen Grundsubstrat hohe Härten und Festigkeiten aufweisen. Eine weitere Definition für dünne Schicht erfolgt auf Basis des Schichtaufbaus. In der Dünnschichttechnologie werden Oberflächen direkt aus einzelnen Atomen oder Molekülen aufgebaut. Hierbei werden die Schichtatome zunächst sublimiert und dann einzeln auf einem Grundkörper abgeschieden [WKA04]. In Abgrenzung hierzu sind Beschichtungen, welche aus zusammenhängenden Atom- oder Molekülverbänden (Clustern) zusammengesetzt sind, daher nicht mehr als Dünnschichttechnologie zu bezeichnen. Bezogen auf die Abmessungen weisen dünne Schichten grundsätzlich in einer geometrischen Dimensionen wesentlich geringere Abmessungen auf als in den beiden anderen. Hierbei können Dimensionen von einigen Nanometern bis hin zu wenigen Mikrometern auftreten. In der Literatur wird dieser Bereich typischerweise zwischen 200 nm und 10 μm eingegrenzt [Bac05, Bou08, JS95]. Die Erzeugung einer solchen Dünnschicht kann entweder durch physikalische oder chemische Prozesse erfolgen. Dementsprechend erfolgt eine Klassifizierung der Verfahren in die physikalische Abscheidung aus der Gasphase (Physical Vapour Deposition, PVD) und die chemische Abscheidung aus der Gasphase (Chemical Vapour Deposition, CVD). Die Abscheidung einer Beschichtung erfolgt bei beiden Verfahren unter Vakuumbedingungen.

Bei den CVD-Verfahren werden durch chemische Reaktion Feststoffe aus der Gasphase abgeschieden. In einer Beschichtungskammer herrschen daher Temperaturen im Bereich von $T = 850 \dots 1200 \text{ }^\circ\text{C}$. Der zu beschichtende Werkstoff wird von zwei oder mehreren gasförmigen Komponenten umströmt, wobei dabei mindestens ein reaktives Gas zusammen mit einem inerten Trägergas notwendig ist. Die gasförmigen Ausgangsstoffe werden gemischt und strömen kontrolliert über die beheizten Substrate. Anschließend werden diese zur Reaktion mit der Substratoberfläche gebracht und bilden eine fest haftende Schicht an der Oberfläche. Die für die chemische Reaktion erforderliche Energie wird durch die hohen Prozesstemperaturen aufgebracht. Der PVD-Prozess unterscheidet sich hiervon in zahlreichen Aspekten.

Da in dieser Arbeit ausschließlich dieses Verfahren zur Anwendung kommt, wird dieses im folgenden Unterkapitel ausführlich dargestellt.

2.2.1 PVD-Beschichtungsverfahren

In einem PVD-Prozess können verschiedene metallische Beschichtungen oder chemische Verbindungen auf der Oberfläche eines Substrates realisiert werden. Die erzeugte Schicht hängt von der Wahl des verdampften Werkstoffs ab. Zusätzlich besteht die Möglichkeit, eine reaktive Atmosphäre einzusetzen. Hierdurch bietet dieses Verfahren eine hohe Flexibilität, da Karbide, Nitride, Oxide und andere Verbindungen von Metallen (z. B. Ti, Al oder Cr) unter Vakuumbedingungen auf Substraten in Form dünner Schichten abgeschieden werden können [Bou08]. Gegenüber dem CVD-Prozess unterscheidet sich das PVD-Verfahren vor allem durch die niedrigere thermische Belastung des Substratwerkstoffs. Üblicherweise herrschen bei der PVD-Beschichtung Temperaturen im Bereich von $T = 300 \dots 500$ °C, wodurch dieses Verfahren eine hohe Verbreitung gefunden hat. Gegenüber dem CVD-Verfahren ist jedoch in einem konventionellen PVD-Prozess nur eine Beschichtung in direkter Sichtlinie möglich. Eine homogene Abscheidung von Schichten auf geometrisch komplexen Werkstücken ist somit mit einem konventionellen PVD-Verfahren nicht zu realisieren.

Der PVD-Beschichtungsprozess kann grundsätzlich in drei Phasen unterteilt werden. In der ersten Phase wird das Schichtmaterial in der Beschichtungskammer in den dampfförmigen Zustand überführt. Im Weiteren erfolgt der Transport der Teilchen zum Substrat und anschließend folgt das Schichtwachstum. In Abhängigkeit von den Wirkmechanismen, die zur Überführung des Werkstoffs in die Gasphase genutzt werden, können die drei Grundtypen Vakuumverdampfen, Sputtern und Ionenplattieren unterschieden werden (Abbildung 2.6).

Beim *Aufdampfen* im Hochvakuum wird das in der Verdampfungsquelle befindliche Beschichtungsmaterial so hoch erhitzt, bis sich ein ausreichend hoher Dampfdruck gebildet hat und damit eine gewünschte Verdampfungsgeschwindigkeit erreicht wird. Hierbei ist die Energie jedoch selbst bei hohen Verdampfungstemperaturen im Vergleich zum Zerstäuben oder Ionenplattieren relativ klein [FK87]. Beim Auftreffen eines Dampfteilchens auf der Substratoberfläche hat dieses eine bestimmte Beweglichkeit. Es diffundiert so lange an der Oberfläche, bis es einen festen Platz einnimmt. Es bildet bevorzugt an Störstellen der Trägeroberfläche einen Keim. Durch ständige Vergrößerung gehen die entstehenden Keime dann schließlich in eine zusammenhängende Schicht über [FK87]. Die Überführung in die Dampfphase kann durch einfache widerstandsbeheizte Verdampfungsquellen, Elektronenstrahler, Laser oder aber durch Gasentladung mit einem Lichtbogen erfolgen. Als eine der wichtigsten PVD-Technologien im Bereich des Vakuumverdampfens hat sich das Lichtbogenverdampfen (Arc-PVD) durchgesetzt. Hier erfolgt die Verdampfung des festen Kathodenmaterials

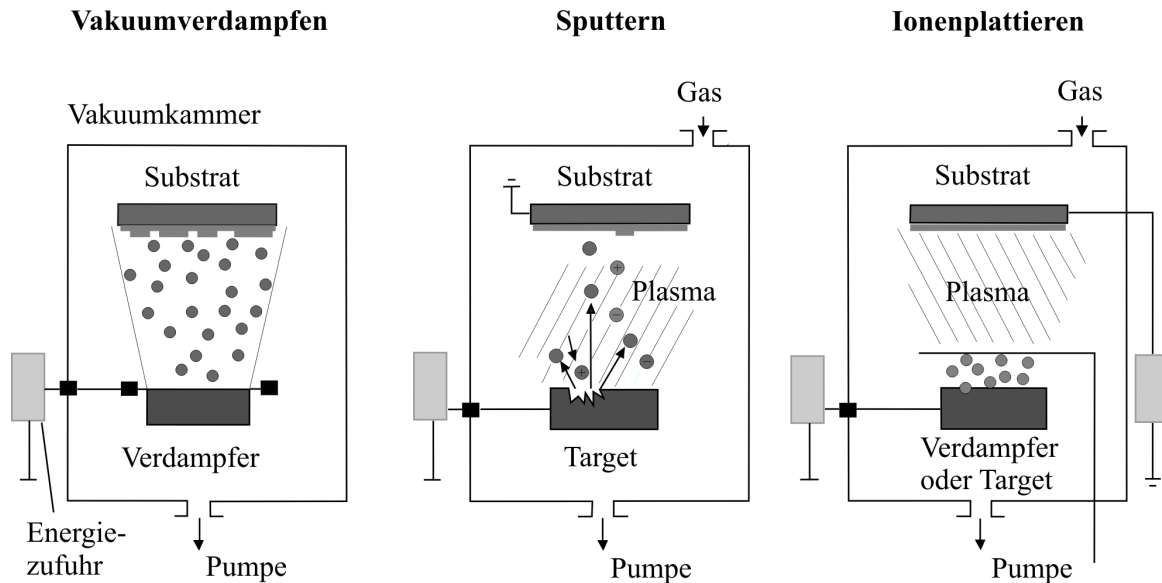


Abbildung 2.6: Prinzipdarstellung der PVD-Grundverfahren [Hae87]

im selbsterhaltenden Vakuumlichtbogen, d. h. im Metalldampfplasma der Kathode. Ein Lichtbogen entsteht durch eine elektrische Entladung zwischen zwei Elektroden im Hochvakuum. Das Aufschmelzen des Beschichtungswerkstoffes durch eine Entladung im Lichtbogen hat den Vorteil, dass die erforderliche Energie optimal zugeführt werden kann. Die kinetische Energie der beschleunigten Elektronen wird beim Auftreffen auf das zu verdampfende Material daher mit hohem Wirkungsgrad in Wärmeenergie umgesetzt. Die Oberfläche im Bereich des Brennflecks wird durch die hohe Stromdichte so stark erhitzt, dass das Material verdampft. Der entstehende Metalldampf setzt sich aus wenigen Neutralteilchen, aber vergleichsweise vielen Ionen, Elektronen und schmelzflüssigen Tröpfchen des Kathodenmaterials (Droplets) zusammen [Olb94]. Die verdampfenden Teilchen bewegen sich von der Kathode weg und kondensieren auf dem Substrat. Abbildung 2.7 zeigt den Innenraum einer Arc-PVD-Beschichtungsanlage sowie einen Lichtbogen, der zwischen der Zündelektrode und dem Target zum Sublimieren des Beschichtungswerkstoffes gezündet hat.

Eine große Herausforderung stellt die Entstehung von Makropartikeln bei der Lichtbogenverdampfung, insbesondere beim Sublimieren von Materialien mit niedrigem Schmelzpunkt dar. Der Einbau dieser Droplets, deren Durchmesser bis über $d = 100 \mu\text{m}$ betragen kann, verursacht Fehlstellen, die insbesondere beim Übergang zu immer dünneren Schichtlagen in Mehrschichtsystemen sehr negative Auswirkungen auf die Leistungsfähigkeit der Beschichtung haben. In die Beschichtung eingebaute große Droplets verursachen die Entstehung von mechanischen Verspannungen, Schichtablösungen, Mikroporen und Mikrorissen. Es gibt aber auch Berichte über eine positive Wirkung kleiner Droplets zur Spannungsverminderung in Hartstoffschichten [RH41]. Der internationale Trend in der Beschichtungstechnologie zeigt deutlich, dass die Entwicklung in Richtung der Minderung bzw. Verhinderung der Dropletmission geht [Sla04].

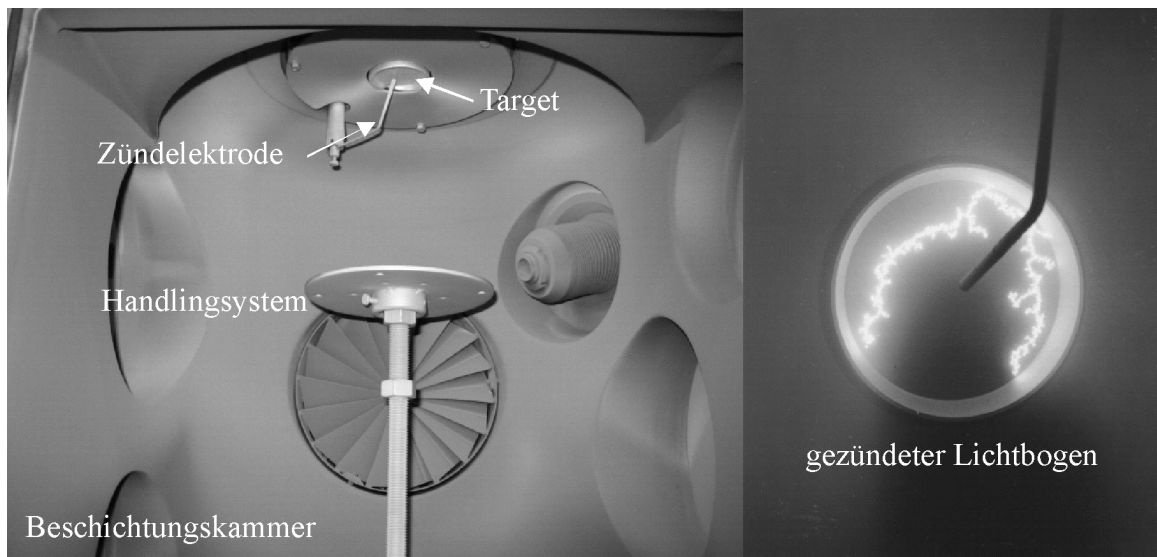


Abbildung 2.7: Innenraum und Lichtbogen einer Arc-PVD-Anlage

Die Grundlage des *Sputterprozesses* (Kathodenzerstäubung, Festkörperzerstäubung) ist die Tatsache, dass Ionen, welche mit hinreichender Energie auf eine Festkörperoberfläche treffen, neben anderen Wechselwirkungen zur Emission von Atomen oder Molekülen des beschossenen Materials führen [Hae87]. Dazu werden Ionen eines Entladungsplasmas (typischerweise Argon) auf das abzuscheidende Material (Target) beschleunigt und lösen durch thermische Verdampfung als auch durch Impulsübertragung Atome und kleine Molekülfragmente ab. Hierbei können sowohl Nichtleiter als auch Metalle als Schichtmaterial eingesetzt werden. Besitzt ein signifikanter Teil des einfallenden Teilchenstrahls eine Energie, die größer ist als die Bindungsenergie der Atome im abzuschneidenden Material, wird dieses daraufhin zerstäubt. Dieses zerstäubte Material besteht zu mehr als 99 % aus neutralen Teilchen [FK87]. Diese werden daher durch die Impulsenergie in Richtung des Targets beschleunigt und kondensieren dort auf dem Substrat. Eine Schicht beginnt zu wachsen. Diese PVD-Methode ist in der modernen Dünnschichttechnologie weit verbreitet, da sich eine Vielzahl von Schichtsystemen unterschiedlicher Materialien herstellen lässt. Im Weiteren kann bei einem Sputterprozess zwischen Gleichstrom- (DC-Sputtern) und Hochfrequenzsputtern (HF-Sputtern) unterschieden werden. Der Unterschied zwischen den beiden Verfahren liegt in der Art des eingesetzten Feldes zur Aufrechterhaltung des Plasmas. Bei Verwendung eines Gleichstromfeldes wird das Plasma zwischen Target und Substrat gezündet. Die ionisierten Atome oder Moleküle werden dann in diesem Feld direkt auf das Target beschleunigt. Im Gegensatz hierzu oszilliert beim HF-Sputtern ein Wechselfeld mit einer bestimmten Frequenz ($f \approx 50 \text{ Hz}$) zwischen Substrat und Target [VZ06]. Aufgrund der Massendifferenz zwischen Elektronen und eingesetztem Gas kommt es im Bereich der Substratoberfläche zu einer verstärkten Ionisation. Hierdurch steht eine erhöhte Anzahl an ionisierten Teilchen an der Targetoberfläche zur Verfügung, um diese auszuschlagen. Dies macht einen geringeren Arbeitsdruck bei gleicher Schichtqualität möglich. Eine Weiterentwicklung des konventio-

nellen Sputterprozesses stellt das Magnetronsputtern dar. Hierbei wird hinter dem Target zusätzlich ein Permanentmagnet installiert. Durch die Überlagerung des elektrischen und des magnetischen Feldes werden die geladenen Teilchen nicht mehr parallel zu den elektrischen Feldlinien beschleunigt, sondern auf einer Spiralbahn an der Targetoberfläche umgelenkt. Es kommt hierdurch zu wesentlich mehr Stoßvorgängen an der Targetoberfläche, was zu einer verbesserten Schichthaftung aufgrund einer höheren Schichtdichte führt. Dies ist dadurch zu begründen, dass aufgrund der erhöhten Sputterrate der Prozessdruck gesenkt werden kann. Die Streuung des abgelösten Schichtmaterials auf dem Weg zur Substratoberfläche verbessert sich signifikant durch einen geringeren Prozessdruck, da weniger Kollisionen mit den ionisierten Teilchen auftreten. Hierdurch ist die erzeugte Schicht weniger porös und es kann eine höhere Schichthaftung erzielt werden.

Als *Ionenplattieren* wird ein Vakkumbeschichtungsverfahren bezeichnet, bei dem die Vorbehandlung des Substrates und die anschließende Kondensation des Schichtmaterials auf dem Substrat unter dem Einfluss eines Ionenbombardements stattfindet [FK87]. Hierbei wird kontinuierlich durch einen Sputterprozess die Oberfläche des Substrates abgetragen. Gleichzeitig findet jedoch auch ein Beschichten unter Einwirkung eines Ionenbeschusses statt [Hae87]. Dies wird dadurch realisiert, dass bei einer genügenden Anzahl von Ionen im Dampf ein negatives Potenzial am Substrat ausreicht, um einen niederenergetischen Ionenbeschuss an der Substratoberfläche zu erzeugen. Durch das von dieser Vorspannung (Biasspannung) erzeugte elektrische Feld werden sowohl Inertgas- und Reaktivgasionen als auch Metallionen zur Substratoberfläche beschleunigt. Der Prozess wird so geführt, dass die Rate der kondensierenden Teilchen größer als die der wieder abgetragenen ist. Durch diesen Prozess wird zunächst an der Substratoberfläche durch das Ionenbombardement eine Reinigung von Fremdatomen und Oxydschichten erreicht. Anschließend erfolgt eine Aktivierung der Oberfläche und der Aufbau einer gut haftenden Interfaceschicht. Das permanente Beschießen und Neubeschichten führt schließlich zu einer äußerst dicht strukturierten und festhaftenden Schicht, da Verunreinigungen und Fehlstellen umgehend wieder abgesputtert werden. Nachteilig an dieser Variante ist die erhöhte Substrattemperatur aufgrund des vermehrten Ionenbombardements. Voraussetzung für dieses Verfahren ist die Leitfähigkeit des Substrates und der abgeschiedenen Schicht, was ebenfalls einen Nachteil für nichtleitende Werkstoffe darstellt.

2.2.2 Wachstumsmodell für PVD-Schichten

Die mit der PVD-Technologie erzeugten Schichten weisen eine Mikrostruktur auf, die durch das Keimwachstum der Atome auf dem Substratwerkstoff bestimmt wird. Die Atome werden dabei einzeln in den Schichtverbund eingebaut [Olb94]. Dieser Schichtaufbau kann in drei Schritte eingeteilt werden:

- Atome, die im Rahmen eines PVD-Beschichtungsprozesses in Richtung einer Substratoberfläche beschleunigt werden, treffen auf diese mit einer bestimmten kinetischen Energie auf. Diese kinetische Energie kann an das Substratgitter abgegeben werden, wodurch die Atome lose als Adatome an das Substrat gebunden werden [FK87].
- Adatome diffundieren über die Oberfläche und können anschließend entweder wieder desorbieren oder als stabiler Keim bzw. durch Anlagerung an bereits vorhandenen Keimen kondensieren [Bac05].
- Nachdem Atome an das Substratgitter gebunden wurden, ist es möglich, innerhalb dieses Gitters weiter zu diffundieren (Volumendiffusion).

Der genaue Ablauf des Schichtwachstums und die einzelnen Ausprägungen der physikalischen Vorgänge an der Oberfläche sind primär abhängig vom Werkstoff des Substrates, dessen Oberflächenzustand sowie von den Wachstumsbedingungen. Bei den PVD-Prozessen sind diese Wachstumsbedingungen vor allem die Substrattemperatur, die Teilchenart, die Teilchendichte und die Teilchenenergie. Die Einflüsse dieser Kenngrößen auf das Wachstum von Schichten in Form von Mikrostruktur und Schichtmorphologie sind in einem Struktur-Zonen-Modell von Movchan und Demchishin für das thermische Verdampfen entwickelt worden (siehe Abbildung 2.8, links). In diesem Modell ist die Gefügestruktur abhängig vom Verhältnis zwischen der Substrattemperatur und der Schmelztemperatur des Beschichtungswerkstoffs. Es existieren drei charakteristische Gefügeformen. In der ersten Zone haben die Adatome aufgrund der geringen Temperatur nur eine relativ eingeschränkte Bewegungsmöglichkeit. Dies hat zur Folge, dass die Oberflächendiffusion nicht ausreicht, um Abschattungen auszugleichen. Somit entstehen stengelförmige Kristallite mit kuppenförmigen Enden (dendritische Strukturen). Die Gefügestruktur ist hierdurch porös und enthält in Schichtwachstumsrichtung zwischen den Kristalliten Hohlräume [FK87]. An den Keimstellen entstehen nadelförmige Kristallite, welche sich durch das Einfangen weiterer Adatome vergrößern können. Die entstehende Schicht wächst porös, hat eine geringe Haftfestigkeit und besitzt eine hohe Verspannung. Diese wird hauptsächlich durch statistisch vorhandene hochenergetische Teilchen verursacht, die in die Schicht eindringen (subplantieren), dort eingebaut werden können und Defekte verursachen. An diesen Stellen wird die Dichte der Schicht vergrößert. Durch eine Erhöhung des Temperaturverhältnisses zwischen Substrat und Beschichtungswerkstoff haben die Adatome eine größere Beweglichkeit. Aus dieser Tatsache resultiert die Kristallstruktur der zweiten Zone. In dieser ist die Oberflächendiffusion

so weit erhöht, dass Abschattungseffekte nur eine untergeordnete Rolle spielen. Die Schicht besitzt eine säulenartige Struktur, deren Säulendurchmesser mit höherer Substrattemperatur zunimmt. Es entsteht eine dichtere Schicht, deren Haftfestigkeit deutlich zunimmt. Die Rauigkeit nimmt aufgrund der höheren Oberflächendiffusion im Vergleich zu Zone 1 ab. Bei weiterer Vergrößerung des Temperaturverhältnisses entsteht eine Gefügestruktur entsprechend der Zone 3. Aufgrund der hohen Temperaturen findet in dieser Zone verstärkt Volumendiffusion statt. Dies hat zur Folge, dass ein rekristallisiertes Gefüge hoher Dichte entsteht. Die Schicht besitzt daher die höchste Dichte und nahezu vergleichbare Eigenschaften wie ein Substrat (Bulkeigenschaften). Hieraus resultieren hohe Packungsdichten und glatte Oberflächen.

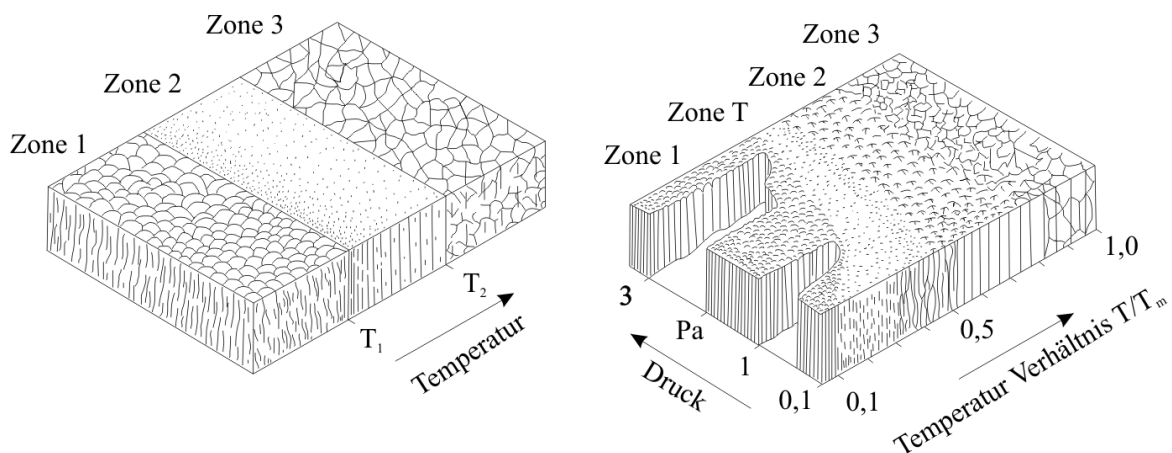


Abbildung 2.8: Schichtzonenmodell nach Movchan und Demchishin (links) und Thornton (rechts) [Tho77]

Thornton hat dieses Strukturmodell auf das Sputtern übertragen [Tho77]. Bei diesem Modell wird die Abhängigkeit der Gefügestruktur vom Gasdruck während der Zerstäubung berücksichtigt. Abbildung 2.8 (rechts) zeigt dieses Modell mit einer zusätzlichen Zone T (Translation Zone) zwischen der ersten und der zweiten Zone. Aufgrund des Gasdruckes nimmt die Oberflächenbeweglichkeit zu und die absorbierten Atome können die Wirkung der Abschattung zum Teil ausgleichen. Die zusätzlich eingefügte Zone T, ist daher als eine erweiterte Zone 1 des Modells von Movchan und Demchishin zu deuten und wird entscheidend durch den Druck des Inertgases beeinflusst. Das Gefüge weist hier dicke, faserförmige Körner auf, mit einer sehr glatten Oberfläche. Diese ergibt sich vor allem bei überaus glatten Substratoberflächen, die keine Abschattungseffekte aufweisen [Bar89]. Diese Zone ist gekennzeichnet durch eine dichtere, faserförmige Struktur. Anfänglich wurde das beschriebene Strukturzonenmodell nach Thornton für Sputterschichten mit reinen Grundstoffen aufgestellt. Empirische Untersuchungen haben allerdings belegt, dass das Strukturmodell auch bei der Abscheidung von Legierungs- und Verbindungsschichten (reaktive Abscheidung) Geltung hat. Die Schichtstruktur kann durch das Ändern von Substrattemperatur, Prozessgaszusammensetzung und -druck, Ionisierungsgrad sowie der Teilchenenergie (Bias-Spannung)

beeinflusst werden. Aufbauend auf diesen Modellen entwickelte Messier ein weiteres Modell, welches die Schichtstruktur beim Ionenplattieren beschreibt [Mes84]. In diesem Modell wird der Schichtaufbau in Abhängigkeit von Temperatur, Ionenenergie und Biassspannung beschrieben. Ausgehend von dem Strukturzonenmodell nach Thornton verschiebt sich in Messiers Modell die erläuterte Übergangszone T mit zunehmender Ionenenergie in Richtung niedrigerer Beschichtungstemperaturen [Bac05].

2.2.3 Beschichtungen für Zerspanungswerkzeuge

Die Entwicklung und das Verständnis der vorherrschenden Prozesse bei den zuvor genannten Dünnschichtverfahren haben in den letzten Jahren zur Erhöhung von Leistungsfähigkeit und Standzeit von Zerspanungswerkzeugen erheblich beigetragen. Dies ist damit zu begründen, dass durch die hohen Anforderungen im Bereich der Zerspanungstechnik, insbesondere in der Trockenbearbeitung, Werkzeuge sehr hohen mechanischen und thermischen Beanspruchungen ausgesetzt sind. Um diesen komplexen Anforderungsprofilen gerecht zu werden, zeigen sich in den letzten Jahren die modernen Oberflächentechnologien als unumgänglich. Mittels bestimmter Beschichtungen ist es möglich, die Werkzeugoberfläche an das jeweilige Anforderungsportfolio gezielt anzupassen. Im Verbund Hartstoffschicht-Substrat übernimmt der Grundwerkstoff die Stützfunktion zur Aufnahme mechanischer Belastungen und liefert Festigkeit und Zähigkeit, während die Hartstoffschicht den tribologischen Belastungen entgegenwirkt [Wei05]. Derartige Schichten bestehen aus einer Kombination zwischen Kohlenstoff, Stickstoff oder Sauerstoff mit den Elementen der 4.-6. Nebengruppe des Periodensystems, wie zum Beispiel Ti, Cr, Al, Zr, Ta, Hf. Gegenwärtig lassen sich solche Schichten mittels PVD- und CVD-Verfahren auf Werkzeugen abscheiden. Hierbei hat die während des Prozesses vorherrschende thermische Beanspruchung des Werkstoffs einen wesentlichen Einfluss auf die Einsatzmöglichkeiten. Wie bereits im ersten Teil dieses Kapitels dargestellt wurde, liegt bei CVD-Verfahren die Abscheidetemperatur grundsätzlich höher als bei PVD-Verfahren. Dadurch sind Substrate wie HSS-Stähle oder Hartmetalle ohne Zähigkeitsverlust und Gefügeänderung durch CVD-Verfahren nur eingeschränkt zu beschichten.

Je nach Anwendungsart, nach den zu bearbeitenden Materialien und den Zerspanparametern, kommen verschiedene Hartstoffschichten in Frage. Die einphasigen Nitridschichten wie Titanitride (Ti_xNi_y) oder Chromnitride (Cr_xNi_y) bieten mit einer Härte von mehr als 2200 HV einen guten Schutz gegen Verschleiß bei der Metallbearbeitung [PTDPB94], [HP00]. Droese stellte fest, dass die mit (Ti_xNi_y) beschichteten Wendelbohrer durch die verbesserten Reibbedingungen zu besserer Gleitung des Spans während des Zerspanprozesses führen [Dro87]. Zur Reduzierung des abrasiven Verschleißes und zur Vermeidung von Kaltverschweißungen bei der Bearbeitung von Metallen haben sich durch reduzierte Zugeigenspannungen Cr_xNi_y -Schichten bewährt. Dennoch werden durch besseres Reibverhalten dieser Schichten die Werkzeuge weniger thermisch belastet. Die Reibungsverhältnisse können abhängig von der Mikrostruktur der abgeschiedenen Schicht, welche mit den Abscheidungsparametern verbunden sind, variiert werden. Durch eine zusätzliche Eingabe von

Reaktivgasen wie C_xH_y werden Carbidschichten erzeugt. Somit kann ein breites Spektrum an Verschleißschutzschichten bei bestimmter Korrosions- und Oxidationsbeständigkeit erzielt werden. Wird neben C_xH_y gleichzeitig auch Stickstoff als Gasatmosphäre während der Abscheidung verwendet, werden Carbonitridschichten abgeschieden. Da die Kohlenstoffatome größer als die Stickstoffatome sind, wird durch eine Verformung der Gitterstruktur in den Hartstoffschichten eine hohe Härte von ca. 3000 HV und eine niedrige Bruchzähigkeit erzielt. Bedingt durch die hohe Härte und die guten Gleiteigenschaften gelingt es, TiCN-Schichten auf Fräswerkzeugen zur Schnellarbeitsstahlbearbeitung zu applizieren [Mer01]. Eine Zulegierung der einphasigen Carbid- bzw. Nitridschichten mit Metallen oder Metalloiden wie Al, Si, V, Hf etc. setzt den abrasiven und adhäsiven Verschleiß von Zerspanwerkzeugen deutlich herab. Die hohe Härte und damit verbundene Verschleißbeständigkeit sind im Wesentlichen auf metastabile Mischkristallbildung (z. B. (Ti, Al)N, (Cr, Al)N) zurückzuführen [Wei05]. Derartige Mischphasen zersetzen sich im Gegensatz zu den stabilen Phasen oder bilden in einer oxidierenden Atmosphäre stabile oxidische Schichten. Basierend auf einer hohen thermischen Belastung bzw. einer hohen Zerspanntemperatur bei der Hochgeschwindigkeitszerspannung reicht es aus, diesen Zersetzungsprozess auszulösen. Damit werden die derartig beschichteten Werkzeuge gegen hohe Temperaturen und oxidische Atmosphären beständig und ihre Lebensdauer drei- bis fünffach erhöht [Hes06].

Eine neue Klasse harter Schichten sind die metastabilen, amorphen Kohlenstoffschichten mit diamantähnlichen Eigenschaften, die bei moderater Temperatur auf dem Substrat abgeschieden werden können. Die so genannten diamantartigen Kohlenstoffschichten (DLC-Diamond like Carbon) mit einer Kombination aus sp^2 - und sp^3 -hybridisierten Kohlenstoffatomen zeichnen sich durch eine sehr hohe Härte von 4000 – 8000 HV bei sehr niedrigen Verschleißwiderständen und Reibungskoeffizienten aus. Je nach sp^2/sp^3 -Verhältnis und eingelagertem Wasserstoffgehalt werden unterschiedliche Schichteigenschaften erzielt. Neben hoher Härte ist jedoch charakteristisch, dass derartige Schichten hohe Eigenspannungen besitzen. Um sie zu vermeiden, werden zwischen dem jeweiligen Substrat und der Schicht Haftvermittler wie Ti, TiN oder TiC aufgebracht. Die Dotierung von DLC-Schichten mittels Metallen wie Ti, Cr, Mo, Ta, W, etc. oder Metalloiden wie F, Si, O, N wird nicht nur benutzt, um die Eigenspannungen abzubauen, sondern auch um den Schichten bestimmte Eigenschaften zu verleihen. Hierbei sollen die Adhäsion, Misch- und Festkörperreibung sowie der Spanablauf verbessert werden. Von Nachteil ist die geringe thermische Stabilität von $T = 400$ °C. Die verschleißbeständigen Hartstoffschichten werden auch bei der Trockenbearbeitung verwendet [Hes06]. Tritt ein Mikrobrechen der Hartstoffschicht bedingt durch hohe Prozesstemperatur ein, besteht die Gefahr einer Rissausbreitung bis zum Substratwerkstoff. Bei der Kombination harter Schichten mit weichen Schichten in ein Schichtsystem kann durch das jeweilig veränderte elasto-plastische Verhalten der Schichtsysteme die Zähigkeit ohne Härteverlust sowie ohne Rissbildung und -ausbreitung modifiziert werden.

2.3 Temperaturerfassung in Zerspanungsprozessen

Da während eines Zerspanungsprozesses die eingesetzte Energie fast vollständig in Wärmeenergie umgesetzt wird, ist die Erfassung der hieraus resultierenden thermischen Belastung sowie die Auswirkungen auf Werkstück und Werkzeug eine der wichtigsten Messgrößen in der Erforschung von Zerspanungsprozessen [Pab08]. Das präzise Wissen über die vorherrschenden thermischen Belastungen im Bereich der Werkzeugschneide bietet grundlegende Möglichkeiten für ein genaues Prozessverständnis, insbesondere hinsichtlich der Entstehung von Randzonenbeeinflussungen sowie des Werkzeugverschleißes. Seit Beginn des letzten Jahrhunderts wurden daher im Rahmen der Zerspanungsforschung verschiedene Verfahren zur Temperaturmessung an Werkzeugschneiden entwickelt [Zie96]. Diese Verfahren lassen sich aufgrund ihrer physikalischen Wirkmechanismen unterscheiden in Systeme basierend auf Wärmeleitung oder auf Wärmestrahlung [TD04]. Die folgende Abbildung 2.9 gibt einen Überblick über die hieraus resultierende Einteilung der grundlegenden Verfahren, welche für Temperaturmessungen in Zerspanungsprozessen Anwendung finden.

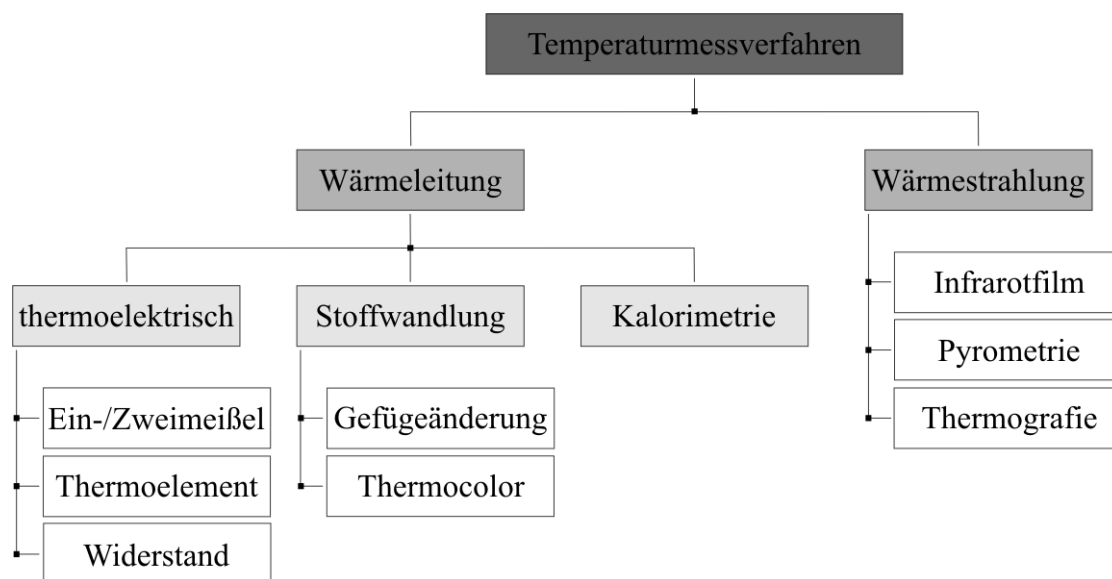


Abbildung 2.9: Einteilung der Temperaturmessverfahren [Zie96]

Wärmeleitung ist ein Energietransport zwischen benachbarten Molekülen durch Stoßprozesse, welche auf einem vorhandenen Temperaturgradienten basieren [BS10]. Hieraus resultiert die Tatsache, dass bei einer Temperaturerfassung durch Wärmeleitungsvorgänge aufgrund dieses physikalischen Prinzips ein direkter Kontakt erforderlich ist. In einem Zerspanungsprozess bedeutet dies, dass das Messinstrument die Werkzeugschneide oder das Werkstück unmittelbar berühren muss.

Die Wärmestrahlung unterscheidet sich von der Wärmeleitung durch die Tatsache, dass eine Wärmeübertragung durch Strahlung nicht unmittelbar an Materie gebunden ist, son-

dern dass hierbei eine Energieübertragung durch elektromagnetische Wellen erfolgt [BS10]. Hierdurch ist eine berührungslose Temperaturmessung im Zerspanungsprozess möglich. Insbesondere aber aufgrund der schlechten Zugänglichkeit, der geringen Abmessungen und der hohen zeitlichen und örtlichen Temperaturgradienten stellt die Temperaturmessung im Zerspanungsprozess nach wie vor eine besondere Herausforderung dar [Zie96]. Entwicklungen zur Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung bei Zerspanungsprozessen können entsprechend der zuvor erläuterten Methodik klassifiziert werden. Die weiteren Ausführungen orientieren sich daher an der Einteilung in taktile und optische Verfahren.

2.3.1 Taktile Verfahren

Erste Untersuchungen zur Erfassung der bei einem Zerspanungsprozess dissipierenden thermischen Energie gehen auf Bohrversuche von Thompson zurück. Thompson demonstrierte 1789, dass die durch einen Bohrprozess freigesetzte Wärme Wasser zum Sieden bringen kann. Thompson nutzte hierfür ein kalimetrisches Messverfahren. Bei diesem Verfahren kann die freigesetzte Wärmemenge einer Probe gemessen werden, indem diese ihre Wärmemenge relativ verlustfrei an ein Messsystem abgibt. In diesem Messsystem (Kalimeter) tritt hierdurch eine Temperaturerhöhung auf. Thompson entwickelte basierend auf seinen Untersuchungen erste grundlegende Erklärungsansätze, wodurch er die Entstehung thermischer Energie mit mechanischer Bewegung in Verbindung bringen konnte [Smo00, Rum89]. Nach weiteren grundlegenden Erkenntnissen im Bereich der Thermodynamik und nach dem Einsetzen der Industrialisierung rückte der Zerspanungsprozesses hinsichtlich seiner thermischen Belastungen erst wieder Anfang des 20. Jahrhunderts verstärkt in das Interesse der wissenschaftlichen Betrachtungen. Schallbroch hat beispielsweise in seiner Arbeit temperaturempfindliche Farben eingesetzt [SL43]. Diese reagieren aufgrund einer chemischen Reaktion nach Erreichen einer bestimmten Temperatur mit einer Farbänderung. Hierdurch konnten Temperaturfelder auf Werkzeugen sichtbar gemacht werden. Eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung der vorherrschenden Temperaturbelastungen besteht darin, die hieraus resultierenden Gefügebeeinflussungen zu untersuchen. Durch dieses Verfahren können die im Werkstück oder Werkzeug wirksam gewesenen Mindesttemperaturen aufgrund möglicher Härteanstiege und Gefügemodifikationen abgeschätzt werden [Len64].

Eine herausragende Entwicklung zur Erfassung von Temperaturen gelang 1821 August Seebeck. Seebeck entdeckte bei seinen Untersuchungen, dass aus einem Temperaturunterschied zwischen zwei verschiedenen elektrischen Leitern eine Spannungsdifferenz resultiert. Dieser nach Seebeck benannte Effekt nutzt das elektrische Potenzial aus, welches beim Kontakt zweier verschiedener metallischer Werkstoffe entsteht (Abbildung 2.10). Die elektrische Potenzialdifferenz resultiert aus den Unterschieden im Fermi-Niveau, welche einerseits vom Material selbst und andererseits von der Temperatur abhängig sind. Das Fermi-Niveau entspricht dem höchsten besetzten Energieniveau der Elektronen im Metall. Beim Kontakt verschiedener Materialien mit unterschiedlichen Fermi-Niveaus kann daher eine Potenzialdifferenz als äußere Spannung gemessen werden. Da aufgrund der Temperaturabhängigkeit sich die Höhe der Fermi-Niveaus und somit die Energieverteilung der Elektronen im Metall bei verschiedenen äußeren Temperaturen ändert, resultiert hieraus eine messbare Potenzialänderung, welche als Thermospannung bezeichnet wird [Gol10]. Auf Basis dieses Effektes können Thermolemente gebaut werden, welche eine Temperaturänderung durch eine Spannungsdifferenz anzeigen.

Nicht jede Materialpaarung ist jedoch dabei geeignet, um eine Thermospannung zu messen, da die Spannungsdifferenz häufig zu gering ist. Durch geeignete Materialpaarungen kann jedoch erreicht werden, dass die Thermospannung möglichst große Werte annimmt und in einem großen Temperaturbereich konstant ist, welches eine Proportionalität zwischen

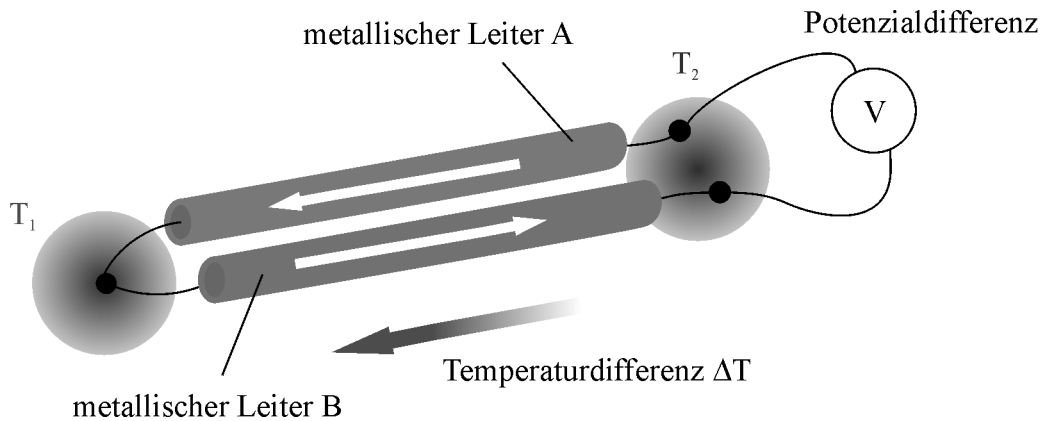


Abbildung 2.10: Der Seebeck-Effekt

Temperatur und Spannung gewährleistet. Für die messtechnische Praxis ergeben sich z. B. Materialpaarungen aus Cu/CuNi, Fe/CuNi, Ni/NiCr oder Pt/PtRh, welche zum Teil in einem großen Verwendungsbereich bezüglich der zu messenden Temperaturen eingesetzt werden können. Für die Materialpaarung von Ni/NiCr ergibt sich ein Temperaturbereich von $T = -40 \dots 1200 \text{ }^\circ\text{C}$.

Bei der Bestimmung der Temperatur im Zerspanungsprozess mit Hilfe von Thermoelementen können zwei Varianten unterschieden werden.

- Das Werkzeug und das Werkstück werden aufgrund ihrer unterschiedlichen Materialien selbst als thermoelektrisches Element genutzt, was aber voraussetzt, dass beide Wirkpartner metallisch und elektrisch leitend sind (Einmeisselmethode nach Gottwein [Got25]).
- Kommerziell erhältliche Thermoelemente werden in oder am Werkzeug befestigt. Alternativ ist auch eine Positionierung auf der Werkstückseite möglich.

Verbeck nutzte ein konventionell erhältliches Thermoelement zur Temperaturmessung während des Zerspanungsprozesses bereits 1920. In seinem Patent schlug er vor, Thermoelemente von außen an der Schneidkante einzubringen, um so Temperaturen zu überwachen. Küsters entwickelte dieses Verfahren weiter. Durch kleine Bohrungen in das Werkzeug konnte er Thermoelemente an genau festgelegten Stellen im Inneren eines Zerspanungswerkzeuges positionieren. Diese lieferten dann in definiertem Abstand zur Spanfläche Informationen über den zeitlichen Temperaturverlauf. Küsters konnte in seinen Arbeiten beim Drehen feststellen, dass im Bereich der Kontaktzone Spanfläche — Span Temperaturen von bis zu $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ auftreten [Küs56]. Dieses Verfahren wird auch in neueren Arbeiten eingesetzt. Neben einer Einbringung der Thermoelemente im Werkzeug ist es ebenfalls möglich, diese im Werkstück zu applizieren [Hop04]. In den Arbeiten von Biermann [BH10, Kai10] wurden beispielsweise Gruppen von Thermoelementen in unterschiedlicher Entfernung zur Wirkstelle in das Werkstück eingebracht. Anschließend konnte an diesen Positionen die Werkstücktemperatur bei der Fräsbearbeitung registriert werden. Dieses Verfahren ist sehr gut geeignet, um

die durch den Bearbeitungsprozess hervorgerufenen thermischen Belastungen und hieraus resultierende Gefügeveränderungen im Werkstück zu detektieren. Eine weitere Entwicklung in diesem Bereich sieht vor, eine elektrisch leitende Folie in das Werkstück zu implementieren, die zusammen mit dem Werkzeug ein Thermoelement bildet. Beim Aufbohren der Folie kann nach entsprechender Kalibrierung eine thermoelektrische Spannung gemessen werden [BN02].

Gottwein [Got25], Shore [Sho24] und Herbert [Her26] entwickelten eine Methode, bei der das Thermoelement durch die unterschiedlichen Materialkombinationen zwischen Werkstück und Werkzeug während der Bearbeitung gebildet wird. Die erhitzte Kontaktzone bildet hierdurch ein Thermoelement. Das Ziel dieser Untersuchungen war es, Werkzeugstandzeiten in Abhängigkeit der Zerspanungsbedingungen zu ermitteln. Auch in neueren Untersuchungen findet diese Methode Anwendung. Grzesik ermittelt hierdurch in seiner Arbeit [Grz97] den Einfluss von Spanbrechgeometrien auf die Temperaturentwicklung beim Drehen. In diesen Arbeiten kann gezeigt werden, dass die Kontaktlänge während des Eingriffs die thermische Belastung entscheidend beeinflusst. Aktuelle Forschungsvorhaben, die dieses Messsystem nutzen, beschäftigen sich mit der Entwicklung der thermischen Werkzeugbelastung beim Einsatz kryogener Kühlkonzepte und der Zerspanung von Hochtemperaturlegierungen [DUS⁺07].

Ein große Herausforderung bei diesem Verfahren stellt jedoch die Isolation der potentielführenden Teile zur Ableitung der Thermospannung vom umlaufenden Werkstück, die Kalibrierung des Thermoelements und die Tatsache, dass die Thermospannung von der Flächenpressung abhängt, dar [Küs56]. Hierdurch spiegelt die gemessene Thermospannung lediglich eine Differenz aus dem Mittelwert der Temperatur an der Berührfläche zwischen Werkzeug und Span und der Umgebungstemperatur wider. Aussagen über die maximale Schnitttemperatur und über die Temperaturverteilung im Werkzeug sind daher nicht möglich [TD04]. Durch die Entwicklung der Zweimeißelmethode ist es möglich, die aufwändige Kalibrierung bei der Einmeißelvariante zu vermeiden. Bei diesem Verfahren wird mit zwei Werkzeugen aus unterschiedlichen Schneidstoffen gleichzeitig gearbeitet und die Thermospannung zwischen diesen beiden Thermoelementen erfasst. Aufgrund des hohen experimentellen Aufbaus hat sich diese Variante jedoch nicht durchgesetzt.

Neben den beschriebenen konventionellen Methoden werden in der jüngeren Zeit Technologien entwickelt, welche es erlauben, die Temperaturen durch eine speziell konzipierte Sensorik auf dem Werkzeug selbst zu messen. Dabei werden mit Hilfe der Verfahren aus der Mikrotechnik (Ligaverfahren, Ätztechnik) Leiterbahnstrukturen auf der Span- sowie auf der Freifläche von Wendeschneidplatten aufgebracht. Diese Sensorik dient dazu, ein Werkzeugmonitoring zu gewährleisten, welches während des Bearbeitungsprozesses Daten über Verschleiß, mechanische Belastung (Druck- und Zugbeanspruchung) sowie Temperaturen auf der Schneide liefert. Das hierbei realisierte physikalische Messprinzip beruht auf der Änderung des elektrischen Widerstands durch die Änderung der durch den Prozess hervorgerufenen Größen. Für die Applizierung der Leiterbahnen wurde eine entsprechende Anordnung der Leiterbahnen zur Hauptschneide gewählt, um eine ausreichende Ortsauflösung zu gewähr-

leisten. Die Temperaturbestimmung mit Hilfe der Sensorschichten erfolgt über die Messung des elektrischen Widerstands, der sich bei einem Temperaturanstieg vergrößert. Die mechanische Belastung wird über die Querschnittsänderung des Leiters ermittelt, der ebenfalls mit einer Änderung des elektrischen Widerstands reagiert. Ein genereller Vorteil besteht bei der Sensorik auf dem Werkzeug darin, dass auf der Wendeschneidplatte in unmittelbarer Nähe der Wirkstelle die Messgrößen erfasst werden können. Die wirkstellennahe Messung bei dieser Technologie grenzt sich wesentlich von den konventionellen Messmethoden ab. Die funktionellen Beschichtungen, welche für die Sensorik genutzt werden, sind überwiegend aus Ti, Cr, NiCr bzw. TiN, TiAlN, TiBN oder CrN aufgebaut [LB99]. Neuere Ansätze gehen dahin, DLC-Beschichtungen als Funktionsschichten zu verwenden [UWL04]. Weiterhin werden in der Literatur elektrisch nicht leitende Deckschichten aus Aluminiumoxid oder Titanoxid eingesetzt, die gleichzeitig über eine ausreichende Härte verfügen, um die empfindlichen Messschichten vor abrasivem Verschleiß und der damit einhergehenden Funktionsbeeinträchtigung zu schützen. Die bisher durchgeführten Entwicklungen von Lüthje [LB99] erfolgten an einer Hartmetall-Wendeschneidplatte der Anwendungsgruppe P20 vom Typ SNMA 120408. Die Wendeschneidplatten werden mit Hilfe von PVD-Verfahren (DC- und HF-Magnetonsputtern, Ion-Beam-Assisted-Deposition) mit den Sensorschichten beschichtet und anschließend die Leiterbahnen strukturiert. Hinsichtlich der Mikrostrukturierung werden zwei Ansätze verfolgt, die zum einen fotolithographische Methoden und zum anderen Laserstrukturierungsverfahren nutzen. Darüber hinaus sind Aspekte, die sich auf die Kontaktierung, die Signalleitung bzw. -übertragung sowie mit der Signalverarbeitung befassen, erforscht worden. Einen wesentlichen Schwerpunkt der Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet stellte ebenso die Evaluierung des Einsatzverhaltens sowie des Anwendungspotenzials dar. Beispielsweise hat Lüthje [LB99] mit dieser Technik einen Demonstrator entwickelt, welcher erfolgreich zur Temperatur- und Verschleißmessung im Zerspanprozess eingesetzt wurde. Es wird jedoch darauf hingewiesen, dass an der Verschleißfestigkeit der Sensorbeschichtung Verbesserungen vorgenommen werden müssen. Neben der oben beschriebenen Entwicklung von sensorischen Beschichtungssystemen für Zerspanwerkzeuge existieren Forschungsansätze, welche die Entwicklung von Dünnschichtthermoelementen für Temperaturmessungen in verschiedenen Anwendungsgebieten vorantreiben. Dabei werden auf der Basis von Dünnschichten zwei verschiedene Metalle in Kontakt gebracht, welche die Funktion eines Thermoelements übernehmen. Neben diversen Materialpaarungen ist häufig der Einsatz von PVD-abgeschiedenen Kupfer-Nickel-Schichten untersucht worden. Die verwendeten Schichten besitzen eine Sensordicke von ca. $D = 2 \mu m$ und eine Breite zwischen $b = 80 \dots 300 \mu m$. Die auf diese Weise erhaltenen Dünnschichtthermoelemente haben ein ausgesprochen schnelles Ansprechverhalten, welches auf Temperaturveränderungen innerhalb weniger Mikrosekunden reagiert.

Die Temperaturbestimmung mit Hilfe von Thermoelementen kann sowohl am Werkzeug als auch im Werkstück angewandt werden. Die Applizierung von Thermoelementen erfolgt jedoch stets ortsgebunden, so dass Temperaturverteilungen nur mit großem messtechnischem Aufwand und mit Hilfe zahlreicher Messpunkte bestimmt werden können. Dennoch zählt

es zu den Vorteilen, dass die Wirkstelle mit Thermoelementen besser erreichbar ist als mit den berührungslosen Verfahren, welche das Strahlungsprinzip nutzen. Nachteilig kommt bei der Nutzung von Thermoelementen der präparative Aufwand hinzu, da im Werkzeug bzw. im Werkstück Bohrungen bzw. Kanäle, welche häufig über sehr geringe Abmessungen verfügen, eingelassen werden müssen, um die Thermoelemente zu platzieren. Zusätzlich ist es von Bedeutung, die Thermoelemente vor der eigentlichen Messoperation zu kalibrieren. Dies ist schon allein aus dem Grund notwendig, da die Messstelle (Wirkstelle) nicht unmittelbar erreicht werden kann und deshalb ein durch die thermische Leitfähigkeit verzerrtes Messergebnis resultiert. Geeignete Messtechnologien ermöglichen es, die Ansprechzeiten von Thermoelementen relativ gering zu halten, so dass die Temperaturen zeitnah und mit geringen Messfehlern erfasst werden können. Des Weiteren wird gewährleistet, sehr nah an der Wirkstelle zu messen (z. B. Werkzeugschneide) aber auch im Inneren des Werkstücks bzw. Werkzeugs.

Neben Temperaturmessungen auf Basis des thermoelektrischen Effekts ist es auch möglich, durch Widerstandsthermometer Temperaturen zu bestimmen. Das Messprinzip dieser Technik beruht auf der Änderung ΔR eines Ohm'schen Widerstandes R in Abhängigkeit der physikalischen Größen Druck und Temperatur. Dieser Zusammenhang lässt sich linearisiert wie folgt ausdrücken:

$$\frac{\Delta R}{R} = \alpha_p \Delta p + \alpha_T \Delta T \quad (2.1)$$

Diese Widerstandsthermometer können in Dünnschichttechnologie gefertigt werden. Durch die Wahl geeigneter Materialien, wie z.B. Platin, gelingt es, Sensoren mit einem Druckkoeffizienten von $\alpha_p = 0$ herzustellen. Somit ist eine druckunabhängige Temperaturmessung möglich. Abbildung 2.11 zeigt wie ein solches Messprinzip für ein Zerspanungswerkzeug umgesetzt wurde. Um einen Kurzschluss mit dem ablaufenden Span zu vermeiden, sind die Sensoren mit einer Aluminiumoxid Schutzschicht überzogen. Durch die Anordnung mehrerer Sensoren dicht hintereinander gelingt es, die Temperaturverteilung auf der Span- bzw. Freifläche während des Spans zu bestimmen. Nachteilig an diesem Messverfahren ist die geringe Empfindlichkeit dieses Sensorsystems [TD04].

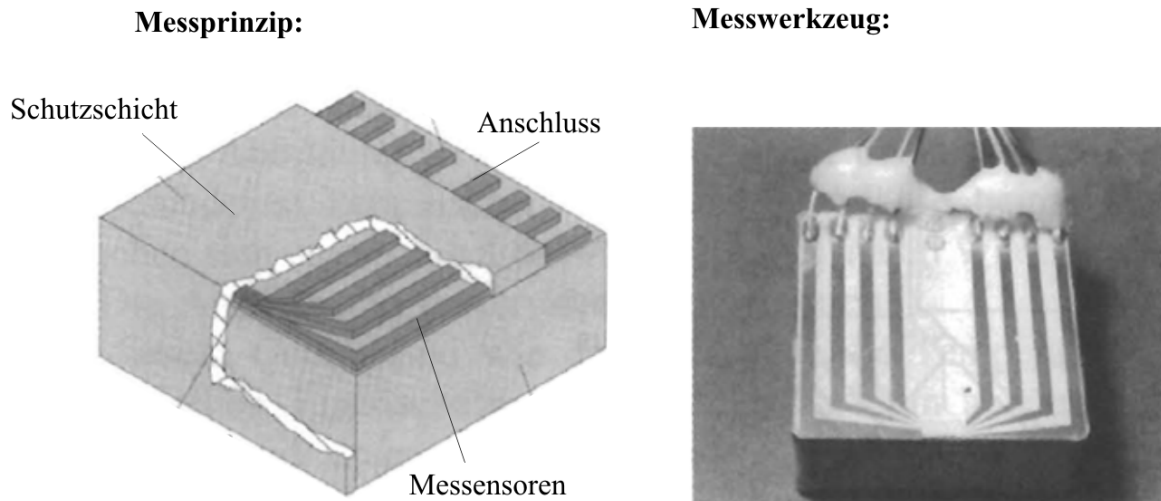


Abbildung 2.11: Widerstandsthermometer auf einem Zerspanungswerkzeug [TD04]

2.3.2 Optische Verfahren

Optische Verfahren zur Erfassung von Temperaturen in Zerspanungsprozessen haben grundsätzlich den Vorteil, dass im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Methoden auf Basis der Wärmeleitung kein direkter Kontakt zum Messobjekt bestehen muss [BW99]. Das physikalische Prinzip, welches hierfür genutzt wird, ist die Eigenschaft aller Körper, elektromagnetische Strahlung im nahen, mittleren und fernen Infrarotbereich auszusenden (Abbildung 2.12). Durch Messung der spektralen Strahlungsintensität aus beliebiger Entfernung kann auf diese Weise die Temperatur eines Körpers ermittelt werden. Dabei wird im Prinzip die Strahlungsdichte des Messobjekts mit der Strahlungsdichte eines idealen schwarzen Körpers verglichen. Voraussetzung ist es hierbei, dass der spektrale Emissionsgrad des Messobjekts bekannt ist.

Bei realen Anwendungen stellt dies oftmals eine große Herausforderung dar. Darüber hinaus muss für verschiedene Werkstoffe des Messobjektes jeweils der richtige Typ des Strahlungspyrometers entsprechend des zu verwendenden Spektralbereichs ausgewählt werden. Der Einsatz eines Strahlungspyrometers für die Bestimmung von Temperaturen in Zerspanprozessen ist im Rahmen zahlreicher Untersuchungen durchgeführt worden. Um die Wirkstelle zu erreichen, werden häufig Lichtleiter aus Quarzglas verwendet [AH02]. Dabei kann die Temperatur der Freifläche oder der Spanfläche bestimmt werden. Durch entsprechende Anordnung des Strahlungspyrometers können ebenso Temperaturen im bearbeiteten Werkstück gemessen werden. Schwerd [Sch33] setzte als erster dieses Verfahren ein, um die Temperaturverteilung auf dem Werkstück und dem Werkzeug im Bereich der Spanzone zu erfassen. In dieser Arbeit wurde die auftretende Strahlung auf Thermoelemente fokussiert. Hierdurch ergaben sich Messpunkte mit einem Durchmesser von $d = 0,2 \text{ mm}$, welche über die Spanzone verteilt wurden. Bereits hier stellte sich die Zugänglichkeit der Messstellen als große Herausforderung dieses Messverfahrens heraus. Weiterentwicklungen nutzen daher Bohrun-

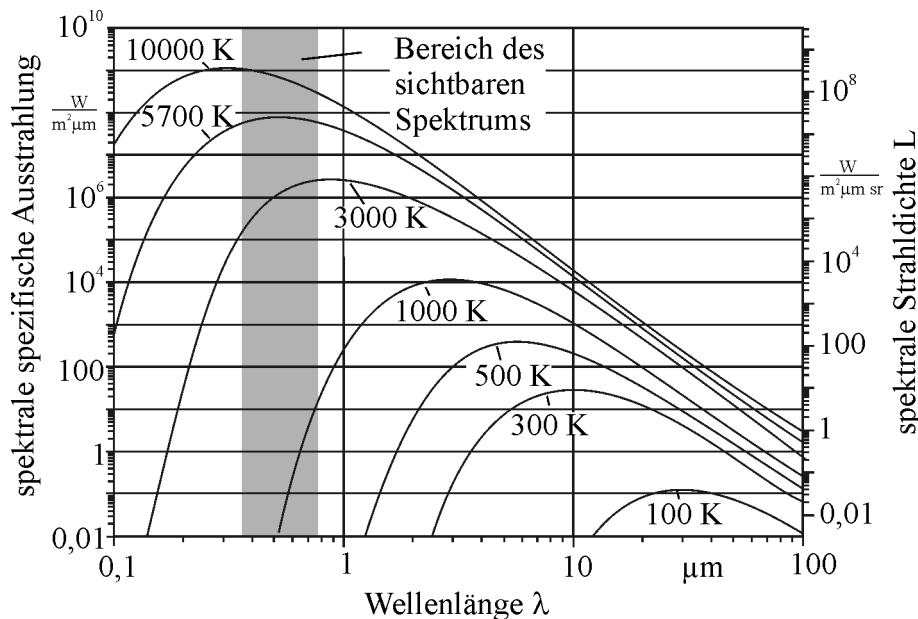


Abbildung 2.12: Wärmestrahlung [TM09]

gen im Werkstück oder Werkzeug zur Temperaturerfassung, wobei die resultierende Strahlung mit Fotodioden erfasst werden konnte [Rei58]. Lenz führte Messungen im Bereich der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span durch, indem er durch eine Bohrung im Werkzeug die Strahlung auf der Unterseite der Spanfläche erfassen konnte [Len66]. Die flächige Anordnung mehrerer Sensoren machte im Weiteren die bildgebende Erfassung der Temperaturverteilung durch die Videothermografie möglich. Die Videothermografie ist ebenso wie die Pyrometrie ein berührungsloses Temperaturmessverfahren, welches die Wärmeabstrahlung des Messobjektes im Infrarotbereich detektiert. Dies geschieht mit speziell für diesen Anwendungsfall entwickelten Kameras. Dabei ist das wesentliche Funktionsprinzip die Wandlung der einfallenden Infrarotstrahlung in ein messbares Signal mit Hilfe eines Quecksilbercadmiumtelluridkristalls [Wag11]. Die Videothermografie erlaubt die Messung der Schneidentemperaturen mit relativ einfachem Versuchsaufbau, da hier das Präparieren der Werkstücke/-zeuge entfällt. Nachteilig ist jedoch, dass es teilweise zu Fehlmessungen kommen kann, da die Strahlungsemission nicht immer ideal ist. Zudem müssen die Bauteile vor dem Versuch geschwärzt und eine aufwändige Kalibrierung durchgeführt werden, damit ein gleichbleibender Emissionsgrad gewährleistet ist. Die Messung der Temperaturen mit dieser Methode erlaubt lediglich die Erfassung der Oberflächentemperaturen. Die Analyse der thermischen Belastung in Zerspanprozessen ist dabei nur bedingt durchführbar, da häufig die Wirkstelle optisch nur schwer zugänglich ist. Darüber hinaus wird durch die freigesetzten, heißen Späne eine Störung des Videothermografiebildes hervorgerufen. Zusätzlich ist es von Bedeutung, in welcher Qualität die verwendete Thermografiekamera hinsichtlich der Zeit- und Ortsauflösung arbeitet. Häufig ist es nicht möglich, eine Temperaturverteilung oder einen Temperaturgradienten an den Wirkpartnern im Zerspanprozess detektieren zu können, da das Auflösungsvermögen der verwendeten Thermografiekamera nicht ausreichend

hoch genug ist. Erste Untersuchungen zur Erfassung der Spantemperatur wurden mit Hilfe dieses Verfahrens von Wang [WSJ96] durchgeführt. Obwohl Messunsicherheiten aufgrund unterschiedlicher Emissionsgrade existieren, konnten neuere Arbeiten bei Vergleichen mit Simulationen und konventionellen Thermoelementen eine sehr gute Übereinstimmung der gemessenen Werte erzielen. Stephenson verglich hierzu in seiner Arbeit [Ste91] die Ergebnisse verschiedener Simulationsansätze mit Messungen, welche aus der Einmeißelmethode nach Gottwein resultierten. Neuere Entwicklungen nutzen Zwei-Farben-Pyrometer, welche in der Lage sind in unterschiedlichen Wellenlängen Messungen durchzuführen. Hierdurch sind vom Emissionsgrad unabhängige Temperaturmessungen möglich [Pab08]. Beispielsweise führte Ueda [UHOY01] mit dieser Technik Untersuchungen durch, um den Einfluss von Härte und Schnittgeschwindigkeit auf die Temperaturentwicklung zu bestimmen. Bei der Zerspanung von Kupfer und Aluminium ergaben sich gute Übereinstimmungen mit den Simulationsergebnissen. Dennoch resultiert insbesondere sowohl aus der zwingenden optischen Zugänglichkeit sowie den aufwändigen Emissionsgradbestimmungen beim Einsatz thermografischer Messverfahren der Bedarf für weitere Entwicklungen.

Kapitel 3

Ausgangssituation und Zielsetzung

Durch die in Abschnitt 2.2 vorgestellten Methoden der Dünnschichttechnologie ist es möglich, Temperatursensoren direkt auf der Spanfläche von Zerspanwerkzeugen zu applizieren. Ein solches Messsystem arbeitet auf Basis des von handelsüblichen Thermoelementen bekannten, thermoelektrischen Seebeck-Effekts. Die Anwendung der Dünnschichttechnologie bietet hierbei zahlreiche Vorteile gegenüber den bislang entwickelten Verfahren. Insbesondere die Möglichkeit, ganze Messelemente sowie die Kontaktstellen im Mikrometerbereich zu fertigen, ist eine entscheidende Neuerung. Hierdurch ist eine extrem schnelle Ansprechzeit der Sensoren gewährleistet, wodurch der bisherige Nachteil eines vergleichsweise trägen Ansprechverhaltens von konventionellen Thermoelementen keine Bedeutung hat. Des Weiteren können durch diese Technik in direkter Nähe der beiden wesentlichen Entstehungszonen der thermischen Werkzeugbelastung die Temperaturen registriert werden. Es ist möglich, in geringer Entfernung zur Wirkzone und unmittelbar im Bereich der Spanfläche die Temperatur durch mehrere Sensoren gleichzeitig zu erfassen. Ein konstruktiver Eingriff in das Werkstück oder das Werkzeug ist nicht erforderlich. Gleichzeitig verspricht diese Technologie, orts aufgelöste Informationen über den Temperaturgradienten auf der Werkzeugschneide zu liefern. Der Einsatz einer zusätzlichen Aluminiumoxyd Verschleißschicht ermöglicht einen zuverlässigen Einsatz dieses Messsystems. Bisherige Entwicklungen in diesem Bereich nutzen entweder Widerstandssensoren zur Erfassung der thermischen Belastung ([TD04]), welche wesentlich langsamer auf Temperaturänderungen reagieren, oder aufgrund der mechanischen Belastungen und dem unzureichenden Sensorschutz nur kurzfristig verwendet werden können ([LB99]). Das grundsätzliche Ziel dieser Arbeit besteht daher darin, durch ein neu entwickeltes Dünnschichtsensormesssystem die thermische Werkzeugbelastung prozesssicher zu bestimmen. Hierfür sind mehrere Entwicklungsschritte entsprechend der Abbildung 3.1 erforderlich.

- Zunächst ist eine Beschichtungsmethode zu entwickeln, mit der es möglich wird, Sensoren im Mikrometerbereich abzuscheiden. Dies kann durch den Einsatz einer neuartigen Maskierungstechnik erfolgen, die während des Beschichtungsprozesses nur eine Beschichtung im Bereich der späteren Leiterbahnen zulässt. Die Fertigung dieser Masken wird durch Einsatz der Mikrofrästechnik möglich.
- Gleichzeitig sind weitere Entwicklungen im Bereich der Beschichtungstechnologie erforderlich. Es muss eine ausreichende Schichthaftung der Sensoren sowie ein Schutz gegen Verschleiß gewährleistet werden. Insbesondere die Sicherstellung dieser Anforderungen bei der Abscheidung metallischer Schichtsysteme auf keramischen Substraten stellt eine Herausforderung dar. Dieser Teil der Arbeit erfolgt in Kooperation mit dem Lehrstuhl für Werkstofftechnologie der TU Dortmund.
- Nach erfolgreicher Herstellung des Sensorsystems ist für den Einsatz im Drehprozess eine zuverlässige Kontaktierung dieses Systems mit der weiteren Messkette herzustellen. Diese muss insbesondere den Umgebungsbedingungen bei einem kontinuierlichen Spanabtransport gerecht werden. Zusätzlich muss das Messsystem mit verlässlichen Referenztemperaturen kalibriert werden, um so die Temperatur unmittelbar im Bereich der Wirkzone sicher bestimmen zu können.
- Aufbauend auf diesen Entwicklungen werden die gewonnenen Ergebnisse wissenschaftlich diskutiert. Die Untersuchungen sollen dazu beitragen, die während des Zerspanungsprozesses auftretenden thermischen Werkzeugbelastung zu ermitteln sowie ein prozesssicheres Messsystem für weitere Grundlagenuntersuchungen zur Verfügung zu stellen.

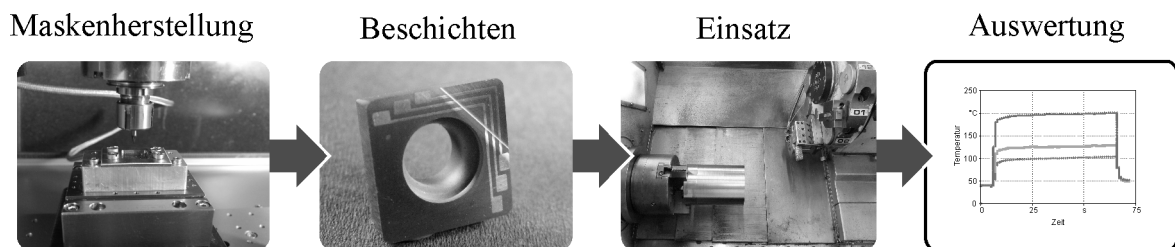


Abbildung 3.1: Entwicklungsschritte zur Herstellung einer temperatursensorischen Beschichtung

Kapitel 4

Experimentelle Randbedingungen

Der Einsatz sowie die Entwicklung temperatursensorischer Beschichtungssysteme für Wendeschneidplatten erfordert verschiedene Versuchseinrichtungen aus der Zerspanungs- und Beschichtungstechnologie. Gleichzeitig sind moderne Analysemethoden durch Rasterelektronen- und Auflichtmikroskopie notwendig, um Aussagen über die Qualität der Sensorsysteme treffen zu können. Die Beschreibung der hierfür notwendigen maschinellen Einrichtungen sowie der für den Test der Sensoren eingesetzten Versuchswerkstoffe ist daher Gegenstand dieses Kapitels.

4.1 Eingesetzte Versuchsmaschinen

4.1.1 Mikrobearbeitung

Die für den Beschichtungsprozess genutzten Masken werden mit Hilfe eines Mikrobearbeitungszentrums Kern HSPC 2522 der Firma Kern gefertigt. Diese Maschine besitzt entsprechend den Herstellerangaben eine Positioniergenauigkeit von $P = \pm 1 \mu\text{m}$ und ist in einer klimatisierten Umgebung aufgestellt, um zusätzlich den Einfluss schwankender Umgebungstemperaturen zu minimieren. Zusätzlich verfügt das Bearbeitungszentrum über drei angetriebene Achsen und ein Maschinenbett aus Polymerbeton zur Schwingungsentkoppelung. In den durchgeführten Untersuchungen kam eine Spindel des Typs Precise SC1060-0A zum Einsatz, die eine Drehzahl zwischen $n = 60.000 \dots 160.000 \text{ U/min}$ ermöglicht. Die Werkzeugschnittstelle bildet eine Präzisionsspannzange. Das System verfügt über keine interne KSS-Versorgung.

4.1.2 Eingesetzte Beschichtungsanlagen

Die Beschichtung der Wendeschneidplatten erfolgt am Lehrstuhl für Werkstofftechnologie der TU Dortmund. Im Rahmen dieser Untersuchungen kommen zwei PVD-

Beschichtungsanlagen zur Anwendung: PVD20 (Metaplas) und CC800/9sinOx (CemeCon). Die erste Anlage (PVD20) realisiert die Schichtabscheidung auf Basis eines Arc-PVD-Verfahrens, diese Technologie wurde bereits in Kapitel 2.2.1 ausführlich beschrieben. Die zweite Anlage (CC800/9sinOx) nutzt für die Schichtherstellung das Magnetronspütern, dieses ist ebenfalls im Stand der Technik dargestellt. Eine Besonderheit der Magnetronspüternanlage ist die Möglichkeit, eine Schicht durch einen Hochionisationsprozess (High Ionisation Sputter) im Niedertemperatur-Puls-Verfahren (High Ionisation Pulsing) abzuscheiden. Dies macht es möglich, im Vergleich zu einem Arc-PVD-System höhere Plasmaionisation, höhere Biasströme, dichtere Plasmen, homogenen Schichtaufbau und homogenere Schichtmorphologie zu erzeugen. Die beiden Anlagen bieten zusätzlich die Möglichkeit, verschiedene Gase, Materialien und Materialkombinationen in beliebiger Stöchiometrie einzusetzen. Dies ist erforderlich, um reaktive Schichten herzustellen. Die eingesetzten Anlagen sowie die jeweiligen Spezifikationen sind in der folgenden Abbildung 4.1 dargestellt.



Arc PVD: Metaplas PVD20		Magnetronspütern: CemeCon CC800/9sin0x	
			
Kammergröße (Durchmesser x Höhe)	480 x 640 mm ³	Kammergröße (Breite x Tiefe x Höhe)	850 x 850 x 1000 mm ³
Temperaturbereich	T = 180 ... 500°C	Temperaturbereich	T = 180 ... 500°C
Puls Controller	- Spannung: 0 - 1000V, +Spannung: 0 - 100V Frequenz: 0,1 - 50kHz	Verdampfer	4 Stück
Verdampfer	3 Stück	Energieversorgung	U = 640 V, I = 25 A
Energieversorgung:	U = 27 - 40 V, I = 35 - 100 A	Vakuum	p _{min} = 10 ⁻⁷ mbar
Vakuum:	p _{min} = 10 ⁻⁷ mbar		

Abbildung 4.1: Übersicht über die eingesetzten PVD-Beschichtungsanlagen

4.2 Eingesetzte Werkstoffe

Die Temperaturmessungen mit den entwickelten Sensoren erfolgen an zwei Eisengusslegierungen, die sich durch ihren Gefügeaufbau und ihre Festigkeitswerte unterscheiden sowie zusätzlich an einer Titanlegierung. Eisenguss weist aufgrund seiner Mikrostruktur

einen besonders günstigen Spanbruch auf. Es entstehen daher während der Bearbeitung überwiegend kleine Bröckelspäne der Spanformklasse 8 [TD04], welche einfach aus der Wirkzone zu entfernen sind und hierdurch kaum Beschädigungen am Sensorsystem hervorrufen können. Durch die Bearbeitung eines Titanwerkstoffs in Kombination mit einem hinreichend geschützten Sensorsystem ist es vorgesehen, den Einsatz bei schwierigeren Spanformen aufzuzeigen. Zusätzlich ist die Temperaturentwicklung bei der Titanbearbeitung von verstärktem Interesse, da durch die geringe Wärmeleitung dieses Werkstoffs eine erhöhte Temperaturbelastung im Bereich der Wirkzone resultiert. Abbildung 4.2 gibt einen Überblick über die Kennwerte der eingesetzten Werkstoffe sowie deren Gefügebau.

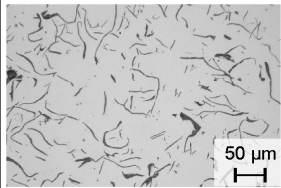
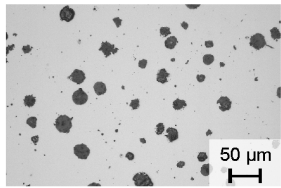
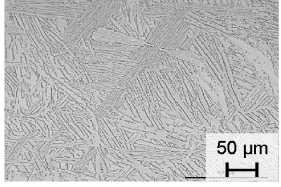
	lamellarer Grauguss (GJL-250)	globularer Grauguss (GJS-600)	Titan (Ti10V2Fe3Al)
Gefüge			
Dichte	7,2 g/cm ³	7,2 g/cm ³	4,61 g/cm ³
Zugfestigkeit	250 MPa	600 MPa	1130 MPa
Streckgrenze	165 MPa	370 MPa	1090 MPa
E-Modul	105 GPa	174 GPa	106 GPa
Bruchdehnung	0,8 %	3 %	20 %
Wärmeleitfähigkeit	48,5 W/mK	32,5 W/mK	20,8 W/mK
Härte	180 HV	250 HV	390 HV

Abbildung 4.2: Kennwerte der eingesetzten Werkstoffe [Don07, DIN10, BM11b, BM11a]

4.2.1 Eingesetzte Eisengusswerkstoffe

Gusseisen ist eine Legierung zwischen Eisen und Kohlenstoff mit vergleichsweise hohem Anteil an Kohlenstoff (zwischen $C = 2,5 \dots 5,0 \%$). Im Eisenkohlenstoffdiagramm befindet sich Gusseisen im Bereich des Eutektikums. Es entsteht hierdurch ein Verbundwerkstoff aus Graphitpartikeln und einer Eisenmatrix. Die Eigenschaften dieses Werkstoffs sind durch die Form der Graphitpartikel sowie die Beschaffenheit der Eisenmatrix vorgegeben. Entsprechend der DIN1561 erfolgt eine Einteilung der Gusseisenwerkstoffe auf Basis der

vorliegenden Graphitmikrostruktur [DIN10]. Grundsätzlich kann bei dieser Graphitstruktur zwischen einer lamellaren (EN-1561-GJL) oder einer kugeligen (globularen) Form (EN-1561-GJS) differenziert werden. Die Graphitlamellen entstehen bei Abkühlung aus der Schmelze durch Oxide und Sulfide, welche als Keimbilder wirken. Durch Impfen der Schmelze mit zusätzlichen Oxyd- und Sulfidbildern ist es möglich, die Lamellengröße zu beeinflussen. Ein lamellares Gefüge im Gusswerkstoff führt zu einem verbesserten Dämpfungsverhalten, da durch innere Reibung der Graphitlamellen am Grundgefüge die Schwingungsenergie abgebaut werden kann [SG96]. Im Rahmen der Untersuchungen wird der Werkstoff EN-GJL-250 eingesetzt. Dieser Werkstoff zeichnet sich durch die beschriebene lamellare Ausscheidung der Graphitbestandteile aus (siehe Abbildung 4.2) [Has08]. Die Graphitlamellen begünstigen eine Kerbwirkung. Dieser Effekt ist besonders bei Zerspanungsprozessen von Bedeutung, da an diesen Stellen ein Anriss eintritt, bevor es zu einer plastischen Verformung der Eisenmatrix kommt. Der Trennvorgang erfolgt dann entlang einer Trennfläche, die sich nach dem geringsten Trennwiderstand an den in der Werkstückrandschicht liegenden Graphitlamellen orientiert [War74]. Einen wesentlichen Nachteil dieser Lamellenstruktur stellt eine verringerte Zähigkeit des Werkstoffs dar. Durch Magnesiumzusätze in der Schmelze ist es jedoch möglich, während der Erstarrung die lamellenförmige Graphitstruktur zu verhindern und in ein kugelförmiges Wachstum zu transformieren. Dies bewirkt einen erheblichen Zugewinn an Zähigkeit, führt aber wiederum zu einer ungünstigen Entwicklung der zuvor beschriebenen Dämpfungseigenschaften. Der Werkstoff EN-GJS-600 wird als Vertreter dieser Werkstoffkonfiguration eingesetzt. Durch die kugelförmigen Ausscheidungen in diesem Werkstoff ist die innere Kerbwirkung deutlich geringer als die der lamellaren Strukturen, so dass der Sphäroguss den lamellen Graphitguss bezüglich der mechanischen Eigenschaften überragt. Er besitzt gegenüber dem lamellaren Gefüge daher vor allem eine wesentlich höhere Zugfestigkeit (vgl. Abbildung 4.2).

Eine Kombination beider Ausscheidungsformen kann durch gezielte Impfung der Schmelze mit Graphitbildern erreicht werden. Hierdurch ist es möglich, den räumlichen Zusammenhang der Graphitlamellen bei möglichst großer Oberfläche der Graphitausscheidungen zu unterbrechen. Als Bezeichnung hat sich hierfür Vermiculargraphit durchgesetzt [BT08]. Neben der Graphitmorphologie hat die Struktur der Eisenmatrix einen maßgeblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs. Hierbei können rein perlitische oder ferritische Matrixformen vorkommen oder aber Mischungen aus diesen. [Reu02]. Die in dieser Arbeit eingesetzten Gusswerkstoffe weisen beide eine perlitische Matrix auf. Im Maschinenbau waren in den letzten Jahren stets zunehmende Produktionsmengen an Gusseisen zu verzeichnen, die insbesondere auf die Weiterentwicklung der Fertigungstechniken in den Gießereien zurückzuführen sind [BT08]. Ein großes Anwendungsgebiet stellen die Gehäuse für Getriebe, Armaturen, Pumpen und Verdichter sowie deren Laufräder dar, die in Stückgewichten bis zu mehreren Tonnen wegen der zum Teil komplexen Raumstrukturen und wegen des guten Dämpfungsvermögens aus Grauguss mit Lamellengraphit gefertigt werden. Das überragende Dämpfungsvermögen von lamellarem Grauguss hat darüber hinaus eine Vielzahl von Anwendungen als Maschinenbetten oder Maschinenrahmen für Werkzeugma-

schinen zur spanenden Bearbeitung und für Umformmaschinen mit Stückgewichten bis zu 200 Tonnen hervorgebracht. Zur kostengünstigen Herstellung von Steuerblöcken für Hydrauliken werden endformnahe stranggegossene Halbzeuge aus grauem Gusseisen (EN-GJL-250 bis EN-GJS-600) verwendet [BT08].

4.2.2 Eigenschaften und Aufbau von Titanlegierungen

Titan ist ein moderner Leichtbauwerkstoff, welcher sich vor allem durch seine vergleichsweise geringe Dichte, hohe Festigkeit gute Korrosionsbeständigkeit und Biokompatibilität auszeichnet. Ähnlich wie Stahlwerkstoffe weist auch Titan eine Polymorphie auf. Titan kann als α -Titan in einer kubischraumzentrierten (krz) Modifikation oder aber als hexagonal-dichteste Kugelpackung (hdp) als β -Titan kristallisieren. Die Umwandlung von der krz- zur hdp-Struktur findet durch einen diffusionslosen Umklappvorgang martensitisch statt. Die Starttemperatur dieses Prozesses wird hierbei entscheidend durch die Legierungselemente beeinflusst [Don07]. Bei dieser Umwandlung findet keine Zwangslösung der zusätzlichen Legierungsatome im Titangitter statt, so dass keine Verfestigung des Werkstoffs beobachtet wird. Durch die Zugabe von Legierungselementen ist es möglich, eine der beiden Kristallmodifikationen gezielt bei Raumtemperatur zu stabilisieren. Daher können Titanlegierungen in drei Hauptgruppen unterteilt werden. Es wird unterschieden zwischen α - oder β -Titan sowie zwischen Mischgefügen aus den beiden Phasen. Die in der Technik am häufigsten eingesetzte Legierung ist TiAl6V4 [PL02]. Bei dieser Legierung wird durch die Zugabe von Aluminium die α -Phase und durch Vanadium die β -Phase stabilisiert. Durch eine zusätzliche Wärmebehandlung ist es möglich, den Anteil an α - und β -Phase im Gefüge gezielt einzustellen. Durch das Bimodalegefüge wird die höchste Festigkeit mit einer guten Zähigkeit erreicht, so dass dieses Gefüge häufig Anwendung findet [Wes07]. Das geringe Elastizitätsmodul und die starke Affinität zu Kohlenstoff, Stickstoff und Sauerstoff führen jedoch bei der spanenden Bearbeitung zu Problemen [SMBR01], da hieraus ein erhöhter Werkzeugverschleiß resultiert. Zusätzlich besitzt Titan im Vergleich zu anderen Werkstoffen eine geringe Wärmeleitfähigkeit. Dies hat zur Folge, dass die aus der Bearbeitung resultierende thermische Energie nur sehr langsam aus der Wirkzone abgeleitet werden kann und eine erhöhte thermische Belastung entsteht.

4.3 Verwendete Schneidstoffe

Das in dieser Arbeit entwickelte Sensorschichtsystem zur Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung basiert auf dem in Abschnitt 2.3.1 vorgestellten Seebeck-Effekt. Dieses Verfahren erfordert einen Temperaturgradienten zwischen zwei metallischen Leitern. Jeder weitere Kontakt mit einem zusätzlichen metallischen Werkstoff führt zu Fehlmessungen, da hierdurch ein weiteres Thermoelement gebildet wird. Um diesen Einfluss zu verhindern, findet in diesen Untersuchungen schwerpunktmäßig der Einsatz eines elektrisch isolierenden, ke-

ramischen Schneidstoffs Anwendung. Hierdurch kann ein Fehlstrom ausgeschlossen werden. Da aber in der industriellen Praxis Schneidstoffe auf Hartmetallbasis eine sehr hohe Bedeutung erlangt haben, ist es zusätzlich zu dem keramischen Werkstoff vorgesehen, die Funktionsfähigkeit des Sensorsystems anhand eines Hartmetallsubstrates aufzuzeigen. Da dieser Schneidstoff im Gegensatz zur Keramik eine vergleichsweise gute elektrische Leitfähigkeit aufweist, ist ein funktionsfähiges Messsystem zu realisieren, wenn eine zusätzliche Isolations-schicht aufgebracht wird. Im Weiteren wird zunächst der verwendete keramische Schneidstoff weiter beschrieben, bevor anschließend das für weitergehende Untersuchungen eingesetzte Hartmetallsubstrat vorgestellt wird.

Keramische Schneidstoffe zählen zu den technischen Keramiken. Diese können in Abhängigkeit der mineralogischen Zusammensetzung in Silikat-, Oxid-, oder Nichtoxidkeramiken eingeteilt werden. Die Herstellung von Keramiken basiert immer auf einem Formen der Werkstücke bei Raumtemperatur und einem anschließenden Brenn- oder Sinterprozess. Bei dem in diesen Untersuchungen eingesetzten Werkstoff handelt es sich um eine gesinterte Siliziumnitridkeramik β -Si₃N₄. Siliziumnitridkeramik zählt zu den Nichtoxidkeramiken. Dieser Werkstoff wird bei Temperaturen zwischen $T = 1750^\circ\text{C}$ und $T = 1950^\circ\text{C}$ gesintert. Durch die hohe Temperatur und den vorherrschenden Gasdruck findet eine Verdichtung und nadel-förmige Rekristallisation der Siliziumnitridpartikel statt [Hab93]. Durch diesen Effekt entsteht ein eng vernetztes Gefüge. Nichtoxidkeramiken weisen einen hohen Anteil an kovalenten Bindungen auf. Dies hat den Vorteil, dass hohe Einsatztemperaturen erreicht werden können. Die maximale Einsatztemperatur von Siliziumnitrid liegt daher bei 1200°C . Gleichzeitig verfügen Nichtoxidkeramiken über einen vergleichsweise hohen Elastizitätsmodul bei gleichzeitig hoher Festigkeit und Härte [Inf99]. Das Haupteinsatzgebiet dieser Schneidstoffe liegt bei der Bearbeitung von Eisengusswerkstoffen. Da mit Schneidkeramiken im Vergleich zu anderen Schneidstoffen bedeutend höhere Schnittgeschwindigkeiten verwirklicht werden können bei gleichzeitig geringerem Werkzeugverschleiß, bieten diese einen erheblichen wirtschaftlichen Vorteil [Hab93]. Einen wesentlichen Nachteil keramischer Schneidstoffe stellt jedoch die Empfindlichkeit gegen Zug-, Biege-, Schlag- und thermische Schockbeanspruchung dar. Dies ist bei der Prozessauslegung zu berücksichtigen.

Hartmetalle werden wie keramische Werkstoffe durch einen Sinterprozess hergestellt. Im Gegensatz zu diesen setzt sich Hartmetall jedoch aus einer harten Karbidphase aus Titan-, Wolfram-, Tantal- oder Titankarbid oder Titannitrid als Hartstoff und Kobalt als weiche Bindephase zusammen. Durch Variation zwischen Binde- und Karbidphase ist es möglich, den Schneidstoff entsprechend den Anforderungen anzupassen. Eine herausragende Eigenschaft dieser Werkstoffe ist die Möglichkeit, Härte und Zähigkeitseigenschaften miteinander zu kombinieren. Der Schmelzpunkt der Bindephase bestimmt in diesem Verbundwerkstoff die Einsatztemperatur. Er liegt für eine Kobaltmatrix bei ca. $T = 1000^\circ\text{C}$. Im Rahmen der Untersuchungen kommt ein Hartmetall der Anwendungsklasse K10 mit einem Anteil von 92 % Wolframkarbid, 6 % Kobalt und 2 % Titankarbid zum Einsatz. Dieser Schneidstoff hat eine Korngröße von unter $0,7\ \mu\text{m}$.

4.4 Eingesetzte Drehmaschine

Die Drehuntersuchungen werden auf einem CNC-Drehbearbeitungszentrum in Schrägbettbauweise der Firma Monforts vom Typ RNC 200 A durchgeführt. Der Einsatz des Sensorsystems erfolgt beim Außenlängsdrehen. Abbildung 4.3 gibt einen Überblick über die eingesetzte Versuchsmaschine sowie die wichtigsten Maschinenkennwerte. Um einheitliche Bearbeitungssituationen sicherstellen zu können, sind die Werkstücke auf einen gleichen Durchmesser vorbearbeitet worden.



Monforts RNC 200 A:

Antriebsleistung:	
bei 100% ED	9kW
bei 40% ED	13kW
Drehzahlbereich:	50 - 6.000 1/min
Drehdurchmesser:	max. 300 mm
Drehlänge:	max. 250 mm

Abbildung 4.3: Eingesetzte Drehmaschine

4.5 Eingesetzte Messtechnik und Messverfahren

4.5.1 Eingesetzte Kraftmesstechnik

Bei einigen metallisch nichtleitenden Werkstoffen (z. B. Quarz) wird durch eine gerichtete Verformung eine elektrische Spannung hervorgerufen. Diese tritt auf, da sich bei solchen piezoelektrischen Materialien gerichtete Dipole innerhalb der einzelnen Elementarzellen bilden. Aufsummiert über die Elementarzellen eines makroskopischen Elementes ist es hierdurch möglich, eine messbare Potenzialdifferenz zu registrieren. Dieser piezoelektrische Effekt kann genutzt werden, um Kräfte in den drei Raumrichtungen zu erfassen. Es werden hierfür in Kraftmesssystemen für jede Raumrichtung Piezoelemente verbaut, wodurch bei einer äußeren Belastung ein hierzu proportionales elektrisches Signal zu registrieren ist.

Die Messung der auftretenden Zerspankräfte erfolgt sowohl bei der Mikrobearbeitung als auch bei den Drehversuchen durch piezoelektrische Kraftmesseinrichtungen. Beim Mikrofräsen wird hierfür ein 3-Komponenten Dynamometer der Firma Kistler vom Typ Mini-Dyn 9256A1 eingesetzt. Da diese Kraftmesseinrichtung über eine extrem geringe Ansprechschwelle ($A < 0,002$ N) und eine hohe Eigenfrequenz im Bereich von $f = 5$ kHz verfügt, eignet sich diese Kraftmessplattform besonders für die Erfassung kleiner Kräfte bis maximal $F_{max} = 200$ N. Die Abtastrate beträgt $f = 20$ kHz. Das Messsignal wird über einen

Ladungsverstärker vom Typ 5017A der Firma Kistler verstärkt und über einen A/D Wandler in einem Messrechner gespeichert und ausgewertet.

Während der Temperaturmessungen im Drehprozess wird exemplarisch die mechanische Werkzeugbelastung durch eine piezoelektrische Kraftmessplattform registriert. Dies erfolgt durch ein 3-Komponenten-Dynamometer der Firma Kistler vom Typ 9121. Die Abtastrate hierbei beträgt $f_a = 1$ kHz. Der Anschluss an die weitere Messkette erfolgt ebenfalls durch einen Ladungsverstärker sowie einen A/D-Wandler. Zur Aufzeichnung und Auswertung der Messsignale kommt die Software LabView 7 der Firma National Instruments zur Anwendung.

4.5.2 Thermische Messverfahren

Temperaturmessungen können grundsätzlich durch die in Abschnitt 2.3 beschriebenen physikalischen Verfahren durchgeführt werden. In der technischen Umsetzung dieser Verfahren haben sich dabei vor allem Thermoelemente sowie die Videothermografie durchgesetzt. Diese Systeme erlauben es, mit einem vergleichsweise einfachen Aufbau präzise Informationen über die vorherrschenden thermischen Belastungen in technischen Prozessen zu bekommen. Um das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Messsystem zu verifizieren, werden daher ebenfalls diese zwei Verfahren genutzt.

Durch Einsatz von konventionellen Thermoelementen ist es möglich, die während der Zerspanung auftretenden thermischen Belastungen mit Hilfe eines auf Wärmeleitung basierenden Verfahrens zu messen. Die verwendeten Mantelthermoelemente nutzen den bereits beschriebenen Seebeck-Effekt und bestehen aus einem Nickel- und einem Nickelchromleiter. Diese Leiter werden an der Spitze verschweißt, wodurch sich der Messpunkt bildet. In einem durch Magnesiumoxyd isolierten Kabel werden die beiden Leiter von der Wirkstelle zur angeschlossenen Messtechnik weggeführt. Aufgrund einer hohen Spannungsdifferenz sowie eines nahezu linearen Zusammenhangs zwischen Spannung und Temperatur kommen in dieser Arbeit Nickel- Nickelchrom Thermoelemente (Typ-K) zur Anwendung. Bei einem Temperaturgradienten von einem Grad zwischen Messpunkt und Umgebung entsteht in diesem Thermoelement eine Spannungsdifferenz von $\Delta U = 41 \mu\text{V}$. Diese Thermoelemente sind in einem Temperaturbereich von $T = -270^\circ\text{C}$ bis $T = 1372^\circ\text{C}$ einsetzbar. Die Reaktionsgeschwindigkeit eines Thermoelements hängt vom Durchmesser des Elementes ab. Durchmesser zwischen $d = 0,25$ mm und $d = 3$ mm sind üblich, wobei Thermoelemente mit größerem Durchmesser wesentlich träger auf Temperaturänderungen reagieren. Die eingesetzten Thermoelemente haben einen Durchmesser von $d = 0,25$ mm und können so umgehend auf Temperaturänderungen ansprechen.

Die Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung erfolgt zusätzlich durch ein Thermografiesystem. Diese Technik erfasst die von der Messstelle emittierte Wärmestrahlung und macht diese sichtbar. Im Rahmen der Untersuchungen kam das Thermografiesystem Image IR 8300 des Herstellers InfraTec zur Anwendung. Grundsätzlich werden Thermografiesysteme entsprechend der eingesetzten Detektoren differenziert. Es kann zwischen thermischen

Detektoren und Photonendetektoren unterschieden werden. Ein thermischer Detektor absorbiert die auftreffende Strahlung, woraus sich eine Änderung seiner physikalischen Eigenschaften einstellt. Diese Änderung kann gemessen werden und dient als Kenngröße für die Temperaturänderung. Photonendetektoren erzeugen hingegen auf Basis des photoelektrischen Effektes ein elektrisches Signal, welches proportional zur einfallenden Photonenmenge ist. Hierdurch ist ein direkter Rückschluss auf die vorherrschende Temperatur möglich. Die eingesetzte Kamera verfügt über einen Photonendetektor. Hierdurch hat dieses Gerät eine wesentlich größere Empfindlichkeit und ein höheres thermisches Auflösungsvermögen als Systeme mit thermischen Detektoren. Das Gerät verfügt über einen Temperaturmessbereich von $T = -40 \text{ °C}$ bis zu $T = 1200 \text{ °C}$. Die minimale Temperaturauflösung beträgt $\Delta T = 0,025 \text{ K}$. Der Detektor des Kamerasystems wird durch einen Stirlingkühler gekühlt, um die hohe Auflösung zu realisieren. Der ideale Arbeitsabstand des verwendeten Systems beträgt $s = 1 \text{ m}$.

Kapitel 5

Prozesskette zur Abscheidung von sensorischen Schichtsystemen

Die zentrale Herausforderung dieser Arbeit besteht in der Entwicklung und Herstellung eines Sensorsystems für Drehwerkzeuge zur Erfassung der thermischen Werkzeugbelastungen. Das Sensorsystem selbst kann durch die Abscheidung von Nickel- und Nickelchrom in einem PVD-Prozess erzeugt werden. Es ist hierbei jedoch notwendig, die beiden Schichtwerkstoffe in Form von Leiterbahnen auf dem Werkzeug abzuscheiden. Dies macht die Entwicklung einer neuartigen Maskentechnik erforderlich. Bei dieser Technik wird ein großer Teil der Wendeschneidplatte während des Beschichtungsprozesses vollständig mit einer Maske bedeckt. Lediglich an einigen Stellen auf dem Zerspanwerkzeug ist es somit möglich, eine Beschichtung aufzubringen. An diesen freigelassenen Bereichen kann dann während des Beschichtungsprozesses eine Schicht in Form einer Leiterbahn abgeschieden werden. Die Fertigung dieser Masken erfolgt aufgrund der hohen Flexibilität durch einen Mikrofräsprozess. Durch dieses Fertigungsverfahren kann die Kontur der späteren Sensorgestalt eingebracht werden. Abbildung 5.1 zeigt die grundsätzliche Funktionsweise dieser Maskentechnik. Auf der linken Seite ist zu erkennen, wie die Maske 1 die Spanfläche der Wendeschneidplatte vollständig abdecken kann. Diese Maske bleibt während des ganzen Beschichtungsprozesses auf der Wendeschneidplatte fixiert. Lediglich die späteren Leiterbahnen werden von der Maske offengehalten, um hier während des Beschichtungsprozesses den Sensorwerkstoff abscheiden zu können. Zusätzlich zu dieser Maske ist eine zweite Maske dargestellt. Indem diese Maske um 90° gedreht wird, ist es möglich, jeweils eine Hälfte der ersten Maske abzudecken, wobei jedoch im Bereich der Spitze ein schmaler Bereich von 0,1 mm unabhängig von der Position der 2. Maske offengehalten wird. Da ein Thermoelement aus zwei metallischen Werkstoffen besteht, welche an der Messstelle verbunden sein müssen, ist es im Beschichtungsprozess erforderlich, nacheinander jeweils eine Seite der ersten Maske mit dem jeweiligen Beschichtungswerkstoff (Nickel bzw. Nickelchrom) zu beschichten. Dies kann durch die zweite Maske realisiert werden. Die rechte Seite in Abbildung 5.1 macht dies ebenfalls deutlich. In der zusammengesetzten Beschichtungseinrichtung ist es lediglich möglich, auf einer Seite zu be-

schichten. Die Draufsicht ist identisch mit der Ansicht in Beschichtungsrichtung. Wahlweise ist es so möglich, entweder Nickel oder Nickelchrom auf einer Seite der Wendschneidplatte abzuscheiden. Durch Drehen der Maske 1 kann zwischen den beiden Positionen gewählt werden. Im Bereich der Spitze ist durch die Konstruktion eine Überlappung der beiden Schichtwerkstoffe gewährleistet. An diesem Punkt bildet sich somit die Messstelle der Thermo-elemente. Aufgrund der Maskenkonstruktion ist es möglich, drei Thermo-elemente in unterschiedlichen Positionen zur Wirkstelle auf der Spanfläche abzuscheiden.

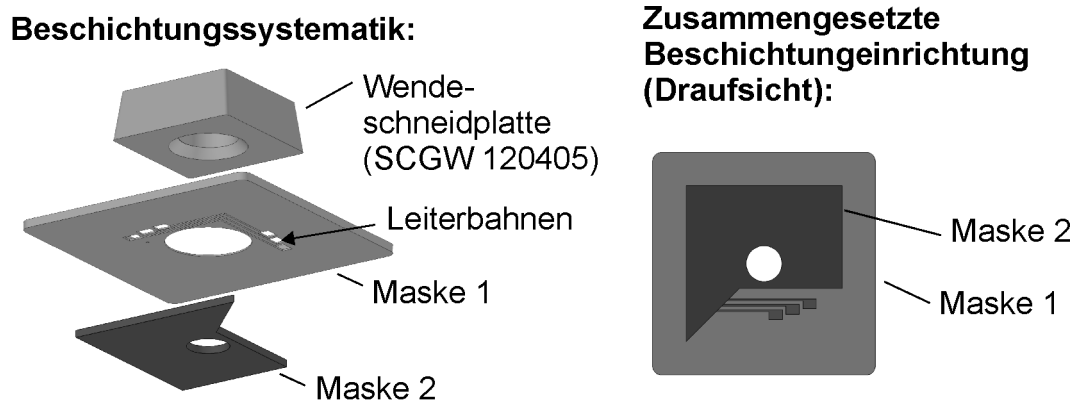


Abbildung 5.1: Entwickelte Maskentechnik zur Abscheidung von Leiterbahnen

Die Herstellung der Beschichtungsmaske sowie insbesondere der Leiterbahngestalt durch einen Mikrofräsprozess wird im folgenden Kapitel dargestellt. Die Fertigung dieser Masken stellt aufgrund erhöhter Qualitätsanforderungen eine enorme Herausforderung dar. Bei der Fertigung der Beschichtungsmasken ist es notwendig, die Gratbildung zu minimieren, da insbesondere Grate auf der Unterseite der Maske im anschließenden Beschichtungsprozess aufgrund von Abdeckungseffekten durch den Grat selbst zu unterbrochenen Leiterbahnen führen könnten. Dies hat dann einen Ausfall eines Sensors zur Folge, was durch Wahl der Fertigungsparameter und Reduzierung des entstehenden Grates zu vermeiden ist.

5.1 Herstellung von Beschichtungsmasken

Für die Fertigung der Beschichtungsmasken werden vorgefertigte Maskenrohlinge eingesetzt. Der Werkstoff dieser Rohlinge ist ein austenitischer, säurebeständiger Edelstahl 1.4301 (X5CrNi18-10). Diese Rohlinge sind zuvor mit einem Laserstrahlschneidverfahren auf eine Größe von 25 mm x 25 mm vorgeschnitten worden. Die vorgefertigten Werkstücke können in einer speziell angepassten Aufspannung eingesetzt werden, um dann in einem Mikrofräsprozess die Beschichtungsmaske zu fertigen. Die entwickelte Aufspannung ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Der Fertigungsprozess gliedert sich in zwei Stufen. Zunächst muss mit einem Schaftfräswerkzeug, Durchmesser $d = 1$ mm, eine Tasche in die zugeschnittenen Werkstücke eingebracht werden. Die Fertigung der Tasche erfolgt mit einer Minimalmengenschmierung (MMKS) sowie einem vorhandenen Standardfräszyklus des Bearbeitungszentrums. Für die Bearbeitung können die Schnittwertempfehlungen des Werkzeugherstellers verwendet werden [Sec11]. Die gefertigte Tasche entspricht in ihren Abmessungen den Außenmaßen der Wendeschneidplatte. Es ist hierdurch möglich, eine formschlüssige Fügeverbindung zwischen der Wendeschneidplatte und der Beschichtungsmaske während des Beschichtungsprozesses sicherzustellen. Bereits minimale Relativbewegungen zwischen der Wendeschneidplatte und der Maske führen zu fehlerhaften Sensoren. Hiervon besonders betroffen ist der Überlappungsbereich in der Spitze des Werkzeugs. Das entwickelte Maskensystem ermöglicht es, diesen Fehler vollständig auszuschließen. Nach der Herstellung der Tasche erfolgt dann mit einem weiteren Schaftfräswerkzeug, Durchmesser $d = 0,2$ mm, die Fertigung der Leiterbahnstruktur.

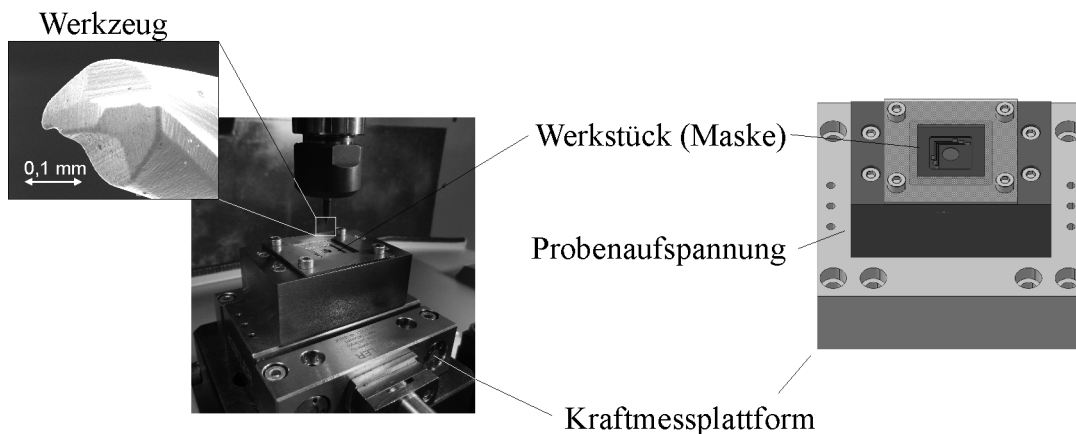


Abbildung 5.2: Herstellung von Beschichtungsmasken durch Mikrofräsen

Diese Leiterbahnstruktur entspricht der späteren Gestalt der Beschichtung. Das Design und die Entwicklung dieser Strukturen erfolgt mit der Konstruktionssoftware CATIA der Firma Dassault Systèmes. Durch die anschließende Verwendung der CAM Software Hypermill kann die entworfene Sensorgestalt direkt in die Fräsbahnprogrammierung der Maschinensteuerung überführt werden. Die Fertigung dieser Masken wird im Folgenden detailliert vorgestellt. Die Dicke des Maskenrohlings ist konstant, durch Variation der Taschentiefe ist es jedoch

möglich, die Höhe der während der Beschichtung wirksamen Maske zu verändern. Dies erlaubt es Abschattungseffekte, welche aufgrund dieser resultierenden Maskendicke auftreten könnten, zu untersuchen.

5.1.1 Einfluss der Prozessgrößen auf die Maskenqualität

Die Herstellung der Leiterbahnstrukturen mit einem Schaftfräswerkzeug wird im Vollnutschnitt durchgeführt. Hierbei taucht das Werkzeug mit der Stirnseite über den gesamten Durchmesser in das Werkstück ein, wodurch sich die Bewegung des Werkzeugs jeweils zur Hälfte aus einer Gleichlauf- und einer Gegenlaufbewegung zusammensetzt (vergl. hierzu Abschnitt 2.1.3). Aufgrund des Vollnutschnitts wird während der Bearbeitung eine Leiterbahnbreite erzielt, welche mit dem Werkzeugdurchmesser von $d = 0,2$ mm identisch ist, dies ist gleichzeitig die mit diesem Werkzeug minimal mögliche Leiterbahnbreite. Bei dieser Fertigungsstrategie kann der Zahnvorschub, die Schnitttiefe sowie die Schnittgeschwindigkeit des Werkzeugs variiert werden. Zusätzlich hierzu ist es möglich, ein Kühlschmiermedium einzusetzen. Dieser Fertigungshilfsstoff übernimmt während der Bearbeitung zahlreiche Funktionen. Zunächst soll dieser durch Reibungsminderung die freigesetzte thermische Energie reduzieren sowie über die Kühlwirkung die entstehende Wärme abführen. Darüber hinaus kann durch den Kühlschmierstoff das entstehende Spanmaterial abtransportiert werden [Wei98]. Bei der Wahl des Kühlschmiermediums existieren drei grundsätzliche Strategien, welche auch im Rahmen dieser Untersuchungen Anwendung finden: Bei einer Trockenbearbeitung wird vollständig auf den Einsatz eines Kühlschmiermediums verzichtet. Dies ist häufig aufgrund von Kosten- und Umweltaspekten sinnvoll, erfordert aber eine umfassende Prozessanalyse mit entsprechender Abstimmung aller am Zerspanprozess beteiligten Komponenten. Teilweise ist das Konzept der Trockenbearbeitung aufgrund technologischer Restriktionen jedoch nicht umsetzbar. Auf der anderen Seite ist es möglich, eine Überflutungsschmierung mit einem Kühlschmiermedium (z. B. Mineralöle) einzusetzen. Das Mineralöl sorgt im Bereich der Wirkzone für eine Verbesserung der Schmierfähigkeit. Einen Kompromiss zwischen beiden Strategien stellt der Einsatz einer Minimalmengenkühlschmierung dar. Durch die Verdüsung geringer Mengen an Kühlschmierstoff wird einerseits eine Schmierwirkung erzielt. Durch die Konvektion der eingesetzten Druckluft sowie die Sublimation des Kühlschmierstoffs ist zusätzlich eine Kühlwirkung vorhanden. Diese ist aber gegenüber einer Überflutungsschmierung wesentlich geringer.

Ausgehend von den Herstellerempfehlungen zur Bearbeitung des eingesetzten Maskenwerkstoffes ist es das Ziel, durch Variation der genannten Einstellgrößen eine Fertigungsstrategie zu entwickeln, bei der eine gratminimale Beschichtungsmaske in möglichst geringer Fertigungszeit bei akzeptablem Werkzeugverschleiß gefertigt werden kann. Um unter diesen Randbedingungen eine optimale Wahl der Prozessgrößen zu treffen, werden der Einfluss der Einstellgrößen auf das Ergebnis durch eine Ceteris-paribus-Strategie betrachtet. Im Rahmen dieser Strategie erfolgt eine zweistufige Untersuchung, welche in der folgenden Abbildung

5.3 dargestellt ist. In der ersten Stufe erfolgt lediglich eine Variation der Kühlschmierstoffkonzepte bei sonst konstanten Einstellgrößen. Für jedes Kühlschmierstoffkonzept wird jeweils eine Leiterbahnform gefertigt. Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen besteht in der Ermittlung geeigneter Kühlschmierstoffkonzepte zur gratminimalen Fertigung der Bauteilgestalt. Hierauf aufbauend wird im zweiten Schritt der Einfluss der übrigen Einstellgrößen auf das Bearbeitungsergebnis untersucht. Die Zielsetzung dieses zweiten Schrittes liegt in einer Optimierung der Bearbeitung bei möglichst geringer Werkzeugbelastung.

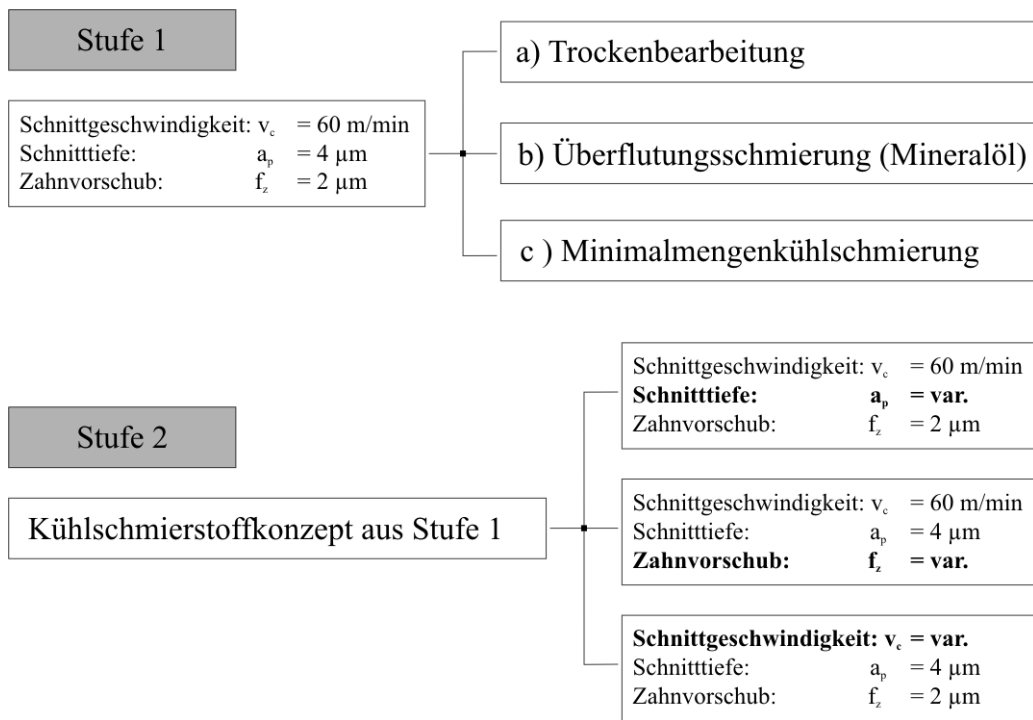
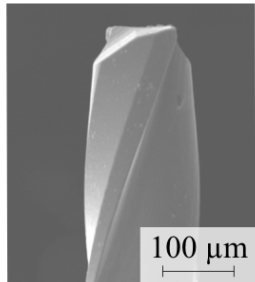


Abbildung 5.3: Geplanter Versuchsablauf der Fräsversuche zur Herstellung der Beschichtungsmasken

Das Ergebnis des ersten Untersuchungsschrittes zeigt, dass der Einsatz einer Trockenbearbeitung bei der Maskenherstellung zu einer nur unzureichenden Maskenqualität sowie einem verstärkten Werkzeugverschleiß führt. Abbildung 5.4 macht dies durch REM-Aufnahmen der fertigen Beschichtungsmaske sowie des hierfür eingesetzten Werkzeugs deutlich. Die Qualität der Maske ist aufgrund mehrerer Gratstellen, welche die erzeugte Leiterbahn abdecken, als unzureichend zu bewerten. Während des Beschichtungsprozesses wird an den Stellen mit überstehendem Grat die Beschichtung nicht auf dem Werkzeug aufgebracht, sondern auf dem Grat. Aus dieser Tatsache resultieren somit unterbrochene Leiterbahnen, welche für Messungen nicht verwendet werden können. Gleichzeitig folgt aus der Trockenbearbeitung des eingesetzten Werkstoffes ein erhöhter Werkzeugverschleiß. An beiden Schneidkanten können nach der Bearbeitung Ausbrüche beobachtet werden, eine Schneide ist vollständig zerstört. Aufgrund des fehlenden Kühlschmiermediums kommt es zu erhöhten Temperaturentwick-

lungen im Bereich der Werkzeugschneide, woraus die dargestellten Ausbrüche resultieren. Diese begünstigen wiederum die Gratbildung und beeinflussen so das Bearbeitungsergebnis zusätzlich negativ.

Werkzeug:	Schaftfräser	
Schneidstoff:	Ultrafeinstkorn (0,5 µm)	
Beschichtung:	TiAlN	
Zähnezahl:	$z = 2$	
Durchmesser:	$d = 0,2 \text{ mm}$	
Spanwinkel:	$\gamma = 30^\circ$	
Werkstück:	1.4301 (X5CrNi18-10)	
Schnittgeschwindigkeit:	$v_c = 100 \text{ m/min}$	
Schnitttiefe:	$a_p = 4 \text{ µm}$	
Zahnvorschub:	$f_z = 2 \text{ µm}$	
Bearbeitungsstrategie:	Vollnutschritt	

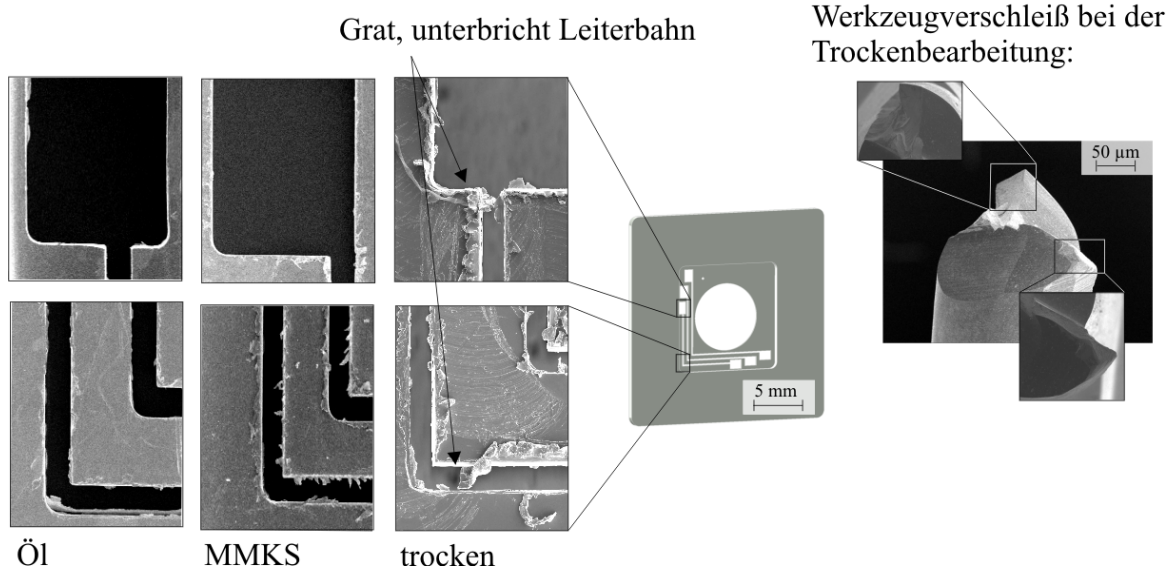


Abbildung 5.4: Grat- und Werkzeugverschleiß bei der Maskenfertigung

Auf der Grundlage dieser Ergebnisse kann eine Trockenbearbeitung zur Fertigung der Matrizen nicht empfohlen werden. Im Gegensatz hierzu ist es bei Einsatz einer Minimalmengenkühlschmierung sowie einer Ölüberflutungsschmierung möglich, Beschichtungsmasken zu fertigen, wobei sowohl eine ausreichende Maskenqualität als auch nur ein geringfügiger Werkzeugverschleiß resultieren. Weitere Untersuchungen bezüglich optimaler Einstellgrößen basieren daher auf dem Einsatz dieser Kühlschmierstoffkonzepte. Untersuchungen zur Trockenbearbeitung werden im Schritt 2 nicht durchgeführt.

Für eine gezielte Analyse der Prozesseinflussgrößen kommt ein speziell konstruiertes Versuchswerkstück zur Anwendung, welches in Abbildung 5.5 dargestellt ist. Das Werkstück verfügt über zwei senkrecht zur Bearbeitungsrichtung eingebrachten Nuten. Hierdurch durchfährt das Werkzeug während der Bearbeitung drei einzelne Abschnitte des

Werkstückes. Das Werkzeug hat beim Durchfahren der Nuten keinen Kontakt mit dem Werkstück.

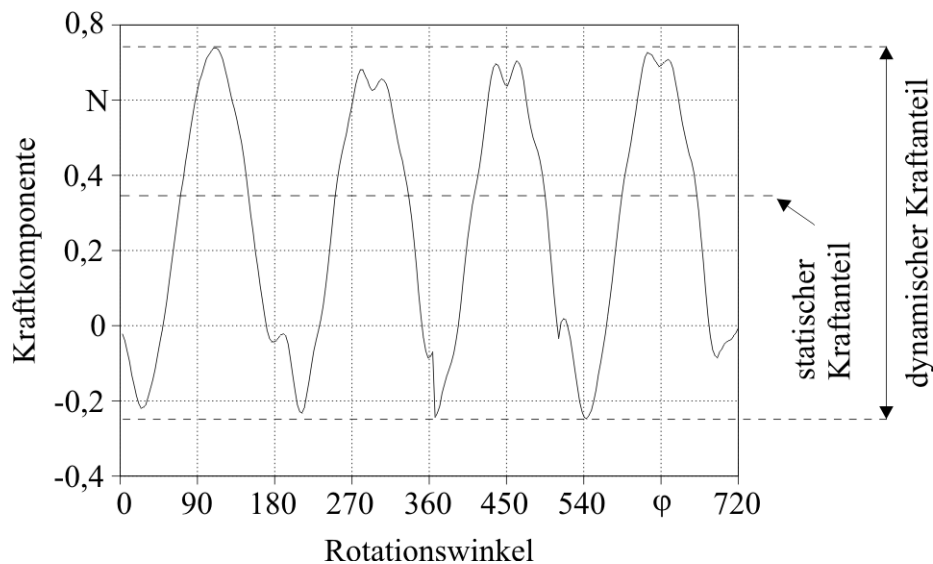
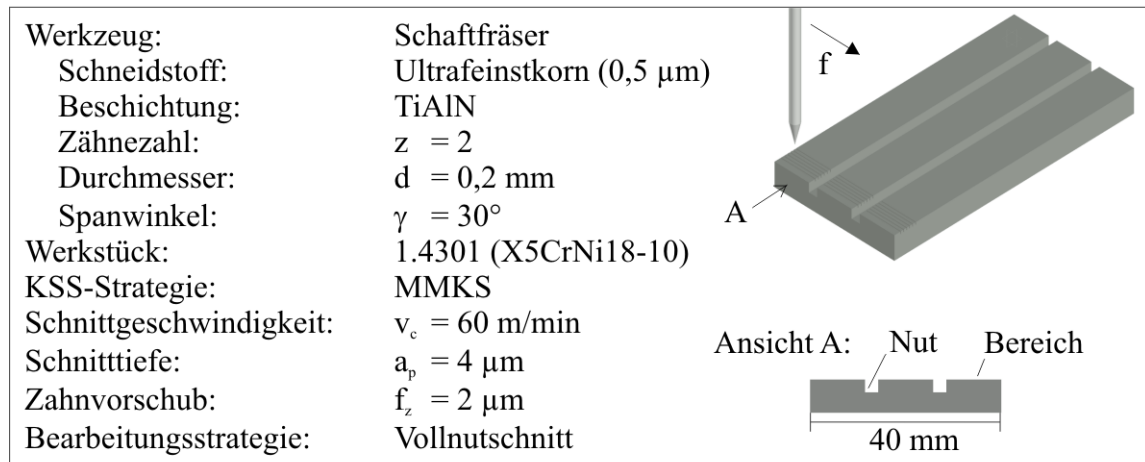


Abbildung 5.5: Dynamische- und statische Anteile der Kraftkomponenten beim Fräsen [Kah08]

Mit diesem Versuchsaufbau ist es beabsichtigt, Fehler in den Kraftmessungen durch nicht-lineare Effekte (Rattern) während der Bearbeitung zu minimieren. Dies ist möglich, da Schwingungen des Werkzeugs, welche aus der Bearbeitung resultieren, beim Durchfahren der Nuten neutralisiert werden können. Während der Bearbeitung erfolgt eine kontinuierliche Erfassung der Kraftkomponenten in den drei Raumrichtungen durch die in 4.5.1 beschriebene Kraftmesseinrichtung. Durch Messung der auftretenden Zerspankräfte ist es möglich, den Mikrofräsprozess zu beurteilen.

Da bei einem Fräsprozess die Spanungsdicke variiert, schwanken die Fräskräfte kontinuierlich zwischen null und einer maximalen Kraft F_{max} . Dies wird ebenfalls in Abbildung 5.6 an einem exemplarischen Kraftverlauf deutlich. Die Bewertung des Fräsprozesses kann daher sowohl durch die dynamischen Kraftanteile oder durch den statischen Kraftanteil erfolgen. Da

die quasistatischen Kraftanteile insgesamt ein ähnliches Verhalten wie die dynamischen Anteile aufweisen [Kah08], erfolgt im Weiteren eine Auswertung aufgrund der quasistatischen Kraftkomponenten. Hierzu wurde der Mittelwert der Kraftkomponenten über die gesamte Fräslänge eines Abschnittes ermittelt. Zusätzlich wurde entsprechend der Bauteilgestalt der Mittelwert aus drei Fräsabschnitten gebildet.

In Abbildung 5.6 sind die hieraus resultierenden Bearbeitungskräfte bei Variation der Einstellgrößen abgebildet. Entsprechend den Ergebnissen aus dem ersten Versuchsabschnitt wird in dieser Darstellung grundsätzlich zwischen einer Minimalmengenkühlschmierung (links) sowie einer Ölüberflutungsschmierung (rechts) unterschieden. Zusätzlich erfolgt eine Variation der Einstellgrößen Vorschub, Schnitttiefe und Schnittgeschwindigkeit bei sonst konstanten Einstellgrößen. Ausgangspunkt für die Untersuchungen sind die Herstellerempfehlungen [Sec11] für die Bearbeitung des eingesetzten Werkstoffes (Schnitttiefe: $a_p = 4 \mu\text{m}$, Zahnvorschub: $f_z = 2 \mu\text{m}$, Schnittgeschwindigkeit: $v_c = 60 \text{ m/min}$).

Bei Variation der Schnitttiefe a_p ist mit steigender Schnitttiefe ein Anstieg der Kraftkomponenten zu beobachten. Dieser Anstieg ist für die Schnittkraft und die Vorschubkraft signifikant größer als für die Passivkraft. Bei Steigerung der Schnitttiefe kann ein Anstieg der Kraftkomponenten mit der Schnittkraftformel von Viktor und Kienzle begründet werden [KV57]. Dieses Modell basiert auf der Beobachtung, dass die für einen Schnitt erforderliche Arbeit umso höher ist, je mehr Volumen pro Zeiteinheit gespannt werden muss. Aus dieser Beobachtung resultiert ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Zerspankraft und der Schnittfläche:

$$F_z \sim A \quad (5.1)$$

Die Schnittfläche A ist definiert durch den Vorschub und die Schnitttiefe (siehe hierzu auch Abbildung: 2.4). Hieraus folgt, dass bei einer Erhöhung der Schnittfläche ebenfalls ein Anstieg der Zerspankraftkomponenten resultiert. Bei diesem Erklärungsansatz ist anzumerken, dass die dargestellte Beziehung für den Orthogonalschnitt beim Drehen entwickelt wurde. Bei diesem Fertigungsverfahren liegt ein konstanter Spanungsquerschnitt während der Bearbeitung vor. Dies ist beim Fräsen aufgrund des unterbrochenen Schnittes nicht der Fall. Dennoch hat sich dieser empirische Ansatz aber zur theoretischen Betrachtung von Fräsprozessen durchgesetzt [KK08]. Hierfür wird bei der weiteren Zerspankraftberechnung eine Anpassung entsprechend der veränderlichen Spannungsdicke durchgeführt.

Dieser grundsätzliche Verlauf ist sowohl beim Einsatz von MMKS als auch bei einer Ölüberflutungsschmierung zu beobachten. Der Einsatz einer Ölschmierung ruft jedoch eine signifikant geringere Werkzeugbelastung hervor als eine Minimalmengenkühlschmierung. Dies ist auf die verbesserte Schmierwirkung bei Überflutung mit einem Kühlschmiermedium zurückzuführen. Dieser Aspekt ist vor allem bei der Mikrobearbeitung von zentraler Bedeutung: Durch die Zerstäubung des Schmierstoffes bei Einsatz der MMKS gelangen kleinste Partikel durch den Luftstrom zur Wirkstelle. Dieser Strom kann jedoch aufgrund der vergleichbaren Größe zwischen verdüsten Schmierteilchen und Werkzeuggröße als nicht homogen angesehen werden [BH05]. Somit ist es fraglich, ob überhaupt eine ausreichende Menge an Kühlschmierstoff an der Wirkstelle zur Verfügung steht und ob über die vollständige Bearbeitungsdauer von konstanten Prozessverhältnissen ausgegangen werden kann. Ein vergleichbares Ergebnis ist bei Variation des Zahnvorschubes f_z zu erkennen. Die Schnittkraft sowie Vorschubkraft steigen proportional zur Zahnvorschuberrhöhung an. Dies kann ebenfalls mit dem zuvor

erläuterten Zusammenhang begründet werden. Aus einer Ölschmierung resultiert auch hier eine geringere Werkzeugbelastung als beim Einsatz von MMKS. Ab einem Zahnvorschub von $f_z = 4 \mu\text{m}$ ist bei Einsatz einer MMKS eine Fertigung nicht möglich, da bereits nach minimaler Einsatzdauer Werkzeugbruch resultiert. Eine Steigerung der Schnittgeschwindigkeit führt hingegen zu keinem signifikanten Anstieg der Kraftkomponenten. Dies ist bei beiden Kühlschmierstoffkonzepten zu beobachten. Dies kann ebenfalls mit dem bereits diskutierten Ansatz von Viktor und Kienzle begründet werden. Eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit hat nach diesem Modell keine Auswirkungen auf den Spanungsquerschnitt und somit auch keine Auswirkungen auf die Zerspankraft. Im Gegensatz zum Einsatz der MMKS ist jedoch bei Verwendung einer Ölüberflutung auch bei Schnittgeschwindigkeiten von mehr als $v_c = 75 \text{ m/min}$ eine prozesssichere Fertigung zu realisieren. Es kann bei dem eingesetzten Werkstoff davon ausgegangen werden, dass bei einer Vergrößerung der Schnittgeschwindigkeit aufgrund von thermischen Einflüssen verstärkt Materialablagerungen an der Werkzeugschneide resultieren. Diese führt bei Einsatz der MMKS aufgrund unzureichender Schmier- und Kühlwirkung zum Werkzeugversagen. Im Gegensatz hierzu kann dieser Effekt bei Einsatz einer Ölüberflutung verringert werden, so dass höhere Schnittgeschwindigkeiten realisierbar werden. Aufgrund der gemessenen Schnittkraftkomponenten (Abbildung 5.6) wird ebenfalls deutlich, dass bei einer statischen Werkzeugbelastung über $F = 1,5 \text{ N}$ kein sicherer Bearbeitungsprozess zu gewährleisten ist. Bei Belastungen über diesem Wert kommt es verstärkt zu Werkzeugbruch. Auf Basis dieser Ergebnisse kann für die Herstellung der Beschichtungsmasken zunächst nur eine Überflutungsschmierung mit einem Mineralöl empfohlen werden. Bei der Wahl der Bearbeitungsparameter sollte die statische Werkzeugbelastung unterhalb der kritischen Belastungsgrenze bleiben. Daher ist für die Schnitttiefe ein Bereich zwischen $a_p = 4 \mu\text{m}$ und $a_p = 10 \mu\text{m}$ sowie für den Zahnvorschub ein Bereich zwischen $f_z = 2 \mu\text{m}$ und $f_z = 4 \mu\text{m}$ zu empfehlen. Die Schnittgeschwindigkeit kann bei der Verwendung einer Ölüberflutungsschmierung in Abhängigkeit der maximalen Spindeldrehzahl gewählt werden. Bis zu einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 90 \text{ m/min}$ konnte mit dem genannten Kühlschmierstoffkonzept eine prozesssichere Bearbeitung durchgeführt werden.

Werkzeug:	Schaftfräser	■ Schnittkraft (F_x)
Schneidstoff:	Ultrafeinstkorn ($0,5 \mu\text{m}$)	■ Vorschubkraft (F_y)
Beschichtung:	TiAlN	■ Passivkraft (F_z)
Zähnezahl:	$z = 2$	
Durchmesser:	$d = 0,2 \text{ mm}$	
Spanwinkel:	$\gamma = 30^\circ$	
Werkstück:	1.4301 (X5CrNi18-10)	
KSS-Konzept:	MMKS und Öl	
Schnittgeschwindigkeit:	$v_c = 15 \dots 90 \text{ m/min}$	
Schnitttiefe:	$a_p = 4 \dots 14 \mu\text{m}$	
Zahnvorschub:	$f_z = 2 \dots 4,5 \mu\text{m}$	
Bearbeitungsstrategie:	Vollnutschritt	

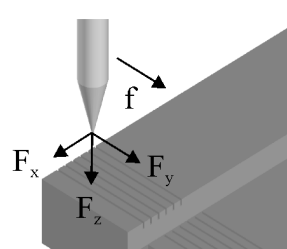
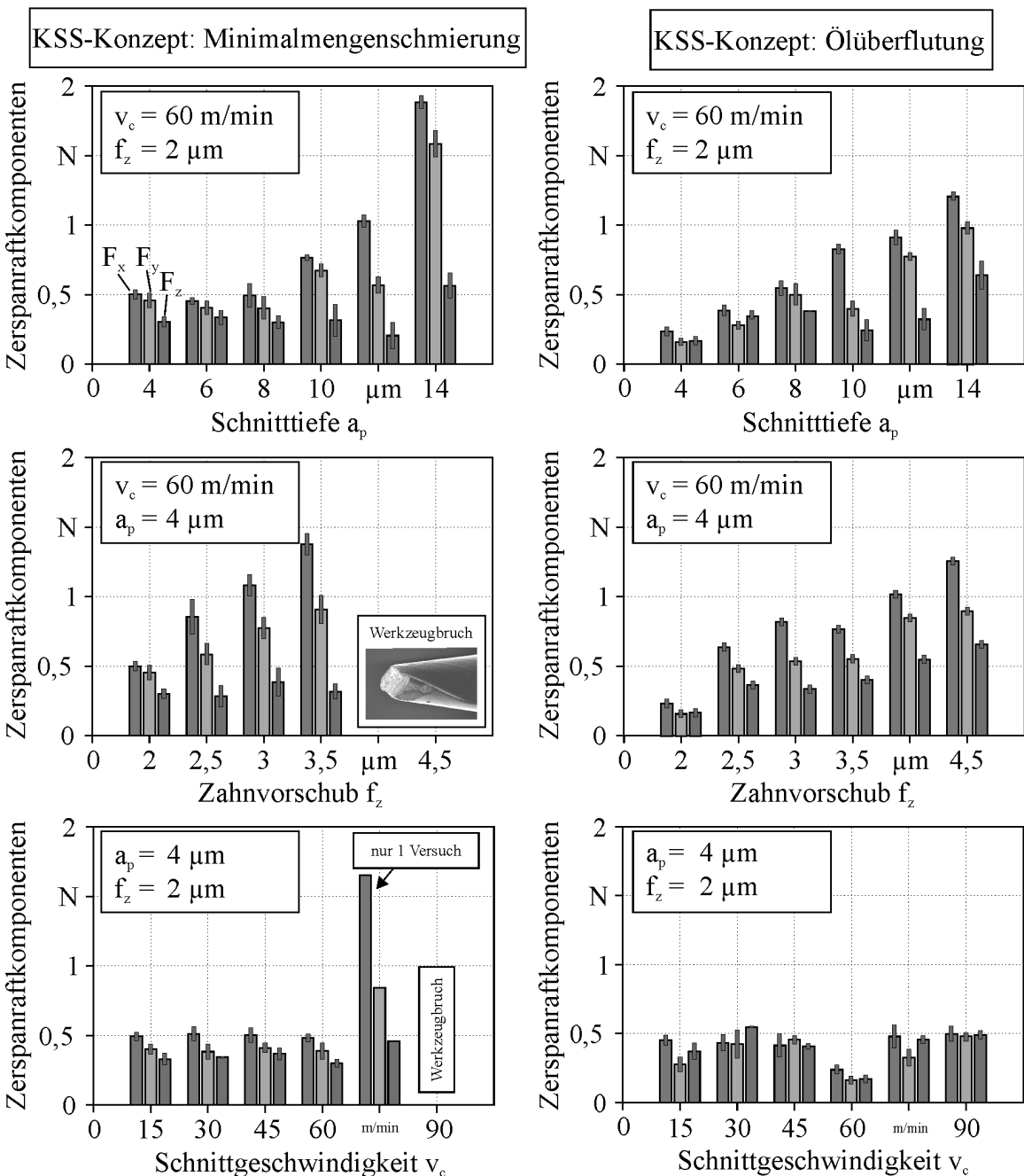



Abbildung 5.6: Komponenten der Zerspankraft bei der Bearbeitung der Masken mit Minimalmengenschmierung (links) und Ölüberflutung als Kühlschmierkonzept (rechts)

5.2 Entwicklung einer geeigneten Beschichtungsmethode

Einen weiteren Schritt zur Entwicklung einer Prozesskette zur Herstellung temperatursensitiver Beschichtungssysteme für Zerspanungswerkzeuge stellt die Abscheidung von Nickel- und Nickelchromschichten auf Wendeschneidplatten dar. Hierzu kommen die Beschichtungsmasken zur Anwendung, welche mit den zuvor ermittelten Bearbeitungsparametern gefertigt wurden. Für den Beschichtungsprozess ist eine Vorbehandlung des Substratwerkstoffs erforderlich. Zusätzlich wird zwischen zwei Beschichtungsverfahren variiert. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in den folgenden Abschnitten dargestellt.

5.2.1 Einfluss der Substratvorbehandlung

Die Beschichtung der Wendeschneidplatten mit geeigneten Leiterbahnen erforderte hinsichtlich der Substratvorbehandlung sowie der Auswahl geeigneter Beschichtungsverfahren die Erarbeitung neuartiger Prozessstrategien. Die Haftfestigkeit hängt stark von der Sauberkeit des Substrates und der Energie der auftreffenden Atome ab. Die Qualität einer temperatursensitiven Beschichtung ist daher in erheblicher Weise durch die Haftungseigenschaften der Schicht auf dem Grundsubstrat definiert. Diese Schichthaftung wird vorrangig durch adhäsive Haftungsprozesse sichergestellt [Hae87]. Das Wachstum und die Struktur der Schicht hängen unmittelbar von den Beschichtungsparametern Temperatur, Bias-Spannung, Druck und dem Beschichtungsprozess ab und üben einen entscheidenden Einfluss auf die Haftung aus. Im Rahmen dieser Arbeit kommen keramische Wendeschneidplatten zur Anwendung. Diese verhindern aufgrund der extrem geringen elektrischen Leitfähigkeit einen Kurzschluss der Leiterbahnen untereinander. Die adhäsive Haftung der metallischen Leiterbahnbeschichtungen Nickel und Nickelchrom auf dem kovalent gebundenen Substratwerkstoff Si_3Ni_4 stellt jedoch eine zentrale Herausforderung dar. Dies ist mit den unterschiedlichen atomaren Bindungsformen der Keramik sowie des metallischen Schichtwerkstoffes zu begründen. Die Oberflächenstruktur keramischer Werkstoffe weist darüber hinaus wegen der Herstellung durch Sinterverfahren eine erhöhte Porosität auf. Hierdurch können sich Fette und Öle auf der Oberfläche anlagern, welche die Schichthaftung weiter erschweren [Hae87]. Zur Verbesserung der Schichthaftung wurden daher mehrere Strahlverfahren sowie Entfettungs- und Ätzmethode zur Vorbehandlung des Substratwerkstoffs untersucht. Für die Erzeugung der metallischen Schichten auf den Wendeschneidplatten kommen zwei verschiedene PVD-Beschichtungsverfahren, Arc-PVD und Magnetronspütern zur Anwendung. Da die mechanische Verklammerung der Beschichtungsatome auf der Wendeschneidplatte durch eine Aufrauung des Grundsubstrates grundsätzlich verbessert werden kann, werden Strahlversuche mit unterschiedlichen Strahlmedien sowie -drücke untersucht. Im Anschluss an den Strahlprozess erfolgt eine Beschichtung mit Nickel und Nickelchromschichten (NiCr-Target: 80 % Nickel, 20 % Chrom) mithilfe der beschriebenen PVD-Verfahren. Abbildung 5.7 gibt einen zusammenfassenden Überblick über die hierbei erzielten Auswirkungen auf die

Schichtoberfläche sowie die Schichthaftung für die mittels Arc-PVD-Verfahren abgeschiedenen Schichten.

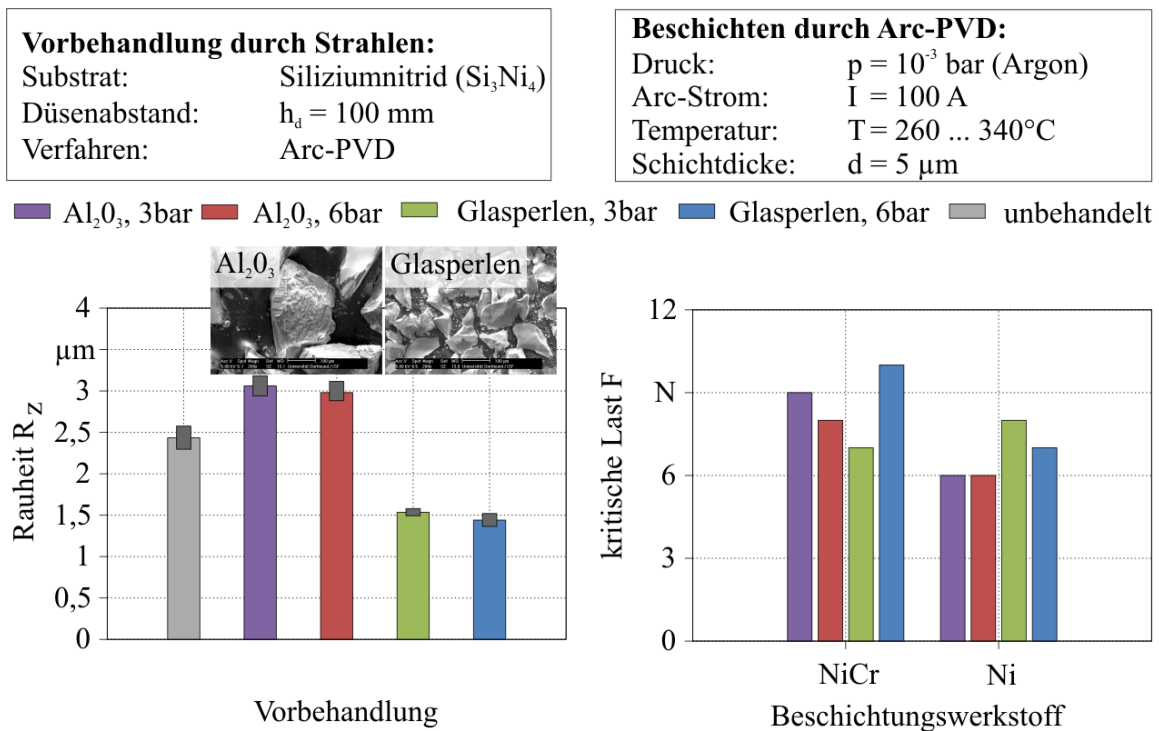


Abbildung 5.7: Einfluss der Substratvorbereitung auf die Schichthaftung

Ein Strahlprozess mit Aluminiumoxidpartikeln erzeugt grundsätzlich eine Aufrauung der Oberfläche gegenüber den unbehandelten Proben. Der Einsatz von Glasperlen als Strahlmedium vor dem Beschichten kann hingegen die Oberflächenrauheit nicht erhöhen. Bei diesem Strahlmedium findet ein Abtragen der Rauheitsspitzen statt, wodurch die Oberflächen eingeebnet werden. Die so vorbereiteten Oberflächen müssen vor dem Beschichtungsprozess für $t = 15$ Minuten mit Ethanol im Ultraschallbad gereinigt werden, um eine Entfettung der Oberfläche zu erreichen. Zusätzlich ist es erforderlich, das Substrat bei $T = 100^\circ\text{C}$ für $t = 30$ Minuten in einem Ofen ausgasen zu lassen.

Werden die so vorbereiteten Oberflächen mit dem Arc-PVD-Verfahren beschichtet, besitzt die Oberflächenvorbereitung mit verschiedenen Strahlmedien unmittelbare Auswirkungen auf die Schichtqualität, was durch Messungen der Schichthaftung in Abbildung 5.7 deutlich wird. Bei einer Vorbereitung des Substratwerkstoffs mit Glasperlen konnte die Schichthaftung trotz geringerer Rauheitswerte gegenüber gleichen Einstellungen und der Verwendung von Aluminiumoxid als Strahlmedium erhöht werden. Dies ist mit der sehr starken Oberflächenaufrauung bei Einsatz eines Aluminiumoxides zu erklären. Bei einer Beschichtung mit dem Arc-PVD-Prozess entstehen verfahrensbedingt Droplets, welche aufgrund ihrer Größe nicht immer in der Lage sind, Unebenheiten einer stark aufgerauten Oberfläche vollkommen auszufüllen. Hierdurch entstehen Schichtspannungen und Hohlräume, welche unmittelbar zu Abplatzungen und Schichtversagen führen können. Aufgrund der geringeren Korngröße des

Glasstrahlmediums von $d_k = 70 \dots 110 \mu m$ resultiert aus dem Einsatz dieses Mediums eine geringere Oberflächenaufrauung, welche für das Arc-PVD-Verfahren optimale Haftungseigenschaften liefert. Dennoch konnte gezeigt werden, dass eine Schichthaftung von $F = 6 \dots 10$ N für den vorgesehen Verwendungszweck als Temperatursensoren als zu gering zu bewerten ist. Eine Kontaktierung mit der weiteren Messtechnik ist mit einer so geringen Haftung nicht zu realisieren.

5.2.2 Einfluss des Beschichtungsverfahrens

Als weiteres Beschichtungsverfahren kommt zusätzlich zum Arc-PVD-Verfahren das Magnetronspütern zur Anwendung. Bei diesem Prozess wird das Material Target nicht durch einen Lichtbogen, sondern durch Stoßreaktionen ionisierter Teilchen abgesputtert (siehe 2.2.1). Hierdurch ist die Energie der Beschichtungsatome bei diesem Verfahren um ein Vielfaches höher als bei einer Arc-PVD-Beschichtung. Durch dieses Ionenbombardement kann die Keimdichte und damit die Kontaktfläche auf dem Substrat erhöht werden. Aus dieser Tatsache resultieren wesentlich höhere Adhäsionseffekte, wodurch sich die Schichthaftung extrem verbessert. Ein Vergleich der erzielbaren Schichthaftung bei den beiden eingesetzten Beschichtungsverfahren zeigt Abbildung 5.8.

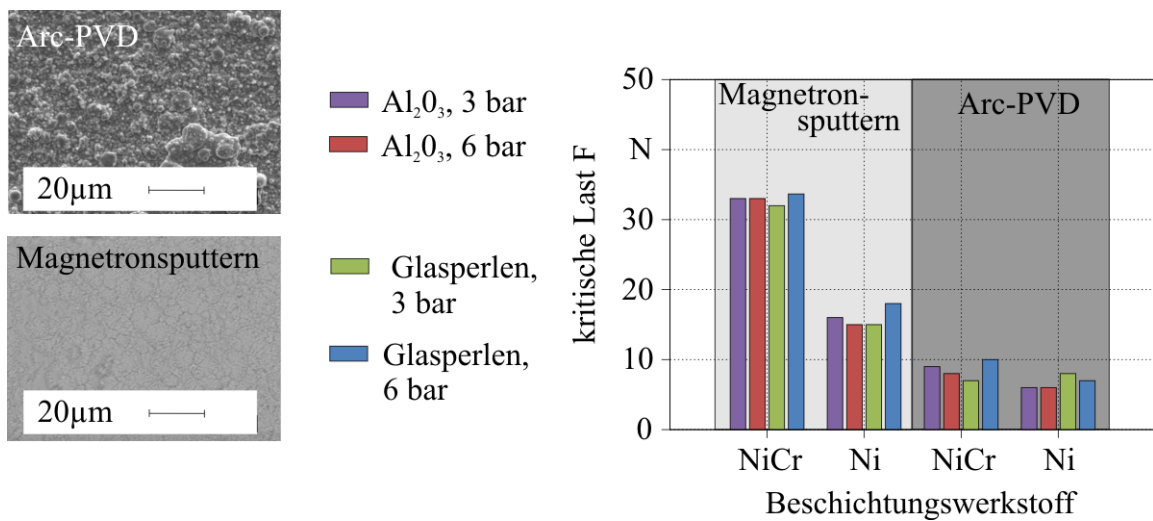


Abbildung 5.8: Schichthaftung in Abhängigkeit des eingesetzten Beschichtungsverfahrens

Durch die Beschichtung der Wendeschneidplatten mit einem Sputterverfahren ist es möglich, die Schichthaftung sowohl bei der Nickel- als auch bei der Nickelchromschicht um den Faktor drei zu erhöhen. Im Gegensatz zu Nickelchrom weist Nickel ferromagnetische Eigenschaften auf, die mit dem Permanentmagnetfeld der Kathode wechselwirken. Dadurch war anfangs keine stabile Abscheidung von Nickel möglich. Erst durch eine konstruktive Modifikation des Targets konnte Nickel erfolgreich abgeschieden werden, wobei im Bereich des Erosionsgrabens des Targets eine Nut eingebracht wurde. Durch diese partielle Materialreduzierung des Nickels wurde die Störung der Permanentmagnete reduziert und der Prozess verbessert. Die geringere Schichthaftung von Nickel im Vergleich zu Nickelchrom ist durch die Überlagerung der zwei Magnetfelder zu erklären, da so das Plasma bzw. der Beschichtungsprozess positiv beeinflusst werden. Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen zeigen deutlich die aus dem Arc-PVD-Verfahren resultierenden Droplets, welche die Schichthaftung nachteilig beeinflussen. Das Sputterverfahren ermöglicht hingegen eine endkonturnahe homogene Schichtabscheidung, was zu einer hohen mechanischen Verklammerung zwischen Beschichtung und

Substrat führt. Es zeigt sich hingegen, dass eine Vorbehandlung mit einem Strahlmedium bei diesem Verfahren keinen signifikanten Einfluss auf die Schichthaftung ausübt. Für die folgenden Untersuchungen wurde daher das Magnetronsputtern als Beschichtungsprozess eingesetzt. Auf eine Substratvorbehandlung mit Strahlgut konnte daher verzichtet werden. Die gewonnenen Erkenntnisse zur Abscheidung von Nickel und Nickelchrom Werkstoffen auf keramischen Substraten dienen im Folgenden dazu, temperatursensitive Beschichtungen auf Wendeschneidplatten abzuscheiden.

5.2.3 Einfluss der Maskengestalt

Mit den in Abschnitt 5.1.1 ermittelten Bearbeitungsparametern wurden Masken mit vier unterschiedlichen Formen gefertigt. Da sich die gewählte Leiterbahnform als günstig herausgestellt hat, wurde zusätzlich die resultierende Maskendicke in vier Schritten variiert. Hierdurch ist es möglich, Abschattungseffekte und geometrische Fehler der Schicht (z. B. [TVH⁺10]) aufgrund des Beschichtungsprozesses zu untersuchen. Es hat sich gezeigt, dass zu dicke Masken $D = 0,3 \dots 0,4$ mm Abschattungseffekte auf der Schicht hervorrufen, jedoch wesentlich einfacher zu fertigen sind. Zu dünne Beschichtungsmasken hingegen verringern die Gefahr von Abschattungseffekten, verursachen aber einen wesentlich höheren Fertigungsaufwand. Masken mit einer resultierenden Dicke von $d = 0,2$ mm stellen daher eine optimale Lösung aus beschichtungs- und fertigungstechnischer Sicht dar. Des Weiteren wurde die resultierende Schichtdicke der Nickel- sowie der Nickelchromschicht gemessen (siehe Abbildung 5.9).

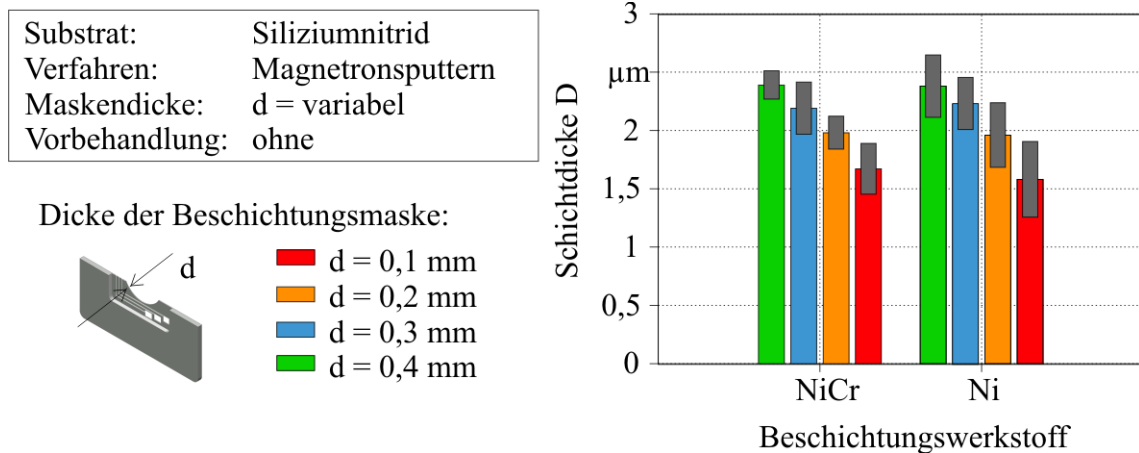


Abbildung 5.9: Schichthaftung in Abhängigkeit des Beschichtungsverfahrens

Bei gleichbleibender Beschichtungsdauer können unterschiedliche Schichtdicken in Abhängigkeit der eingesetzten Beschichtungsmaske erzeugt werden. Hierbei zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der eingesetzten Beschichtungsmaske und der resultierenden Schichtdicke.

5.3 Kontaktierung und Kalibrierung

5.3.1 Kontaktierung des Sensorsystems

Eine wesentliche Herausforderung bei der Entwicklung dieses Messsystems stellt die Kontaktierung der beschichteten Wendeschneidplatten mit der weiteren Messtechnik dar. Ähnliche Forschungsansätze [LB99] haben bereits aufgezeigt, dass eine prozesssichere Verbindung der Sensorsysteme mit der übrigen Messkette von grundlegender Bedeutung ist. Problematisch bei der Verbindung zwischen Werkzeug und Messtechnik ist eine mögliche Verunreinigung durch das entstehende Spanmaterial, was zu Kurzschlüssen und Fehlmessungen führt. Des Weiteren ist die Reproduzierbarkeit und Zuverlässigkeit des Messsystems von hoher Bedeutung. Bei einem Wechsel des Werkzeugs darf kein Einfluss auf die Messergebnisse auftreten. Um diese Anforderungen erfüllen zu können, wurden die aufgedampften Sensorschichten an den breiten Kontakten durch Lötverbindungen direkt mit der weiteren Messtechnik verbunden. Durch einen Mikrolötprozess ist es möglich, isolierte Verbindungskabel an diesen Kontakten zu befestigen. Diese ermöglichen es, den Anschluss zu der weiter hinten angeordneten Kontaktstelle zu führen. Die Kabel sowie die Kontakte sind hierbei mit einem temperaturbeständigen sowie isolierenden Klebmittel vor Kontakt mit dem Spanmaterial geschützt. Abbildung 5.10 zeigt diesen Aufbau.

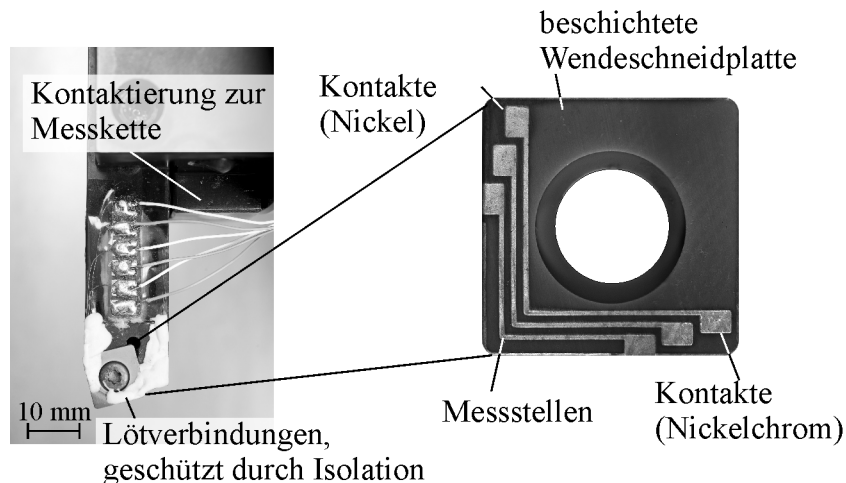


Abbildung 5.10: Kontaktierung der entwickelten Werkzeuge

Der Bereich an der Spitze der Wendeschneidplatte wird zusätzlich durch eine im PVD-Prozess aufgedampfte Aluminiumoxydschicht geschützt. Diese ist in der vergrößerten Übersicht der Wendeschneidplatte in Abbildung 5.10 aus Übersichtsgründen nicht dargestellt. Das vollständig geschützte System, wie es in einer CNC-Drehmaschine eingesetzt werden kann, ist im linken Bereich der Abbildung 5.10 dargestellt. In dieser Konfiguration ist es möglich, während der Drehbearbeitung die Prozesstemperaturen zu erfassen.

5.3.2 Kalibrierung des Sensorsystems

Das zuvor beschriebene Sensorsystem ist in der Lage, an unterschiedlichen Positionen auf der Spanfläche von Wendeschneidplatten die Werkzeugtemperatur zu erfassen. Für eine präzise Aussage über die in der Wirkzone vorherrschende thermische Belastung sowie zur Bewertung der Qualität des entwickelten Sensorsystems ist es erforderlich, in Kalibrierversuchen die erfassten Temperaturen mit konventionellen Messmethoden zu vergleichen. Hierfür wurde eine spezielle Vorrichtung entwickelt, welche in der Lage ist, das Sensorsystem mit genau definierten Temperaturen zu belasten. Abbildung 5.11 zeigt diese Vorrichtung. Das zentrale Element dieser Vorrichtung stellt ein Kupferblock dar, welcher durch ein Heizelement auf eine definierte Temperatur erwärmt werden kann. Dieses Heizelement verfügt zusätzlich über ein integriertes Thermoelement, so dass über eine PID-Regelung (Proportional Integral Derivative) präzise Temperaturen bis maximal $T = 500\text{ °C}$ einstellbar sind. Dieses Heizelement ist in eine Bohrung, mittig im Kupferblock formschlüssig eingepresst. Die Länge des Heizelementes beträgt $l = 70\text{ mm}$, so dass nahezu über den ganzen Kupferblock eine homogene Erwärmung erzielt werden kann. Durch die Kontaktierung dieses Kupferblockes mit dem entwickelten Messsystem wird es möglich, definierte thermische Belastungszustände im Bereich der Werkzeugspitze aufzubringen und diese dann parallel mit dem Sensorsystem zu erfassen. Der Kontaktbereich zwischen der Sensorwendeschneidplatte und dem Kupferblock ist entsprechend der in den späteren Untersuchungen gewählten Einstellgrößen (Schnitttiefe $a_p = 0,4\text{ mm}$, Vorschub $f = 0,2\text{ mm}$) gestaltet. Hierfür ist der Bereich in der Spitze des Kupferblockes mit einem Mikrofräsprozess ausgefräst. Das Sensorwerkzeug wird während der Messungen mit einer definierten Kraft von $F = 200\text{ N}$ auf den Kupferblock gepresst.

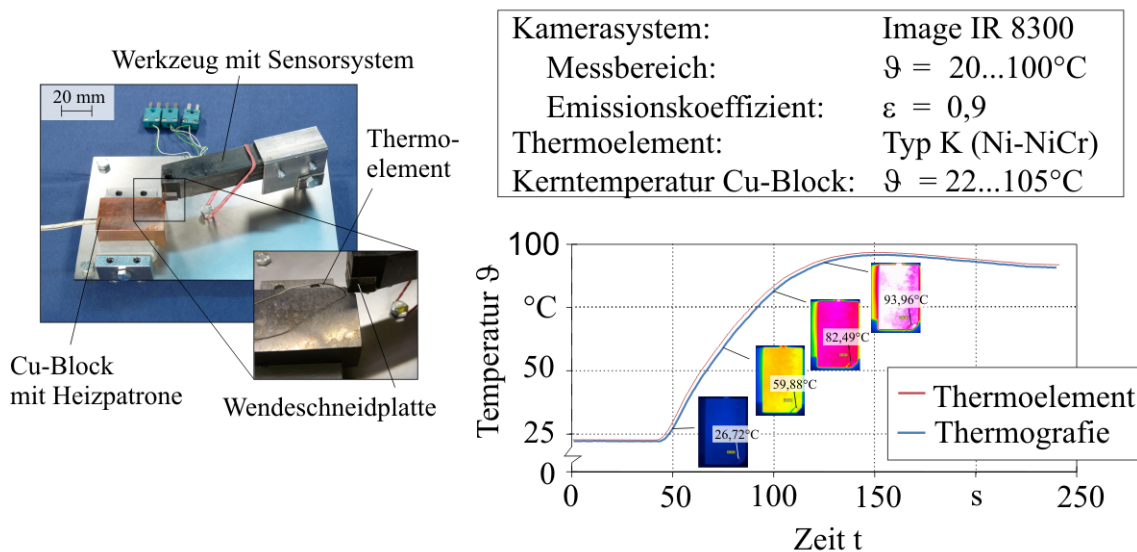


Abbildung 5.11: Kalibriervorrichtung für das Sensorsystem (links) sowie Abgleich der Vorrichtung mit Thermoelement und Thermografie (rechts)

Einschränkend ist bei diesem Versuchsaufbau anzumerken, dass die Kontaktbedingungen durch diese Gestaltung nicht absolut identisch mit denen im realen Zerspanungsprozess sind. Die Kontaktbedingungen sind durch die Abweichung zwischen der Oberfläche im Drehprozess im Bereich der Kontaktzone und der hier gefrästen Oberflächentopografie lediglich idealisiert. Im Vergleich mit anderen Kalibriermethoden ist diese jedoch relativ präzise. Durch die Möglichkeit genau definierte Temperaturniveaus aufzubringen sowie die einfache Handhabung des Gesamtsystems bietet dieses System ebenfalls eine wesentliche Verbesserung gegenüber etablierten Methoden, welche häufig die durch eine Schnittunterbrechungseinrichtung erzeugte Spanwurzel als Basis von Kalibrieruntersuchungen einsetzen. Bei dem hier entwickelten Aufbau ist es von entscheidender Bedeutung, die vorherrschende Temperatur im Bereich der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Kupferblock exakt zu bestimmen. Dies erfolgt während der Kalibrierversuche über ein zusätzlich auf der Oberfläche des Kupferblocks installiertes Thermoelement (Typ K). Um die Genauigkeit dieses Thermoelementes hinsichtlich der vorherrschenden Oberflächentemperaturen des Kupferblocks zu ermitteln, wurde ein Abgleich mit dem in Abschnitt 4.5.2 vorgestellten Thermografiesystem der Firma InfraTec durchgeführt. Hierfür ist es erforderlich, den Kupferblock durch das Heizelement auf ein definiertes Temperaturniveau zu erwärmen und diesen Aufwärmvorgang gleichzeitig mit beiden Messverfahren zu erfassen. In Abbildung 5.11 (rechts) sind die Ergebnisse dieses Abgleichs zwischen dem Thermoelement sowie dem Thermografiesystem abgebildet. Das Thermografiesystem muss für unterschiedliche Temperaturbereiche kalibriert werden. Es ist erforderlich, dass dieser Messbereich vor der jeweiligen Messung ausgewählt wird, ein Wechsel während einer Messung ist nicht möglich. Daher wurde für die Vergleichsmessungen ein Bereich zwischen $T = -10 \text{ °C}$ und $T = 100 \text{ °C}$ genutzt. Dieser bietet zusätzlichen den Vorteil, dass gleichzeitig ein optisches Bild mit den Thermografiedaten überlagert werden kann. Dies ermöglicht einen einfachen optischen Abgleich der erfassten Temperaturen. Die zusätzliche Auswertung geschieht mit einer Messsoftware. Diese ist in der Lage, an genau definierten Positionen auf der Werkstückoberfläche den Temperaturverlauf zu erfassen. Die exemplarisch dargestellten Messkurven in Abbildung 5.11 machen die gute Vergleichbarkeit der beiden Messsysteme deutlich. Der gemessene Temperaturverlauf des Thermoelementes ist nahezu identisch mit den Daten der Thermografieaufnahmen. Es ist zu erkennen, dass der Kupferblock über seine gesamte Oberfläche homogen erwärmt wird. Hierdurch wird es möglich, durch die Regelung des Heizelementes definierte Temperaturen aufzubringen. Die Bestimmung der Oberflächentemperatur im Bereich des Kontaktes zwischen Kupferblock und Sensorwerkzeug kann darüber hinaus mit dem Thermoelement präzise erfasst werden und dient somit als Referenztemperatur.

Die vorgestellte Kalibriervorrichtung wird in einem ersten Schritt eingesetzt, um die Qualität des entwickelten Sensorsystems zu bewerten. Abbildung 5.12 zeigt diese Ergebnisse. Durch die Kalibrierung von vier verschiedenen Sensorwerkzeugen kann überprüft werden, wie stark die Messwerte der Sensoren der Werkzeuge untereinander abweichen und wie genau somit die Reproduzierbarkeit des Sensorsystems ist. Hierfür wurde jedes Werkzeug mit der entwickelten Vorrichtung auf fünf verschiedene Temperaturen im Aufwärmbereich der

Heizpatrone ($T = 0 \dots 500 \text{ }^\circ\text{C}$) erhitzt und anschließend für jeden Messsensor ausgewertet. Abbildung 5.12 zeigt daher jeweils ein Diagramm für jeden Sensor. Diese unterscheiden sich lediglich durch ihre Entfernung zur Wirkstelle. Die Messpunkte in den Diagrammen spiegeln die erfassten Temperaturen der vier verschiedenen Sensorwerkzeuge für die jeweiligen Temperaturen wider.

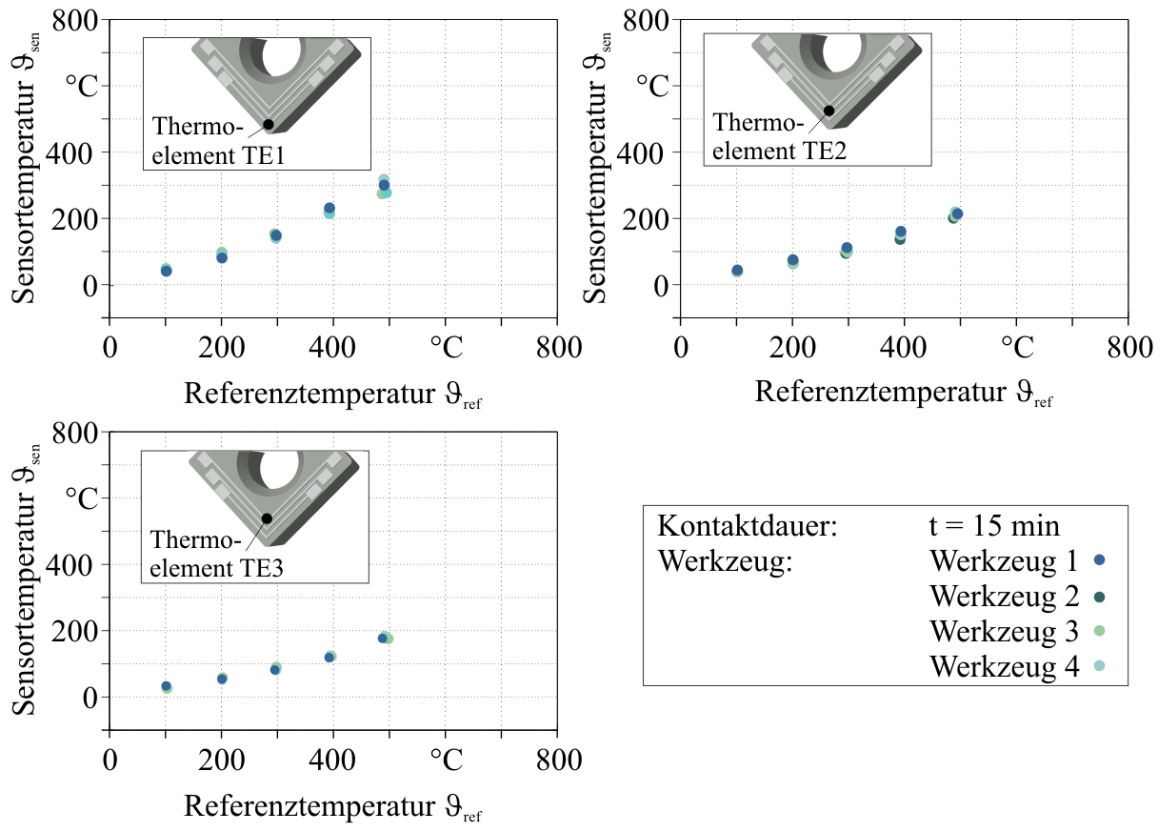


Abbildung 5.12: Kalibrierung des Sensorsystems

Bei allen drei Sensoren wird sofort deutlich, dass die gemessenen Werte der unterschiedlichen Werkzeuge sich bei geringen Temperaturen nicht signifikant voneinander unterscheiden. Die Streuung der Werte nimmt jedoch mit zunehmender Temperatur zu. Dieser Effekt zeigt sich am deutlichsten für den Sensor, der der Wirkstelle am nächsten ist (TE1). Dies kann mit den Kontaktbedingungen zwischen dem Kupferblock und dem Sensorwerkzeug erklärt werden. Mikroskopisch liegen im Bereich der Kontaktzone die Rauheitsspitzen der beiden Körper direkt aufeinander, zwischen diesen befindet sich jedoch Luft, welche als Isolator wirkt. Über diese Kontakte kann der Wärmestrom von der Wärmequelle (Kupferblock) zur Wärmesenke (Werkzeug) fließen. Bei niedrigen Temperaturgradienten haben kleine Differenzen zwischen diesen Kontaktflächen noch keine Auswirkungen auf die gemessenen Temperaturen. Erst bei höheren Gradienten können sich kleine Unterschiede im Kontaktbereich auswirken. Bei größerer Entfernung von der Wirkzone verringert sich der Wärmestrom. Hierdurch wirken sich kleine Unterschiede der Kontaktflächen wiederum nicht mehr so stark aus. Genau dieses Verhalten kann durch die erzielten Ergebnisse bestätigt werden.

Kapitel 6

Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung

Die nachfolgenden zwei Kapitel stehen in engem Zusammenhang. Zunächst erfolgt in Kapitel 6 die Darstellung der Versuchsergebnisse. Der Fokus liegt hierbei in der Temperaturerfassung beim Drehen mit dem entwickelten Sensorsystem. Es sollen in diesem Teil der Arbeit die Ergebnisse der Messungen in Abhängigkeit der verschiedenen Einstellgrößen vorgestellt werden. Hierfür werden hauptsächlich die zwei im Stand der Technik vorgestellten Eisengusslegierungen verwendet. Exemplarische Untersuchungen zum Einsatz des Sensorsystems erfolgen an einer für die Zerspanung anspruchsvollen Titanlegierung. Um eine Bewertung des Sensorsystems durchführen zu können, kommen zusätzlich alternative Messkonzepte zum Einsatz, welche auf konventionellen Messmethoden beruhen und bereits im Stand der Technik vorgestellt wurden. Bei allen Untersuchungen wird zum Schutz des Sensorsystems auf den Einsatz einer Kühlschmierung verzichtet. Der Fokus dieses Kapitels besteht somit primär in der Darstellung der Funktionsfähigkeit und Zuverlässigkeit des entwickelten Sensorsystems. Erst in dem hieran anschließenden Kapitel erfolgt dann eine exemplarische Auswertung der Daten durch analytische Berechnungen des Temperaturgradienten auf der Spanfläche sowie durch Berechnung der Wirkzonentemperatur während des Zerspanungsprozesses.

6.1 Darstellung der thermischen und mechanischen Werkzeugbelastung

Das thermomechanische Belastungskollektiv setzt sich zusammen aus den mechanischen Werkzeugbelastungen sowie der thermischen Beanspruchung des Werkzeugs. Die mechanische Belastung kann durch die Darstellung der Zerspankraft erfolgen. Hierbei handelt es sich um die vektorielle Summe der drei Kraftkomponenten, welche während der Bearbeitung erfasst werden (siehe Abschnitt 2.1.2). Die folgende Abbildung 6.1 stellt einerseits die ermittelte Zerspankraft während der Drehbearbeitung eines lamellaren Graugusses dar. Zusätzlich hierzu sind die mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturen an drei Punkten auf der Spanfläche abgebildet. Diese drei Messpunkte sind in unterschiedlicher Entfernungen zur Schneidkante angeordnet, so dass sich ein Bild über den Temperaturgradienten auf der Spanfläche ergibt.

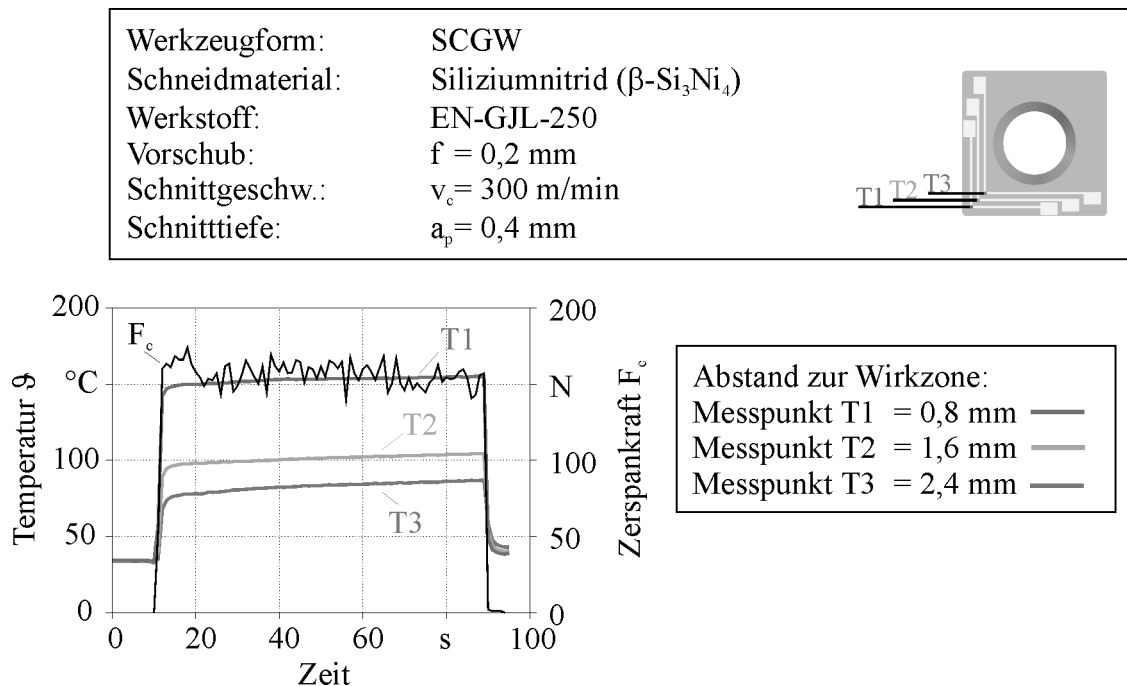


Abbildung 6.1: Mit dem Sensorsystem erfasstes, thermomechanisches Belastungskollektiv

Diese Abbildung macht die grundsätzliche Funktionsfähigkeit des Sensorsystems deutlich. Durch die zeitlich überlagerte Darstellung der thermischen Werkzeugbelastung, gemessen an den drei Positionen auf der Spanfläche des Werkzeugs, sowie der mechanischen Werkzeugbelastung wird die schnelle Reaktionszeit dieser Technik deutlich. Gleichzeitig mit dem Einsetzen der mechanischen Belastung ist ebenfalls ein direkter Anstieg der thermischen Signale der drei Sensoren zu erkennen. Während der Bearbeitung ist aufgrund der gewählten Einstellgrößen eine quasi-konstante Prozessbelastung durch die Zerspankraft F_c zu registrieren. Die thermische Belastung zeigt ein ähnliches Verhalten. Jeder Sensor erfasst ein für die

jeweilige Sensorposition konstante Prozesstemperatur. Die Höhe der vorherrschenden Temperatur hängt stark vom Abstand zur Wirkzone ab. Nach der Beendigung des Drehprozesses fällt die Zerspankraft direkt ab. Der Temperaturverlauf ist ebenfalls vergleichbar. Diese Abbildung macht die hohe Reaktionsgeschwindigkeit des Sensorsystems deutlich, welche auf die vergleichsweise geringe Sensorgröße zurückzuführen ist. Der Kontaktpunkt der beiden Werkstoffe des Thermoelements ist wenige Mikrometer groß. Hierdurch haben bereits minimale Veränderungen des Temperaturgradienten auf der Spanfläche eine Auswirkung auf das Sensorsystem. Die mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturwerte erlauben zunächst jedoch lediglich qualitative Aussagen über die thermische Werkzeugbelastung. Um präzise Aussagen über die thermische Werkzeugbeanspruchung in der Wirkzone zu treffen, ist zwingend eine Kalibrierung des Messsystems sowie ein Vergleich mit etablierten Messsystemen erforderlich.

Als alternative Messkonzepte kommen die Videothermografie sowie konventionelle Thermoelemente zur Anwendung. Die folgende Abbildung 6.2 zeigt einen direkten Vergleich des eingesetzten Sensorsystems mit konventionellen Thermoelementen. Das beschichtete Sensorsystem verfügt über drei Temperaturmessstellen welche, in unterschiedlicher Entfernung zur Wirkzone aufgebracht wurden. Um mit diesem System gewonnene Messdaten zu verifizieren, wurden in Wendschneidplatten der gleichen Form sowie des gleichen Schneidstoffs Nuten eingebracht.

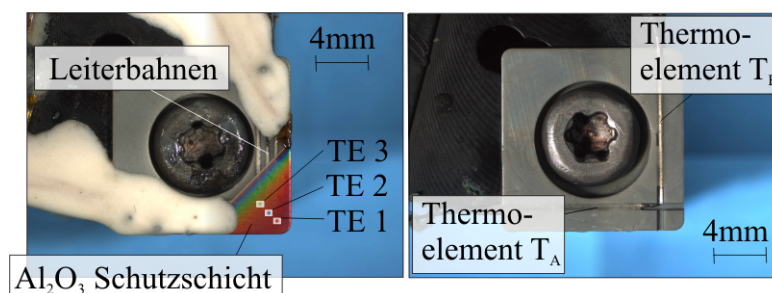


Abbildung 6.2: Vergleich der eingesetzten Messkonzepte: Sensorschichtsystem (links) und konventionelle Thermoelemente (rechts)

In diesen Nuten befinden sich konventionelle Thermoelemente. Die Spitzen der Thermoelemente haben exakt die gleiche Entfernung von 0,8 mm zur Wirkzone wie das erste Thermoelement (TE1) des Sensorsystems. Um den korrekten Sitz der Thermoelemente in den Nuten sicherzustellen, erfolgten vor dem Einsatz Messungen des Abstandes mit Hilfe eines Auflichtmikroskops. Die Thermoelemente sind in den Nuten mit einem Cyanacrylat Klebstoff fixiert, wobei jedoch der Spitzenbereich der Thermoelemente nicht mit Klebstoff in Kontakt ist, um eine Beeinflussung durch mögliche thermische Isolation des Klebstoffes auszuschließen. Beide Thermoelemente haben hierdurch eine vergleichbare Position zur Wirkzone. Dieses System hat jedoch den Nachteil, dass während der Bearbeitung die eingebrachten Nuten durch ablaufendes Spanmaterial zugesetzt werden können. Es ist daher erforderlich nach jedem Bearbeitungsvorgang die Nuten durch Druckluft zu reinigen. Einen

weiteren Nachteil stellt die Tatsache dar, dass die Nuten im Spitzenbereich des Werkzeugs eine zusätzliche Schwachstelle sind. Hierdurch können erhöhter Werkzeugbruch oder frühzeitige Schäden an der Schneide resultieren. Dieses System ist somit lediglich für Verifikationsmessungen geeignet und ist somit keine Alternative zu der ebenfalls in Abbildung 6.2 (links) dargestellten Sensorschicht. Dieses beeinträchtigt in keiner Weise die Werkzeuggestalt. Zum Schutz des Sensorsystems ist eine zusätzliche Aluminiumoxydschicht im Bereich der Sensoren aufgebracht. Diese verhindert einerseits Fehlmessungen durch Kurzschlüsse mit dem Spanmaterial und stellt andererseits einen Verschleißschutz für das Sensorsystem dar. Abbildung 6.2 zeigt zusätzlich einen temperatur- und verschleißbeständigen Epoxyd-Klebstoff im Bereich der Kontaktierung. Dieser ist ebenfalls zum Schutz des Sensorsystems angebracht. Im linken Bereich des Werkzeugs ist der fertige Zustand abgebildet, auf der anderen Seite ist hingegen zur Visualisierung ein Teil der Leiterbahnen offengehalten. Die drei Positionen zur Temperaturmessung sind mit Markierungen versehen.

Als weiteres Verfahren zur Verifizierung der Messdaten kommt die in Abschnitt 4.5.2 vorgestellte Videothermografie zur Anwendung. Abbildung 6.3 zeigt ein mit diesem System erstelltes Thermografiebild der Versuchseinrichtung. Um die mit dem Sensorsystem gewonnenen Daten mit den Thermografiebildern zu vergleichen, wird vor der Bearbeitung die Position der Sensorelemente sowie der Schneidkante markiert. Die Messsoftware ermöglicht es dann, während der Bearbeitung die Temperaturentwicklung an diesen drei Punkten auszuwerten. Problematisch ist bei diesem System die Tatsache, dass ständig eine direkte optische Verbindung zur Messstelle bestehen muss. Da jedoch das Spanmaterial über die Messstelle auf der Spanfläche des Werkzeugs abfließt, kann diese Randbedingung nicht immer sichergestellt werden. Hierdurch kann es somit zu Temperaturmessungen auf dem abfließenden Spanmaterial kommen.

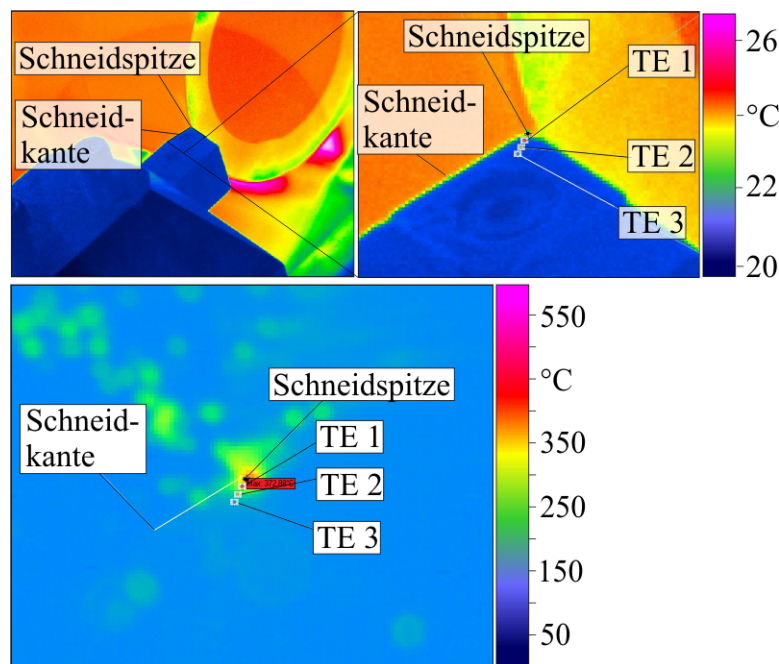


Abbildung 6.3: Thermografiebild zur Verifikation des Sensorsystems

6.1.1 Erfassung der thermischen Werkzeugbelastung bei der Bearbeitung von lamellarem Grauguss (EN-GJL-250)

Der Einsatz des Sensorsystems erfolgt bei der Bearbeitung des Gusswerkstoffs EN-GJL-250. Um die Funktionsfähigkeit des Sensorsystems zu erproben, erfolgt eine Variation der Einstellgrößen Schnitttiefe, Vorschub und Schnittgeschwindigkeit. Im Rahmen der Auswertungen der Temperaturmessungen wird bei den folgenden Darstellungen der Mittelwert der Temperatur im quasistationären Drehprozess ermittelt und ausgewertet. Der sich ergebende Mittelwert wird aus den Temperatur-Zeitverläufen für die jeweilige Messstelle im Bereich der vorderen Spanfläche bestimmt. Die folgende Abbildung 6.4 zeigt die Temperaturentwicklung bei der Bearbeitung des Gusswerkstoffes EN-GJL-250 bei Variation des Vorschubs. Alle übrigen Einstellgrößen bleiben konstant. Die Untersuchungen mit dem Sensorsystem wurden mit vier weiteren Werkzeugen wiederholt, welche ebenfalls über eine sensorische Beschichtung zur Temperaturmessung verfügten. Das linke Diagramm in der Abbildung zeigt jeweils den Mittelwert aus diesen vier Messungen sowie die Streubreite der Ergebnisse. Die dargestellten Temperaturen entsprechen den direkt mit den Sensorwerkzeugen erfassten Messwerten.

Es zeigt sich hierbei für alle drei Sensoren, dass aus einer Erhöhung des Vorschubs eine Steigerung der Werkzeugtemperatur resultiert. Diese Steigerung verläuft bei dem Thermoelement, welches die geringste Entfernung zur Wirkstelle aufweist (Sensor T1) größer als bei den Sensoren, die weiter hinten auf der Spanfläche angeordnet sind. Im Weiteren ist aus diesen Werten ersichtlich, dass die Temperaturdifferenz zwischen dem ersten und zweiten Sensor vergleichsweise größer ist als zwischen dem zweiten und dritten Sensor. Das

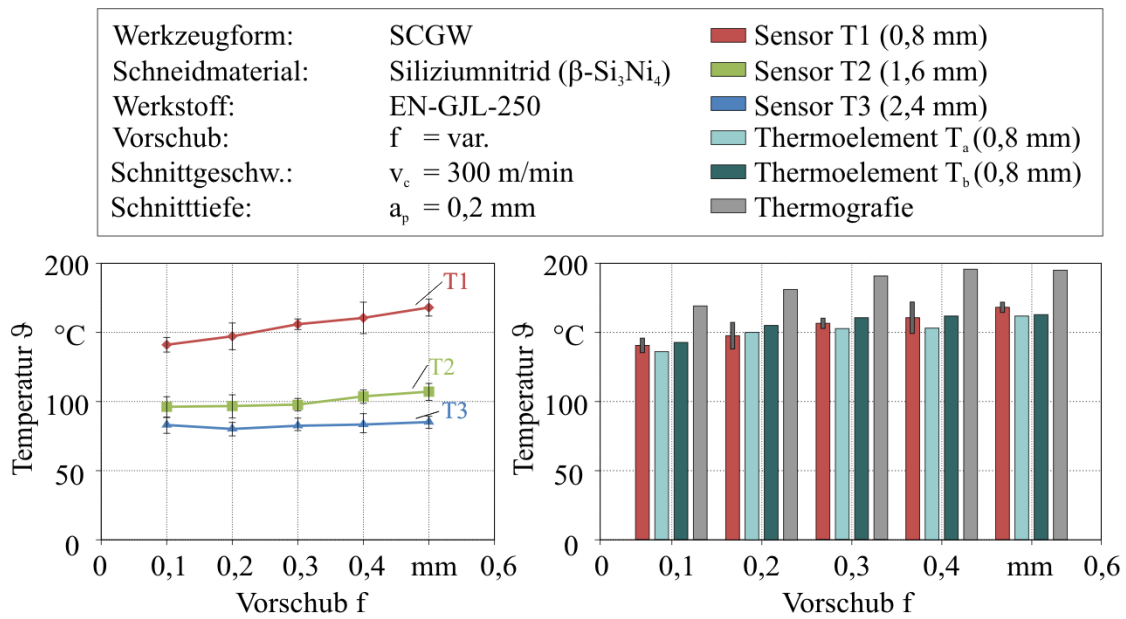


Abbildung 6.4: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation des Vorschubs (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

Das rechte Diagramm in Abbildung 6.4 zeigt die Ergebnisse der alternativen Messverfahren bei gleichen Versuchsbedingungen. In der Balkendarstellung ist die Temperatur des Sensors T1 mit dem Streubereich abgebildet. Im direkten Vergleich hierzu ist die erfasste Temperatur der alternativen Messanordnung mit eingeklebten Thermoelementen dargestellt. Beide Thermoelemente befinden sich in gleichem Abstand wie der Sensor T1. Es kann somit nur ein Vergleich mit dem ersten Sensor (T1) des Beschichtungssystems durchgeführt werden. Ergänzend zeigt das Balkendiagramm die Werte der Thermografiemessungen. Hierbei ist, wie zuvor erläutert wurde, die Position des ersten Sensors im Softwaresystem markiert worden.

Es zeigt sich für alle drei Messkonzepte ein Anstieg der Werkzeugtemperatur mit zunehmendem Werkzeugvorschub. In einem direkten Vergleich des Sensorsystems mit den konventionellen Thermoelementen wird deutlich, dass das Sensorsystem in einem gleichen Temperaturbereich misst. Die mit den Thermoelementen erfassten Temperaturen liegen im Streubereich des Sensorsystems. Im Gegensatz hierzu zeigen die Thermografiedaten jedoch kontinuierlich höhere Werte als die beiden taktilen Messverfahren.

In der folgenden Abbildung 6.5 ist die Temperaturentwicklung bei Erhöhung der Schnitttiefe und sonst konstanten Einstellgrößen abgebildet. Im linken Diagramm sind die direkt mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturwerte aus vier unabhängigen Messungen dargestellt. Es kann für alle drei Sensoren ein deutlicher Anstieg der Temperatur auf der Spanfläche registriert werden. Die maximale Schnitttiefe ist geringer als die Entfernung des ersten Sensors von der Wirkzone. Hierdurch befindet sich der erste Sensor in direkter Nähe zur Wirkzone, taucht aber selbst nicht in das Werkstück ein. Dies hat einerseits den Vorteil, dass eine mögliche Schädigung des Sensorsystems durch die vorherrschenden Umgebungsbedingungen minimiert wird. Andererseits kann durch die Wahl einer Schnitttiefe, die geringer als die Sensorentfernung zur Werkzeugspitze ist, gleichzeitig die Position des Sensors mit dem Thermografiesystem überwacht werden, da nur so eine direkte optische Sichtverbindung möglich ist.

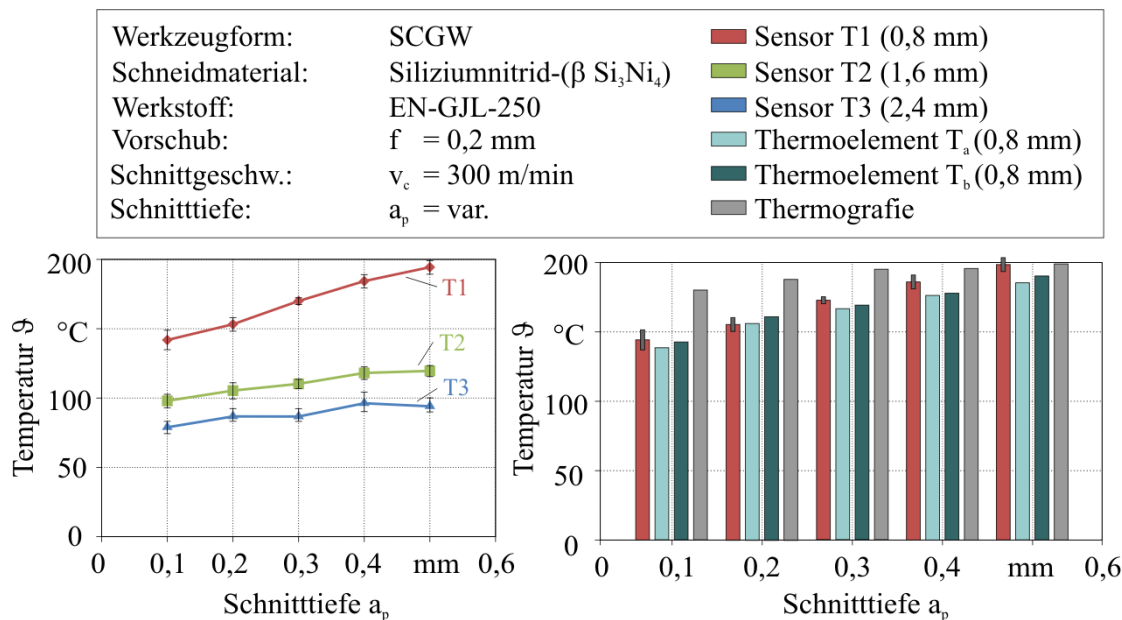


Abbildung 6.5: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation der Schnitttiefe (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

Ein Vergleich der unterschiedlichen Messkonzepte bestätigt den grundsätzlichen Verlauf der Temperaturentwicklung, wie er auch mit dem Sensorsystem registriert wurde. Zusätzlich hierzu zeigt das alternative Messverfahren mit konventionellen Thermoelementen wiederum Temperaturwerte, welche nur geringfügig von den Sensorwerten abweichen. Bis zu einer Schnitttiefe von $a_p = 0,4$ mm sind die mit den konventionellen Thermoelementen erfassten Werte im Bereich der Streubreite des Sensorsystems. Mit höheren Schnitttiefen sind größere Abweichungen zu beobachten. Dies kann durch mögliche Verunreinigungen im Bereich der Nut erklärt werden. Diese Stellen können die Wärmeleitung aufgrund von Lufteinschlüssen beeinträchtigen. Die Werte der Thermografiemessungen zeigen ebenfalls einen steigenden

Verlauf der Temperaturwerte mit zunehmender Schnitttiefe, liegen jedoch oberhalb der taktil erfassten Ergebnisse.

Als weiterer Einflussfaktor auf den Bearbeitungsprozess wurde die Schnittgeschwindigkeit variiert. Abbildung 6.6 zeigt ebenfalls die mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturwerte sowie die Ergebnisse der alternativen Messkonzepte bei Variation der Schnittgeschwindigkeit. Das Sensorsystem zeigt an den drei Messstellen bis zu einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300$ m/min einen nahezu konstanten Verlauf der Temperaturwerte. Ab diesem Wert steigt die thermische Belastung leicht an, verbleibt dann aber ebenfalls auf einem konstanten Niveau. Dieser Verlauf kann mit den alternativen Messverfahren bestätigt werden. Die Ergebnisse des Thermografiesystems zeigen eine größere Temperaturbelastung als die beiden taktilen Verfahren. Durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit wird zusätzliche kinetische Energie in den Bearbeitungsprozess eingebracht. Diese führt zu einer verstärkten Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück sowie zwischen Werkzeug und Span. Durch eine größere Schnittgeschwindigkeit werden jedoch die geometrischen Bedingungen im Bereich der Wirkzone nicht beeinflusst. Der Spanungsquerschnitt sowie die Schnitttiefe bleiben somit unverändert. Zusätzlich hierzu führt die erhöhte Rotation des Werkstücks zu einer erhöhten Konvektion im Bereich der Wirkzone.

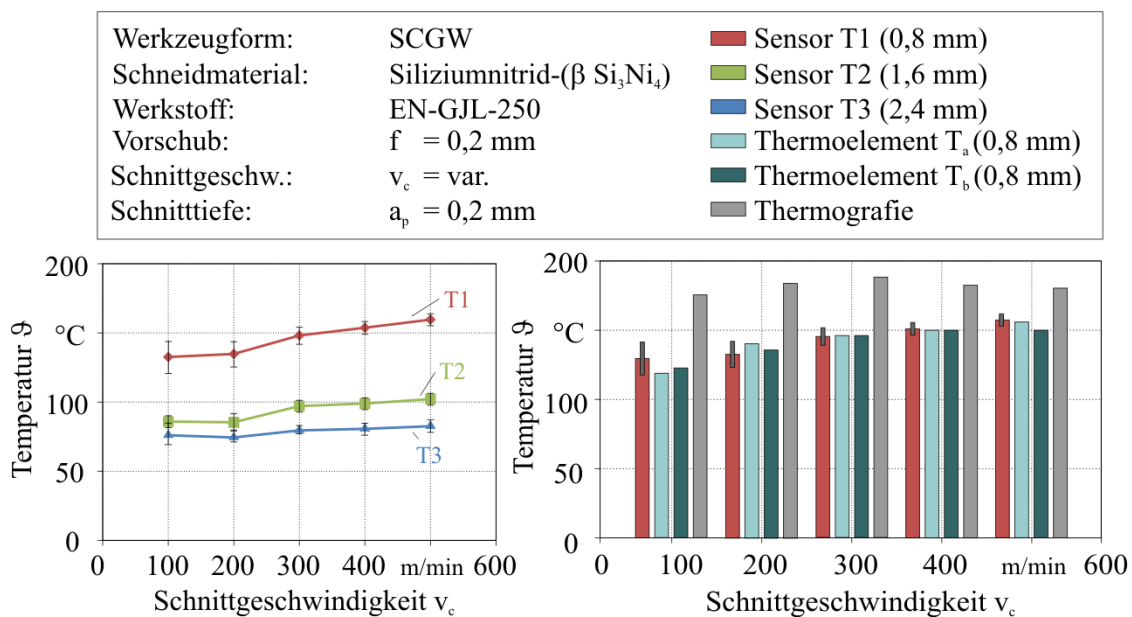


Abbildung 6.6: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation der Schnittgeschwindigkeit (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

6.1.2 Erfassung der Werkzeugtemperatur bei der Bearbeitung von globularem Grauguss (EN-GJS-600)

Einen weiteren Schritt, um die Funktionsfähigkeit des Sensorsystems zu evaluieren stellt die Temperaturerfassung bei der Bearbeitung des globularen Eisengusses EN-GJS-600 dar. Dieser verfügt im Gegensatz zu dem zuvor eingesetzten Werkstoff über eine höhere Festigkeit aufgrund der globularen Ausscheidungen im Gefüge. An diesem Werkstoff werden ebenfalls die drei Einflussgrößen Vorschub, Schnitttiefe und Schnittgeschwindigkeit variiert. Hierbei wird die Werkzeugtemperatur mit den bereits vorgestellten alternativen Messkonzepten erfasst.

Abbildung 6.7 zeigt die Temperaturentwicklung bei der Bearbeitung dieses Werkstoffs unter Variation der Vorschubgeschwindigkeit. Das Sensorsystem registriert bei Steigerung des Vorschubes einen Anstieg der thermischen Werkzeugbelastung. Die erfasste Temperaturbelastung zeigt einen linearen Anstieg.

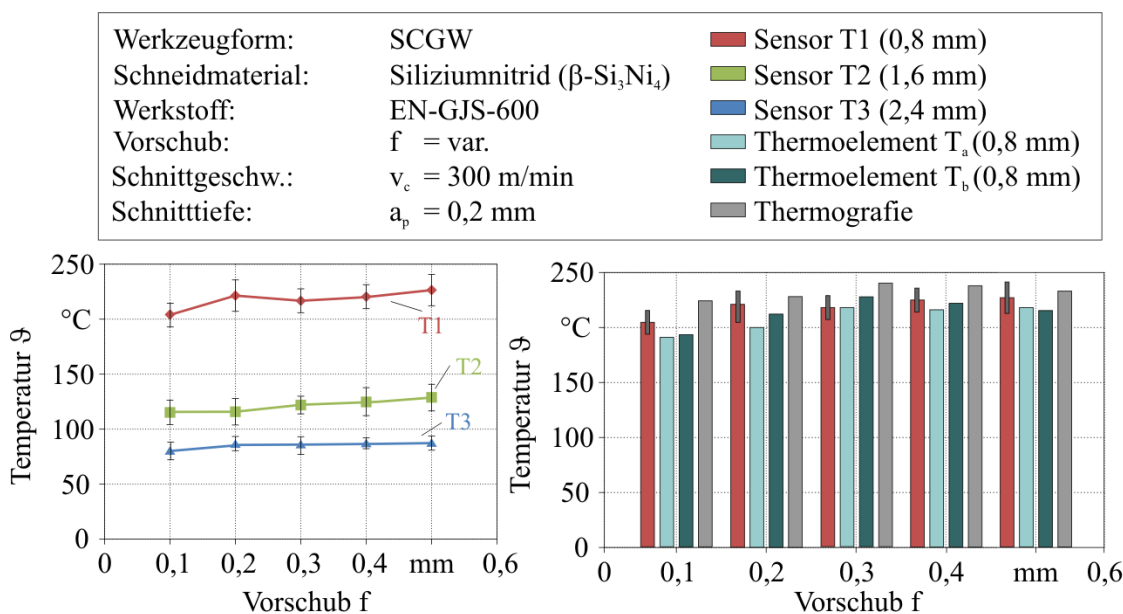


Abbildung 6.7: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation des Vorschubs (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

Das am nächsten an der Wirkstelle gelegene Sensorelement registriert bei allen Variationen die höchste Temperatur. Der erfasste Temperaturverlauf der beiden anderen Sensoren ist demgegenüber wesentlich geringer. Dies ist auf den Temperaturgradienten im Werkzeug zurückzuführen, der insbesondere aufgrund der vergleichsweise geringen thermischen Leitfähigkeit des keramischen Schneidstoffes zu beobachten ist. Die registrierte Temperaturbelastung bei Bearbeitung dieses Werkstoffes liegt deutlich über der des lamellaren Gusswerkstoffes. Dies ist auf die erhöhten Festigkeitswerte zurückzuführen.

Im rechten Diagramm der Abbildung 6.7 ist die Temperaturentwicklung bei alternativen

Messkonzepten abgebildet. Es kann mit steigendem Vorschub ein Anstieg der Temperaturen sowohl bei Einsatz der konventionellen Thermoelemente als auch bei Verwendung eines Thermografiesystems beobachtet werden. Der Einsatz der alternativen Messverfahren zeigt somit vergleichbare Werte wie die, die durch das Sensorsystem erfasst wurden. Es kann mit den alternativen Messverfahren ebenfalls ein linearer Anstieg der thermischen Werkzeugbelastung beobachtet werden.

In einer weiteren Untersuchung erfolgt die Erfassung der Werkzeugtemperatur bei Variation der Schnitttiefe. Die folgende Abbildung 6.8 zeigt die hierbei ermittelten Werte für die drei Sensoren auf der Spanfläche des Werkzeugs. An allen drei Sensorpositionen ist ein starker Anstieg der Werkzeugtemperatur zu beobachten. Ein Vergleich der Werkzeugtemperatur an der ersten Sensorposition mit den alternativen Messverfahren zeigt auch hier die Funktionsfähigkeit des entwickelten Sensorsystems. Die Werte für die während der Bearbeitung vorherrschende thermische Belastung liegen in einem gleichen Temperaturbereich wie bei dem Sensorsystem.

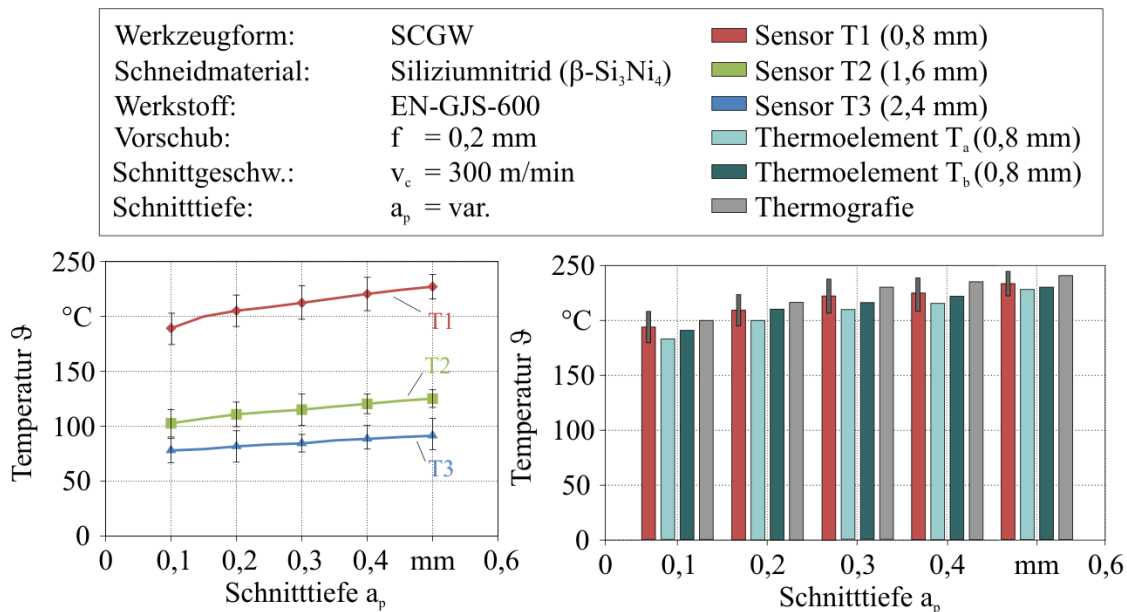


Abbildung 6.8: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation der Schnitttiefe (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

Äquivalent zu den Untersuchungen zum lamellaren Grauguss erfolgt auch mit dem globalen Gusswerkstoff eine Temperaturerfassung bei Variation der Schnittgeschwindigkeit. Es zeigt sich hierbei ein ähnliches Verhalten wie bei dem lamellaren Werkstoff: bei Steigerung der Schnittgeschwindigkeit bis ca. $v_c = 300$ m/min ist erst ein vergleichsweise starker Anstieg der Temperaturbelastung zu registrieren. Im weiteren Verlauf ist hingegen eine konstante Temperatur von ca. $T = 240$ °C in einer Entfernung von 0,8 mm zur Wirkzone am ersten Sensorelement zu beobachten. Die Temperaturentwicklung in größerer Entfernung zur Wirkzone entwickelt sich ähnlich, jedoch auf einem deutlich geringeren Niveau.

Ein Vergleich der Werte des ersten Sensorelementes mit den zwei alternativen Messsystemen bestätigt diese Beobachtung.

Insgesamt zeigen diese Ergebnisse, dass das Sensorsystem Temperaturwerte während der Bearbeitung sicher und zuverlässig erfassen kann. Ein Vergleich mit konventionellen Messmethoden liefert eine hohe Übereinstimmung. Darüber hinaus kann mit zunehmender Entfernung zur Wirkzone eine geringere Temperaturbelastung registriert werden. Dieser Temperaturgradient verläuft nichtlinear und kann somit auf die vorherrschenden Wärmeleitungs Vorgänge zurückgeführt werden. Dies entspricht somit den Erwartungen aufgrund der physikalischen Vorgänge.

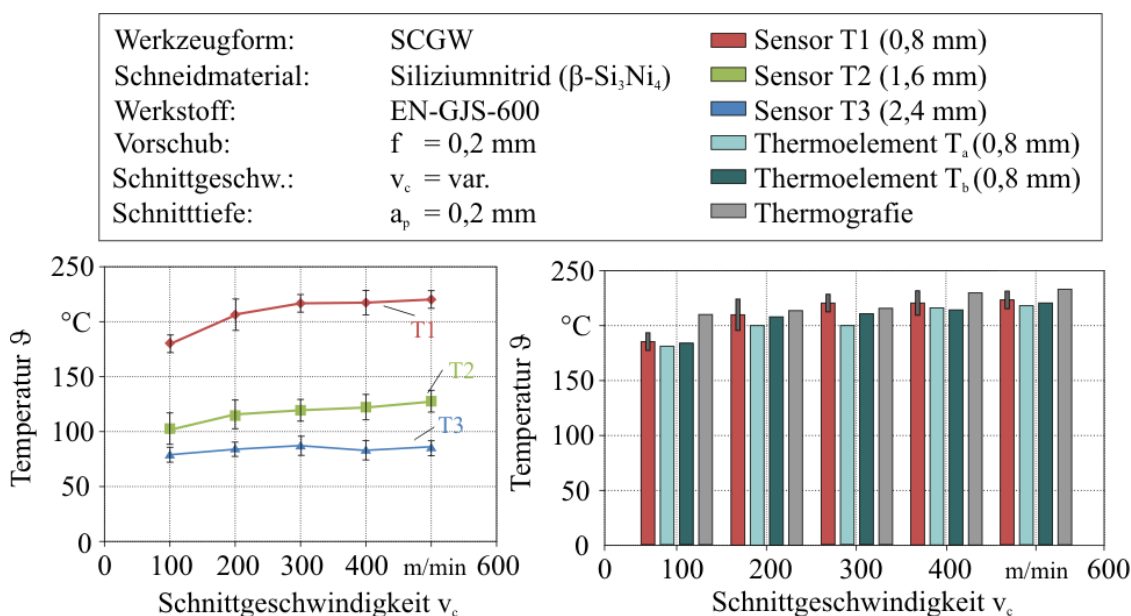
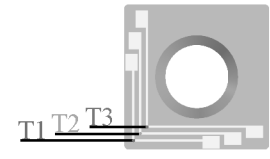


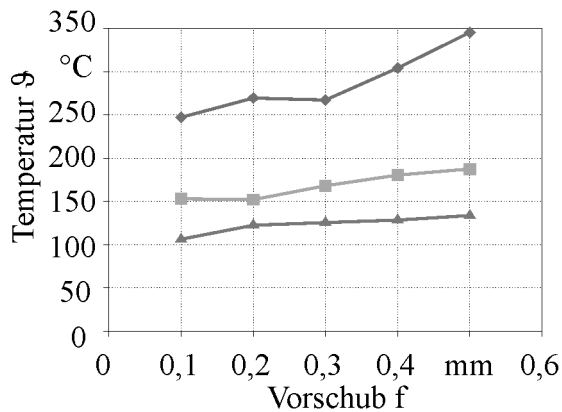
Abbildung 6.9: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation der Schnittgeschwindigkeit (links) und Vergleich mit alternativen Messkonzepten (rechts)

6.1.3 Einsatz des Sensorsystems bei Bearbeitung einer Titanlegierung (Ti10V2Fe3Al)

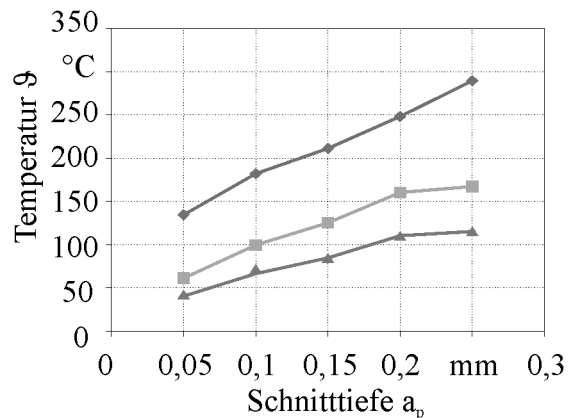
Der Einsatz des Sensorsystems bei den unterschiedlichen Eisengusswerkstoffen erfolgte vor allem unter der Maßgabe, dass aufgrund des günstigen Spanbruchs eine Beschädigung des Sensorsystems weitestgehend ausgeschlossen werden kann. Bei der Zerspanung eines Titanwerkstoffs ist dies hingegen nicht gewährleistet. Darüber hinaus ist die thermische Beanspruchung des Werkzeugs bei der Bearbeitung eines Titanwerkstoffs aufgrund seiner geringen Wärmeleitfähigkeit wesentlich größer. Es erfolgte daher eine weitere Einsatzqualifizierung des Sensorsystems bei der Bearbeitung eines Titanwerkstoffs. Abweichend zum Stand der Technik der Titanbearbeitung wurde jedoch auf den Einsatz einer Kühlschmierung verzichtet. Dies ist im Wesentlichen damit zu begründen, dass durch den Einsatz eines Kühlschmiermediums die Gefahr eines Kurzschlusses der Messtechnik am Drehmeißel gegeben ist. Um dieses Risiko auszuschließen wurde bei den Untersuchungen bewusst auf den Einsatz einer Kühlschmierung verzichtet. Die folgende Abbildung 6.10 zeigt die hierbei realisierten Messwerte des Sensorsystems bei Variation der drei Einstellgrößen. Da bereits in den vorherigen Untersuchungen die Zuverlässigkeit des Sensorsystems anhand von alternativen Messtechniken belegt werden konnte, ist hierauf bei der Titanbearbeitung verzichtet worden. Insgesamt können bei allen Untersuchungen höhere thermische Belastungen des Werkzeugs als bei der Bearbeitung der Eisengusswerkstoffe beobachtet werden. Bei Erhöhung des Vorschubs ist eine nahezu lineare Erhöhung der thermischen Werkzeugbeanspruchung zu registrieren. Alle drei Sensoren auf der Spanfläche des Werkzeugs registrieren einen Anstieg mit zunehmendem Vorschub, wobei jedoch ein steigender Temperaturgradient mit abnehmender Entfernung zur Wirkzone erkennbar ist. Ein ähnliches Verhalten ist bei Variation der Schnitttiefe zu erkennen. Mit steigender Schnitttiefe ist ebenfalls ein Anstieg der Werkzeugtemperatur an den drei Sensorpositionen zu registrieren. Dieses Verhalten ist ebenfalls bei der Bearbeitung der Eisengusswerkstoffe zu beobachten. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit ist ein vergleichsweise starker Anstieg der Werkzeugtemperaturen erkennbar. Durch Vergrößerung der Einstellgrößen ist eine Erhöhung der Temperaturen auf der Spanfläche zu beobachten. Dies kann einerseits durch die zusätzliche Energie begründet werden, welche zur Materialtrennung erforderlich ist. Auf der anderen Seite steigen aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit des Titanwerkstoffs bei einer Erhöhung der untersuchten Einstellgrößen die gemessenen Temperaturen im Bereich der Wirkzone vergleichsweise stark an, da weniger thermische Energie in das Werkstück, den Span oder das Werkstück fließen können.

Werkzeugform:	SCGW	
Schneidmaterial:	Siliziumnitrid (β -Si ₃ N ₄)	
Werkstoff:	Ti10V2Fe3Al (β -Titan)	
Abstand zur Wirkzone:	Messpunkt T1 = 0,8 mm Messpunkt T2 = 1,6 mm Messpunkt T3 = 2,4 mm	

Vorschub: $f = \text{var.}$
Schnittgeschw.: $v_c = 50 \text{ m/min}$
Schnitttiefe: $a_p = 0,2 \text{ mm}$



Vorschub: $f = 0,1 \text{ mm}$
Schnittgeschw.: $v_c = 50 \text{ m/min}$
Schnitttiefe: $a_p = \text{var.}$



Vorschub: $f = 0,1 \text{ mm}$
Schnittgeschw.: $v_c = \text{var.}$
Schnitttiefe: $a_p = 0,2 \text{ mm}$

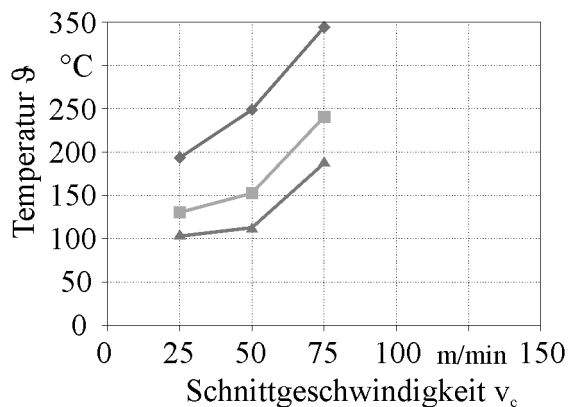


Abbildung 6.10: Mit dem Sensorsystem erfasster Temperaturverlauf bei Variation der Einstellgrößen und Bearbeitung eines Titanwerkstoffs

6.1.4 Verschleißbeständigkeit des Sensorsystems

Ein wichtiges Kriterium für die Bewertung dieses Sensorsystems ist die Widerstandsfähigkeit gegen Verschleiß. Insbesondere die während der Bearbeitung über die Spanfläche abfließen-

den Späne führen aufgrund von tribologischen Effekten zu einem Versagen der Aluminiumoxydschutzschicht. Hierdurch wird die letztendliche Sensorzerstörung initiiert. Dies ist damit zu begründen, dass durch die fehlende Schutzbeschichtung Spanmaterial die Sensoren kurzschließt, woraus Fehlmessungen resultieren. Als nächste Stufe der Sensorzerstörung werden die Nickel- und Nickelchromschichten dann durch den mechanischen Kontakt mit dem Span zerstört. Gleichzeitig zu diesem Prozess setzt natürlich ebenfalls ein Werkzeugverschleiß im Bereich der Werkzeugschneide ein. Dieser ist jedoch zunächst für das Funktionieren des Sensors ohne Bedeutung.

Um die Funktionsfähigkeit des Sensorsystems zu untersuchen, wurde mit vier verschiedenen Werkzeugen der lamellare Grauguss mit den in Abbildung 6.11 dargestellten Einstellgrößen bearbeitet. Bereits bei kleinem Zerspanungsvolumen ist im Bereich der Werkzeugspitze zu erkennen, dass die Schutzschicht entfernt wurde. Im Bereich der Schnitttiefe ist dieser Bereich während der Bearbeitung direkt mit dem Werkstück in Kontakt. Hieraus resultiert offensichtlich unmittelbar eine Beschädigung der Schutzschicht. Der über die Spanfläche ablaufende Span hat jedoch kaum Einfluss auf die Beschichtung.

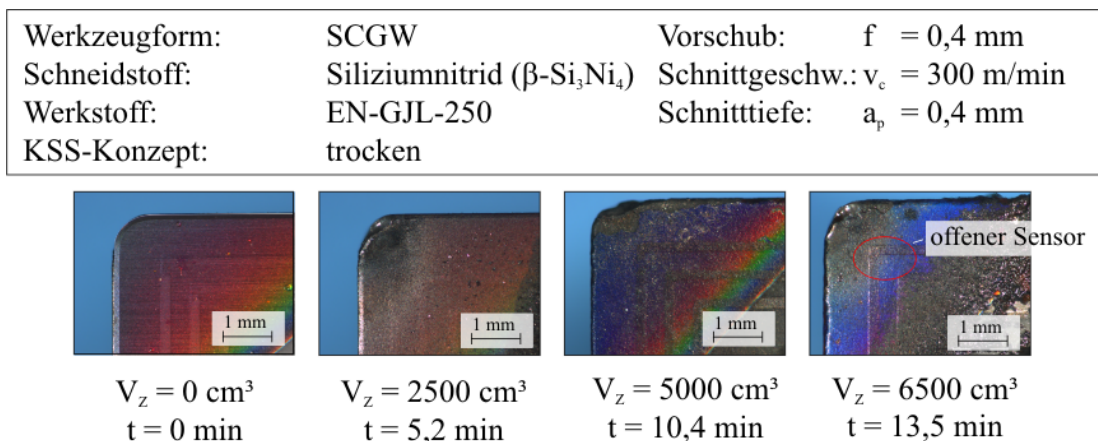


Abbildung 6.11: Widerstandsfähigkeit des Sensorsystems

Bei einem höheren Zerspanungsvolumen zeigt sich ein ähnliches Bild. Das Sensorsystem ist ebenfalls funktionsfähig. Bei einer weiteren Erhöhung des Zerspanungsvolumens ist der mechanische Abrieb des Spanmaterials jedoch zu hoch, so dass die Beschichtung entfernt wird. Hierdurch liegt der erste Sensor offen. An dieser Messposition können somit keine verlässlichen Temperaturdaten mehr erfasst werden. Die übrigen Sensoren sind noch funktionsfähig, Aussagen über den Temperaturgradienten auf der Spanfläche können jedoch nur noch eingeschränkt getroffen werden.

6.1.5 Einsatz alternativer Substrate

Den Schwerpunkt dieser Arbeit stellt die Beschichtung nichtleitender, keramischer Substratwerkstoffe mit thermosensitiven Schichtsystemen dar. Der nichtleitende Substratwerkstoff

schließt ein mögliches Risiko für Kurzschlüsse zwischen Werkzeug und Sensorsystem nahezu aus, wodurch ein einwandfreies Funktionieren des Messsystems gewährleistet werden kann. Die Beschichtung von elektrisch leitenden Hartmetallwendeschneidplatten, wie sie häufig in der industriellen Praxis Anwendung finden, erforderte weitere Anpassungen des Schichtsystems. Hierzu ist es erforderlich, zunächst eine isolierende Zwischenschicht auf Basis von Aluminiumoxyd aufzutragen, auf welcher dann das bereits für das keramische Substrat verwendete Schichtsystem aus Nickel, Nickelchrom sowie zusätzlicher Aluminiumoxydschutzschicht im Frontbereich aufgetragen wird. Um die Einsatzfähigkeit des entwickelten Sensorsystems auch bei Verwendung alternativer Substrate zu demonstrieren, ist exemplarisch eine Hartmetallwerkzeug mit der beschriebenen Strategie beschichtet worden. Abbildung 6.12 zeigt das entsprechende Werkzeug, sowie die mit diesem System erfassten Temperaturen während der Bearbeitung.

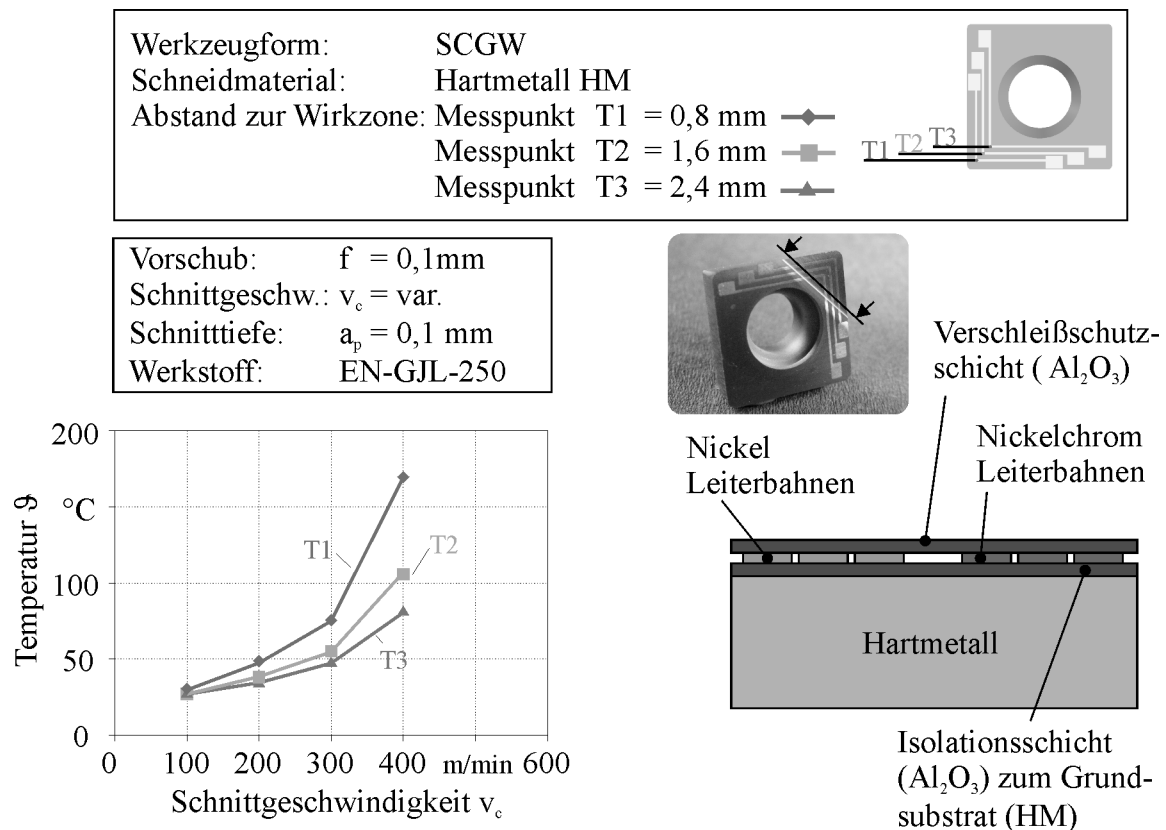


Abbildung 6.12: Einsatz alternativer Substratwerkstoffe

Der Einsatz dieses Systems im realen Drehprozess ermöglicht grundsätzlich eine zuverlässige Temperaturerfassung. Aufgrund des Hartmetallsubstrates ist jedoch gegenüber dem zuvor eingesetzten Keramikwerkzeugen ein höherer Werkzeugverschleiß zu beobachten. Dies spiegelt sich in einem stärkeren Anstieg in den zu messenden Werkzeugtemperaturen wider. Darüber hinaus weist der Substratwerkstoff eine höhere Wärmeleitfähigkeit gegenüber dem ursprünglichen Werkzeugwerkstoff auf Keramikbasis auf. Hieraus ist zu schließen, dass bei Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit ein größerer Anteil der resultierenden thermischen

Energie durch das Werkstück abgeleitet werden kann. Dies spiegelt sich so auch in den gewonnen Messergebnissen in Abbildung 6.12 wider.

Kapitel 7

Analytische Bestimmung der Werkzeugtemperatur

Das vorherige Kapitel hat gezeigt, dass es grundsätzlich möglich ist, mit dem Sensorsystem während der Drehbearbeitung Temperaturen auf der Spanfläche zu erfassen. Hierfür wurden verschiedene Einflussgrößen des Drehprozesses variiert und gleichzeitig die resultierende thermische Belastung mit dem Sensorsystem erfasst. Zusätzlich erfolgte eine Bestimmung der Verschleißbeständigkeit des gesamten Sensors. Hierbei konnte die grundsätzliche Funktionsfähigkeit dieser Entwicklung vorgestellt werden. Bei den durchgeführten Untersuchungen wurde bislang jedoch immer nur das direkt vom Sensorssystem registrierte Temperatursignal dargestellt. Es erfolgte einerseits ein rein qualitativer Vergleich der Sensorsignale untereinander sowie andererseits eine Bewertung dieser Ergebnisse durch alternative Messverfahren. Diese Alternativverfahren haben an exakt der gleichen Position wie die Schichtsensoren ein Temperatursignal erfasst, welches im Weiteren mit dem Sensorsignal verglichen wurde. Auf diesen Ergebnissen aufbauend ist es nun vorgesehen, mit analytischen Methoden die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze auf Basis von exemplarischen Daten der Sensorsignale zu bestimmen. Hierbei handelt es sich grundsätzlich um ein klassisches, mathematisch inverses Problem. Es ist möglich, durch das Sensorsystem die Auswirkungen eines Zerspanungsprozesses zu erfassen. Über drei verschiedene Methoden soll nun die Ursache dieser Wirkungen bestimmt werden. Hierfür kommen ein rechnergestütztes Verfahren mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode sowie ein Ansatz auf Basis der Thermodynamik sowie eine rein mathematische Berechnung durch Regression zur Anwendung. Anschließend sollen die Ergebnisse dieser Verfahren gegenübergestellt und bewertet werden. Als Ergebnis dieser Bewertung ist es beabsichtigt, ein Verfahren auszuwählen, welches sich für die Bestimmung der Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze im Vergleich am besten eignet. Mit diesem ausgewählten Verfahren werden dann die entsprechenden Werkzeugtemperaturen auf Basis der zuvor durchgeführten Untersuchungen berechnet. Es ist dann möglich, in Abhängigkeit der durchgeführten Variationen der Einstellgrößen Aussagen über die Temperaturbelastung

im Bereich der Werkzeugspitze zu treffen. Abschließend erfolgt dann eine Bewertung und Zusammenfassung der Ergebnisse.

7.1 Berechnung der Wirkzonentemperatur mit der Finite-Elemente-Methode

Bei der mathematischen Simulation einer technischen Aufgabenstellung sind im Allgemeinen Differentialgleichungen zu lösen. Die Differentialgleichungen beschreiben an einem differentiell kleinen Teil das Verhalten einer Struktur. Die Funktion, für die eine Differentialgleichung aufgestellt wird, ist eine charakteristische Größe. Primäres Ziel der Simulation ist es, diese Funktionen zu bestimmen. Durch Ableitung der Funktionen nach den Koordinaten können dann die gewünschten Größen ermittelt werden. Als Lösungsverfahren für die Differentialgleichungen stehen analytische und numerische Verfahren zur Verfügung. Die exakten Verfahren sind jedoch auf wenige Sonderfälle beschränkt. Numerische Verfahren stellen für die Lösung der Differentialgleichungen Lösungsansätze auf, welche aus vorgegebenen Formfunktionen und freien Koeffizienten bestehen. Die Formfunktionen müssen den jeweiligen Randbedingungen entsprechen. Durch Auflösung des Gleichungssystems werden die Koeffizienten bestimmt, wodurch die gesuchte Näherungsfunktion festgelegt wird. Während bei klassischen Verfahren sich die Ansatzfunktion über das gesamte Gebiet der Struktur erstreckt, werden bei der FEM Ansatzfunktionen gewählt, die nur Teilgebiete überdecken. Es werden also nur bereichsweise Ansatzfunktionen eingeführt. Diese sind so geartet, dass sie an den Übergängen der Bereiche kontinuierliche Nachbarbereiche erschließen. Die Näherungsfunktion für das Gesamtgebiet setzt sich also aus den Lösungsansätzen der Teilgebiete zusammen. Diese Teilgebiete werden daher auch als Elemente bezeichnet. Die Stellen, an denen die Elemente mit den Nachbarelementen verbunden sind, werden als Knoten bezeichnet. Als Freiheitsgrad wird bei Temperaturfeldberechnungen die Temperatur eingesetzt [GM07]. Dieses Verfahren kann nun genutzt werden, um ein inverses Problem zu lösen. Hierfür wird das inverse Problem in der Regel über einen Optimierungsalgorithmus auf der Basis von Vorwärtsrechnungen mit der beschriebenen Finite-Elemente-Methode gelöst. Da durch die sehr hohe Anzahl an hierfür notwendigen Berechnungsschritten ein sehr hoher Rechenaufwand resultiert, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein zweistufiger, iterativer Prozess gewählt. [GM07].

In einem ersten Schritt erfolgt die Berechnung der Wärmeverteilung auf der Spanfläche des Werkzeugs durch eine direkte Berechnung. Hierbei werden die Eingangstemperaturen im Bereich der Werkzeugspitze in diskreten Schritten erhöht und hierdurch die Wärmeverteilung auf der Spanfläche berechnet. Aufbauend hierauf erfolgt ein iterativer Abgleich dieser errechneten Werte an den Sensorpositionen mit den real gemessenen Sensorwerten für eine exemplarische Schnittwertekombination. Dieser Berechnungsschritt wird solange wiederholt, bis die berechneten Werte der Simulation oberhalb der real gemessenen Sensorwerte liegen. In einem zweiten Schritt erfolgt dann zwischen den beiden letzten Eingangstemperaturen eine feiner aufgelöste Berechnung über einen Optimierungsalgorithmus. Hierbei erfolgt ein kontinuierlicher Abgleich der simulierten Werte mit den real gemessenen Sensorwerten.

Der gewählte experimentelle Aufbau zur Bestimmung der Werkzeugtemperaturen an

der Wirkstelle des Werkzeugs erlaubt die Ermittlung der punktuell einwirkenden Werkzeugtemperaturen in diesem Werkzeugbereich. Mit Hilfe der zuvor erläuterten FE-Simulationsstrategie werden anhand eines Modells der Wendeschneidplatte, das in Abbildung 7.1 dargestellt wird, ausgehend von den experimentell ermittelten Werkzeugtemperaturen die Temperaturverteilungen ermittelt. Zur Vereinfachung der Simulation wird auf die Modellierung des Eckenradius verzichtet.

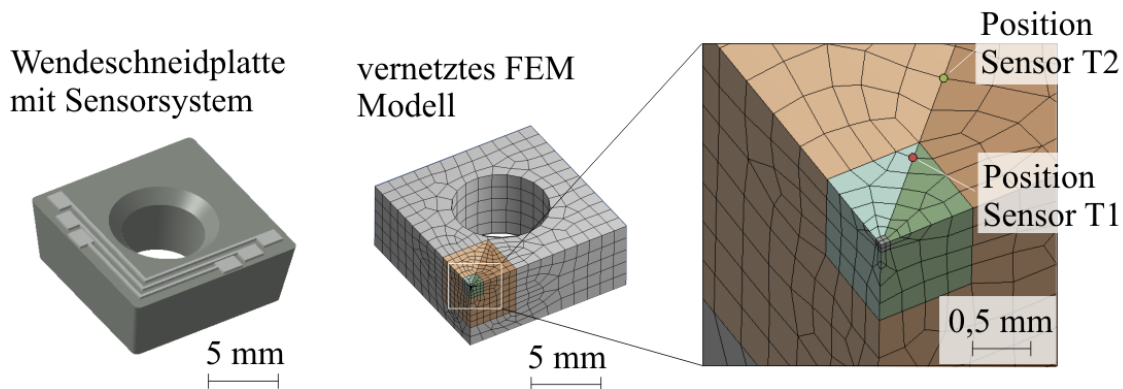


Abbildung 7.1: Vernetztes FE-Modell des Werkzeugen

Zu Beginn des quasistationären Drehprozesses erfahren nur die Wirkstellen, die in Kontakt mit dem Werkstück stehen, eine thermische Belastung. Dabei ist neben der vorherrschenden Temperatur die Größe der Kontaktflächen der Wirkstellen mit dem Gegenkörper von wesentlicher Bedeutung für die thermische Belastung des Werkzeugs. Die Größe der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück wird durch die Wahl der Einstellgrößen beeinflusst. Eine Berechnung der Fläche auf Basis der gewählten Einstellgrößen ist in einfacher Form möglich. Die Größe der Kontaktfläche auf der Spanfläche wird in dieser Arbeit durch den Vorschub f und die Schnitttiefe a_p berechnet (Gleichung 7.1).

$$A = a_p \cdot f \quad (7.1)$$

Zusätzlich hierzu vergrößert der ablaufende Span diese Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug im realen Prozess, da der erwärmte Span über die Spanfläche abfließt. Hieraus resultiert eine Vergrößerung der Kontaktfläche, durch die das Werkzeug zusätzlich erwärmt wird (siehe Abschnitt 2.1.1). Die Größe dieser aus dem Spanabtransport resultierenden Fläche ist analytisch nur schwer zu bestimmen. Der wesentliche Einflussfaktor für die Abmessungen dieser Fläche ist die Form der entstehenden Späne sowie deren Abfluss über die Spanfläche. Aufgrund der eingeschränkten Möglichkeiten zur exakten Bestimmung dieser Kontaktbereiche sind in dieser Arbeit zwei Eisengusswerkstoffe eingesetzt worden. Wie in Abschnitt 4.2 dargestellt, resultiert aus der Bearbeitung dieser Werkstoffe ein sehr günstiger Spanbruch. Durch die geringe Spangröße und die durch den Prozess eingebrachte kinetische Energie fliegt ein großer Anteil der erzeugten Späne direkt nach der Werkstofftrennung aus der Wirkzone. Es entsteht somit nur ein äußerst geringer Kontaktbereich zwischen Span

und Spanfläche. Zur Vereinfachung der Berechnungen wird daher auf eine Betrachtung einer vergrößerten Kontaktzone durch den Spanabfluss verzichtet.

Um möglichst präzise Simulationsergebnisse zu erhalten, ist das Modell im Bereich der Werkzeugspitze feiner und mit zunehmendem Abstand von dieser gröber mit Hexaeder-Elementen vernetzt. Um ein geschlossenes Netz ohne Fehlstellen generieren zu können, wird das Modell in drei Bereiche aufgeteilt (siehe Abbildung 7.1). Dadurch soll ein günstigerer Übergang von den kleineren auf die größeren Maschen des Netzes erreicht werden. Für die Auswertung der Simulationsergebnisse kommt nur ein Bereich der Spanfläche, in dem sich die drei Thermoelemente der vorangegangenen Versuche befinden, in Frage. Dieser Bereich ist in Abbildung 7.1 (rechts) dargestellt. Bei der Simulation der thermischen Werkzeugbelastung kommt der Konvektion zwischen den Oberflächen der Wendeschneidplatte und der Luft eine besondere Bedeutung zu. Der Wärmeübergangskoeffizient α bestimmt dabei, wie viel Wärme an die Umgebung abgegeben werden kann. Während des Zerspanvorgangs ist aufgrund der in unmittelbarer Entfernung zum Werkzeug rotierenden Werkstücks ein zirkulierender Luftstrom und somit eine erzwungene Konvektion anzunehmen. Für diesen Fall liegt der Wärmeübergangskoeffizient in der Literatur ([Her00]) zwischen $\alpha = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $120 \text{ W/m}^2\text{K}$.

Auf Basis dieser Eingangsgrößen erfolgt im Folgenden die Berechnung der Temperatur in einem Bereich auf der Spanfläche des Werkzeugs. Abbildung 7.2 veranschaulicht die gewählte Darstellung der erzielten Ergebnisse sowie die Eingriffsbedingungen, wie sie als Grundlage für die anschließenden Betrachtungen genutzt werden. Der linke Teil in Abbildung 7.2 zeigt die Positionen der Sensoren in Bezug auf die Eingriffsbedingungen während der Bearbeitung. Im rechten Teil der Abbildung ist der resultierende Temperaturverlauf auf der Spanfläche des Werkzeugs abgebildet. Mit zunehmender Entfernung von der Werkzeugspitze folgt aufgrund der Wärmeleitung ein fallender Temperaturverlauf. Dieser Temperaturverlauf kann durch die drei Sensoren erfasst werden. Ziel der nachfolgenden Berechnungen ist es, Aussagen über den Anstieg der Temperatur zwischen dem ersten Sensor und der Werkzeugspitze treffen zu können.

In Abbildung 7.3 werden die berechneten Temperaturfelder für einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$ in der erläuterten Form dargestellt. Die Temperatur an der Kontaktfläche wird dabei in diskreten Intervallen von $T = 300 \dots 800 \text{ }^\circ\text{C}$ erhöht. Die für die Simulation notwendigen Materialkennwerte der Wendeschneidplatte sind aufgrund von Herstellerangaben sowie Literaturwerten [Sal98] gewählt worden. Der betrachtete Zeitraum der hier durchgeführten instationären Temperaturfeldberechnung beträgt $t = 2 \text{ s}$. Für die Darstellung und Auswertung sind ausschließlich die Temperaturwerte am Ende dieses Zeitraums verwendet worden. Mit fortschreitendem Prozess kommt es, hervorgerufen durch Wärmeleitungsvorgänge im Werkzeug, zu einer Ausbreitung der thermischen Belastung in radialer und axialer Richtung. In großem Abstand von der Werkzeugspitze bildet sich eine gleichförmige, linear ausbreitende Wärmefront aus. Die in Abbildung 7.3 dargestellten Ergebnisse zeigen die berechnete Temperaturentwicklung auf der Spanfläche eines

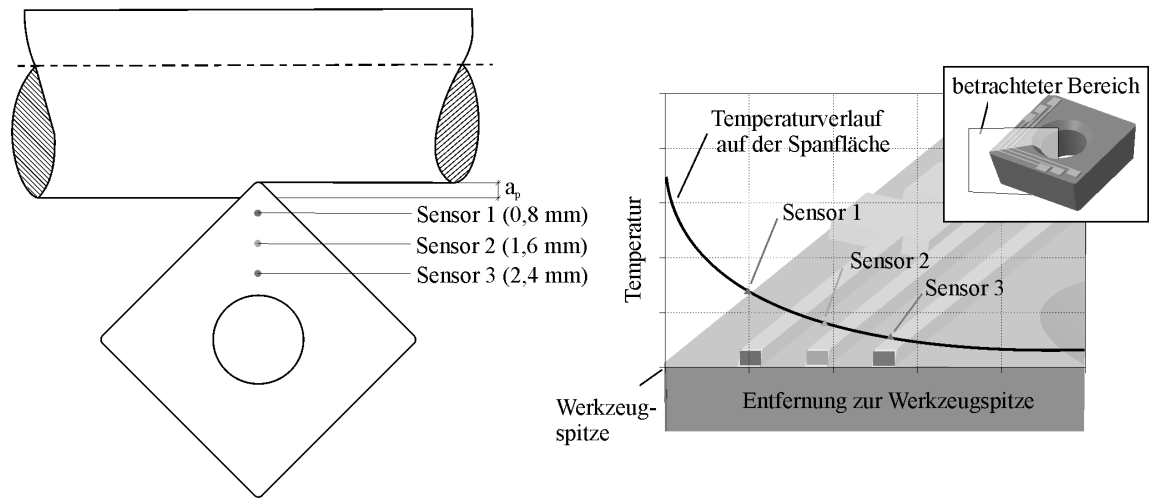


Abbildung 7.2: Eingriffsverhältnisse und Darstellung der Berechnungsergebnisse

Werkzeugmodells. Als Eingangsgröße wird hierfür die aufgetragene Temperaturlast in der Wirkzone variiert. Es sind jeweils die an den zu den Sensorpositionen äquivalenten Knoten berechneten Temperaturbelastungen direkt angegeben. Es ist deutlich zu erkennen, dass von der Werkzeugspitze bis zur ersten Sensorposition aufgrund des keramischen Werkstoffs ein starker Temperaturabfall auftritt. Durch die Erhöhung der thermischen Belastung in der Wirkzone ist ebenfalls eine Erhöhung der Temperaturen an den Sensorpositionen zu beobachten. Bei einer Eingangstemperatur von $T = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ kann an den Knoten, welche äquivalent zu den Sensorpositionen sind, eine höhere Temperatur beobachtet werden, als dies durch das Sensorsystem erfasst wurde.

Werkzeugform:	SCGW	Vorschub:	$f = 0,2 \text{ mm}$
Schneidstoff:	Siliziumnitrid ($\beta\text{-Si}_3\text{Ni}_4$)	Schnittgeschw.:	$v_c = 300 \text{ m/min}$
Dichte:	$\rho = 3,2 \text{ g/cm}^3$	Schnitttiefe:	$a_p = 0,4 \text{ mm}$
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 50 \text{ W/mK}$	Werkstoff:	EN-GJS-600
spez. Wärmeleitfähigkeit:	$c_p = 800 \text{ J/kgK}$	gemessenen Sensorwerte:	
Wärmeübergangskoeff.:	$\alpha = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$	Sensor 1 (0,8 mm)	$T_1 = 238,45 \text{ }^\circ\text{C}$
		Sensor 2 (1,6 mm)	$T_2 = 125,35 \text{ }^\circ\text{C}$
		Sensor 3 (2,4 mm)	$T_3 = 95,32 \text{ }^\circ\text{C}$

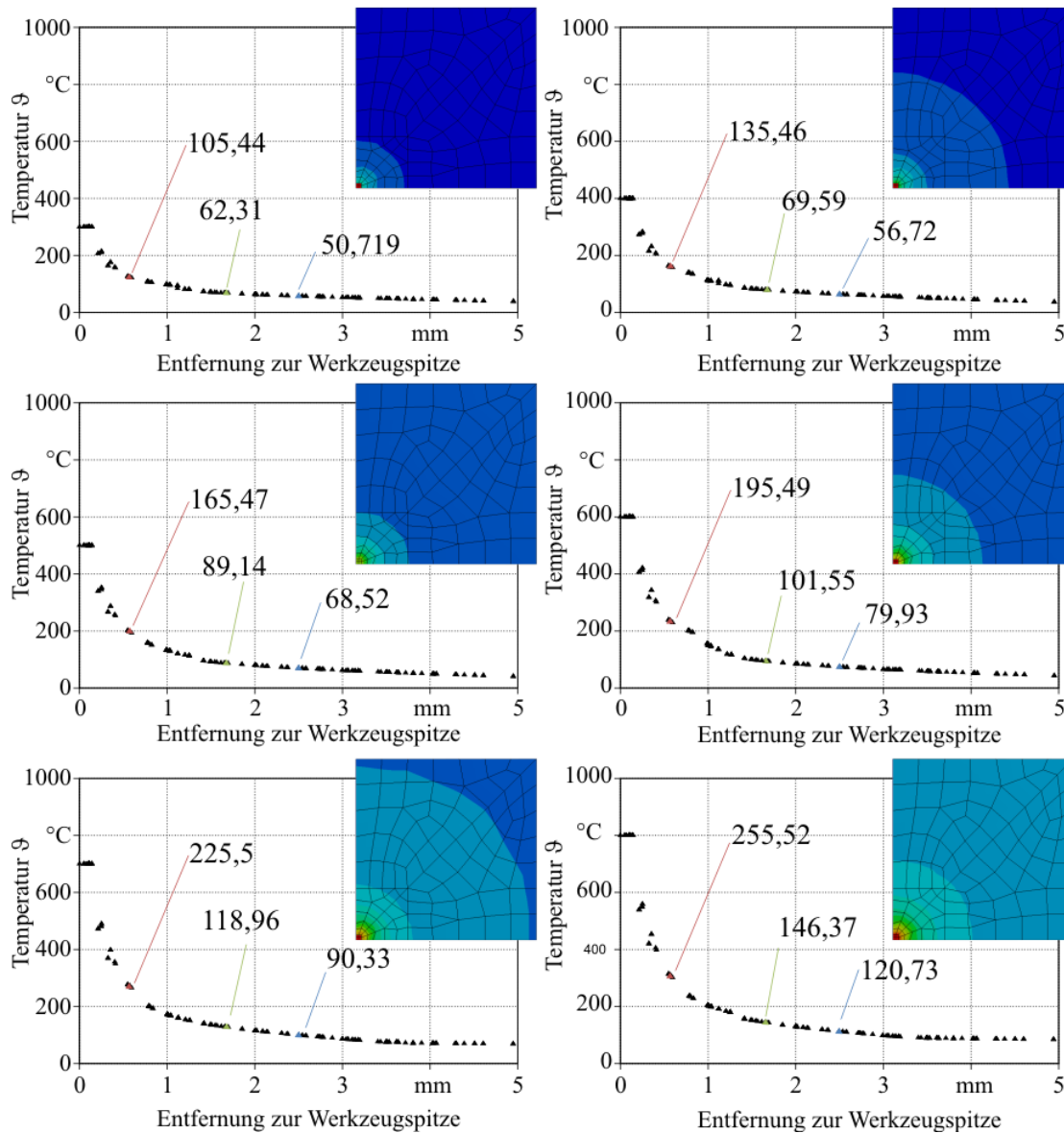


Abbildung 7.3: Simulationsschritte

Somit wird für den zweiten Schritt der Simulation ein Temperaturintervall zwischen $T_{min} = 700 \text{ }^\circ\text{C}$ und $T_{max} = 800 \text{ }^\circ\text{C}$ gewählt. In diesem Intervall erfolgt in einem zweiten Schritt eine feinere Unterteilung der Berechnungsschritte für eine exakte Ermittlung der

Wirkzonen-temperatur.

Die folgende Abbildung 7.4 zeigt in ähnlicher Form das Ergebnis dieses zweiten Schrittes der Simulation. Das Resultat dieser Berechnungen zeigt, dass die Knoten, welche sich an den Sensorpositionen befinden, annähernd ein Temperaturniveau aufweisen, wie es auch im realen Experiment erzielt werden kann. Der rechte Teil in der Abbildung veranschaulicht dies durch einen direkten Vergleich der gemessenen Sensorwerte mit den Berechnungsergebnissen. Aufgrund der guten Übereinstimmung zwischen Realität und Simulation ergibt sich im Bereich der Werkzeugspitze eine Temperatur von $T_{max} = 738 \text{ °C}$ für das ausgewählte Bearbeitungsbeispiel.

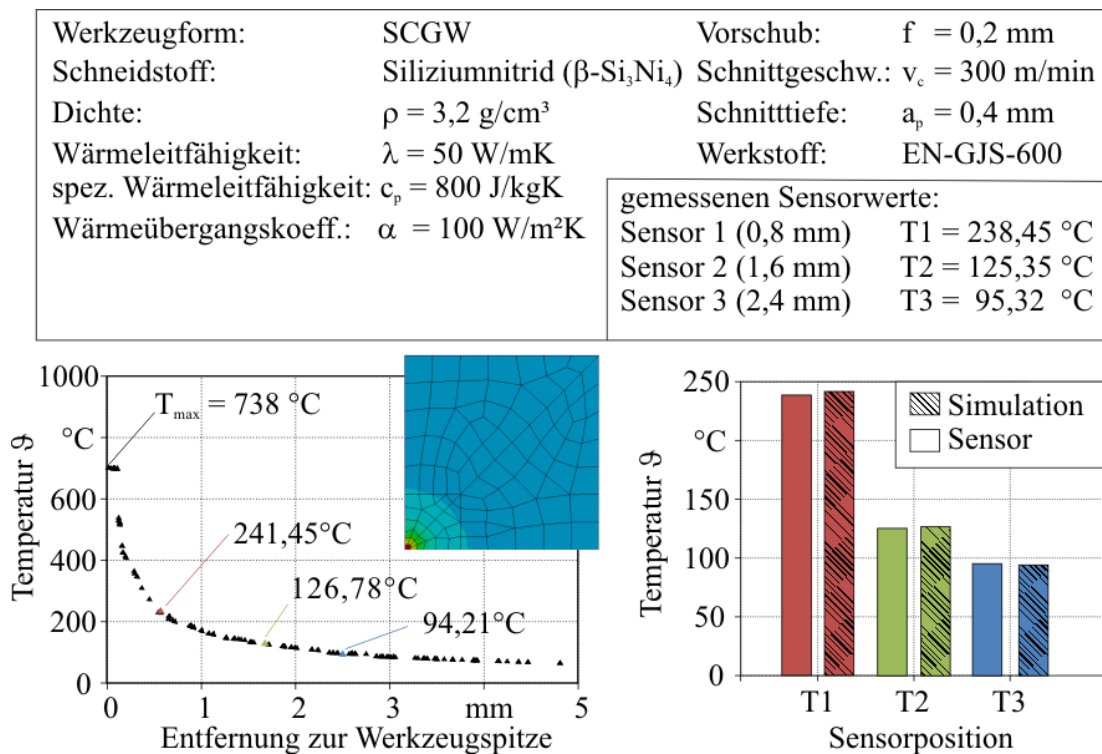


Abbildung 7.4: Berechnungsergebnis

7.2 Thermodynamische Berechnung der Wirkzonentemperatur

Neben der Simulation der thermischen Belastungen im Bearbeitungsprozess besteht eine weitere Möglichkeit zur Überprüfung und Bewertung der gewonnenen Sensormessergebnisse in der Anwendung thermodynamischer Modelle. Hierbei ist es aufgrund eines vergleichsweise einfachen Versuchsaufbaus sowie durch Modellierung des Zerspanungsprozesses als einfache Wärmequelle möglich, durch rein analytische Berechnungsverfahren die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze zu ermitteln. Bei der Berechnung dienen wiederum die an den Sensorpositionen erfassten Temperaturen als Vergleichs- und Stützpunkte.

Die verwendeten analytischen Zusammenhänge basieren auf der Tatsache, dass während der Bearbeitung ein Wärmeeintrag in das Werkstück durch den Bearbeitungsprozess stattfindet. Die freigesetzte thermische Energie wird aufgrund des zweiten Hauptsatzes der Thermodynamik in Bereiche niedriger Temperaturen transportiert und somit von der Wirkzone abgeführt. Für diese Ausgleichsvorgänge der thermischen Energie von hohen nach niedrigen Temperaturbereichen kommen grundsätzlich drei Transportmechanismen in Frage: Es kann hierbei zwischen Wärmestrahlung, Wärmekonvektion oder Wärmeleitung differenziert werden. Wärmestrahlung ist ein nicht an Materie gebundener Energietransport durch elektromagnetische Strahlung. Wärmekonvektion kann zwischen festen Oberflächen und strömenden Fluiden beobachtet werden. Der größte Anteil der freigesetzten thermischen Energie wird jedoch durch Wärmeleitung abgeführt. Bei der Wärmeleitung findet ein Energietransport auf molekularer Ebene durch Wechselwirkungen (Stossprozesse) benachbarter Teilchen statt. Dieser Prozess kann durch das Grundgesetz der Wärmeleitung beschrieben werden [BS10]. Dieses wurde 1822 von Jean Baptiste Fourier gefunden und wird daher auch als Fourier'sches Gesetz bezeichnet:

$$\vec{q}(\vec{x}, t) = -\lambda \cdot (\vec{grad} T) \quad (7.2)$$

Durch diese Gleichung wird der Vektor der Wärmestromdichte \vec{q} mit dem Gradienten des Temperaturfelds $\vec{grad} T$ über eine Proportionalitätskonstante λ verknüpft. Bei dieser Konstante handelt es sich um die spezifische Wärmeleitfähigkeit. Diese ist immer materialabhängig. Gleichzeitig kann eine schwache Temperatur und Druckabhängigkeit beobachtet werden. Das negative Vorzeichen berücksichtigt den zweiten Hauptsatz der Thermodynamik.

Wesentlich anschaulicher ist dieser Zusammenhang für den stark vereinfachten eindimensionalen Fall, da hierbei die Ableitungen der Temperatur in zwei Raumkoordinaten verschwinden. Gleichzeitig entfallen ebenfalls die entsprechenden Komponenten des Vektors der Wärmestromdichte. Die Wärmeleitfähigkeit wird als konstant angenommen. Damit erhält man den folgenden Zusammenhang für einen Wärmestrom in x-Richtung:

$$\dot{Q}_x = \int_A q_x dA = -\lambda A \frac{dT}{dx} = -\lambda A \frac{T_2 - T_1}{x_2 - x_1} \quad (7.3)$$

Der durch das Objekt fließende Wärmestrom wird mit \dot{Q} bezeichnet. Hierbei handelt es sich um den Grenzwert der Wärmestromdichte. Die Proportionalitätskonstante λ ist wiederum der materialspezifische Wärmeleitkoeffizient. Mit A wird die Fläche bezeichnet, durch die der Wärmestrom fließt, welche ebenfalls hier konstant ist. Die Dicke des Objektes, durch welches der Wärmestrom fließt, kann durch die Differenz der x-Koordinaten beschrieben werden. Mit Hilfe dieses einfachen Zusammenhangs ist es möglich, bei bekanntem Wärmestrom den vorherrschenden Temperaturgradienten bei einem eindimensionalen Problem zu berechnen.

Der im Rahmen dieser Arbeit vorliegende Sachverhalt kann nun idealisiert ähnlich beschrieben werden. Im Bereich der Werkzeugspitze wird aufgrund des Bearbeitungsprozesses ein bestimmter Wärmestrom eingebracht. Dieser Wärmestrom fließt durch das Werkzeug und wird hierbei durch das Sensorsystem an drei Positionen erfasst. Im vorliegenden Fall treten jedoch zwei Probleme auf, welche im Weiteren berücksichtigt werden müssen: Auf der einen Seite kann das vorliegende Wärmeleitungsproblem nicht auf einen einfachen eindimensionalen Sachverhalt idealisiert werden, da der Wärmeleitungsprozess entlang des Werkzeugs stattfindet. Der Querschnitt des Werkzeugs vergrößert sich aufgrund der Form mit zunehmender Entfernung von der Wirkzone. Durch eine eindimensionale Betrachtung würde somit ein erheblicher Fehler entstehen. Um diesen Fehler zu vermeiden und gleichzeitig den Rechenaufwand auf einem akzeptablem Niveau zu halten, ist es möglich, ein radial symmetrisches Temperaturfeld anzunehmen. Abbildung 7.5 veranschaulicht den hierfür gewählten Ansatz.

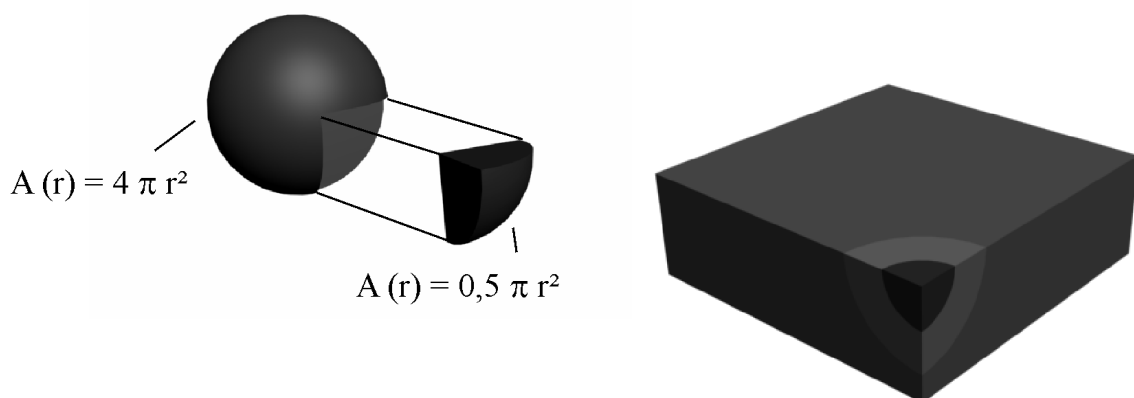


Abbildung 7.5: Volumenelement und idealisierter Wärmeverlauf

Dieses entspricht in guter Näherung dem realen Verlauf im Inneren des Werkzeugs und ermöglicht es, durch die Anwendung von Polarkoordinaten einen einfachen eindimensionalen Ansatz zu wählen. Abbildung 7.5 zeigt dies anhand des dargestellten Kugelvolumens sowie eines entsprechenden Ausschnittes. Zusätzlich ist der hierbei angenommene, radialsymmetrisch in das Werkzeug eingeleitete Wärmestrom skizziert. Bei diesem Vorgehen besitzt der Vektor der Wärmestromdichte lediglich eine radiale Komponente, die an jeder Stelle senkrecht auf einer Kugelschale des jeweiligen Radius r steht. Es ist im Rahmen dieser Auswertung vorgesehen, die Temperatur in Abhängigkeit der Position zur Wirkzone zu berechnen. Dies macht es notwendig, die Temperatur an verschiedenen Positionen in Abhängigkeit der Polarkoordinaten zu berechnen, wobei die Polarkoordinaten dem Abstand zur Wirkzone entsprechen. Durch dieses Vorgehen ist aber die Oberfläche nicht mehr konstant und der Ansatz entsprechend der Gleichung 7.3 muss für einen allgemeinen, eindimensionalen Fall modifiziert werden. Gleichung 7.4 beschreibt diese Situation. Der mathematische Ausdruck kann durch Trennung der Variablen integriert werden:

$$\dot{Q} = -\lambda(T) A(r) \frac{dT}{dr} \quad (7.4)$$

$$\dot{Q} \int \frac{1}{A(r)} dr = - \int \lambda(T) dT \quad \text{mit } A(r) = \frac{1}{2} \pi r^2 \quad (7.5)$$

$$\dot{Q} = -\frac{1}{2} \lambda \pi \frac{T_2 - T_1}{\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}} \quad (7.6)$$

Eine weitere Herausforderung bei der Berechnung der Temperaturen durch einen analytischen Zusammenhang ist die Tatsache, dass der eingebrachte Wärmestrom in der Wirkzone unbekannt ist. Es sind lediglich die resultierenden Temperaturen an den drei Messstellen sowie die Materialkennwerte gegeben. Da der Wärmestrom in einfacher Näherung als konstant betrachtet werden kann, wird der Wärmestrom an den bekannten Positionen der Sensoren jeweils gleichgesetzt. Durch Umformung dieses Gleichungssystems kürzen sich zusätzlich alle Konstanten heraus. Abschließend ist es möglich, einen funktionalen Zusammenhang aufzustellen und auszuwerten. Dieses Vorgehen wird in den folgenden Gleichungen beschrieben. Bei der Herleitung wird der Wärmestrom zwischen den ersten und zweiten Sensoren mit dem Wärmestrom zwischen den zweiten und dritten Sensorpositionen gleichgesetzt. Die folgende Abbildung 7.6 zeigt die geometrischen Abmessungen zur Herleitung der angepassten Wärmeleitungsgleichung.

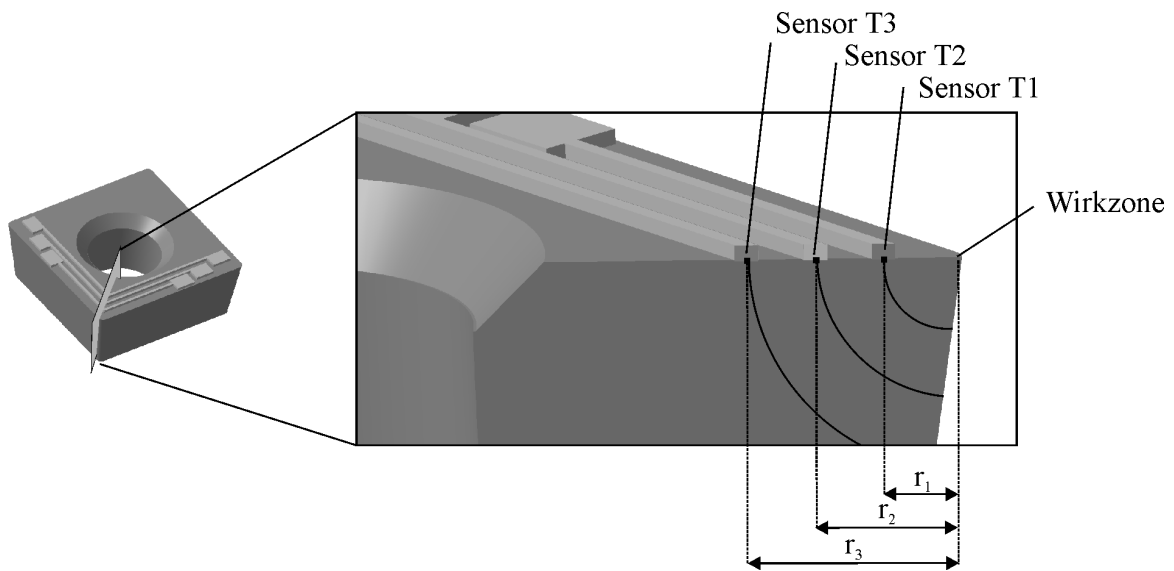


Abbildung 7.6: Dimensionen zur Berechnung

$$\dot{Q}_{T_{1/2}} = \dot{Q}_{T_{2/3}} \quad (7.7)$$

$$\frac{1}{2} \lambda \pi \frac{T_2 - T_1}{\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}} = \frac{1}{2} \lambda \pi \frac{T_3 - T_2}{\frac{1}{r_2} - \frac{1}{r_3}} \quad (7.8)$$

$$\frac{T_2 - T_1}{\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}} = \frac{T_3 - T_2}{\frac{1}{r_2} - \frac{1}{r_3}} \quad (7.9)$$

Durch Umformen der Gleichung nach einer der Temperaturen ist es möglich, die Sensorwerte rechnerisch zu verifizieren. Hierbei werden zwei der drei bekannten Sensortemperaturen eingesetzt und die ermittelte Temperatur des dritten Sensors mit den real gemessenen Werten verglichen. Im Folgenden wird dieses Verfahren durch einen rekursiven Schritt auf beliebige Positionen bis zur Wirkzone erweitert. Hierfür startet dieses Verfahren mit der Berechnung des linken Terms in der Gleichung. Dieser bleibt für den Rest der Berechnung konstant. Der rechte Teil der Gleichung kann hingegen für beliebige Positionen neu berechnet werden. Es wird hierbei jeweils auf den zuvor berechneten Wert zurückgegriffen. Startpunkt für diese Berechnung ist dann die Sensortemperatur am äußersten Sensor T3. Der folgende Ausdruck macht dies noch einmal in allgemeiner Form deutlich.

$$T_n = \Omega \left(\frac{1}{n} - \frac{1}{n+1} \right) + T_{n+1} \quad \text{mit } \Omega = \frac{T_2 - T_1}{\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}} \quad (7.10)$$

Durch dieses Verfahren wird der Temperaturgradient auf der Spanfläche des Werkzeugs berechnet. Abbildung 7.7 zeigt die entsprechende Temperaturentwicklung sowie einen Vergleich mit den gemessenen Werten des Sensorsystems.

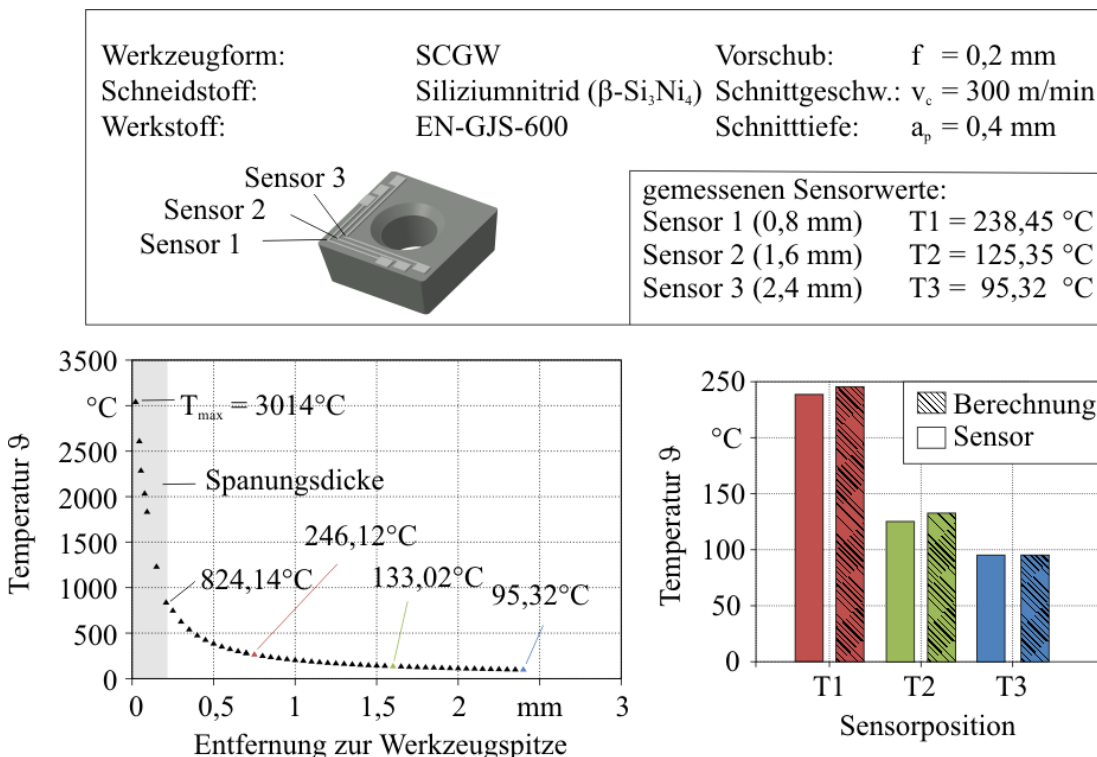


Abbildung 7.7: Berechnung der Werkzeugtemperatur durch Wärmeleitung

Es ist deutlich zu erkennen, dass mit sinkendem Abstand zur Werkzeugspitze die Temperatur vergleichsweise stark zunimmt. Aufgrund der mathematischen Konstruktion, bei der das Argument im Nenner des Quotienten ist, führt eine Verringerung der Entfernung zur

Werkzeugspitze zu einem extremen Anstieg der berechneten Temperaturwerte. Diese Beobachtung ist aufgrund von Abkühlungseffekten mit zunehmender Entfernung zur Wirkzone bis zu einem gewissen Grad nachvollziehbar, in direkter Nähe zur Werkzeugspitze werden jedoch unrealistische Temperaturwerte erreicht. Eine exakte Abschätzung der Temperatur nach oben ist so zunächst nicht möglich. Dieser Fehler resultiert, wie bereits zuvor dargestellt wurde, aus der mathematischen Konstruktion der physikalischen Zusammenhänge. Als Lösung für diesen Sachverhalt ist es erforderlich, die maximal mögliche Temperatur durch eine Grenze zu beschränken. Dies kann durch definieren einer minimal erlaubten Entfernung zur Werkzeugspitze erfolgen. Hierdurch können die Werte im Nenner der Funktion in Gleichung 7.10 nur noch bis zu der definierten Grenze eingesetzt werden. Es ist hierdurch dann nicht mehr möglich, dass aus der abnehmenden Entfernung zur Werkzeugspitze unendlich hohe Temperaturen resultieren. In dieser Arbeit wird als mögliche Beschränkung der Funktion die Spanungsdicke vorgeschlagen. Im Bereich der Spanungsdicke findet der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück statt. Es kann davon ausgegangen werden, dass entlang dieser Kontaktzone eine ähnliche Temperaturentwicklung vorherrscht. Abbildung 7.8 zeigt die während der Bearbeitung auftretenden Bedingungen im Orthogonalschnitt.

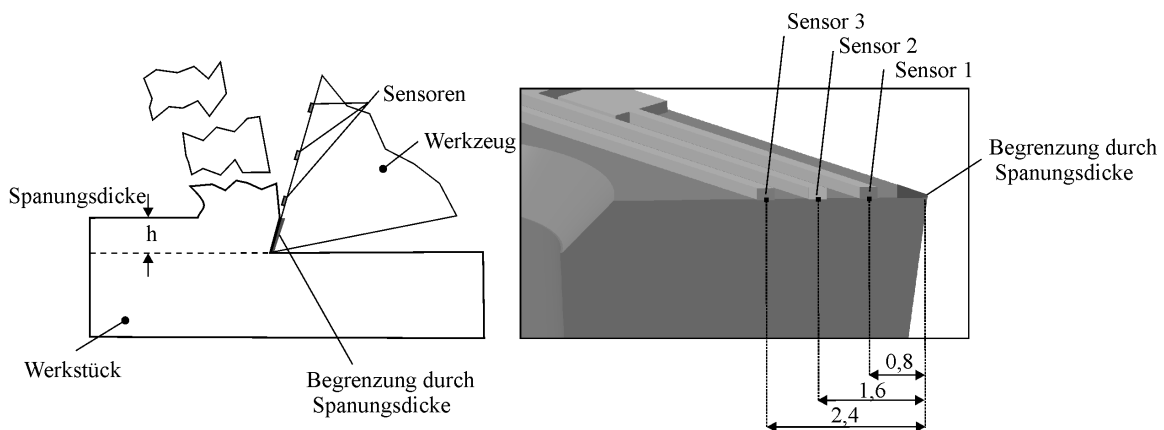


Abbildung 7.8: Begrenzung der Temperaturentwicklung durch die Spanungsdicke

In Abbildung 7.7 ist aus diesem Grund zusätzlich die Spanungsdicke gekennzeichnet, bei welcher die mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturwerte beobachtet wurden. Um eine Abschätzung der maximalen Wirkzonentemperatur durchführen zu können, wird im Weiteren an dieser Position das Maximum der Werkzeugtemperatur definiert. Im hier betrachteten Fall würde dies eine maximale Temperatur von $T = 824,14 \text{ }^\circ\text{C}$ bedeuten.

Durch die rechnerische Bestimmung des Temperaturverlaufs auf der Spanfläche ist es ebenfalls möglich, die theoretischen Werte mit den real erfassten Sensorwerten zu vergleichen. Die Auswertung dieses Vergleichs ist im rechten Diagramm in Abbildung 7.7 dargestellt. Es kann hierbei beobachtet werden, dass die berechneten Temperaturen von den mit dem Sensorsystem gemessenen Werten nur geringfügig abweichen. Die Temperatur des Sensors, der am weitesten von der Wirkzone entfernt ist, dient, wie oben bereits beschrieben wurde, als Ausgangsgröße für die Berechnung der Werkzeugtemperatur. Der gemessene Wert des

Sensorsystems stimmt somit in guter Näherung mit dem analytische bestimmten Werte an der vergleichbaren Positionen überein.

7.3 Nichtlineare Regression zur Bestimmung der Werkzeugtemperatur

Als drittes Verfahren zur Ermittlung der Wirkzonen­temperatur kommt eine Regressions­rechnung zur Anwendung, welche die Methode der kleinsten Fehlerquadrate nutzt. Im Gegensatz zu den zwei zuvor beschriebenen Verfahren ist dies somit ein rein mathematisches Modell. Bei dieser Vorgehensweise kann durch einen mathematischen Algorithmus aus den vorgegebenen Messwerten eine Funktion ermittelt werden. Die mathematische Vorschrift bestimmt die Funktion unter der Randbedingung, dass zwischen den gemessenen Daten und den berechneten Funktionswerten ein möglichst geringer Fehler auftritt. Bei diesem Verfahren wird zunächst eine Funktionsfamilie ausgewählt, welche zu den vorgegebenen Daten oder dem Problem möglichst gut passt. In einem zweiten Schritt werden die Kurvenparameter dann so bestimmt, dass die Summe der quadratischen Abweichungen der Kurve von den Messdaten minimal wird, dieser Prozess wird solange wiederholt, bis der Fehler minimal ist. Dieses Verfahren wird im Rahmen dieser Auswertung für zwei verschiedene Berechnungen genutzt, welche jedoch beide das Ziel verfolgen die Wirkzonen­temperatur zu bestimmen. Die erste Variante nutzt die gewonnenen Sensordaten während eines beliebigen Bearbeitungs­prozesses. Die durch das Sensorsystem registrierten Messwerte dienen als Ausgangswerte für die Berechnung einer mathematischen Funktion, welche bis zur Wirkzone extrapoliert werden kann. Abbildung 7.9 zeigt einen auf diese Weise ermittelten Temperaturverlauf.

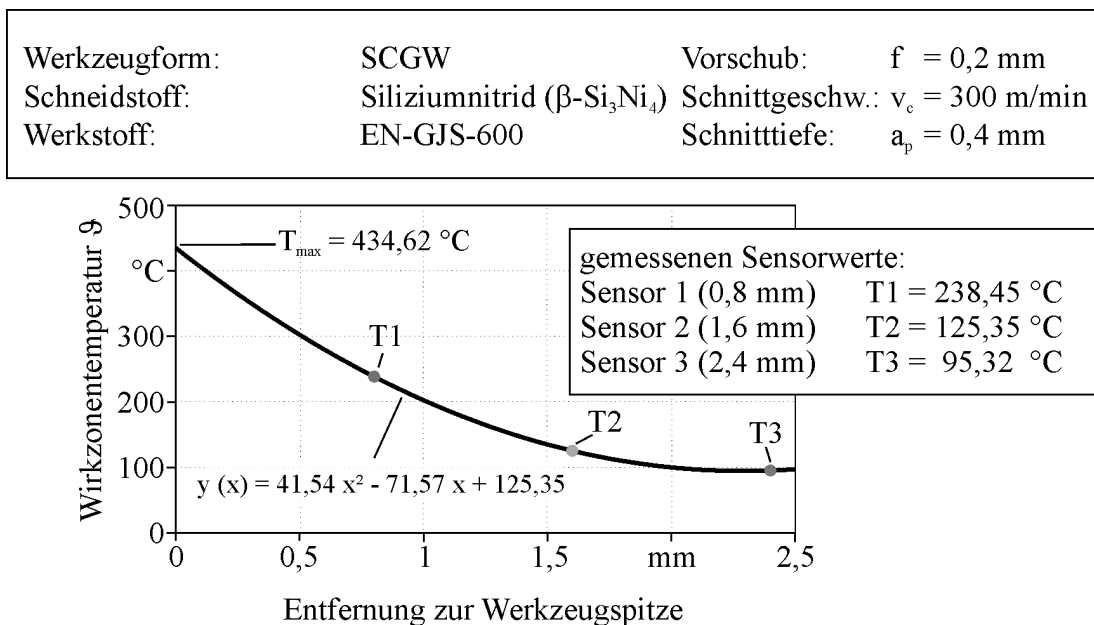


Abbildung 7.9: Berechneter Temperaturverlauf durch Regressionsverfahren

Die Grundlage für die berechnete Funktion bilden die drei Sensorwerte, welche in der Abbildung dargestellt sind. Durch ein Polynom vom Grad 2 kann eine Funktion bestimmt werden, welche eine Regressionsgüte von eins aufweist, da die Funktion in der Lage ist, exakt die

zur Verfügung gestellten Messwerte zu treffen. Durch Zentrieren über den Mittelwert und Normalisieren über die Standardabweichung ist es möglich, in Abhängigkeit der Entfernung zur Wirkzone die jeweiligen Temperaturen durch den dargestellten, analytischen Zusammenhang zu berechnen. Es kann eine maximale Temperatur von $434,62^{\circ}\text{C}$ im Schnittpunkt zwischen y-Achse und der Funktion ermittelt werden. Es ist anzumerken, dass die ermittelte Funktion auf den drei Messwerten der Sensoren basiert. Durch diese vergleichsweise geringe Anzahl an Stützpunkten für die Regression kann die gewonnene Funktion Fehlmessungen nur bedingt ausgleichen. Dies kann somit zu Fehlern bei der berechneten Temperatur an der Werkzeugspitze führen.

Als weitere Alternative zur Bestimmung der Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze kommt daher eine Regressionsrechnung zur Anwendung, welche als Eingangsgrößen die Ergebnisse des in Abschnitt 5.3.2 dargestellten Kalibrierverfahrens nutzt. Abbildung 7.10 zeigt die gemessenen Datenpunkte sowie die hieraus berechneten Polynomfunktionen.

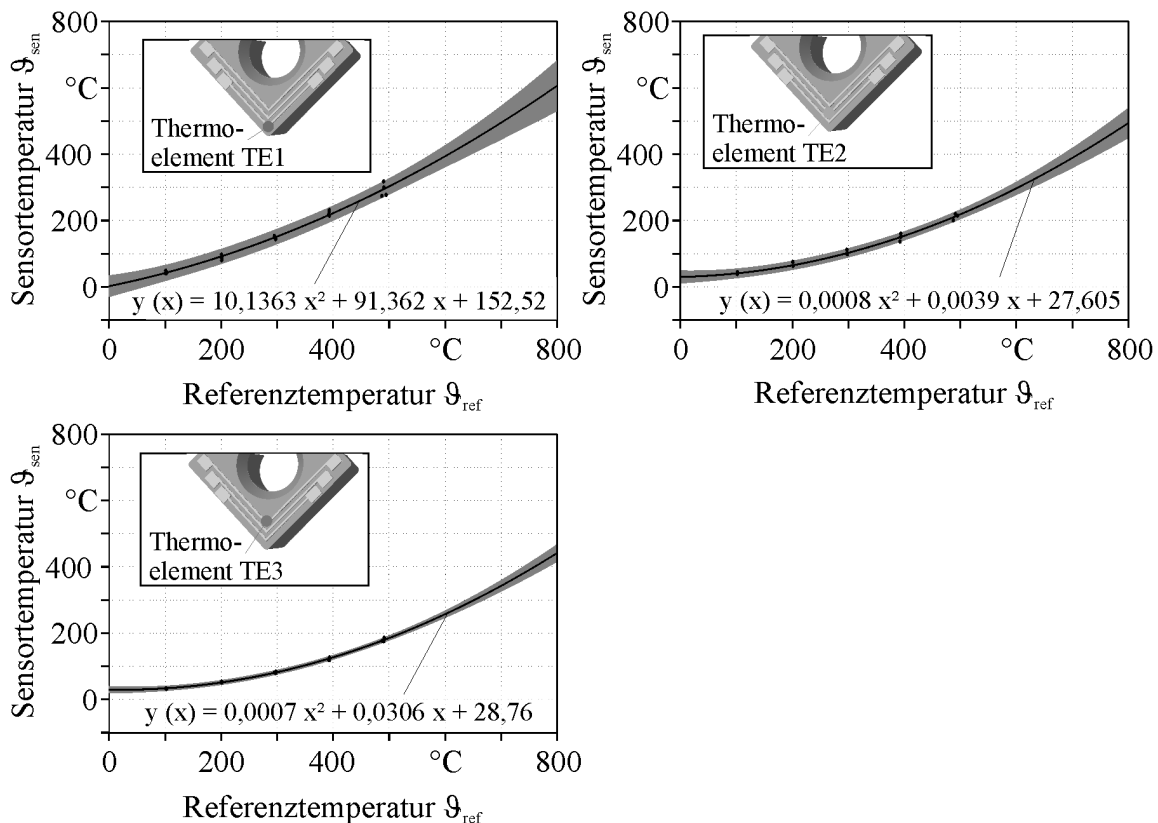


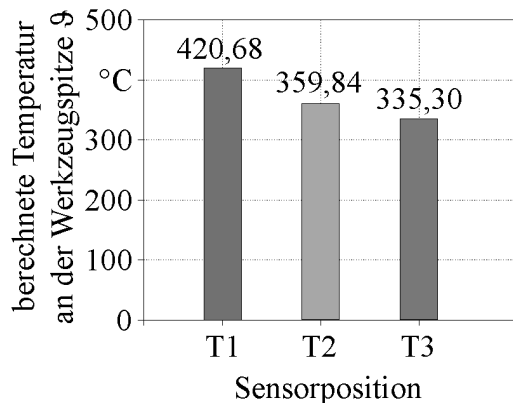
Abbildung 7.10: Berechnete Kalibrierfunktionen

Auf Basis der mit der vorgestellten Kalibriervorrichtung gewonnenen Daten ist es möglich, eine Funktionsbestimmung durchzuführen, um die ermittelten Messpunkte durch ein Polynom zu interpolieren und im Weiteren zu extrapolieren. Die ermittelten Polynomfunktionen sind für den jeweiligen Sensor abgebildet und werden im Weiteren in der erläuterten Form genutzt, um die Temperatur an der Werkzeugspitze zu ermitteln. Aufgrund der geringen Streuung der Messwerte und der hieraus resultierenden guten Reproduzierbarkeit der Sensorschichten

kann somit jeweils eine Funktion für die Berechnung der Temperatur an der Werkzeugspitze aus den Daten eines der drei Sensoren genutzt werden. Dies bietet den Vorteil, dass unabhängig von dem eingesetzten Werkzeug die Kalibrierfunktion genutzt werden kann. Zu beachten ist lediglich, dass für eine der drei Sensorpositionen die korrekte Funktion genutzt wird.

In Abbildung 7.11 sind die durch die zuvor dargestellten Regressionsfunktionen ermittelten Werkzeugtemperaturen dargestellt. Es kann jeweils für jeden Sensor auf Basis der ermittelten Funktion eine mögliche Wirkzonentemperatur berechnet werden. Es zeigt sich bei dieser Berechnungsmethode, dass eine signifikante Abhängigkeit zwischen Sensorposition und der ermittelten Temperatur in der Werkzeugspitze existiert. Mit zunehmendem Abstand des Sensors von der Wirkzone ist nach der Berechnung eine Reduzierung der Temperatur zu beobachten. Dies deutet auf Energieverluste durch Konvektion und Strahlung hin, welche sich mit zunehmender Entfernung von der Werkzeugspitze vergrößern.

Werkzeugform:	SCGW	Vorschub:	$f = 0,2 \text{ mm}$
Schneidstoff:	Siliziumnitrid ($\beta\text{-Si}_3\text{Ni}_4$)	Schnittgeschw.:	$v_c = 300 \text{ m/min}$
Werkstoff:	EN-GJS-600	Schnitttiefe:	$a_p = 0,4 \text{ mm}$



gemessenen Sensorwerte:

Sensor 1 (0,8 mm) T1 = 238,45 °C

Sensor 2 (1,6 mm) T2 = 125,35 °C

Sensor 3 (2,4 mm) T3 = 95,32 °C

Abbildung 7.11: Berechnete Temperatur in der Wirkzone

7.4 Vergleich und Bewertung der durchgeführten Verfahren

In diesem Abschnitt wurden drei unterschiedliche Verfahren eingesetzt, um einerseits die Funktionsfähigkeit des Sensorsystems durch analytische Berechnungen zu bewerten und andererseits die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze zu bestimmen. Die Finite-Elemente-Methode sowie die Grundgleichung der Wärmeleitung konnten dafür genutzt werden, neben der Wirkzonentemperatur im Bereich der Werkzeugspitze auch die durch das Sensorsystem gemessenen Temperaturen mit analytisch bestimmten Werten zu vergleichen. Hierbei hat sich im Vergleich der beiden Methoden eine sehr gute Übereinstimmung an den Sensorpositionen ergeben. Es bleibt anzumerken, dass die FE-Berechnung neben der reinen Wärmeleitung auch die weiteren genannten thermischen Transportvorgänge berücksichtigt. Die Aussagekraft dieser Berechnungsmethode hängt jedoch sehr stark von den gewählten Kenngrößen für die weiteren Randbedingungen ab. Diese können eine Fehlerquelle darstellen, da sie in der hier durchgeführten Berechnung auf Literatur und Herstellerangaben beruhen. Bei der Berechnung des Temperaturgradienten auf der Spanfläche durch die thermodynamische Wärmeleitungsgleichung konnte durch Gleichsetzen und Umstellen ein Ausdruck erzielt werden, welcher unabhängig von den Materialkennwerten ist. Die Funktion zur Berechnung der Temperatur ist alleine Abhängig von den gemessenen Sensorwerten an verschiedenen Positionen auf der Spanfläche. Durch dieses Vorgehen ist ein Fehler durch unpräzise Materialkennwerte auszuschließen. Einschränkend bei dieser Berechnung ist aber anzumerken, dass durch die rekursive Berechnung ein Fehler in den Ausgangsdaten das gesamte Ergebnis verfälscht. Dieser Fehler kann durch Abgleich der berechneten Werte an den Sensorpositionen mit den realen Werten kontrolliert werden.

Die analytischen Berechnungsmethoden bieten neben der Möglichkeit der Verifizierung des Messsystems die Gelegenheit, auf Basis der gewonnenen Daten die Temperaturentwicklung bis zur Werkzeugspitze zu extrapolieren. Die folgende Abbildung 7.12 gibt einen Überblick über die mit den unterschiedlichen Verfahren ermittelten Temperaturen in diesem Bereich für die exemplarisch ausgewählten Bearbeitungsparameter. Ein zentrales Problem bei analytischen Berechnungsverfahren stellt die Tatsache dar, dass mit abnehmender Entfernung zur Wirkzone die Temperatur stark ansteigt. Dies kann durch die vorherrschenden physikalischen Bedingungen bis zum Bereich der Spanungsdicke erklärt werden. Der Bereich der Eindringtiefe des Werkzeugs zwischen Werkzeugspitze und der Spanungsdicke führt jedoch vor allem bei Anwendung der thermodynamischen Wärmeleitungsgleichung zu einer Unstetigkeit. Dies ist darauf zurückzuführen, dass für sehr kleine Distanzen zur Werkzeugspitze in der mathematischen Formulierung eine Extremstelle im positiv unendlichen liegt.

Hieraus folgt rein formell aus der abnehmenden Entfernung zur Wirkzone ein extremer Anstieg der Temperaturen. Dieser Temperaturgradient im Bereich der Spanungsdicke ist jedoch in dieser Form aus technologischer Sicht nicht zu erklären, da über den Spanungsquerschnitt eine vergleichbare mechanische Belastungen herrscht. Dies ist durch die konstante

Werkzeugform:	SCGW	Vorschub:	$f = 0,2 \text{ mm}$
Schneidstoff:	Siliziumnitrid ($\beta\text{-Si}_3\text{Ni}_4$)	Schnittgeschw.:	$v_c = 300 \text{ m/min}$
Werkstoff:	EN-GJS-600	Schnitttiefe:	$a_p = 0,4 \text{ mm}$

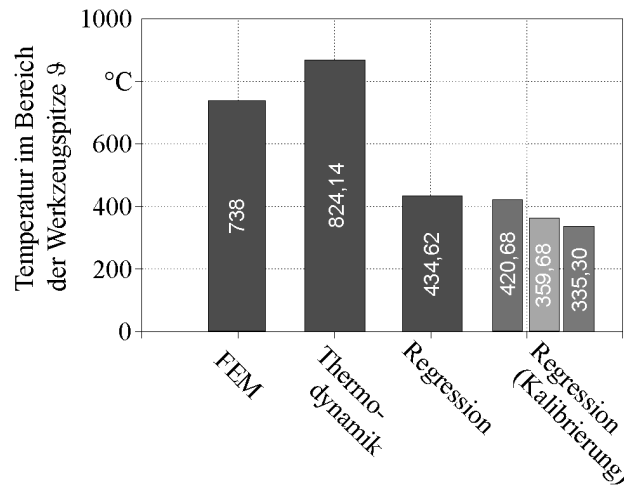


Abbildung 7.12: Vergleich der berechneten Temperaturen

Schneidenform und die hieraus resultierenden konstanten Kraft- und Druckbedingungen zu erklären. Um diesen Fehler zu vermeiden ist in dieser Arbeit eine Beschränkung der Werte in Abhängigkeit der Spannungsdicke eingeführt worden. In der Abbildung 7.12 sind für das thermodynamische Berechnungsverfahren die berechnete Temperatur im Bereich der Spannungsdicke aufgetragen, wie dies im vorherigen Abschnitt erläutert wurde.

Für die Regressionsrechnung auf Basis der Kalibrierdaten kann für jeden Sensor jeweils eine errechnete Wirkzonenentemperatur bestimmt werden. Ein Vergleich der ermittelten Temperaturen an der Werkzeugspitze zeigt, dass durch Anwendung der thermodynamischen Wärmeleitungsgleichung die höchsten thermischen Belastungen resultieren. Beide Regressionsrechnungen liefern ähnliche Temperaturwerte, diese liegen aber signifikant unterhalb den Werten der anderen Berechnungsverfahren. Die FEM liefert gegenüber den Regressionsrechnungen ebenfalls einen höheren Temperaturwert.

Die Berechnung der Werkzeugspitzentemperatur auf Basis der Wärmeleitung vernachlässigt sämtliche Verluste durch Wärmestrahlung und Konvektion. Da sich mit zunehmender Entfernung von der Wirkzone diese Verluste stark erhöhen ist bei einer inversen Berechnung der Temperatur ein entsprechend großer Fehler zu erwarten. Dies kann somit eine Erklärung für die vergleichsweise hohen Temperaturwerte liefern. Gleichzeitig kann die Begrenzung der ermittelten Funktion durch die Spannungsdicke eine zusätzliche Fehlerquelle darstellen. Eine ähnliche Bewertung zeigt sich bei den Berechnungen auf Basis der nichtlinearen Regression. Diese Daten beruhen auf der Kalibrierung der Werkzeuge in einem statischen Prozess. Sofern die Kontaktbedingungen während der Kalibrierung von den realen Bedingungen abweichen führt dies umgehend zu einem Fehler in den Berechnungen. Vor allem die mikroskopischen Kontaktbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück sind in einem Modellaufbau nur

eingeschränkt abzubilden, woraus ein entsprechender Fehler resultieren kann. Denkena hat in seiner Arbeit [Den92] die Temperaturentwicklung auf der Spanfläche von keramischen Wendeschneidplatten (Siliziumnitrid) bei der Fräsbearbeitung von EN-GJL-250 betrachtet. Hierbei konnte er beim Austritt aus dem Werkstück Temperaturen in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und gewählten Vorschub von $T = 490 \dots 580 \text{ °C}$ ermitteln. Da die Ergebnisse von Denkena aus der Fräsbearbeitung mit unterbrochenem Schnitt resultieren zeigt sich, dass die beobachteten Temperaturen beim Drehen mit kontinuierlichem Werkzeugeingriff wesentlich höher liegen müssen, als dies bei der hier durchgeführten Regressionsrechnung der Fall ist. Hieraus wird deutlich, dass die so ermittelten Temperaturen zu geringe Werte liefern und für weitere Betrachtungen dieses Verfahren nicht genutzt werden sollte. Eine Berechnung der Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze auf Basis der Finite-Elemente-Methode gekoppelt mit den gemessenen Sensorwerten scheint ein Verfahren mit der geringsten Fehleranfälligkeit zu sein. Die FE-Software berücksichtigt bei der Berechnung der Werte Konvektion, Strahlung als auch Wärmeleitung. Gleichzeitig bieten die Sensorwerte eine gewisse Absicherung mit realen Messwerten. Eine potenzielle Fehlerquelle stellt jedoch die Wahl der Materialkenngrößen da.

7.5 Temperaturentwicklung an der Werkzeugspitze bei Variation der Einstellgrößen

Durch Anwendung und Auswertung der verschiedenen analytischen Berechnungsverfahren hat sich gezeigt, dass eine Berechnung der Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze durch eine Finite-Elemente-Berechnung im Vergleich mit anderen Verfahren die realistischsten Ergebnisse liefert. Dieses Verfahren soll daher im Weiteren zur Anwendung kommen, um für die in Abschnitt 6 durchgeführten Variationen der Einstellgrößen Schnitttiefe, Vorschub und Schnittgeschwindigkeit die Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze zu berechnen. Hierfür muss die in Abschnitt 7.1 vorgestellte Vorgehensweise auf Basis der ermittelten Sensorwerte angewendet werden. Die mit dem Sensorsystem ermittelten Werte an unterschiedlichen Positionen auf der Spanfläche dienen zur Bewertung der durchgeführten FE-Simulation. Die im Bereich der Werkzeugspitze eingebrachte Temperatur in der FE-Simulation wird solange variiert, bis die berechneten Simulationsergebnisse mit den Sensorwerten übereinstimmen. In Abbildung 7.13 sind die Ergebnisse dieser Vorgehensweise für die beiden eingesetzten Gusswerkstoffe dargestellt. Es zeigt sich für alle Untersuchungen, dass der lamellare Werkstoff (EN-GJL-250) eine geringere Temperaturbelastung hervorruft als der globulare Gusswerkstoff (EN-GJS-600).

Dies konnte so auch bereits bei der Erfassung der Werkzeugtemperaturen beobachtet werden und ist mit den unterschiedlichen Festigkeitswerten der beiden eingesetzten Werkstoffe zu erklären. Bei Variation der Vorschubgeschwindigkeit steigen die Temperaturen an der Werkzeugspitze nahezu linear an. Ein ähnliches Verhalten ist bei Erhöhung der Schnitttiefe

Werkzeugform:	SCGW	Vorschub:	$f = \text{var.}$
Schneidstoff:	Siliziumnitrid ($\beta\text{-Si}_3\text{Ni}_4$)	Schnittgeschw.:	$v_c = \text{var.}$
Werkstoff:	EN-GJS-600 und EN-GJL-250	Schnitttiefe:	$a_p = \text{var.}$
Werkstoffparameter:	EN-GJS-600:	EN-GJL-250:	
Dichte:	$\rho = 3,2 \text{ g/cm}^3$	$\rho = 3,6 \text{ g/cm}^3$	
Wärmeleitfähigkeit:	$\lambda = 50 \text{ W/mK}$	$\lambda = 48 \text{ W/mK}$	
spez. Wärmeleitfähigkeit:	$c_p = 800 \text{ J/kgK}$	$c_p = 753 \text{ J/kgK}$	
Wärmeübergangskoeff.:	$\alpha = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$	$\alpha = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$	

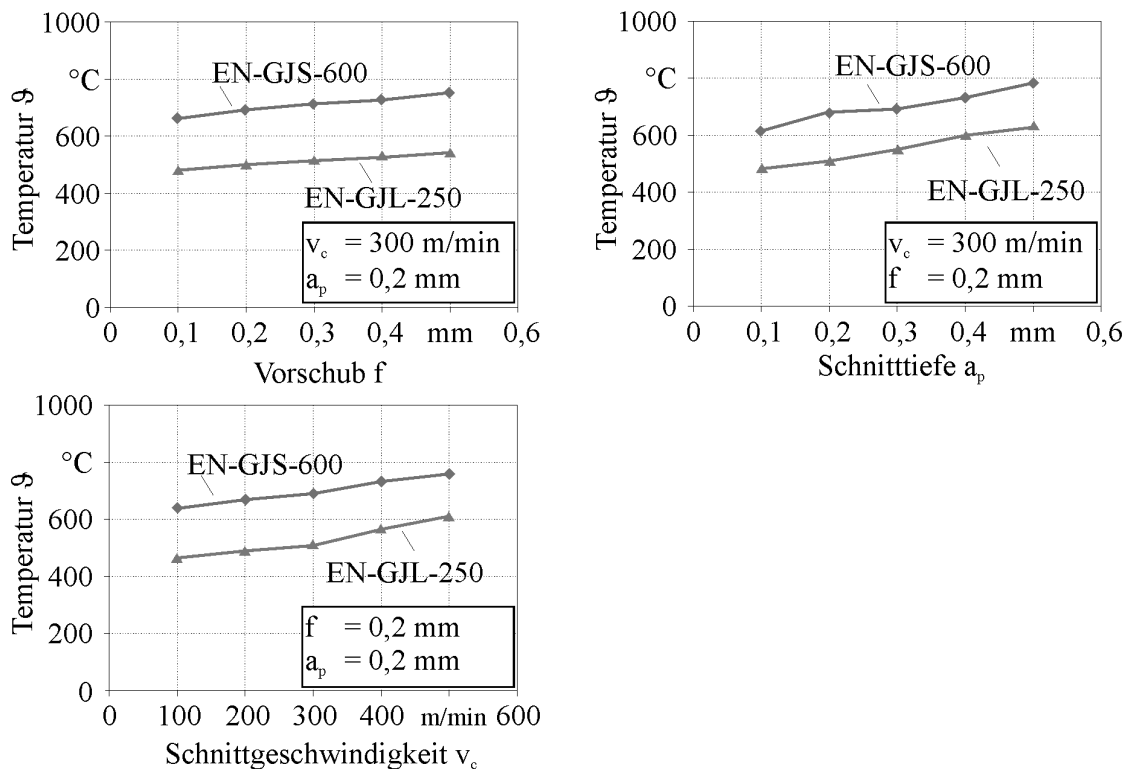


Abbildung 7.13: Berechnete Temperatur im Bereich der Werkzeugspitze

zu beobachten. Durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit vergrößert sich die thermische Belastung der Werkzeugspitze.

Auf Basis dieser Simulationsdaten zeigt sich recht deutlich, dass bereits geringe Variationen der Einstellgrößen vergleichsweise hohe Temperaturen an der Werkzeugspitze verursachen. Dies kann wiederum entscheidende Auswirkungen auf das Verschleißverhalten der Werkzeuge sowie die Bearbeitungsqualität des Werkstücks aufweisen.

Kapitel 8

Zusammenfassung und Ausblick

Die thermische Energie, welche während der Zerspanung in der Wirkzone freigesetzt wird, hat einen entscheidenden Einfluss auf den gesamten Zerspanungsprozess. Dies ist damit zu begründen, dass die vorherrschenden thermischen Randbedingungen sowohl das Werkzeug als auch das Werkstück schädigen können. Somit bietet das Wissen über die thermischen Randbedingungen in der Zerspanungszone vielfältige Möglichkeiten das Grundlagenwissen des Zerspanungsprozesses zu erweitern und hierdurch den Bearbeitungsprozess zu optimieren. Gleichzeitig ist jedoch die exakte Erfassung der vorherrschenden thermischen Belastungen in der Wirkzone aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit und der ungünstigen Umweltbedingungen bislang nicht möglich.

Aufbauend auf dieser Ausgangssituation war es das Ziel dieser Arbeit, ein Verfahren zu entwickeln, welches es trotz der ungünstigen Rahmenbedingungen im Bereich der Wirkzone ermöglicht den Temperaturgradienten während der Bearbeitung zu ermitteln. Die Kenntnis über diesen Temperaturgradienten ermöglicht es nämlich, im Anschluss durch weitere Verfahren die Werkzeugtemperatur im Bereich der Werkzeugspitze und somit in direkter Nähe der Wirkzone zu berechnen. Es lassen sich hierdurch vergleichsweise gute Abschätzungen über die Temperaturen in der Wirkzone machen, welche für zukünftige Grundlagenuntersuchungen zur Verfügung stehen können.

Um ein solches Messsystem zu entwickeln ist es erforderlich, in unmittelbarer Nähe zur Wirkzone mehrere Temperatursensoren zu installieren, um hierdurch den Temperaturgradienten erfassen zu können. Als Lösungsweg wurde im Rahmen dieser Arbeit eine speziell gefertigte Sensorbeschichtung auf der Spanfläche von Wendeschneidplatten gewählt. Diese Beschichtung besteht aus drei einzelnen Sensoren, welche jeweils aus einer Nickel- sowie einer Nickelchromseite aufgebaut sind. Durch die Überlappung dieser beiden Seiten entsteht ein Thermoelement, welches bei dem auf der Spanfläche auftretenden Temperaturgradienten eine Potenzialdifferenz erzeugt. Die Abscheidung dieses Sensorsystems wurde in einer PVD-Beschichtungsanlage durchgeführt. Die Haftung des Schichtsystems auf der Wendeschneidplatte hat eine herausragende Bedeutung für die Einsatzfähigkeit des Sensorsystems. Im Rahmen der Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass ein Arc-PVD Prozess aufgrund

der prozessbedingten Dropletbildung nur zu einer unzureichenden Schichthaftung führt. Im Gegensatz hierzu ist es aber möglich, durch Magnetronspütern Schichthaftungen zu erzielen, welche hinreichend gut für den Einsatz des Sensorsystems sind. Um das Sensorsystem vor dem über die Spanfläche abfließenden Spanmaterial zu schützen wurde durch diese Technologie zusätzlich eine Aluminiumoxydverschleißschutzschicht aufgetragen. Exemplarische Verschleißuntersuchungen mit diesem Sensorsystem haben gezeigt, dass eine ausreichende Schichthaftung für Grundlagenuntersuchungen gewährleistet werden kann. Für die Abscheidung des Sensorsystems mit dem PVD-Verfahren war es erforderlich, eine spezielle Maskentechnik zu entwickeln, welche während des Beschichtungsprozesses die Wendeschneidplatte bis auf die spätere Sensorgestalt abdecken kann. Diese Masken wurden aufgrund der komplexen Anforderungen in einem Mikrofräsprozess gefertigt. Im Rahmen dieses Prozessschrittes erfolgte eine gezielte Optimierung der Fertigung dieser Masken unter dem Gesichtspunkt der Gratminimierung. Es konnte gezeigt werden, dass bei der Bearbeitung des gewählten Edelstahls nur eine Ölüberflutungsschmierung zu akzeptablen Fertigungsergebnissen führen kann. Der Einsatz des erzeugten Sensorsystems macht die Kontaktierung an die übrige Messkette erforderlich. Dies konnte durch ein Mikrolötverfahren sichergestellt werden.

Die Einsatzfähigkeit des entwickelten Sensorsystems sollte durch die Bearbeitung zwei verschiedener Eisengusslegierungen sowie der exemplarischen Verwendung einer Titanlegierung überprüft werden. Die Wahl der Versuchswerkstoffe trägt der möglichen Gefahr einer Zerstörung des Sensorsystems durch das abfließende Spanmaterial Rechnung. Der Einsatz der Stahlgusslegierungen EN-GJL-250 sowie EN-GJS-600 bietet daher den Vorteil, dass ein günstiger Spanbruch auftritt, der das Sensorsystem nicht beeinflusst. Die höheren Festigkeiten des EN-GJS-600 Werkstoffes führen zu einer Steigerung der Belastungen des Sensorsystems. Hierauf aufbauend wurde eine Titanlegierung bearbeitet. Insbesondere durch die Verwendung dieses anspruchsvollen Werkstoffes konnte die Einsatzfähigkeit des Sensorsystems demonstriert werden. Bei allen Untersuchungen wurden die Bearbeitungsparameter Schnitttiefe, Vorschub und Schnittgeschwindigkeit variiert und gleichzeitig mit zwei alternativen Messkonzepten verglichen. Hierfür kam ein Thermografiesystem sowie zwei konventionelle Thermolemente zur Anwendung. Ein Vergleich aller drei Systeme hat zeigen können, dass es eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem entwickelten Sensorsystem sowie den konventionellen Messmethoden gibt. Die Abweichungen zwischen den unterschiedlichen Messverfahren lagen immer im Bereich der Streubreite der mit dem Sensorsystem erfassten Temperaturen. Zusätzlich bietet das Sensorsystem den Vorteil, den Temperaturgradienten auf der Spanfläche des Werkzeugs an definierten Positionen erfassen zu können. Diese Daten wurden daher anschließend für eine exemplarische Parameterkombination bei der Bearbeitung des EN-GJS-600 Werkstoffes genutzt, um durch eine FE-Simulation, eine thermodynamische Berechnung sowie eine nichtlineare Regressionsrechnung die Temperatur im Bereich der Schneidkante zu berechnen. Bei einer Bewertung der Verfahren hat sich gezeigt, dass die FE-Simulation auf Basis der Sensorwerte die realistischsten Werte liefert. Bei der betrachteten Parameterkombination ergaben sich mit diesem Verfahren Temperaturen im Bereich der Werkzeugspitze von $T = 738^{\circ}\text{C}$. Diese Methode kam daher abschließend für die Berech-

nung der Werkzeugtemperatur bei Variation der Einstellgrößen Schnitttiefe, Vorschub und Schnittgeschwindigkeit zur Anwendung.

Das entwickelte Sensorsystem bietet für zukünftige Anwendungen vielfältige Möglichkeiten. Zunächst ist es denkbar, dieses System im Bereich der Grundlagenforschung für die Verifizierung von FEM-Berechnungen zu verwenden. Darüber hinaus können hiermit Grundlagenuntersuchungen zur Ermittlung der vorherrschenden Bedingungen im Bereich der Wirkzone aufgestellt oder überprüft werden. Zusätzlich scheint es Denkbar, die entwickelte Sensorschicht auf weitere Bearbeitungsverfahren zu übertragen. Dies ist einerseits für weitere Zerspanungsverfahren möglich, andererseits aber auch für weitere Fertigungsverfahren. Mögliche Einsatzgebiete sind hier z. B. die Kunststoffspritztechnik oder die Umformtechnik. In diesen Bereichen können somit weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

Neben dem Einsatz im Bereich der Forschung ist es ebenfalls denkbar, dieses System in die industrielle Fertigung zu überführen. Bei einer Weiterentwicklung des Sensorsystems in das innere des Werkzeugs ist es möglich, eine günstige online Prozessüberwachung auf Basis der Temperaturwerte zu installieren. Fehlerhafte Bearbeitungsparameter oder Werkzeugverschleiß könnten hierdurch in einfacher Form detektiert werden. Das Entwickelte Sensorsystem bietet hierdurch vielfältige Möglichkeiten, um sowohl im industriellen Umfeld als im Bereich der Forschung Verwendung zu finden.

Literaturverzeichnis

- [AD10] J. Aurich und D. Dornfeld. *Burrs-Analysis, control and removal: Proceedings of the CIRP International Conference on Burrs*. Springer, Berlin, 2010.
- [AH02] M. Al Huda. Investigation of Temperature at Tool-Chip Interface in Turning Using Two-Color Pyrometer. *Transactions of the ASME*, 124(200):200–207, 2002.
- [Alb60] P. Albrecht. New Development in the Theory of the Metal Cutting Process. *Journal of Engineering for Industry*, Seiten 348–358, 1960.
- [Ana02] A. Anagonye. Modelling Cutting Temperatures for Turning Inserts With Various Tool Geometries and Materials. *Transactions of the ASME*, 124(124):544–552, 2002.
- [Arn67] G. Arndt. On the Temperature Distribution in Orthogonal Machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Seiten 39–53, 1967.
- [Ast06] V. Astakhov. *Tribology of metal cutting*. Elsevier, Amsterdam, 2006.
- [Bac05] F. Bach. *Moderne Beschichtungsverfahren*. Wiley-VCH, Weinheim, 2005.
- [Bar89] A. Barimani. *Ein Beitrag zur reaktiven Abscheidung metastabiler Hartstoffschichten*. VDI Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [BDD03] G. Byrne, D. Dornfeld und B. Denkena. Advancing Cutting Technology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(2):483–507, 2003.
- [BH05] G. Bissacco und H. Hansen. Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. *Journal of Materials Processing Technology*, 167(2-3):201–207, 2005.
- [BH10] D. Biermann und M. Heilmann. Improvement of workpiece quality in face milling of aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(14):1968–1975, 2010.
- [BM11a] D. Biermann und C. Machai. Machining of a Hollow Shaft Made of beta-Titanium Ti-10V-2Fe-3Al. *2011 IEEE International Symposium on Assembly and Manufacturing*, 2011.

- [BM11b] D. Biermann und C. Machai. Machining of beta-titanium-alloy Ti-10V-2Fe-3Al under cryogenic conditions: Cooling with carbon dioxide snow. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(6):1175–1183, 2011.
- [BN02] 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):921–926, 2002.
- [Bou08] E. Bouzakis. *Steigerung der Leistungsfähigkeit PVD-beschichteter Hartmetallwerkzeuge durch Strahlbehandlung*. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen, 2008.
- [BS10] H. Baehr und K. Stephan. *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer, Berlin, 7. Auflage, 2010.
- [BT08] H. Berns und W. Theisen. *Eisenwerkstoffe: Stahl und Gusseisen*. Springer, Berlin, 4. auflage. Auflage, 2008.
- [BW99] M. Baccidasilva und J. Wallbank. Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 88(1-3):195–202, 1999.
- [CD96] G. Chern und D. Dornfeld. Burr/Breakout Model Development and Experimental Verification. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 118(2):201, 1996.
- [Den92] Berend Denkena. *Verschleissverhalten von Schneidkeramik bei instationärer Belastung*. Dissertation, Univeristät Hannover, Düsseldorf, 1992.
- [DIN81] DIN8589-1. Fertigungsverfahren Spanen -Teil 1: Drehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe, 1981.
- [DIN10] DIN1561. Gießereiwesen - Gusseisen mit Lamellengraphit, 2010.
- [DKK98] K. Dransfeld, G. Kalvius und P. Kienle. *Mechanik und Wärme*. Oldenbourg, München, 8. Auflage, 1998.
- [DL10] D. Dornfeld und D. Lee. *Precision manufacturing*. Springer, New York, 2010.
- [Don07] M. Donachie. *Titanium: A technical guide*. ASM International, Materials Park, Ohio, 3. Auflage, 2007.
- [Dro87] J. Droese. *Titannitrid-beschichtete HSS-Spiralbohrer*. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen, 1987.
- [DUS⁺07] M. Davies, T. Ueda, R. Saoubi, B. Mullany und A. Cooke. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2):581–604, 2007.

- [Dyc07] M. Dyck. *Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen*. Shaker, Aachen, 2007.
- [Fis00] S. Fischer. *Fertigungssysteme zur spanenden Herstellung von Mikrostrukturen*. Shaker, Aachen, 2000.
- [FK87] H. Frey und G. Kienel. *Dünnschichttechnologie*. VDI Verlag, Düsseldorf, 1987.
- [Fri08] A. Fritz. *Fertigungstechnik*. Springer, Berlin, 8. Auflage, 2008.
- [GM07] C. Groth und G. Müller. *FEM für Praktiker: Basiswissen und Arbeitsbeispiele zu FEM-Anwendungen der Temperaturfeldberechnung*, Jgg. 3. Expert-Verlag, Renningen, 5. Auflage, 2007.
- [Gol10] H. Goldsmid. *Introduction to thermoelectricity*. Springer, Heidelberg, 2010.
- [Got25] K. Gottwein. Messung der Scheidtemperatur beim Abdrehen von Flußeisen. *Maschinenbau*, 4, 1925.
- [Grz97] W. Grzesik. An energy approach to chip-breaking when machining with grooved tool inserts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 37(5):569–577, 1997.
- [Hab93] K. Habig. *Tribologisches Verhalten keramischer Werkstoffe: Grundlagen und Anwendungen*, Jgg. 431. Expert-Verlag, Ehningen, 1993.
- [Hae87] R. Haefer. *Oberflächen- und Dunnschicht-Technologie*. Springer, Berlin, 1987.
- [Has08] S. Hasse. *Gefüge der Gusseisenlegierungen*. Schiele und Schön, Berlin, 2008.
- [Her26] E. Herbert. The measurement of cutting temperature. *Proceedings of the Institute of Mechanical Engineering*, Seiten 289–329, 1926.
- [Her00] H. Herwig. *Wärmeübertragung A-Z: Systematische und ausführliche Erläuterungen wichtiger Grössen und Konzepte*. Springer, Berlin, 2000.
- [Her10] S. Herter. *Spanbildung und Randzonenbeeinflussung beim Drehen intermetallischer Titanaluminide*. Dissertation, TU Berlin, 2010.
- [Hes06] S. Hesterberg. *Trockenbearbeitung nichtrostender Stähle: Prozessgestaltung für das Drehen und Bohren mit Wendeschneidplatten*. Vulkan-Verlag, Essen, 2006.
- [Hop04] S. Hoppe. *Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting*. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen, 2004.
- [HP00] R. Hauert und J. Patscheider. From alloying to nanocomposites - improved performance of hard coatings. *Advanced Engineering Materials*, 2(5):247–259, 2000.

- [Inf99] Informationszentrum Technische Keramik. *Brevier Technische Keramik*. Fahnner, Lauf, 3. Auflage, 1999.
- [JS95] M. Javor-Sander. *Beschichtung von Funktionsflächen im Arc-PVD-Prozess*. Hanser, München, 1995.
- [Kah08] P. Kahnis. *Analyse von Grösseneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich*. Vulkan-Verlag, Essen, 2008.
- [Kai10] K. Kainer. *Magnesium: 8th International Conference on Magnesium Alloys and their Applications*. Wiley-VCH, Weinheim, 2010.
- [KB05] F. Klocke und J. Bodenhausen. Prozesssicherheit bei der Mikrofräsbearbeitung. *wt Online*, (11/12):882–886, 2005.
- [KD91] S. Ko und D. Dornfeld. A Study on Burr Formation Mechanism. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 113(1):75, 1991.
- [KK08] F. Klocke und W. König. *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer, Berlin, 8. Auflage, 2008.
- [Küs56] K. Küsters. *Das Temperaturfeld im Schneidkeil spanender Werkzeuge*. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen, 1956.
- [KV57] O. Kienzle und H. Victor. Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. *Werkstofftechnik und Maschinenbau*, 47(5):224–225, 1957.
- [LB99] H. Lüthje und R. Böttcher. *Intelligente Werkzeuge durch integrierte Mikrosysteme-INGWER*. Universitätsbibliothek u. Technische Informationsbibliothek, Braunschweig, Hannover, 1999.
- [Len64] E. Lenz. Die Temperaturmessung beim Spanen. *Werkstatttechnik*, 54(9):422–426, 1964.
- [Len66] E. Lenz. Die Temperaturen in der Kontaktzone Spanwerkzeuge beim Drehvorgang. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 13/2:201, 1966.
- [MDI⁺06] S. Min, D. Dornfeld, I. Inasaki, H. Ohmori, K. Niwa, D. Lee, M. Deichmüller und T. Yasuda. Variation in Machinability of Single Crystal Materials in Micromachining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(1):103–106, 2006.
- [Mer01] K. Mertz. *Praxishandbuch moderne Beschichtungen: Advanced surface coatings*. Hanser, München, 2001.
- [Mes84] R. Messier. Revised structure zone model for thin film physical structure. *Journal of Vacuum Science and Technology*, 2(2):500, 1984.

- [Mül04] B. Müller. *Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten*. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen, 2004.
- [Olb94] W. Olbrich. *Entwicklung und Optimierung von Prozesskomponenten zur ionenunterstützten Abscheidung bei PVD-Verfahren*. Springer, Berlin, 1994.
- [Pab08] R. Pabst. *Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung*. Dissertation, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2008.
- [Par03] H. Parisch. *Festkörper-Kontinuumsmechanik: Von den Grundgleichungen zur Lösung mit finiten Elementen*. Teubner, Stuttgart, 1. Auflage, 2003.
- [Pau08] E. Paucksch. *Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 12. Auflage, 2008.
- [Pii45] V. Piispanen. Theory of Formation of Metal Chips. *Journal of Applied Physics*, 16(5):267–275, 1945.
- [PL02] M. Peters und C. Leyens. *Titan und Titanlegierungen*. Wiley-VCH, Weinheim, 3. Auflage, 2002.
- [PTDPB94] J. Perry, J. Treglio, B. Deepak und S. Prasad Boppana. Effect of ion implantation on the residual stress, tribological and machining behavior of CVD and PVD TiN coated cemented carbide cutting tool inserts. *Surface and Coatings Technology*, (68-69):294–300, 1994.
- [Rei58] G. Reichenbach. Experimental measurement of metal-cutting temperature distributions G. S. Reichenbach. ASME, Transactions, v 80, no. 3, Apr. 1958, p. 525–540. *Wear*, 2(2):162, 1958.
- [Reu02] U. Reuter. *Verschleissmechanismen bei der Bearbeitung von Gusseisen mit PCBN-Schneidstoffen*. Shaker, Aachen, 2002.
- [RH41] R. Richerby und A. Hendry. The Role of Titanium in the Abrasive Wear Resistance of Physically Vapour-Deposited TiN. *Surface and Coatings Technology*, 1990(1):63–74, 41.
- [RHB03] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Teubner, Stuttgart, 1. Auflage, 2003.
- [Rum89] B. Rumford. *An Inquiry concerning the source of the heat which is excited by friction*. The Royal Society, London, 1789.
- [Sal98] H. Salmang. *Keramik*. Springer, Berlin, 7. Auflage, 1998.
- [Sch33] F. Schwerd. Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf. *Integrierte Produktion VDI Z*, VDI(9):211–216, 1933.

- [Sch03] C. Schwietering. *Technologische Aspekte der mikromechanischen Fräsbearbeitung mit Schaftwerkzeugen*. Vulkan-Verlag, Essen, 2003.
- [Sec11] Seco. Herstellerinformationen: Katalog & Technischer Guide, 2011.
- [SG96] M. Subramanian und A. Genualdi. Optimization of Damping Capacity and Strength in Hypereutectic Gray Cast Iron. *Transactions of the American Foundrymen's Society*, (138):995–1001, 1996.
- [Sho24] H. Shore. *Tool and Chip Temperature in Machin Ship Practice*. Dissertation, Harvard University, Cambridge, MA, USA, 1924.
- [SL43] H. Schallbroch und M. Lang. Messung der Schnitttemperatur mittels temperaturanzeigender Farbanstriche. *1/2(87):15–19*, 1943.
- [Sla04] D. Sladkov. *Leistungsoptimierung von TiAlN-Verschleißschutzschichten für das Außenlängsdrehen mit Hartmetallwendeschneidplatten*. Dissertation, Universität Magdeburg, Magdeburg, 2004.
- [SMBR01] C. Siemers, D. Mukherji, M. Bäker und J. Rösler. Deformation and Microstructure of Titanium Chips and Workpiece. *International Journal of Materials Research and Advanced*, (8):853–860, 2001.
- [Smo00] J. Smorodinskij. *Was ist Temperatur? Begriff, Geschichte, Labor und Kosmos*. Deutsch, Thun, 1. Auflage, 2000.
- [Ste91] D. Stephenson. Assessment of Steady-State Metal Cutting Temperature Models Based on Simultaneous Infrared and Thermocouple Data. *Journal of Engineering for Industry*, 113(2):121, 1991.
- [TD04] H. Tönshoff und B. Denkena. *Spanen: Grundlagen*. Springer, Berlin, 2. Auflage, 2004.
- [Tho77] J. Thornton. High Rate Thick Film Growth. *Annual Review of Materials Science*, 7(1):239–260, 1977.
- [TM09] P. Tipler und G. Mosca. *Physik: Für Wissenschaftler und Ingenieure*. Spektrum Akad. Verl, Heidelberg, 6. Auflage, 2009.
- [TVH⁺10] W. Tillmann, E. Vogli, J. Herper, D. Biermann und K. Pantke. Development of temperature sensor thin films to monitor turning processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(5):819–823, 2010.
- [UHOY01] T. Ueda, A. Hosokawa, K. Oda und K. Yamada. Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(1):37–40, 2001.

- [UWL04] E. Uhlmann, E. Wiemann und H. Lüthje. Sensorische Werkzeugbeschichtungen messen Temperaturen und Kräfte im Zerspanprozess. *Diamond Business*, (3):36–39, 2004.
- [Vie59] G. Vieregge. *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1. Auflage, 1959.
- [VZ06] F. Völklein und T. Zetterer. *Praxiswissen Mikrosystemtechnik: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Vieweg, Wiesbaden, 2. Auflage, 2006.
- [Wag11] H. Wagner. *Thermografie: Sicher einsetzen bei der Energieberatung, Bauüberwachung und Schadensanalyse*. Müller, Rudolf, Köln, 2011.
- [War74] G. Warnecke. *Spanbildung bei metallischen Werkstoffen*. Technischer Verlag Resch, Gräfelfing, 1974.
- [Wei98] K. Weinert. *Trockenbearbeitung und Minimalmengen Kühlschmierung: Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik*. Springer, Berlin, 1998.
- [Wei05] K. Weinert. *Spanende Fertigung: Prozesse, Innovationen, Werkstoffe*. Vulkan-Verlag, Essen, 4. Auflage, 2005.
- [Wes07] T. Wessels. *Bohren in Titan- und Nickelbasislegierungen*. Vulkan-Verlag, Essen, 2007.
- [WKA04] K. Wasa, M. Kitabatake und H. Adachi. *Thin film materials technology: Sputtering of compound materials*. Springer, Heidelberg, 2004.
- [WSJ96] L. Wang, K. Saito und I. Jawahir. Infrared temperature measurement of curled chip formation in metal machining. *Transaction of the NAMIR*, (14):87–92, 1996.
- [WTH+06] K. Weinert, W. Tillmann, N. Hammer, C. Kempmann und E. Vogli. Tool Coatings as Thermocouple for the Monitoring of Temperatures in Turning Processes. *Advanced Engineering Materials*, 8(10):1007–1010, 2006.
- [Xu96] G. Xu. *Einfluss der Schneidkantenform auf die Oberflächenausbildung beim Hochgeschwindigkeitsfräsen mit Feinkornhartmetall*. Shaker, Aachen, 1996.
- [Yua94] Z. Yuan. Effect of Crystallographic Orientation on Cutting Forces and Surface Quality in Diamond Cutting of Single Crystal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 43(1):39–42, 1994.
- [Zie96] F. Ziebel. *Mechanische und thermische Belastung von Zerspanwerkzeugen*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1996.