

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Universität Karlsruhe (TH)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Dr.-Ing. Christian Munzinger
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 145



Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Karlsruhe, Univ., Diss., 2008

Copyright Shaker Verlag 2008

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8322-7789-5

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe (TH)

genehmigte

Dissertation

von

Rüdiger Pabst
aus Mannheim

Tag der mündlichen Prüfung:
Hauptreferent:
Korreferent:

17. Oktober 2008
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann



Vorwort der Herausgeber

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, in dem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) der Universität Karlsruhe (TH) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technologische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Dr.-Ing. Christian Munzinger
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik der Universität Karlsruhe (TH).

Mein Dank geht an dieser Stelle zuerst an meine Frau Sabine, die mit mir die schönsten Stunden teilt, aber auch die schwersten Stunden unseres gemeinsamen Lebens geteilt hat. Sie hat mir in unzähligen Nächten die Freiheit gelassen an meiner Arbeit zu schreiben, während sie sich um unseren Nachwuchs gekümmert hat. Weiterhin durfte sie alle meine guten und schlechten Launen ertragen, je nach aktuellem Stand der Arbeit. An dieser Stelle sei erwähnt, dass ich eine tolle Familie habe, bei der sich jeder zu jedem Zeitpunkt auf den anderen verlassen kann. Dieser Zusammenhalt ist mehr wert als jeder Titel oder akademischer Grad.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer und Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze danke ich für die unkomplizierte Unterstützung, wenn ich für die Pflege und Therapie unseres Sohnes außerplanmäßigen Urlaub in Anspruch nehmen musste. Vielen Dank gebührt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dirk Biermann für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Nur mit Hilfe des gesamten Werkstattteams kann die vielfältige Arbeit am Institut durchgeführt werden. An dieser Stelle möchte ich besonders Herrn Ralf Dorsner für die Maschinenbetreuung, Herrn Klaus Simon für die Unterstützung bei der Messtechnik und Herrn Walter Rihm für die vielen kleinen Gefallen danken.

Herrn Dipl.-Ing.-Päd. Frederik Zanger danke ich für die Unterstützung zur mathematischen Formulierung meiner Arbeit und die hilfreichen Anregungen in der ersten Korrekturschleife.

Abstract

The purpose of this thesis is to make a contribution to the thermo-mechanical simulation of cutting processes in dry milling. During the cutting process, unintentional thermal distortion may occur, because of which tolerances and machining parameters cannot be maintained, due to the fact that in dry milling the tempering of the work piece with coolant is not applied. This distortion can be displayed using thermo-mechanical simulation. Within this thesis empiric mathematic models were developed, which allow the calculation of the heat flux density as an input parameter for a simulation.

The heat input into a sample of EN-GJL-260 Cr was investigated during numerous test series for the operations drilling, milling and reaming. The heat is determined by measuring the temperature during the process. The rise in temperature is identified from the difference between the initial and the equilibration temperature, based on that it is possible to determine the heat influx over the following correlation:

$$\delta Q = c \cdot m \cdot dT = c \cdot m \cdot (T_2 - T_1)$$

The heat density or rather the heat flux density as starting parameters for a simulation can be calculated from the heat input. With the help of a regression calculation a mathematical model has been calculated, which brings the measurement results into a functional order. The dependence of the heat density from cutting speed and feed rate was considered in all the investigated processes. The models for the drilling process were supplemented by the bore diameter. For the milling process, the wear was included into the mathematical modeling. All models have in common, that the dependencies can be represented by an exponential approach.

With further experimental series in AlSi10Mg and EN-GJV-450 it could be shown, that there are exponential dependencies in other materials as well. However, the different material properties could not be considered. The developed models were used to make thermo-mechanical

experiments. Different simulation models were developed to estimate the simulation complexity compared with the quality of the simulation results. It could be shown, that an increase of the level of abstraction can considerably minimize the effort for the user without significant drawbacks.

As a conclusion you can sum up, that different empiric models for the calculation of the heat flux density were created. The results from the models are used to calculate the input parameters for the simulations, which show the thermo-mechanical behavior of a work piece in quite good accuracy.

Here from you can differentiate improvements in machining order, clamping or process parameters, so that the process parameters and tolerances can be maintained during the machining of the work pieces.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Formelzeichen und Abkürzungen	IV
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufgabenstellung	2
2 Grundlagen	4
2.1 Schneidstoffe für Bohr- und Fräswerkzeuge	4
2.2 Zerspankräfte und Schnittmomente	5
2.3 Spanbildung	10
2.4 Verschleiß	11
2.4.1 Verschleißformen	12
2.4.2 Verschleißmechanismen	12
2.4.3 Verschleißarten	13
2.5 Energieumsetzung und –verteilung bei der Zerspanung	15
2.6 Messtechnische Erfassung von Temperaturen bei materialabtragenden Verfahren	21
2.6.1 Kalorimetrische Wärmemessung	23
2.6.2 Thermoelektrische Messung	23
2.6.3 Widerstandsthermometermessung	25
2.6.4 Strahlungsmessung	26
2.7 Arbeiten zur Temperaturmessung bei materialabtragenden Verfahren	31
2.7.1 Drehen	31
2.7.2 Fräsen	45
2.7.3 Bohren	51
2.7.4 Abrasive Prozesse	53
2.8 Auswirkungen der Prozesswärme bei der Trockenbearbeitung auf die Fertigungsgenauigkeit	56
2.9 Methoden / Modelle zur Temperaturberechnung	61
2.9.1 Analytische Methoden / Modelle	62
2.9.2 Numerische Methoden / Modelle	64
3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise	71
3.1 Ziel	71

3.2	Vorgehensweise	72
4	Versuchsdurchführung	75
4.1	Prüfstand zur Ermittlung der Zerspanleistung und des Wärmeeintrages	75
4.2	Auswertung der Messdaten / Berechnung der Zerspanleistung und Wärmedichte	75
4.3	Fehlerabschätzung	80
4.4	Werkstoffe, Werkzeuge und Prüfstand	80
4.4.1	Werkstoffe	80
4.4.2	Werkzeuge	82
4.4.3	Versuchsaufbau Bohr- und Reibbearbeitung	86
4.4.4	Versuchsaufbau Fräsbearbeitung	88
5	Experimentelle Untersuchungen	91
5.1	Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess beim Stirnplanfräsen	91
5.1.1	Auswirkungen auf die Wärmedichte durch Variation von Prozessparametern	91
5.1.2	Auswirkung des Verschleißes auf die Wärmedichte	93
5.1.3	Temperaturentwicklung im Bereich der Zerspanstelle	99
5.2	Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess bei der Bohrungsbearbeitung	104
5.2.1	Berechnung der Zerspanleistung beim Bohren über Schnittkraftmodelle	105
5.2.2	Vergleich von gemessener zu errechneter Zerspanleistung	106
5.2.3	Auswirkungen auf die Wärmedichte durch Variation von Werkzeug- und Prozessparametern	110
5.2.4	Bohrversuche in EN-GJV-450	113
5.2.5	Bohrversuche in AlSi10Mg	114
5.3	Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess beim Reiben	117
6	Mathematische Modellierung der Wärmedichte	120
6.1	Modellbildung am Beispiel des FräSENS	120
6.1.1	Univariate Regression	120
6.1.2	Anwendung der univariaten Regression auf das FräSENS	123
6.1.3	Multivariate Regression am Beispiel des FräSENS	133
6.2	Ergebnisse der Modellbildung	141
6.2.1	Modellbildung: Bohren in EN-GJL-260 Cr	141
6.2.2	Modellbildung: Bohren in AlSi10Mg	144
6.2.3	Modellbildung: Reiben	150

6.2.4 Zusammenfassende Betrachtung der Modellbildung	154
7 Verwendung der berechneten Wärmedichte in der Simulation	155
7.1 Simulation der Bohrungsbearbeitung	156
7.2 Simulation der Fräsbearbeitung	158
7.3 Übertragung der FEM-Modelle zur thermischen Simulation mehrerer Prozessschritte	160
8 Zusammenfassung und Ausblick	173
8.1 Zusammenfassung	173
8.2 Ausblick	175
Literaturverzeichnis	I

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

Formelzeichen	Größe	Einheit
a_p	Schnitttiefe	[mm]
a_e	Eingriffsweite	[mm]
b	Spanungsbreite, Fasenbreite	[mm]
c	Lichtgeschwindigkeit	[m/s]
c	spezifische Wärmekapazität	[J/kgK]
d	Durchmesser / Werkzeugdurchmesser	[mm]
f_z	Vorschub pro Zahn	[mm]
h	Plancksches Wirkungsquantum	[Js]
h	Spanungsdicke	[mm]
h'	Spandicke	[mm]
k_c	spezifische Schnittkraft	[N/mm ²]
$k_{c1.1}$	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft	[N/mm ²]
k_f	Korrekturfaktor für Werkstückform	-
k_γ	Korrekturfaktor für Spanwinkel	-
k_h	Korrekturfaktor für Spanungsdicke	-
k_λ	Korrekturfaktor für Neigungswinkel	-
k_{sch}	Korrekturfaktor für Schneidstoff	-
k_{st}	Korrekturfaktor für Spanstauchung	-
k_{sv}	kombinierter Korrekturfaktor für Schnittgeschwindigkeit und Schneidstoff	-
k_v	Korrekturfaktor für Schnittgeschwindigkeit	-
k_{ver}	Korrekturfaktor für Verschleiß	-
k_f	spezifische Vorschubkraft	[N/mm ²]
$k_{f1.1}$	Hauptwert der spezifischen Vorschubkraft	[N/mm ²]
l	Bohrtiefe	[mm]
l_c	Schnittweg	[mm]
$l_{c/z}$	Schnittweg pro Zahn	[mm]
l_f	Vorschubweg	[mm]
$1-m_c$	Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft	-
m	Masse	[kg]

Formelzeichen	Größe	Einheit
n	Drehzahl	[min ⁻¹]
q	Wärmedichte	[J/mm ²]
\dot{q}	Wärmestromdichte	[W/mm ²]
r_e	Eckenradius	[mm]
r	Radius	[mm]
r_β	Radius Schneidkante	[μ m]
s	Weg	[mm]
t	Zeit	[s]
u_c	umgesetzte Schnittenergie	[J]
$u_{\phi T}$	umgesetzte Energie der primären Scherzone	[J]
$u_{T,sp}$	umgesetzte Energie der sekundären	[J]
v_c	Schnittgeschwindigkeit	[m/min]
v_ϕ	Schergeschwindigkeit	[m/min]
v_{sp}	Span- / Spanablaufgeschwindigkeit	[m/min]
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	[mm/min]
z	Zähnezahl	-
A	Oberfläche	[mm ²]
A	Spanungsquerschnitt	[mm ²]
A	Bruchdehnung	%
D	Durchmesser	[mm]
E	Elastizitätsmodul	[MPa]
E	umgesetzte Energie	[J]
E_T	Strahlungsleistung pro Fläche eines Strahlers	[W m ⁻²]
$E_{\lambda,T}$	spektrale spezifische Ausstrahlung	[W m ⁻² m ⁻¹]
F_c	Schnittkraft	[N]
F_{cN}	Schnittnormalkraft	[N]
F_v	Vorschubkraft	[N]
F_p	Passivkraft	[N]
$F_{\phi T}$	Schertangentialkraft	[N]
$F_{\phi N}$	Schernormalkraft	[N]
H	Abstand der res. Schnittkraft von der Bohrer-/Fräserachse	[mm]
K_{IC}	Bruchzähigkeit	[N/mm ²]

Formelzeichen	Größe	Einheit
M	Drehmoment	[Nm]
M_c	Schnittmoment	[Nm]
P	Leistung	[W]
P_c	Zerspanleistung / Schnittleistung	[W]
P_v	Vorschubleistung	[W]
P_M	Leistung aus Drehmoment	[W]
Q	Wärme	[J]
\dot{Q}	Wärmestrom	[W]
Q_{Sp}	Wärme im Span	[W]
Q_{Wz}	Wärme im Werkzeug	[W]
Q_{Ws}	Wärme im Werkstück	[W]
Q_{KSS}	Wärme im Kühlschmierstoff	[W]
R	Faktor der Energieverteilung	-
R_a	arith. Mittenrauhwert	[μm]
R_m	Zugfestigkeit	[N/mm ²]
$R_{p0,1}$	0,1%-Dehngrenze	[N/mm ²]
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze	[N/mm ²]
R_z	gemittelte Rautiefe	[μm]
T	Temperatur	[°C, K]
T_U	Umgebungstemperatur	[°C]
ΔT	Temperaturdifferenz / -änderung	[K]
V	Volumen	[mm ³]
VB	Verschleißmarkenbreite	[μm]
\overline{VB}	durchschnittliche Verschleißmarkenbreite	[μm]
VB_{\max}	maximale Verschleißmarkenbreite	[μm]
W	Arbeit	[J]

Griechische Formelzeichen

Formelzeichen	Größe	Einheit
α	Freiwinkel	[°]
α	Temperaturleitfähigkeit	[m ² /s]
α	Temperaturkoeffizient	[K ⁻¹]
α_k	konvektiver Wärmeübergang	[W/m ² K]
α_L	Koeffizient der linearen thermischen Ausdehnung	[K ⁻¹]
α_{th}	Wärmeübergangskoeffizient	[W/m ² K]
β	Keilwinkel	[°]
γ	Spanwinkel	[°]
ε	Emissionsfaktor / -grad	-
Φ	Scherwinkel	[°]
κ	Einstellwinkel	[°]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/mK]
λ	Wellenlänge	[nm]
ν	Poissonzahl	-
ρ	Dichte	[g/cm ³]
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	[W m ⁻² K ⁻⁴]
σ_{db}	Druckfestigkeit	[N/mm ²]
$\sigma_{d0,1}$	0,1 %-Stauchgrenze	[N/mm ²]
σ_{aB}	Scherfestigkeit	[N/mm ²]
σ_{bB}	Biegefestigkeit	[N/mm ²]
σ_{bW}	Biegewechselfestigkeit	[N/mm ²]
τ_{tB}	Torsionsfestigkeit	[N/mm ²]
σ	Spitzenwinkel	[°]
ω	Kreisfrequenz	[min ⁻¹]
φ_a	Austrittswinkel	[°]
φ_e	Eintrittswinkel	[°]

Abkürzungen

ADI	austempered ductile Iron
BAZ	Bearbeitungszentrum
CBN	kubisch Bornitrit
CCD	Charge Coupled Device
FEM	Finite Elemente Methode
FDM	Finite Differenzen Methode
GJL	Grauguss mit Lamellengrafit
GJV	Grauguss mit Vermikulargrafit
HB	Brinellhärte
HM	Hartmetall
HRC	Härte nach Rockwell
HS	Schnellarbeitsstahl
HSC	High-Speed-Cutting (Hochgeschwindigkeitszerspanung)
HV	Härte nach Vickers
KB	Kolkbreite
KL	Kolklippe
KM	Kolkmitte
KSS	Kühlschmierstoff
KT	Kolktiefe
MMKS	Minimalmengenkühlschmierung
MMS	Minimalmengenschmierung
MWIR	mittelwelliges Infrarot
LWIR	Langwelliges Infrarot
SWIR	kurzwelliges Infrarot
PKD	Polykristalliner Diamant
SKV	Schneidkantenversatz
SP	Span
VHM	Vollhartmetall
WS	Werkstück
WZ	Werkzeug

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Trockenbearbeitung ist seit ca. 14 Jahren ein wichtiger Trend in der Zerspanung. Der Begriff Trockenbearbeitung umfasst dabei im weiteren Sinne auch die Anwendung der Minimalmengenschmierung (MMS). Nachdem zu Beginn von Hochschule und Industrie große Anstrengungen und zahlreiche Projekte zur Untersuchung und Entwicklung dieser Technologie durchgeführt worden sind, ist die anfängliche Euphorie gewichen. In einigen Publikationen wird die Wirtschaftlichkeit der Trockenbearbeitung untersucht [Oph-98, Wei-98, Sch-99, Tha-00]. Das allgemeine Resultat ist, dass eine pauschale Aussage über die Wirtschaftlichkeit der Trockenbearbeitung nicht getroffen werden kann. Vielmehr muss jeder Anwendungsfall gesondert betrachtet werden. Eine ökologische Betrachtung weist der Trockenbearbeitung jedoch klare Vorteile nach [Sch-00, Tou-99]. Womit ist die Ernüchterung zu erklären, wo doch neue Gesetzesvorlagen durch die EU-Kommission die Verwendung von Kühlschmierstoffen erschwert [Kul-06]? Eine Umfrage der Hochschule Aachen im Jahr 2006 untersuchte die Einführung und Umsetzung sowie die damit verbundenen Herausforderungen in den Betrieben. Während in einer ersten Umfrage des Landesgewerbeamtes Baden-Württemberg [LGA-04] die drei wichtigsten Gründe zu Beginn zu kleine Losgrößen, wenig geeignete Werkstoffe und die fehlende praktische Erfahrung und Produktionssicherheit waren, hat sich das Bild bis zum Jahr 2006 geändert. In der aktuellen Umfrage sind die vier wichtigsten Gründe [Kal-06]:

- Ungenügendes Wissen über Trockenbearbeitung / MMS
- Wärmeausdehnung von Werkstück und/ oder Maschine
- Probleme der Maschinenreinigung/ -reinhaltung
- Probleme mit der Spanabfuhr

Ungenügendes Wissen lässt sich über die Kompetenz der Werkzeug- und Systemhersteller aneignen, ebenso wie über die zahlreichen Veröffentlichung zu dieser Thematik. Der Wärmeeinfluss lässt sich jedoch nur schwer in den Griff bekommen. Für die Maschinenreinhaltung existieren Lösungen, ebenso wie für die Spanabfuhr mit angepassten Werkzeugen und entsprechenden Maschinenkonzepten. Der Wärmeeinfluss auf die Maschine

lässt sich durch angepasste Werkzeugmaschinen oder Kompensationsstrategien vermeiden. Durch den Wegfall des Kühlschmiermittels entfällt die Temperierung des Prozesses. Dadurch lässt sich das thermische Verhalten des Werkstückes nur sehr schwer beherrschen. Unter Verwendung geeigneter Simulationssoftware in Verbindung mit bekannten Eingangsgrößen lässt sich das thermo-mechanische Verhalten berechnen. Hier zeigen sich die größten Defizite. Da der Zerspanvorgang sehr komplexe Zusammenhänge aufweist, sind die Eingangsparameter für eine Simulation nicht bekannt und/oder lassen sich nur mit aufwändigen und umfangreichen Experimenten bestimmen.

1.2 Aufgabenstellung

Dieser Zusammenhang führt zu der Zielsetzung, einen Ansatz zu formulieren auf dem aufbauend die thermische Planung von Fertigungsprozessen möglich wird. Es gilt, die Eingangsdaten für eine thermo-mechanische Simulation unabhängig von aufwändigen Experimenten ermitteln zu können. Daraus entwickelt sich das weitere Ziel die Eingangsdaten über funktionale Zusammenhänge bzw. mathematische Modelle zu beschreiben. Mit Hilfe der Simulation kann das thermische Verhalten eines Bauteiles bei der Zerspanung berechnet werden. Hieraus können unterschiedliche Optimierungsstrategien abgeleitet werden, die eine Fertigung des Bauteiles mit den geforderten Toleranzen zulassen. Das kann die Anpassung der Aufspannung sein, ebenso wie eine Änderung der Bearbeitungsreihenfolge oder der Zerspanparameter. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, den Bearbeitungsumfang simulativ zu berechnen, bis zu dem die Toleranzen eingehalten werden können. Diese Methode erlaubt gezielte Unterbrechungen des Bearbeitungsprozesses zu bestimmen, damit sich die Temperatur im Bauteil gleichmäßig verteilen kann, und sich das Bauteil insgesamt abkühlt. Somit wird vermieden, dass ungerichteter thermischer Verzug zu Toleranzproblemen führt.

Als Eingangsgröße zur Simulation können Temperaturen oder Wärmestromdichten verwendet werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurde untersucht, welche der beiden Größen sinnvoll zu verwenden ist. Temperaturen als Eingangsgröße können nur unter hohem experimentellem Aufwand ermittelt werden. Dem gegenüber kann die Wärmestromdichte nicht direkt ermittelt werden sondern berechnet sich aus einer gemessenen

Temperaturdifferenz im Bauteil. Dies birgt jedoch zusätzliche Fehlerquellen. Denkbar ist ein Modell zur Berechnung der Eingangsgröße, welches auf einem Zerspankraftmodell basiert. Als Beispiel sei das Zerspankraftgesetz nach Kienzle und Victor genannt. Dies eignet sich für eine erste Abschätzung der Zerspankräfte und hat sich im industriellen Einsatz aufgrund der praxisnahen Parameter etabliert. Im Rahmen dieser Arbeit wird überprüft, ob das Zerspankraftgesetz nach Victor und Kienzle in ein Modell übertragen werden kann, mittels dem die Eingangsgrößen für eine Simulation berechnet werden können. Dies ist damit begründet, dass aus der berechneten Zerspankraft und der Schnittgeschwindigkeit die Leistung berechnet werden kann. Da die Zerspanleistung hauptsächlich in Wärme umgewandelt wird, liegt die Vermutung zu Grunde, dass mit weiteren Faktoren der Anteil dieser Wärme im Werkstück bestimmt werden kann. Dieser Wärmeanteil wäre dann der Eingangparameter zur Simulation

2 Grundlagen

Aus der Aufgabenstellung wird ersichtlich, dass im Rahmen der Arbeit die Temperaturerfassung und die bisher durchgeführten Arbeiten auf dem Gebiet der Temperaturermittlung dargestellt werden müssen. Des Weiteren müssen die existierenden Zerspankraftmodelle betrachtet werden. Hier gilt es zu überprüfen, ob sich ein Zerspankraftmodell grundsätzlich zur Beschreibung einer Eingangsgröße für die Simulation eignet. Zusätzlich wird betrachtet, welche Modelle bisher existieren um Temperaturen im Zerspanprozess zu beschreiben bzw. zu simulieren.

2.1 Schneidstoffe für Bohr- und Fräswerkzeuge

Seit der Einführung der ersten Kohlenstoffstähle im 18. und 19. Jahrhundert haben die Schneidstoffe eine rasante Entwicklung hinter sich. Mit Beginn der industriellen Revolution wurde die Forderung nach einer schnelleren Zerspanung laut. Durch die damit verbundenen höheren Temperaturen kam es vermehrt zum Ausfall der Werkzeuge durch Überhitzung. Durch eine Legierung des Stahles mit Karbidbildnern entstand um 1860 der erste Schnellarbeitsstahl (HS). Anfang der 20er Jahre des letzten Jahrhunderts wurde das Hartmetall entwickelt. Karbide werden mit einem Bindermaterial wie Kobalt zusammen gesintert. Im Vergleich zu den bisher bekannten Schneidstoffen zeichnet es sich durch eine hohe Härte und Verschleißbeständigkeit aus. Gekoppelt mit einer ausreichenden Zähigkeit ist der Anteil von Hartmetallwerkzeugen in der Zerspanung rapide angestiegen. Vor allem seit dem 1970 die Einführung beschichteter Hartmetalle zu einem sprunghaften Anstieg der Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe geführt hat.

Die Schneidstoffe sind hohen Belastungen wie schlagartigen Schnittkräften, hohen Temperaturen und Temperaturschwankungen sowie Reibung ausgesetzt. Damit die Schneidstoffe den Belastungen standhalten können, müssen sie folgende Eigenschaften besitzen:

- Härte / Schneidfähigkeit
- Verschleißbeständigkeit
- Warmhärte oder auch Anlassbeständigkeit
- Hohe Zähigkeit und Bruchfestigkeit
- Warmfestigkeit

- Temperaturwechselbeständigkeit
- Thermoschockbeständigkeit
- Chemische Stabilität
- Gute Wärmeleitfähigkeit

Die Auswahl des richtigen Schneidstoffes ist immer ein Kompromiss, da häufig die Anforderungen an das optimale Werkzeug durch gegensätzliche Eigenschaften des Schneidstoffes nicht umfassend erfüllt werden können. So besitzen z.B. Schneidstoffe mit hoher Zähigkeit keine hohe Härte.

Bei der Betrachtung der Zerspanenergie ist die Wärmeleitfähigkeit des Schneidstoffes eine Einflussgröße, die bei der Betrachtung der Wärmeverteilung nicht außer Acht gelassen werden darf. Moriwaki [Mor-90] ging zu Beginn davon aus, dass aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit von monokristallinem Diamanten der Temperaturanstieg als Ursache für Maßabweichungen bei der Zerspanung vernachlässigt werden kann. Dies war jedoch nicht der Fall (siehe auch Kapitel 2.7.1). Biermann bestätigt, dass auch bei gut leitenden Schneidstoffen der Temperaturanstieg nicht vernachlässigt werden darf und ermittelt zudem, dass je nach Schneidstoff unterschiedliche Temperaturanstiege gemessen werden [Bie-07].

2.2 Zerspankräfte und Schnittmomente

Schon mit Beginn der Untersuchungen industrieller Prozesse wurden Versuche durchgeführt, um die Gesetzmäßigkeiten der Zerspankräfte zu beschreiben. Hierzu wurden theoretische und empirische Ansätze entwickelt, wobei sich die theoretischen Ansätze eher zum Verständnis der Spanbildung als für die praktische Anwendung bewährt haben. Dies ist damit zu begründen, dass die zugrunde liegenden mechanischen Werkstoffkennwerte keine Relevanz für die Verhältnisse in der Spanbildungszone haben, und dass diese Modelle zu stark vereinfacht sind, um hinreichend genaue Ergebnisse liefern zu können.

Daher haben sich in der Praxis die empirischen Ansätze durchgesetzt, bei denen lineare oder nichtlineare Abhängigkeiten der Zerspankräfte vom Spannungsquerschnitt zugrunde gelegt werden. Dabei wird davon ausgegangen, dass eine spezifische Schnittkraft bezogen auf den Spannungsquerschnitt existiert.

F. W. Taylor erstellte 1907 ein Potenzgesetz zur Berechnung der Zerspankräfte. Berechnungsgrundlage sind die maschinenbezogenen Einstellwerte Schnitttiefe a_p und Zahnvorschub f_z [Tay-07].

$$F_c = k_c \cdot a_p \cdot f_z^{k_z} \quad \text{Formel 2-1}$$

Kronenberg hingegen stellte 1927 die schneidenbezogenen Spanungsgrößen, Spanungsbreite b und Spanungsdicke h , in den Mittelpunkt der Berechnungen [Kro-27]

$$F_c = k_1 \cdot (b \cdot h)^{k_2} \quad \text{Formel 2-2}$$

Es zeigt sich, dass der Einfluss der Spanungsdicke h auf die spezifische Schnittkraft k_c den Einfluss der Spanungsbreite b deutlich übersteigt. Kienzle formulierte 1952 auf der Basis von Taylor ein Potenzgesetz in der Form [Kie-52]:

$$F_i = k_{i1,1} \cdot b \cdot h^{1-m_i} \quad \text{Formel 2-3}$$

Der Hauptwert der spezifischen Schnittkraft $k_{c1,1}$ stellt die spezifische Schnittkraft bei einem Spanungsquerschnitt von 1 mm x 1 mm dar, und 1-m den Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft [Kie-52, Kie-54]. Dieser Zusammenhang für die Schnittkraft mit Spanungsdicke und Spanungsbreite konnte auch für die Vorschubkraft und die Passivkraft bestätigt werden. Zur Anpassung an unterschiedliche Prozessbedingungen kann die Formel mit Korrekturfaktoren erweitert werden. Kienzle und Victor haben in Tabellenform umfangreiche Daten zu Hauptwerten und Anstiegswerten, sowie zu Korrekturfaktoren veröffentlicht. Nach Pauksch nimmt die Berechnungsgenauigkeit mit steigender Anzahl von Korrekturfaktoren ab [Pau-96]. Dennoch hat dieser Ansatz als so genannte Victor-Kienzle-Formel eine große Verbreitung in der Praxis gefunden [Tön-90].

Das Zerspankraftgesetz von Richter (1953) berücksichtigt, dass selbst ohne Spanungsdicke, also ohne Werkstoffabtrag, durch den Freiflächenkontakt eine Schnittkraft gemessen wird. Als nachteilig erweist sich, dass die Formel nur in engen Grenzen gilt [Ric-53].

$$F_c = b \cdot (k_1 + k_2 \cdot h) \quad \text{Formel 2-4}$$

Ein sehr ähnlicher Ansatz wird dazu von Sadowy veröffentlicht [Sad-69].

$$F_c = a_p \cdot (k_1 + k_s \cdot f_z) \quad \text{Formel 2-5}$$

Klicpera stellte 1976 einen Ansatz vor, der lineare und exponentielle Zerspankraftgesetze kombiniert [Kli-76].

$$\frac{F}{b} = p + g \cdot h + \frac{q}{c} \cdot e^{-c \cdot h} \quad \text{Formel 2-6}$$

Kamm schlug 1977 ein Gesetz vor, welches eine stetige Kurve über die drei Dekadenbereiche von 0,001 mm über 0,1 mm bis 1 mm darstellte. Dieses Gesetz lässt sich mathematisch sowohl in die Viktor-Kienzle-Formel überführen, als auch in den Ansatz von Richter [Kam-77].

$$F_c = k_{c1} \cdot h^{-c \cdot h} + k_{c0} \quad \text{Formel 2-7}$$

Es existieren zahlreiche weitere Ansätze zur Berechnung der Zerspankräfte auf Basis analytischer Modelle [Ayk-07_1, Li-07, Str-04]. Diese Modelle sind im Allgemeinen sehr komplex und eignen sich nicht für eine Anwendung unter industriellen Gesichtspunkten.

Aufgrund dessen, dass sich das Zerspankraftmodell nach Victor und Kienzle in der industriellen Anwendung etabliert hat, soll hier genauer auf dessen Anwendung eingegangen werden. Zur genauen Berechnung der Kräfte werden zahlreiche Korrekturfaktoren benötigt, um den unterschiedlichen Schneidengeometrien gerecht zu werden. Die Formel 2-3 ergibt sich aus der Grundformel zur Berechnung der Schnittkräfte.

$$F_c = k_c \cdot b \cdot h \quad \text{Formel 2-8}$$

k_c ist die mit den Korrekturfaktoren erweiterte spezifische Schnittkraft:

$$k_c = k_{c1.1} \cdot k_\gamma \cdot k_v \cdot k_{sch} \cdot k_{ver} \cdot k_{st} \cdot k_h \cdot k_f \cdot k_\lambda \quad \text{Formel 2-9}$$

mit

- $k_{c1.1}$ = Hauptwert der spez. Schnittkraft
- k_γ = Korrekturfaktor für Spanwinkel
- k_v = Korrekturfaktor für Schnittgeschwindigkeit
- k_{sch} = Korrekturfaktor für Schneidstoff
- k_{ver} = Korrekturfaktor für Verschleiß
- k_{st} = Korrekturfaktor für Spanstauchung
- k_h = Korrekturfaktor für Spanungsdicke
- k_f = Korrekturfaktor für Werkstückform
- k_λ = Korrekturfaktor für Neigungswinkel

Nach Pauksch [Pau-96] errechnen sich die Korrekturfaktoren wie folgt:

Spanungsdicke

Die spezifische Schnittkraft wird bei zunehmender Spanungsdicke kleiner. Dies erklärt sich mit der vergrößerten Spanpressung bei zunehmender Spanungsdicke. Durch die größere Spanpressung ergeben sich ein kleinerer Spanflächenreibungswert und eine geringere Scherkraft durch einen größeren Scherwinkel. Damit ergibt sich für den Korrekturfaktor folgender Zusammenhang:

$$k_h = \left(\frac{h_0}{h} \right)^{m_c} \quad \text{Formel 2-10}$$

mit

h = Spanungsdicke

h_0 = Spanungsdicke 1 mm

m_c = Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft

Wird Formel 2-10 in Formel 2-9 und 2-8 eingesetzt, entsteht die vielfach angewendete Schnittkraftformel:

$$F_i = k_{c1,1} \cdot b \cdot h^{1-m_c} \quad \text{Formel 2-11}$$

Spanwinkel

Mit kleiner werdendem Spanwinkel (bzw. negativem Spanwinkel) steigen die Schnittkräfte an. Von Kronenberg wird je Grad Spanwinkeländerung eine Änderung der Schnittkraft von 1 % bei Stahl und Gusseisen angegeben. Kienzle und Viktor geben 1 bis 2 % Schnittkraftänderung je Grad Spanwinkeländerung an. Diese Angaben beziehen sich auf einen Spanwinkelbereich von $\gamma_0 = -20^\circ$ bis $+30^\circ$. Bei stärkeren negativen oder auch positiven Spanwinkeln sowie auch bei anderen Werkstoffen muss mit anderen Abweichungen als 1 bis 2 % gerechnet werden. Der Spanwinkel wird in der Berechnung durch den Korrekturfaktor k_γ berücksichtigt.

$$k_\gamma = 1 - m_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) \quad \text{Formel 2-12}$$

mit

γ_0 = Basiswinkel = $+6^\circ$ für Stahl und $+2^\circ$ für Gussbearbeitung

γ = der tatsächlich vorhandene Spanwinkel

m_γ = $0,015 \text{ grad}^{-1}$

Schnittgeschwindigkeit

Der Einfluss von der Geschwindigkeit v_c ist bei der Makrozerspanung im Hartmetallbereich gering. Deshalb kann bei $v_c > 80$ m/min die Korrektur praktisch vernachlässigt werden. Will man den Einfluss von v_c dennoch berücksichtigen, so existieren hierfür mehrere Ansätze. So lässt sich der Korrekturfaktor für den Bereich von $v_c = 80-250$ m/min bei Hartmetall zum Beispiel wie folgt bestimmen:

$$k_v = 1,03 - 3 \cdot v_c \cdot 10^{-4} \quad \text{Formel 2-13}$$

Schneidstoff

Der Korrekturfaktor für den Schneidstoffeinfluss soll die Art des zum Einsatz kommenden Schneidstoffes berücksichtigen, da alle weiteren Korrekturfaktoren unter Verwendung von Hartmetall entstanden sind. Für die Zerspanung von Stahl und Gusseisen mit Schneidkeramik wird k_{sch} demnach gesetzt als

$$k_{sch} = 0,95 \dots 0,9$$

Der Einfluss von Schnittgeschwindigkeit und Schneidstoff kann jedoch auch in einem einzelnen Korrekturfaktor kombiniert werden, ohne dass ein großer Fehler gemacht wird.

$$k_{sv} = \left(\frac{v_{c0}}{v_c} \right)^{0,1} \quad \text{Formel 2-14}$$

mit

v_{c0} = Schnittgeschwindigkeit 100 m/min

v_c = gewählte Schnittgeschwindigkeit

aber

$$k_{sv} \geq 0,85$$

Verschleiß an der Schneide:

Der Verschleiß an der Schneide wird durch den Korrekturfaktor k_{ver} berücksichtigt. Er vergleicht den Kraftanstieg eines stumpf werdenden Werkzeuges im Vergleich zum arbeitsscharfen Werkzeug.

$$k_{ver} = 1 + \frac{VB}{VB_0}$$

Spanstauchung

Der Span wird beim Abscheren gestaucht. Die unterschiedliche Spanstauchung wird berücksichtigt durch k_{st} .

Formfaktor

Der Formfaktor unterscheidet die Form der Fläche die zerspannt werden soll. Unterschieden wird zwischen außenrunden, ebenen und innenrunden Flächen. Je nach Bearbeitungsverfahren ergeben sich unterschiedliche Formfaktoren

Außendreihen, Plandrehen	1,0
Hobeln, Stoßen, Räumen	1,05
Innendreihen, Bohren, Senken, Reiben, Fräsen	$1,05 + \frac{d_0}{d}$

Mit $d_0 = 1 \text{ mm}$ und $d = \text{Durchmesser der Innenform / Werkzeugdurchmesser}$

Neigungswinkel

Für den Korrekturfaktor des Neigungswinkels gilt in ähnlicher Weise wie für den Spanwinkel:

$$k_\lambda = 1 - m_\lambda \cdot (\lambda - \lambda_0) \quad \text{Formel 2-15}$$

mit

λ_0 = Basiswinkel laut Tabellen

λ = der tatsächlich vorhandene Neigungswinkel

m_λ = $0,015 \text{ grad}^{-1}$

2.3 Spanbildung

Die Spanbildung kann bei Metallen in sich wiederholende Phasen unterteilt werden. Der Vorgang beginnt mit dem Eindringen des Schneidkeiles in den Werkstückstoff, wodurch dieser elastisch und plastisch verformt wird. Das Material wird zudem gestaucht und verfestigt. Beim Überschreiten der maximal zulässigen werkstoffabhängigen Schubspannung setzt das Fließen des Werkstoffes ein. Mit Erreichen der Bruchgrenze beginnt das Abscheren des Spanes, der über die Spanfläche des Werkzeuges abläuft. Das Abscheren erfolgt am Ort der maximalen Schubspannung, der so genannten Scherebene, die mit der Werkstückoberfläche den Scherwinkel bildet. Abhängig von den Werkstoffeigenschaften (Umformvermögen,

Zugfestigkeit,...), von der Geometrie der Schneide (Freiwinkel, Spanwinkel, ...) und den Prozessparametern (Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, ...) wird die Spanbildung und somit die Entstehung unterschiedlicher Spanarten beeinflusst [Kön-02].

Der Spanbildungsprozess beim Bohren unterscheidet sich von dem beim Fräsen. Dies beeinflusst daher die Temperaturentwicklung und Wärmeverteilung maßgeblich. Während beim Fräsen die Schnittgeschwindigkeit entlang der Schneidkante nahezu konstant bleibt, nimmt beim Bohren die Schnittgeschwindigkeit von der Bohrerecke zum Zentrum ab. Dies führt zu einem Umformen bzw. Quetschen des Werkstoffes im Bereich der Querschneide. Beim Fräsen bleibt der Keil- bzw. Spanwinkel entlang der Schneide weitestgehend konstant, wohingegen beim Bohren eine starke Änderung der Winkel über dem Bohrerradius erfolgt. Während beim Fräsen die Späne zumeist von der Zerspanstelle fortgeschleudert werden, müssen die Späne beim Bohren durch die Spannuten transportiert werden. Dies bedeutet beim Bohren eine zusätzliche thermische Belastung für das Werkstück. Die Späne geben entlang der Bohrungswand teilweise ihre Wärme ab und zusätzlich entsteht durch die Reibung zwischen Bohrungswand und Span sowie Bohrungswand und Führungsphase ein zusätzlicher Wärmeeintrag in das Werkstück.

2.4 Verschleiß

Als Werkzeugverschleiß ist der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche der Schneide zu verstehen, der durch den Kontakt und die Relativbewegung von Werkzeug, Werkstück und Span in einem gewissen Umgebungsmedium hervorgerufen wird [DIN 50320, Mül-82, Sch-92]. Er ist der Standzeit bestimmende Faktor in der spanenden Fertigung. Beim Schlichten ist das Standzeitende an der schlechten Oberfläche und an den Maßabweichungen des Werkstückes erkennbar, beim Schruppen an den Verschleißauswirkungen der Werkzeugschneiden [Dob-03].

2.4.1 Verschleißformen

An der Werkzeugschneide können vier unterschiedliche Verschleißformen gemessen werden:

- Schneidkantenversatz SKV_{α} , SKV_{γ}
- Verschleißmarkenbreite VB
- Kolk
 - Kolkbreite KB
 - Kolkklippe KL
 - Kolktiefe KT
 - Kolkmitte KM
- Schneidkantenrundung (Radius R)

Diese Verschleißformen sind in Abbildung 2-1 grafisch dargestellt.

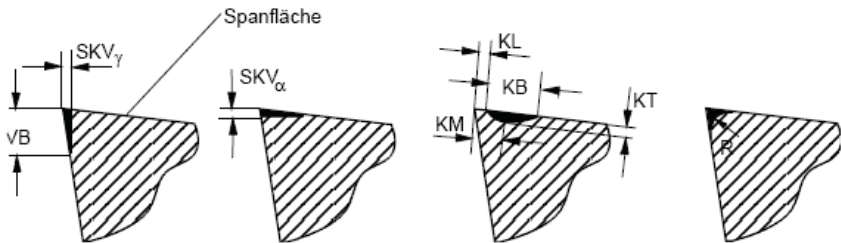


Abbildung 2-1: Verschleißformen [wbk-06]

2.4.2 Verschleißmechanismen

Bei der Fräsbearbeitung treten unterschiedliche Verschleißmechanismen auf, die verschiedene Auswirkungen auf die Schneiden haben. Die Verschleißvorgänge beim Fräsen sind durch mechanische Abrasion, Diffusion, Adhäsion und Oxidation sowie durch die dynamischen und thermischen Wechselbeanspruchungen des unterbrochenen Schnittes geprägt [Vie-70]. Diese für den Verschleiß verantwortlichen Mechanismen können in zwei Hauptgruppen unterteilt werden (siehe Abbildung 2-2).

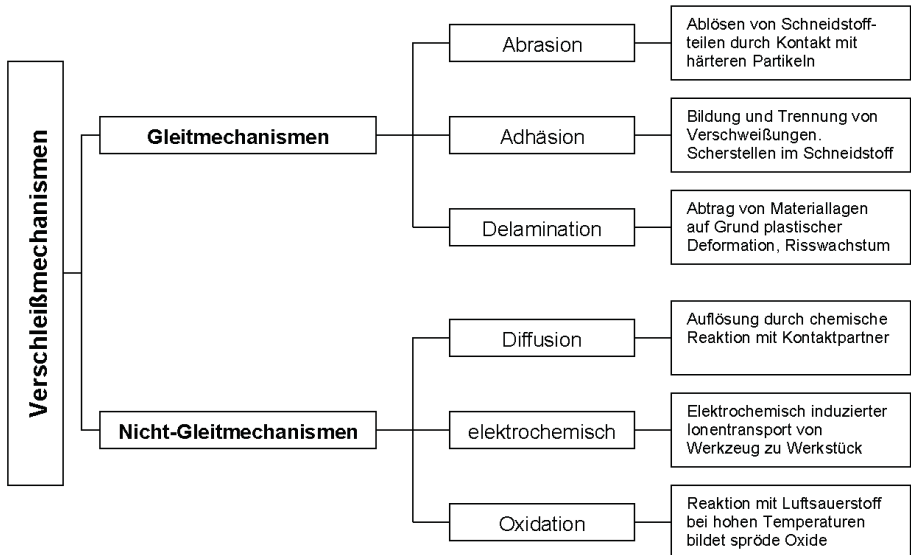


Abbildung 2-2: Verschleißmechanismen [Söh-03]

2.4.3 Verschleißarten

Fasst man alle die Standzeit bestimmenden Verschleißarten zusammen, so sind beim Fräsen sieben verschiedene Verschleißarten an der Schneide zu unterscheiden [Dob-03, Fis-99, Kön-81, Mül-82, Sch-92, Söh-03, wbk-06]:

- Plattenbruch
- Schneidkantenausbrüche
- Freiflächenverschleiß
- Kerbverschleiß
- Aufbauschneide
- Kammriss
- Kolkverschleiß

In Abbildung 2-3 sind bis auf den Plattenbruch und die Kammriss alle Verschleißarten dargestellt. Der Plattenbruch und die Kammriss lassen sich in diesem Schaubild nicht darstellen.

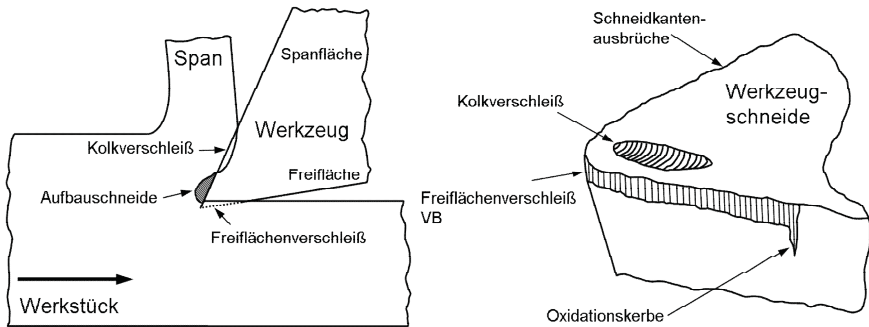


Abbildung 2-3: Verschleißarten [Söh-03]

Ein Plattenbruch bedeutet das sofortige Ende des Fräsvorganges. Er entsteht bei zu sprödem Schneidstoff, zu großem Vorschub oder bei schlechtem Sitz der Platte im Fräskörper. Durch die Wahl eines geringeren Vorschubes, einer niedrigeren Schnitttiefe oder eines zäheren Werkstoffes kann der Bruch verhindert bzw. hinausgezögert werden.

Bei sehr verschleißbeständigen und daher spröden Schneidkanten entstehen Schneidkantenausbrüche. Zu hohe Schnittkräfte oder Temperaturschwankungen, eine ungünstige Fräserposition (Fräserachse außerhalb des Werkstückes) oder ein zu schwacher Schneidkeil bei stark positiver Schneidengeometrie können die Ursachen sein. Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes verringert die Schnittkraft und dadurch die Schneidkantenausbrüche.

Die am häufigsten auftretende Verschleißform ist der Freiflächenverschleiß. Er ist für die erreichbare, Oberflächenqualität und Maßgenauigkeit verantwortlich und lässt sich nicht vermeiden. Der Freiflächenverschleiß entsteht durch das Abgleiten der Freifläche auf der neu entstandenen Oberfläche und die dadurch entstehenden hohen Temperaturen, die wiederum die Materialeigenschaften der Schneide beeinflussen. Wenn ähnliche Stoffe zusammentreffen, ist der mechanische Abrieb besonders hoch. Eine Verminderung des Freiflächenverschleißes kann durch Verringerung der Schnittgeschwindigkeit und Erhöhung des Freiwinkels erreicht werden.

Bei Werkstücken mit einer Gusschicht, Schmiedehaut oder Zunderschichten entsteht durch die harte Werkstückrandzone der Kerbverschleiß.

Zu geringe Schnittgeschwindigkeiten führen bei der Zerspanung von duktilen Werkstoffen zu einer Aufbauschneide durch Aufschweißen von Werkstückstoff auf der Schneidkante. Die Aufbauschneide bildet sich periodisch. Durch die Bildung einer Aufbauschneide wird die Oberflächenqualität beeinflusst. Das Ablösen kann Werkzeugmaterial aus dem Werkzeugverbund herausreißen. Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit kann die Bildung einer Aufbauschneide verringern.

Durch die häufigen Temperaturwechsel beim unterbrochenen Schnitt kommt es zu Kammrissen (kleine Risse senkrecht zur Schneidkante, die unter dem Mikroskop zu erkennen sind). Durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen kann es durch die erhöhte Temperaturwechselbeanspruchung zu verstärkter Rissbildung kommen.

Kolkverschleiß entsteht ausschließlich bei zu hohen Temperaturen auf der Spanfläche. Er nimmt mit wachsender Wirkgeschwindigkeit zu, weshalb er durch Verringerung der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubes beeinflusst werden kann. Eine weitere Möglichkeit ist die Wahl einer beschichteten Schneidplatte, deren Adhäsionsneigung geringer ist.

2.5 Energieumsetzung und -verteilung bei der Zerspanung

Der Wärmeeintrag ins Werkstück wurde in der Zerspanungsforschung vielfach untersucht [Stö-79, Vic-82, Vie-53_1]. Näherungsweise die gesamte, durch die Maschinenantriebe eingebrachte, mechanische Energie wird in Wärme umgesetzt. Vernachlässigbar sind die Anteile kinetischer Energie der fliegenden Späne und Eigenspannungen in der Randzone der Werkstückoberfläche [Tön-04]. Im Folgenden wird auf die Energieumsetzung im Zerspanprozess sowie die Wärmeverteilung eingegangen.

Abbildung 2-4 zeigt ein Wirkzonenmodell der Zerspanung [War-74]. Obwohl die verschiedenen Scherzonen unterschiedliche Ursachen haben, ist eine eindeutige Trennung in der Realität nicht möglich. Vor allem im Bereich der Schneidkante ist der Übergang zwischen den Zonen fließend. Im Bereich 3 der tertiären Scherzone, hervorgerufen durch Stauch- und Trennmechanismen, kann je nach Werkstoffverhalten die Werkstofftrennung an der Schneidkante durch einen Fließprozess oder durch eine Rissausbildung infolge Materialversagens beschrieben werden. Anhand des vorliegenden

Modells lassen sich vier unterschiedliche Zonen mit unterschiedlichen Mechanismen des Wärmeintrags ins Werkstück darstellen.

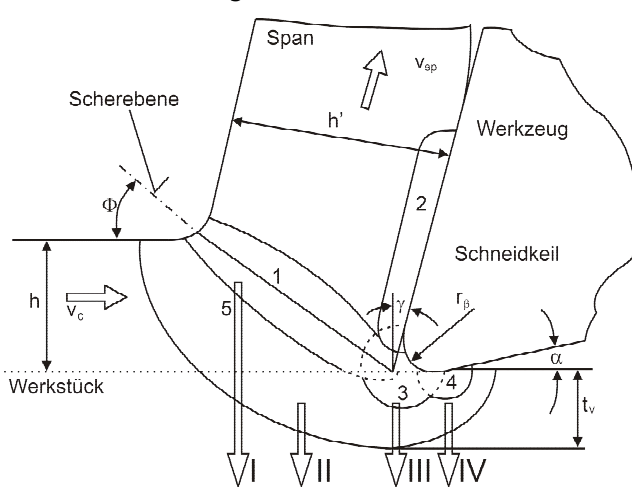


Abbildung 2-4: Wärmeintrag am Wirkzonenmodell [War-74]

Ein Anteil der in der primären Deformationszone (1) und der Verformungsvorlaufzone (5) oberhalb der späteren Werkstückoberfläche durch Scherbeanspruchung erzeugten Wärme, wird über Wärmeleitvorgänge in das Bauteil gelangen. Beeinflusst wird der Wärmeanteil (Wärmestrom I) über den Spanwinkel, welcher den Scherwinkel und somit die Größe und Form der Zonen (1) und (5) beeinflusst. Einen weiteren Einfluss weist die Schnittgeschwindigkeit auf, da mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit weniger Zeit für Wärmeleitvorgänge verbleibt, sodass ein erhöhter Wärmeanteil über den Span abgeführt wird [Tön-04].

Im Bereich der Deformationsvorlaufzone (5) unterhalb der späteren Werkstückoberfläche finden elastische und plastische Deformationen der Werkstückrandzone statt. Wärme wird nur durch den plastischen Deformationsanteil des Werkstoffes erzeugt und verbleibt im Werkstück (Wärmestrom II). Die gleichen Effekte gelten in der sekundären Scherzone an der Stau- und Trennzone (3) (Wärmestrom III), sowie an der Freifläche (4). Zusätzlich zur Wärme aus plastischer Deformation addiert sich zum Wärmestrom IV ein weiterer Wärmeübergang vom heißen Zerspanwerkzeug, sowie Wärme aus der Reibung zwischen Freifläche und späterer Werkstückoberfläche.

Somit existiert heute eine relativ exakte Modellvorstellung von den Mechanismen der Wärmeleitvorgänge und -quellen im Zerspanprozess. Dieses Modell eignet sich jedoch nur, um die Vorgänge qualitativ zu beschreiben. Je nach Konfiguration von Werkzeug, Werkstück und Schnittparametern ändert sich der Temperatureintrag signifikant, sodass diese Modelle nicht geeignet sind die Vorgänge während der Zerspanung auch quantitativ zu erfassen. Die Verteilung der Wärme auf Span, Werkstück und Werkzeug ist generell systemabhängig. Es zeigt sich jedoch bei allen spanenden Fertigungsverfahren eine enge Verknüpfung zur Schnittgeschwindigkeit.

Mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit steigt nach Abbildung 2-5 der Wärmeanteil im Span. Die Wärmemenge des Werkzeuges und des Werkstückes nimmt hingegen ab [Tön-04]. Dieser Effekt beruht auf der Annahme, dass die Kontaktzeit zwischen Span und Werkstück bzw. Werkzeug bei höherer Schnittgeschwindigkeit geringer wird. Dadurch fließt weniger Zerspanwärme in das Werkstück bzw. Werkzeug und wird mit dem Span abgeführt.

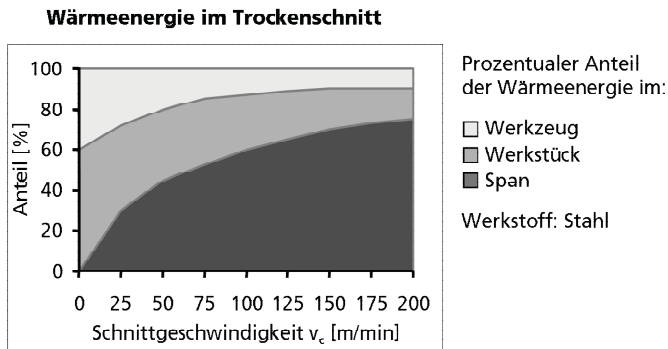


Abbildung 2-5: Energieaufteilung bei der Zerspanung nach [Tön-04]

Die analytische Bestimmung von Span-, Werkstück- und Werkzeugtemperatur für unterschiedliche Prozessparameter ist äußerst aufwändig und anspruchsvoll, da komplexe thermomechanische Wechselwirkungen an der Wirkstelle vorliegen [Mül-04_1, Sha-84, Sha-05, Tön-04, Vie-70]. Das erweiterte Zerspankraftgesetz liefert einen rechnerischen Ansatz zur Bestimmung der Schnittkräfte und damit der insgesamt umgesetzten Leistung im Orthogonalschnitt [Vic-82]. Sie setzt sich energetisch aus den Anteilen der Umformung, Reibung, Stofftrennung und

Stoffumlenkung zusammen. Nach Vieregge [Vie-59] sind jedoch für Spannungsdicken $h > 0,1 \mu\text{m}$ und Schnittgeschwindigkeiten $v_c < 10.000 \text{ m/min}$ die Anteile der Stofftrennung und -umlenkung um mehrere Größenordnungen kleiner als die der Umformung und Reibung und können daher vernachlässigt werden. Die elastische Energie, welche im Werkstück und Span (Eigenspannung) nach der Stoffumformung zurückbleibt, ist bei einem angenommenen Scherwinkel von $\phi = 45^\circ$ in Stahlwerkstoffen um den Faktor 2.000 kleiner als die Schnittenergie, weshalb dieser Anteil für die Bestimmung der Energiebilanz nicht relevant ist. Ein vereinfachtes Modell, welches der Energieverteilung ausreichend Rechnung trägt, ist das idealisierte Scherebenenmodell nach Shaw (Abbildung 2-6) [Sha-84, Sha-05]. Dazu sind am Schneidkeil folgende Annahmen zu treffen:

- Die in das Gesamtsystem eingebrachte Energie wird ausschließlich in den Scherzonen 1 und 2 umgesetzt.
- Die Energie in den Scherzonen 1 und 2 ist planar, gleichmäßig und adiabatisch.
- Die Umsetzung der Energie erfolgt vollständig in Wärme.

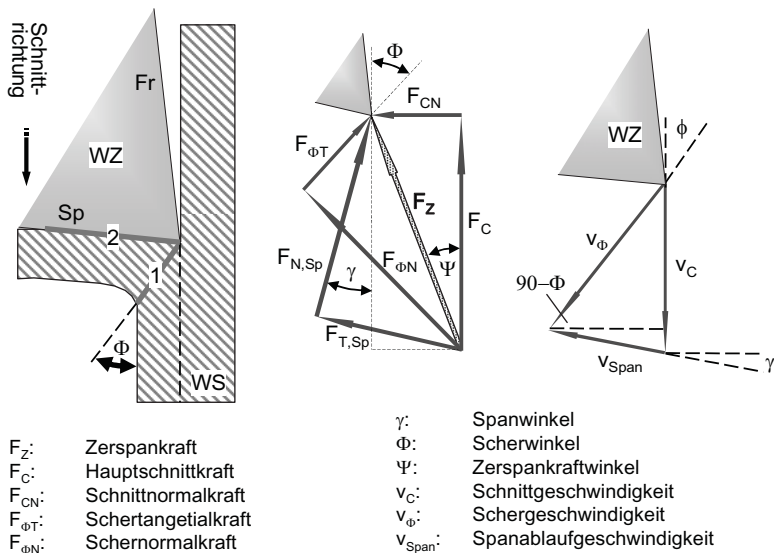


Abbildung 2-6: Idealisiertes Scherebenenmodell nach [Sha-05] und Kräftegleichgewicht sowie Geschwindigkeitsdreieck am Schneidkeil nach [Ern-41]

Die Vereinfachung des Scherebenenmodells ermöglicht für den stationären Zustand nach Shaw [Sha-84, Sha-05] nun eine Zuordnung der Energieanteile zwischen Span, Werkstück und Werkzeug. Dabei wird davon ausgegangen, dass sich die in der primären Scherzone 1 umgesetzte Energie $u_{\phi T}$ auf den Span ($R_{\phi T}$) und das Werkstück ($1-R_{\phi T}$) aufteilen. Die in der sekundären Scherzone 2 umgesetzte Energie $u_{T,Sp}$ teilt sich auf den Span ($R_{T,Sp}$) und das Werkzeug ($1-R_{T,Sp}$) auf [Lan-05]. R stellt den Faktor für die Energieverteilung dar. Es gilt: $0 \leq R \leq 1$. Somit setzt sich die Schnittenergie u_c wie in Formel 2-16 dargestellt zusammen:

$$u_c = u_{\phi T} + u_{T,Sp} = u_{\phi T} \cdot R_{\phi T} + u_{\phi T} \cdot (1 - R_{\phi T}) + u_{T,Sp} \cdot R_{T,Sp} + u_{T,Sp} \cdot (1 - R_{T,Sp}) \quad \text{Formel 2-16}$$

Versuche aus der Räumbearbeitung zeigen deutlich den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die prozentuale Verteilung der Wärme. Bei den dargestellten Versuchen wird deutlich, dass mit kürzerer Bearbeitungszeit der Wärmeeintrag in das Bauteil sinkt und anteilmäßig eine größere Wärmemenge im Span verbleibt. Dies wird bei Spänen des Außenräumprozesses durch die unterschiedliche Färbung (Anlassfarben) der Späne und die Spanform selbst verdeutlicht (Abbildung 2-7).

Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	30	80
Abschätzung der Wärmemenge im Span durch Formel 2-16:	$R_{\phi 30} = 0,69$	$R_{\phi 80} = 0,84$
Spanformen und Spanfarben:	 <p>~ 200 °C</p>	 <p>~ 280 °C</p>

Abbildung 2-7: Spanformen bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten [Lan-05 und eigene unveröffentlichte Ergebnisse]

Dabei spielt der Einfluss des Werkzeuges eine entscheidende Rolle, da die Feingeometrie sich in hohem Maße auf den Wärmehaushalt des Prozesses und somit auch auf das Werkstück auswirkt. Dementsprechend divergieren die aus der Literatur bekannten Größen stark, sodass beispielsweise der

Wärmeeintrag in das Werkstück beim Drehen im Bereich von 1,1 – 20 % der Gesamtwärmeleistung bei unterschiedlichen Werkstoffen und Schnittwerten liegt [Kro-69, Spu-68, Vie-53_1]. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Verteilung sich nach dem Fertigungsverfahren, dem zu zerspanenden Werkstoff, den Geometrie Größen des Werkzeuges sowie den Technologieparametern, wie beispielsweise Vorschub und Schnittgeschwindigkeit, richten. Dies verdeutlicht nachfolgende Tabelle 2-1 für Versuche bei der Trockenbearbeitung:

	Bohren	Drehen	Fräsen
Werkzeug	5-15%	2,1-18%	5,3–10%
Werkstück	10-35%	1,1-20%	1,3-25%
Späne	55-75%	74,6-96,3%	65-74,6%
Quellen	[Sch-49, Loe-54, Köh-04]	[Vie-53_1, Boo-63, Spu-68, Kro-66]	[Fis-70, Ric-06]

Tabelle 2-1: Verteilung der Wärmemenge bei unterschiedlichen Fertigungsverfahren und variierenden Prozessgrößen

Des Weiteren sind die Gewichtungen der Einflussparameter sehr unterschiedlich. So führt die Abstumpfung der Hauptschneide über dem Schnittweg zu einer Vergrößerung der Schnittkraft um 10-100 % [Pre-77], der Spanwinkel hingegen hat nur einen Einfluss von 1-2 % pro Grad. Das heißt, dass die Varianten unterschiedlicher Schneidkanten geometrien sich ganz individuell auf die mechanische Leistung und somit die Wärmeentwicklung bei der Zerspanung auswirken. Dies bedeutet, dass schon geringfügige Änderungen der Werkzeugfeingeometrie einen deutlichen Einfluss auf die Wärmeentwicklung haben [Aga-92, Cho-03, Fuc-83, Mül-97, She-97], was sich z.B. beim Werkzeugverschleiß deutlich bemerkbar macht.

Nach [Pre-77] werden bei üblichen Zerspanvorgängen ohne Verwendung von Kühlschmiermitteln etwa 80 % der Wärme über den Span und etwa je 10 % über das Werkzeug und das Werkstück abgeführt. Nach [Vie-70] verteilt sich die Wärmemenge im Mittel wie in Abbildung 2-8 gezeigt. Schmidt [Sch-53_2] gibt beim Fräsen den Anteil der Wärme im Werkstück mit 5 bis 30 % der Gesamtwärmemenge an.

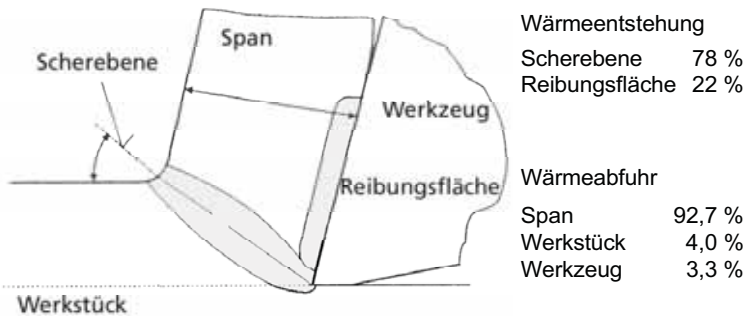


Abbildung 2-8: Wärmeerzeugung und Wärmeverteilung nach [Vie-70]

Als Fazit lässt sich zusammenfassen, dass in der Literatur eine Vielzahl von Beispielen für die Wärmeverteilung im Sinne von Stichversuchen existieren. Davon lassen sich allerdings keine Regeln ableiten oder Modelle festmachen, da für die Versuche häufig starke Vereinfachungen getroffen wurden.

2.6 Messtechnische Erfassung von Temperaturen bei materialabtragenden Verfahren

Seit Beginn der Erforschung materialabtragender Verfahren werden konsistente Messdaten zur Beschreibung der Prozesse benötigt. Die Temperatur und die damit einhergehenden Effekte auf Werkstück und Werkzeug ist neben der Kraft eine der wichtigsten Messgrößen seit Beginn der Zerspaltungsforschung. Diese stellen einen Bereich der Grundlagenforschung von Zerspaltungsvorgängen dar [z.B. Bar-73, Kom-93, Kom-01_3, Tay-07]. Eines der vordringlichsten Ziele der Temperaturmessung ist die Gewährleistung der geforderten Bauteilqualität. Die Temperaturerfassung kann jedoch ebenfalls zur Vorhersage des Werkzeugverschleißes und der Entwicklung von Simulationssoftware zur Vorausberechnung des Verschleißes eingesetzt werden [Abu-07, Dav-07].

In materialabtragenden Verfahren hat die Temperatur einen direkten Einfluss auf die erzielte Bauteilqualität durch die Beeinflussung der Formgenauigkeit aufgrund von Oberflächenschädigungen, -verformungen und eingebrachten Eigenspannungen. Eine kontrolliert eingesetzte Prozesstemperatur kann jedoch auch verwendet werden um eine gezielte

Härtung der Bauteiloberfläche zu erreichen [Bri-96]. In der industriellen Anwendung können die entscheidenden Temperaturen nur schwierig gemessen werden. Das steht unter anderem damit in Zusammenhang, dass unter Verwendung von Kühlschmiermitteln viele existierende Messverfahren nicht mehr eingesetzt werden können.

Diffusionsvorgänge, chemische Reaktionen und thermische Erweichung weisen einen exponentiellen Zusammenhang mit den vorherrschenden Temperaturen auf. Der Verschleiß einer Schneide und/oder Materialdiffusion reagieren sensibel auf geringe Änderungen der lokalen Temperaturen. Da die Temperaturen auf der Werkstück/Werkzeug-Grenzfläche mit steigender Schnittgeschwindigkeit steigen, ist der erläuterte exponentielle Zusammenhang von hoher Priorität für den damit verbundenen Verschleißanstieg.

Als indirektes Ergebnis einer sorgfältigen Temperaturmessung können Simulationen zur Berechnung von Temperaturfeldern erstellt werden. Diese weisen eine hohe örtliche und zeitliche Auflösung der Temperaturen auf. Um jedoch die Simulationsmodelle zu validieren, müssen die Ungenauigkeiten der Simulation und auch der Messung möglichst genau quantifiziert werden. Zusätzlich gilt es zu beachten, dass in bisherigen definierten Laborversuchen nur eine geringe Auswahl von verfügbaren Materialien untersucht wurde, und dass die in der Simulation verwendeten Materialmodelle nur für sehr wenige Materialien verfügbar sind. Somit können die bisherigen Messungen nur einen Bruchteil der in der Realität vorhandenen Prozesse in ausreichender Genauigkeit abbilden.

Das größte Hemmnis, das thermische Verhalten von materialabtragenden Verfahren zu verstehen, ist das Unvermögen, Temperaturen genau, konsistent und mit hoher örtlicher und zeitlicher Auflösung zu erfassen. Auch wenn sich die Messtechnik verbessert hat, ist es schwierig die Übereinstimmung unterschiedlicher Messmethoden abzuschätzen.

Die meisten existierenden Temperaturmessmethoden wurden bei materialabtragenden Verfahren eingesetzt. Bei der Auswahl der passenden Methode für einen bestimmten Anwendungsfall ist nach Childs [Chi-01] nach folgenden Kriterien auszuwählen: Temperaturbereich, Robustheit des Sensors; Signal Typ / Anfälligkeit für Rauschen; Ansprechverhalten; und Messunsicherheit.

Je nach Anforderung und Messort stehen zur Temperaturerfassung bei der Zerspaltung unterschiedliche Verfahren zur Verfügung [Dav-07, Eis-00, Kaß-82, Low-67, Ris-06]. Je nach Aufgabenstellung müssen geeignete Messprinzipien ausgewählt werden.

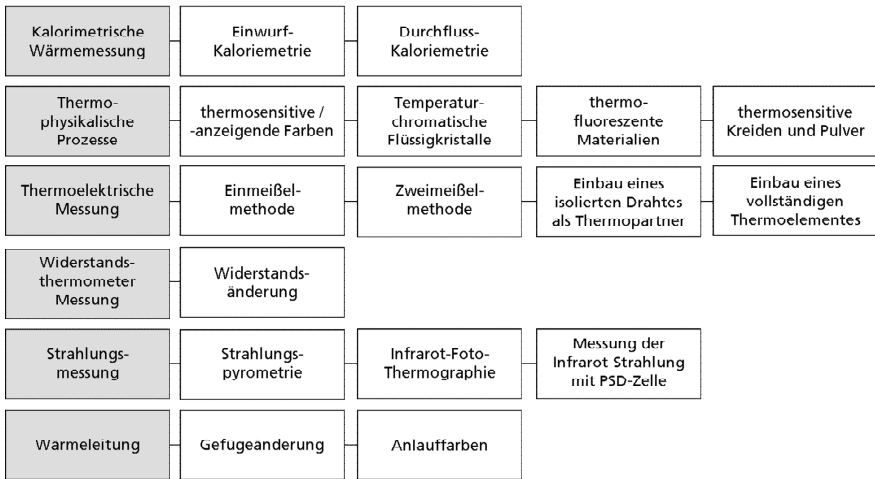


Abbildung 2-9: Temperaturmessverfahren in der Zerspaltungstechnik [Ris-2006]

Bei der Zerspaltung werden hauptsächlich die Methoden der Kalorimetrie, Thermoelektrizität, des Thermowiderstandes und der Strahlungsmessung verwendet.

2.6.1 Kalorimetrische Wärmemessung

Die Kalorimetrie wird verwendet, um die Wärme Q im Messobjekt zu ermitteln. Das Messobjekt gibt dabei die zu messende Wärme Q näherungsweise verlustfrei an das Kalorimeter ab, wobei eine Temperaturänderung ΔT auftritt. Dabei sind jedoch keine Rückschlüsse auf Absoluttemperaturen wie z.B. Schneidentemperatur möglich [Bei-01].

2.6.2 Thermoelektrische Messung

Die thermoelektrische Messung beruht auf dem Seebeck-Effekt. Zwei Drähte aus unterschiedlichen Metallen oder Legierungen werden an einem Ende miteinander durch Löten oder Schweißen verbunden. Liegt nun am offenen Ende eine andere Temperatur vor als am geschlossenen Ende, so kann am

offenen Ende aufgrund des Seebeck-Effektes eine Spannung, die thermoelektrische Spannung, abgegriffen werden [Ben-98, Ber-04, Kör-98, Lie-76]. Kommerziell erhältliche Mantelthermoelemente weisen zahlreiche Vorteile auf. Diese sind: relativ kostengünstig, robust, verfügbar für viele Temperaturbereiche, vielseitig verwendbar, stabil und reproduzierbar im Betrieb mit einer geringen Messunsicherheit und je nach Größe mit einem schnellen Ansprechverhalten [Sus-03]. Dem gegenüber steht jedoch der komplexe Aufbau des Messsystems mit Thermoelementen und der damit verbundenen erhöhten Anzahl an Fehlerquellen. Dabei unterliegt die Messung den Einflüssen der Einbaubedingungen, des Ansprechverhaltens, der umgebenden Wärmestrahlung und der Beeinflussung des Temperaturfeldes durch den Sensor selbst, da bei der thermoelektrischen Messung die Sensoren das Messobjekt berühren müssen. Dies führt zu einer Beeinflussung der Messergebnisse durch die Kontaktbedingungen. Bei der Untersuchung von Temperaturen in der Zerspanung können viele Fehlerquellen minimiert, aber auch durch den Zerspanprozess selbst wieder verschlechtert werden. Zum Beispiel bei der Messung von Temperaturen im Bereich der Schneidkante. In diesem Fall ist das Thermoelement einem Bereich mit sehr hohen Temperaturgradienten oder schnellen Temperaturschwankungen ausgesetzt. Bauartbedingt treten unter diesen Einsatzbedingungen die größten Messfehler auf. Aufgrund des trägen Ansprechverhaltens von Thermoelementen wird nicht die maximale Temperatur gemessen, sondern nur eine mittlere Prozesstemperatur. Somit sind Thermoelemente nicht geeignet für Messaufgaben, bei denen schnell wechselnde hohe Temperaturgradienten vorliegen. [Mül-01_3, Mül-02, Sek-03_1, Vie-70] Detaillierte Studien über den Einfluss von Temperaturgradienten auf den Messfehler werden von Attia und Kops dargestellt [Att-86, Att-88, Att-93, Att-02]. Dennoch existieren Arbeiten, die über den thermoelektrischen Effekt die Temperaturen in der Kontaktzone Werkzeug-Werkstück erfassen. Umfangreiche Studien von Stephenson [Ste-93] zeigen, dass, wenn die in der Kontaktzone erzeugten Thermospannungen proportional zur Temperatur sind, die experimentelle Thermospannung mit der mittleren Temperatur in diesem Bereich korreliert. Berücksichtigt werden dabei jedoch nicht die hohen Dehnraten, Drücke, Phasentransformationen, chemischen Prozesse und andere physikalische Effekte, welche den Seebeck-Koeffizienten in der Kontaktzone beeinflussen. Der Gebrauch von Thermoelementen im statischen Betrieb ist praktikabel.

Im dynamischen Betrieb mit wechselnden Temperaturen ist die Messung bedingt unter Berücksichtigung des Ansprechverhaltens möglich. So liegt die Zeitkonstante für ein Thermoelement Typ K mit einem Durchmesser von 0,25 mm bei etwa 14 ms. Aufgrund der Komplexität des Messaufbaues liegt die Standardabweichung jedoch im Bereich von 10%. Thermoelemente sind in verschiedenen Prozessen wie Drehen [Got-25, Her-26, Sho-24], Fräsen [Ste-92_1], Bohren [Dev-68_1, Eis-00, Tön-92] und Schleifen [Pek-57] vielseitig einsetzbar.

2.6.3 Widerstandsthermometermessung

Die Messung mit Widerstandsthermometern beruht auf der Änderung des elektrischen Widerstandes in Abhängigkeit der Temperatur. Der Zusammenhang zwischen Temperatur und elektrischem Widerstand des Sensors ist dabei typischer Weise nichtlinear, kann jedoch über einen gegebenen Temperaturbereich mit dem Temperaturkoeffizient α linear approximiert werden. Der Temperaturkoeffizient wird durch Gitterfehler im Material, chemische Reaktionen mit der Umgebung, mechanischen oder thermischen Schock und Phasenumwandlungen beeinflusst.

Widerstandsthermometer sind einfach im Aufbau, kostengünstig und weisen eine hohe Genauigkeit auf. Die Sensoren können kostengünstig aus Kupfer und Nickel hergestellt werden [Qui-83]. Aufgrund der hohen Oxidationsneigung dieser Materialien ist das bevorzugte Material Platin, welches zusätzlich durch die hohe chemische Beständigkeit, den hohen Schmelzpunkt und den relativ hohen Temperaturkoeffizienten hervorragend geeignet ist. Die Genauigkeit der Sensoren ist in DIN IEC 60751 festgelegt. Es werden grundsätzlich zwei Klassen unterschieden, welche die Abhängigkeit des zulässigen Temperaturfehlers dT von der realen Temperatur t festlegen.

Klasse A: $dT = 0,15 \text{ °C} + 0,002 |t|$ (zulässig bis 650 °C)

Klasse B: $dT = 0,3 \text{ °C} + 0,005 |t|$

Als nachteilig erweist sich die relativ große Größe von 0,9 mm bis 4 mm, die hohen Zeitkonstanten von 2 s bis 20 s und der begrenzte Temperaturbereich bis ca. 960 °C. Einige dieser Nachteile können durch den Einsatz von Dünnschichtelementen minimiert werden. Die Sensorgröße kann damit auf 0,5 mm und die Zeitkonstante auf 200 ms reduziert werden. Dies hat jedoch zur Folge, dass der Temperaturbereich bei kommerziellen

Dünnschichtelementen auf 0 °C bis 70 °C begrenzt und die Genauigkeit und Langzeitstabilität reduziert werden.

Die Fehlerquellen im Einsatz von Widerstandsthermometern liegen ähnlich wie bei den Thermoelementen. Die Messung unterliegt den Einflüssen der Einbaubedingungen, des Ansprechverhaltens, der umgebenden Wärmestrahlung und der Beeinflussung des Temperaturfeldes durch den Sensor selbst, da bei der Messung mit Widerstandsthermometern die Sensoren das Messobjekt berühren müssen. Zusätzlich können sich vor allem kleine Sensoren durch die angelegte Messspannung erhitzen [Dav-07].

2.6.4 Strahlungsmessung

Die Strahlungsmessung beruht darauf, dass jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunktes ($T=0$ K, $-273,15$ °C) Strahlung emittiert, welche mit seiner thermodynamischen Temperatur korreliert [Ber-04, Eng-74]. Der temperaturabhängige Teil dieser Strahlung kann berührungslos und mit sehr hohen Ansprechzeiten gemessen werden. Die Thermografie ist ein abbildendes Verfahren, bei der durch eine flächenhafte Anordnung der Detektoren die Temperaturverteilung eines Messobjektes durch eine Vielzahl von Messpunkten bildlich dargestellt wird. Vorteilhaft ist die Echtzeit-Fähigkeit moderner Kameras und die hohe thermische Auflösung (20 mK) auch bei niedrigen Temperaturen. Nachteilig sind jedoch der hohe Kalibrieraufwand, sowie die Beschränkung, dass die Messstelle an einer für die Kamera sichtbaren Stelle liegen muss.

Die thermische Emission ist ein sehr komplexes Phänomen. Anhand eines Schwarzen Strahlers lassen sich die physikalischen Zusammenhänge erläutern. Für einen Schwarzen Strahler gelten folgende Eigenschaften.

- Er absorbiert alle einfallende Strahlung unabhängig von Einfallswinkel und Wellenlänge der einfallenden Strahlung.
- Kein Körper emittiert bei einer gegebenen Wellenlänge und Temperatur mehr Strahlung als ein Schwarzer Strahler.
- Die spektrale spezifische Ausstrahlung eines Schwarzen Strahlers ist unabhängig von der Richtung.
- Die spektrale spezifische Ausstrahlung $E_{\lambda,T}$ eines Schwarzen Strahlers ist eine Funktion der Temperatur und der Wellenlänge und lässt sich nach dem Planckschen Strahlungsgesetz beschreiben [Dub-01 S. D3, Glü-92, Pau-99]:

$$E_{\lambda,T} = \frac{2\pi hc^2}{\lambda^5} \frac{1}{e^{\left(\frac{hc}{\lambda T}\right)} - 1} = \frac{C_1}{\lambda^5 (e^{\frac{C_2}{\lambda T}} - 1)}$$

Formel 2-17

Die spektrale spezifische Ausstrahlung ist die Energie, welche pro Quadratmeter bei gegebener Wellenlänge und Temperatur ausgesandt wird. C_1 und C_2 sind festgesetzte Konstanten mit den Werten $C_1 = 1,191044 \cdot 10^{-16} W \cdot m^2 \cdot sr^{-1}$ und $C_2 = 0,014388m \cdot K$. T ist die thermodynamische Temperatur des Strahlers und λ die Wellenlänge der emittierten Energie. Dieses Gesetz beschreibt das Spektrum der spektralen spezifischen Ausstrahlung bei jeder Temperatur (Abbildung 2-10).

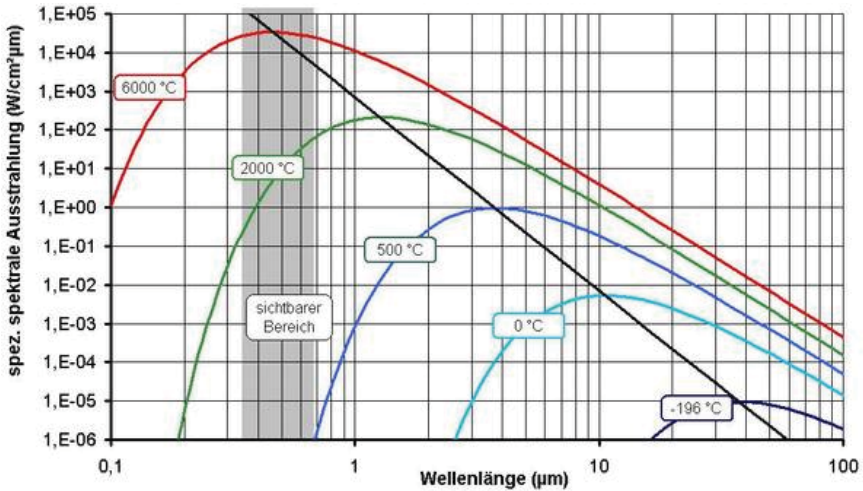


Abbildung 2-10: spektrale Ausstrahlung über der Wellenlänge nach dem Planckschen Strahlungsgesetz [Inf-07, Ber-04]

Um die gesamte Strahlungsleistung eines Schwarzen Strahlers zu bestimmen, wird die vorangegangene Formel über alle Wellenlängen integriert und man erhält das Stefan-Boltzmann-Gesetz. Dieses gibt an, welche Strahlungsleistung E_T pro Quadratmeter ein Schwarzer Körper der absoluten Temperatur T emittiert. Die Strahlungsleistung eines Schwarzen Körpers ist also proportional zur Stefan-Boltzmann-Konstante σ und zur vierten Potenz seiner absoluten Temperatur.

$$E_T = \sigma T^4$$

Formel 2-18

Damit lässt sich aus der gemessenen Leistung direkt die Temperatur eines Schwarzen Strahlers bestimmen.

Je nach Messaufgabe existieren unterschiedliche Strahlungsthermometer zur Temperaturbestimmung. Unterschieden wird zwischen Gesamtstrahlungs-pyrometern, Bandstrahlungspyrometern, Quotientenpyrometern und Glüh-faden- bzw. Vergleichspyrometern [Glü-92]. Allen Messmethoden ist gemein, dass sie die Strahlung des zu messenden Körpers aufnehmen müssen. Der Hauptunterschied besteht in der Bandbreite der gemessenen Wellenlängen, der Größe des Messkegels und der Datenverarbeitung zur Berechnung der Temperaturen aus der gemessenen Strahlung [VDI-95].

Durch die Maximierung des Strahlungseinfallskegels und der Bandbreite der gemessenen Wellenlängen kann das Gesamtstrahlungspyrometer ein Höchstmaß an Strahlen erfassen. Dadurch stehen sie für einen großen Temperaturmessbereich zur Verfügung (ca. 200 °C bis 1800 °C) bei einer geringen Messunsicherheit. Jedoch kann aufgrund der großen erfassten Fläche die gemessene Temperatur zu hoch ausgegeben werden.

Glühfaden- bzw. Vergleichspyrometer können für die Messungen von glühenden Objekten eingesetzt werden. Bei diesem visuellen Verfahren wird das Glühlicht einer Wolframlampe mit dem Messobjekt in Deckung gebracht. Über die Änderung des Lampenstromes wird die Glühfarbe des Wolframdrahtes so eingestellt, dass sein Bild vor dem Messobjekt verschwindet. Aus dem Lampenstrom kann nun die Temperatur errechnet werden.

Bandstrahlungspyrometer messen die Temperatur nur über einen begrenzten Wellenlängenbereich. Bei sehr eingeschränkten Wellenlängenbereichen spricht man von Schmalbandpyrometern. Die Signalauswertung wird bei diesen Geräten deutlich einfacher, da der spektrale Empfindlichkeitsverlauf des Sensors keine Rolle spielt. Sie sind die am häufigsten benutzten Pyrometer. Ein entscheidender Nachteil der Bandstrahlungspyrometer ist in der Abhängigkeit vom Emissionsgrad der zu messenden Fläche zu sehen. Der Emissionsgrad eines Körpers gibt an, wie viel Strahlung er im Vergleich zu einem Schwarzen Strahler abgibt. Daher liegt der Wert des Emissionsgrades immer zwischen 0 und 1. Für einen Grauen Strahler bestimmt sich somit die Strahlungsleistung über Formel 2-18 ergänzt mit dem Emissionsgrad ε zu folgendem Ausdruck:

$$E_T = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad \text{Formel 2-19}$$

Dies ist die einfachste Beschreibung der Strahlungsleistung, da in der Praxis der Emissionsgrad abhängig von Wellenlänge sowie Strahlungswinkel bzw. – richtung ist. DeWitt et al. beschreiben in einem umfangreichen Tabellenwerk die spektrale Emissivität für eine Vielzahl von Oberflächen und Materialien [Dew-88].

Das Signal eines Detektors ist eine Funktion der Temperatur und wird durch folgendes Integral bestimmt,

$$S(T) = \int_A \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \int_{\theta} \int_{\phi} G(\lambda) \varepsilon(\phi, \theta, \lambda) E_{\lambda,b}(\lambda, T) d\phi d\theta d\lambda dA \quad \text{Formel 2-20}$$

in dem dA ein differentielles Flächenelement der strahlenden Fläche darstellt, θ, ϕ die Strahlungsrichtung, λ die Wellenlänge der Strahlung und $G(\lambda)$ das Ansprechverhalten des Detektors beschreibt. Der einfachste Weg die komplizierte Beschreibung des Signals zu umgehen, liegt in der direkten Kalibrierung des Messinstrumentes auf die zu messende Fläche. Diese wird aufgeheizt und über ein weiteres Messinstrument wird der Emissionsgrad oder die Temperatur bestimmt. Über diese zusätzliche Messung kann das zu verwendende Messinstrument kalibriert werden [Dav-05]. Jedoch ist bei dieser Methode zu beachten, dass die Oberfläche auf die kalibriert worden ist, die gleichen Eigenschaften wie Oxidationsgrad, Oberflächentopografie etc. wie die zu messenden Oberflächen aufweist. Das Messinstrument kann weiterhin über einen Schwarzen Strahler kalibriert werden um sein Ansprechverhalten zu bestimmen. Der Emissionsgrad der zu messenden Oberfläche wird dann über weitere Instrumente ermittelt [Dav-03_1].

Unter Einsatz der Quotientenpyrometrie/Verhältnisstrahlpyrometrie, bei der die Intensität zweier diskreter Wellenlängenbänder ins Verhältnis gesetzt wird, kann der Emissionsgrad annähernd konstant angenommen werden [Mül-02]. Der große Vorteil besteht darin, dass für die Messung von absoluten Temperaturen der Emissionsgrad der Oberfläche nicht bekannt sein muss. Fehler treten nur dann auf, wenn die Emissionsgrade für die verwendeten Wellenlängenbereiche nicht gleich sind. Mit dem Planckschen Gesetz, siehe Formel 2-17, kann eine Formel hergeleitet werden, welche die mit einem Zwei-Farben-Pyrometer gemessene Temperatur T_R in Abhängigkeit der Pyrometerwellenlängen λ_1 und λ_2 und dem Verhältnis der

Emissionsgrade ε_1 und ε_2 bei diesen Wellenlängen darstellt. [Mül-00, Mül-01_1, Mül-01_2, Mül-01_3, Mül-02, Pya-54]

$$T_R = \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{C_2 \cdot \left(\frac{1}{\lambda_1} - \frac{1}{\lambda_2} \right)} \cdot \ln \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \right)^{-1} \quad \text{Formel 2-21}$$

Für den Fall, dass bei den verwendeten Wellenlängen die Emissionsgrade gleich sind, fällt der zweite Term auf der rechten Seite weg und die gemessene Temperatur T_R ist gleich der wahren Oberflächentemperatur T . Durch die Wahl zweier dicht beieinander liegender Wellenlängen kann die Bedingung gleicher Emissionsgrade für viele Oberflächen gut angenähert werden. Ein weiterer Vorteil liegt darin, dass die ermittelte Temperatur unabhängig ist von nicht durch die Temperatur hervorgerufenen Intensitätsschwankungen der Messsignale, wie z.B. durch Verschmutzung der Optik. Dadurch können auch die Temperaturen von Körpern bestimmt werden, die das Blickfeld des Messgerätes nur teilweise ausfüllen.

Ein dem Quotientenpyrometer ähnliches Messverfahren entwickelte Tank [Tan-88]. Die Besonderheit des Messverfahrens liegt darin, dass nicht zwei sehr nahe beieinander liegende Wellenlängen benutzt werden müssen. Über einen Algorithmus wird bei der Messung der Emissionsgrad selbsttätig bestimmt, wodurch Fehlereinflüsse minimiert werden.

In Verbindung mit einer Glasfaseroptik eignen sich diese Pyrometer bei der Erfassung von Temperaturen bei Zerspanprozessen, da auch an schwer zugänglichen Stellen gemessen werden kann. Nachteilig ist jedoch, dass die Mindesttemperatur aufgrund der physikalischen Eigenschaften der Glasfaser bei ca. 250 °C liegen muss, um auswertbare Daten zu erhalten.

Strahlungsmessung ist ein nicht-invasives Verfahren und kann verwendet werden um sowohl punktuelle Messungen als auch flächige Messungen mit bildhafter Darstellung durchzuführen. Jedoch ist diese Methode stark anfällig für Messfehler. Nach [Chi-01, Nic-01] können die Fehler in drei Hauptbereiche eingeteilt werden:

- Oberflächencharakterisierung, Reflektion und Emissivität
- Schwankungen im Transmissionsweg incl. Absorption, Streuung der Emission, Größeneffekte der Quelle und Abschattung / Vignettierung
- Signalverarbeitung

Mathematische Fehlermodelle bei der Strahlungsmessung sind in mehreren Quellen beschrieben [Chi-01, Dew-88, Nic-01]. Der Fehler steigt linear mit der gemessenen Wellenlänge, quadratisch mit der Temperatur und umgekehrt proportional mit dem Quadrat des Emissionsgrades. Um die Messunsicherheit zu minimieren, sollte die kleinste mögliche Wellenlänge gewählt werden, mit der ein ausreichendes Messsignal erreicht wird. Messungen bei hohen Temperaturen und niedrigen Emissionsgraden weisen eine höhere Messunsicherheit auf. Der größte Einflussfaktor auf die Messunsicherheit ist die Bestimmung des Emissionsgrades. Weitere signifikante Einflussfaktoren sind Reflektion, Absorption, Größe der Quelle und Abschattungen.

2.7 Arbeiten zur Temperaturmessung bei materialabtragenden Verfahren

2.7.1 Drehen

2.7.1.1 Thermoelemente

Drehen ist auch heute noch der am Umfassendsten untersuchte Prozess. Die ersten Abschätzungen der Temperaturen beim Drehen wurden über die Anlauffarben der Späne getroffen. Quantitative Aussagen wurden erst mit der Entwicklung von Thermoelementen möglich, die im Messobjekt integriert werden konnten. Vollständige Thermoelemente (Mantelthermoelemente) die als eigenständige Thermopartner in das Messobjekt eingebracht werden können, wurden 1920 von Verbeek [Ver-20] patentiert. Kurze Zeit später wurde die Möglichkeit aufgezeigt, als Thermoelementpaar die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück zu benutzen, zu der das so genannte Einmeißel- und Zweimeißelverfahren zählt [Got-25, Her-62, Mül-04_1, Sho-24]. Bei dem häufig angewandten Einmeißelverfahren wird die in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span entstehende Thermospannung gemessen. Diese Methode wurde in den folgenden Jahren weiterentwickelt und verbessert [Bos-35]. Zum heutigen Zeitpunkt sind nur noch die Einmeißelmethode, sowie der Einbau eines

Mantelthermoelementes technisch interessant [Kön-02]. Bei der Methode die Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Werkstück/Span als Thermoelement zu benutzen ist zu beachten, dass Werkzeug und Werkstück ausreichend isoliert gespannt werden. Die Vorteile einer guten Isolierung werden mit dem Nachteil einer geringeren Steifigkeit des Systems erkauft [Ste-93].

Jedoch weisen die Messverfahren mit Thermoelementen einige Schwierigkeiten bei den trennenden Verfahren auf. Problematisch ist immer die Verbindung der beiden Thermopartner, welche einem hohen Temperaturgradienten ausgesetzt ist. Die Thermoelemente die in das Messobjekt eingebracht werden, ändern zum Teil deutlich das System und dessen Verhalten, was zu Messfehlern führen kann [Att-86, Att-88, Att-93, Att-02]. Bei Werkzeug-Span-Thermoelementen kommen weitere Fehler von zusätzlichen Thermopartnern hinzu. (siehe Abbildung 2-11). Dazu zählt der Kontakt zwischen Werkzeugfreifläche und Werkstück und in einigen Fällen der Bereich zwischen Spanplättchen und Werkzeughalter. Diese Fehlerquellen können nur ausgeschlossen werden, wenn sie die gleiche Temperatur aufweisen wie das offene Ende des Thermoelementes (siehe 2.6.2). Zahlreiche Arbeiten in der Vergangenheit haben sich mit der Eliminierung und Verhinderung der genannten Fehlerquellen beschäftigt [Bar-73].

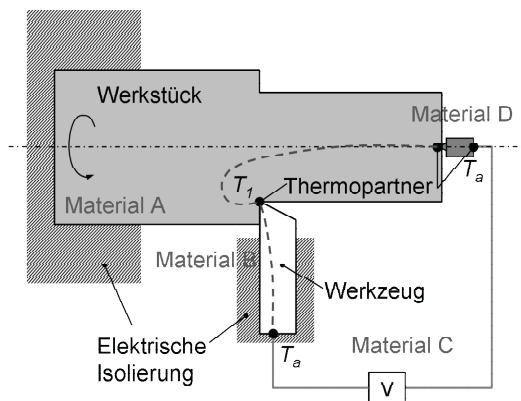


Abbildung 2-11:Thermopartner bei Werkzeug-Span-Thermoelementen, nach [Dav-07]

Obwohl der Einsatz von Einmeißel-Thermoelementen eine ältere Methode darstellt [Bar-73, Co0-73, Tri-49], wird sie auch heute noch eingesetzt [Ana-02, Grz-97, Rei-05, Ste-92_2, Ste-93], vor allem um beim Drehen Verschleißprozesse zu beobachten und zu erklären. In [Kra-86] wurde das Einmeißel-Thermoelement als Eingangsparameter eines analytischen Modells zur Berechnung des Werkzeugverschleißes eingesetzt. Bestimmt wurde sowohl der Einfluss von chemischem Verschleiß, bei dem der Werkzeugwerkstoff in den Span diffundiert als auch der Effekt des abrasiven Verschleißes durch harte Partikel im Werkstückwerkstoff. Eine quantitative Korrelation zwischen Verschleißmechanismus und der Temperatur zwischen Span und Werkzeug wurde von Leshock und Shin [Les-97] vorgeschlagen. Basis ist die Temperaturmessung mittels des Einmeißelverfahrens bei der Drehbearbeitung von 42CrMo4 und Inconel 718 mit Hartmetallwerkzeugen.

Der Einsatz der Methode, die Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Span/Werkstück als Thermoelement zu benutzen, erweist sich bei beschichteten Werkzeugen als kompliziert, da aufgrund der Beschichtung eine Vielzahl von Thermopartnern existiert. Weltweit sind schätzungsweise 53 % der eingesetzten Werkzeuge beschichtet [Dav-07]. Grzesik [Grz-01] beschreibt in seinen Arbeiten eine Methode, die Kontaktstelle zwischen Werkzeug und Span bei beschichteten Werkzeugen dennoch als Thermoelement zu nutzen. Hierzu wurde die Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück mit einem speziellen Schweißverfahren aufgeheizt. Mit einem zusätzlichen Standardthermoelement (Typ K) wurde die Temperatur gemessen und ein linearer Zusammenhang zwischen Temperatur und der Thermospannung von Werkzeug und Werkstück bestimmt. Auf diese Weise konnten sowohl unbeschichtete als auch Werkzeuge mit Multi-Layer-Beschichtungen vermessen werden. Die umfangreichen Temperaturmessergebnisse trägt Grzesik über der von Chao [Cha-61] definierten „thermal number“ auf. Diese beschreibt das Verhalten von Werkzeug und Span bei unterschiedlichen Parametern. Grzesik nimmt an, dass die Materialeigenschaften der einzelnen Schichten den Wärmefluss in den Span bestimmen, wobei eine Zwischenschicht aus Al_2O_3 den Wärmefluss in den Span reduziert. Die Vermutung ist, dass die Al_2O_3 -Schicht eine thermische Barriere darstellt, welche den Wärmeanteil im Span-Beschichtung-Substrat Tribosystem beeinflusst [Grz-00]. Neue Erkenntnisse beim kontinuierlichen Drehen [Rec-04] zeigen jedoch, dass der Effekt einer thermischen Barriere durch eine

Al_2O_3 -Schicht erheblich geringer ist als angenommen. Die Messunsicherheit von Werkzeugen mit Multilayer-Beschichtung ist darauf zurückzuführen, dass im Bereich des größten Temperaturgradienten eine Vielzahl von Thermopartnern vorliegt. Dies dürfte die Diskrepanz zwischen den veröffentlichten Untersuchungen erklären.

Die heutige Technologie erlaubt eine Vielzahl komplexer Schneidengeometrien, welche die Spanbildung und die damit verbundene Temperaturentwicklung massiv beeinflusst. Die Thermospannungen bei der Einmeißelmethode werden zusätzlich durch die Makro- und Mikro-Geometrien des Werkzeuges beeinflusst [Ana-02]. Diese Einflüsse auf die gemessenen Temperaturen dürfen nicht vernachlässigt werden. Grzesik hat umfangreiche Untersuchungen durchgeführt [Grz-97, Grz-98] in denen er die Einflüsse von Spanbrechern und reduzierter Kontaktlänge auf das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement erfasst. Er schließt daraus, dass die Kontaktlänge zwischen Werkzeug, Werkstück und Span den Wärmestrom und die Wärmebelastung entscheidend beeinflusst wird [Grz-01]. Der Einfluss unterschiedlicher Werkzeugwinkel wird in [Sag-07] näher erläutert.

Bei der Zerspanung im unterbrochenen Schnitt wird das Werkzeug besonders stark thermisch wechselnd beansprucht, da ein ständiger Wechsel zwischen dem temperaturintensiven Materialabtrag und einem kühlenden Luftschnitt erfolgt. Um unter diesen stark wechselnden Bedingungen Messungen durchführen zu können, wurde die Einmeißelmethode verwendet [Lez-90, Ste-92_1]. Kitagawa [Kit-97] benutzte einen ähnlichen Versuchsaufbau zur Messung der Temperaturen bei der Zerspanung von TiAl6V4Sn2 . Ziel der Arbeiten war die Erforschung der unterschiedlichen Werkzeugstandzeiten beim Drehen und Fräsen der Titanlegierung mit einem K10 Hartmetallwerkzeug. Die längere Lebensdauer der Schneidplatten im Fräsprozess resultiert aus der kürzeren Kontaktzeit zwischen Span und Werkzeug und der niedrigeren Maximaltemperatur. Diese Ergebnisse decken sich mit den Vermutungen von Taylor [Tay-07]. Die jüngsten Forschungsthemen bei denen die Einmeißelmethode zur Anwendung kommt, befassen sich mit der Erfassung von Temperaturen unter Einsatz von kryogenen Medien [Dha-02, Dha-07], Minimalmengenschmierung [Dha-06] sowie von Temperaturen bei der Hartbearbeitung [Abr-96].

Die Einmeißelmethode wurde in der Vergangenheit umfangreich genutzt. Ziel der Forschungsarbeiten war hauptsächlich die Bestimmung der

Temperaturen in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span, vor dem Hintergrund, die Einflüsse von Beschichtungen, Werkzeuggeometrien und Prozessparametern auf den Verschleißprozess zu untersuchen. Rückblickend lässt sich zusammenfassen, dass die Einmeißelmethode drei Hauptfehlereinflüssen unterliegt [Ste-93]. Die thermoelektrische Spannung ist ein Mittelwert der Temperaturen auf der Spanfläche. Ein zusätzlicher Fehlereinfluss liegt vor, wenn ein nicht linearer Zusammenhang zwischen Temperatur und Thermospannung vorliegt. Weitere Messfehler treten auf, wenn in der Messkette weitere Thermopartner, deren Temperaturen nicht bekannt und nicht konstant sind, vorliegen. Die Fehlereinflüsse können minimiert werden, wenn der Versuchsaufbau entsprechend isoliert wird. Wie schon beschrieben können dadurch wieder weitere Fehlereinflüsse auftreten. Der Verlust an Steifigkeit kann zu unerwünschten Schwingungen und Vibrationen im Zerspanprozess führen. Zur Minimierung der Fehlereinflüsse beschreibt Xu [Xu-83] neue Kalibrationsmethoden beim Einsatz der Einmeißelmethode.

Vollständige Thermoelemente werden seit der Entwicklung [Ver-20] für eine Vielzahl von Messungen eingesetzt. In der Zerspanung wurde zu Beginn darauf hingearbeitet die Temperaturverteilung im Bereich der Spanfläche, [Arn-67, Bal 64, Co-57, Hol-57, Opi-52, Opi-55, Sek-03_2, Sha-58] bzw. in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Span [Dan-54] zu erfassen. Aufgrund dessen, dass auf der einen Seite der Messaufwand sehr groß ist, um die Temperaturverteilung sehr genau zu erfassen, und auf der anderen Seite die Messung der Temperaturen mit Thermoelementen direkt an der Schneidkante unmöglich ist, werden Extrapolationsverfahren eingesetzt, um die Temperaturverteilung zu berechnen [Küs-56, Qur-65]. Wie unter 2.6.2 verfälscht das Einbringen von Thermoelementen die Messung, da das zu messende thermische Feld verändert wird. Ausführlich wird dies von den Simulationen und Experimenten von Attia und Kops belegt [Att-86, Att-88, Att-93, Att-02]. Ein weiterer Fehler besteht, wenn das punktförmige Thermoelement in den Bereich eines starken Temperaturgradienten gelegt wird [Chi-01, Nic-01]. Es existieren Ansätze aus der Mikrotechnik [Usu-78], um diese Fehler zu minimieren. Hierzu werden in eine geteilte Wendeschneidplatte Platindrähte mit einem Durchmesser von 10 μm eingebracht.

Zahlreiche Arbeiten beschäftigen sich mit dem Einfluss von Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Material und vielen anderen Faktoren auf die Temperaturen und damit den Verschleiß des Werkzeuges. Boud [Bou-07] betrachtete erstmals den Einfluss der Werkstückgröße, bzw. den Drehdurchmesser. Entscheidend bei den Versuchen ist, dass die Versuche unter identischen Bedingungen durchgeführt worden sind. Nur der Drehdurchmesser wurde variiert, während die Schnittgeschwindigkeit nicht verändert wurde. Es zeigt sich, dass mit einer Reduzierung des Drehdurchmessers die Temperaturen im Werkzeug schneller und auf ein höheres Niveau ansteigen.

Das Einbringen von Thermoelementen in das Werkzeug wird in mehreren Arbeiten dazu verwendet, um ein semi-empirisches Modell der Werkzeugtemperaturen und des –verschleißes zu erstellen [Ay 94, Ay 98, Bar-97, D'E-97, Nic-01]. Häufig werden für diese Messaufgabe feine NiCr-Ni-Thermoelemente Typ K verwendet, um die Ansprechzeiten zu minimieren. Von Kops und Arenson [Kop-99] wurden Thermoelemente beim Drehen verwendet um den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten zu bestimmen. Dieser wird verwendet, um sicher zu stellen, dass die geforderten Toleranzen im Bearbeitungsprozess eingehalten werden können. Die thermische Dehnung des Werkstückes kann dazu führen, dass die geforderten Toleranzen nicht eingehalten werden können.

Ein weiterer Ansatz zur Bestimmung der Temperaturen im Werkzeug ist die FE-Modellierung. Ren [Ren-04] klemmte ein Typ K Thermoelement zwischen Unterlegplatte und Wendeschneidplatte. Die Ergebnisse aus dieser Messung werden in einer FEM-Simulation verwendet, um die Temperaturen in der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Span zu berechnen. Die Ergebnisse zeigen, dass mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben die Temperaturen in der Kontaktfläche ansteigen. Diese Ergebnisse decken sich mit den Ergebnissen von Müller [Mül-04_1], der den Zerspanprozess bei hohen Schnittgeschwindigkeiten thermisch analysierte. Bei der Zerspannung von Titanlegierungen mit PCBN Werkzeugen wurden auf diese Weise Temperaturen von 600°C bis 700°C in der Kontaktzone berechnet. Die Ergebnisse zeigen zudem, dass Schneidstoffe mit größeren Karbidkörnern geringere Temperaturen aufweisen und unempfindlicher auf Änderungen von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub reagieren [Ren-04]. Im Gegensatz zu Ren und Müller [Mül-04_1, Ren-04] beschreibt O'Sullivan [O'S-02] zum Teil

gegensätzliche Ergebnisse. Die Ergebnisse zeigen, dass mit ansteigendem Vorschub die Temperatur der bearbeiteten Oberfläche abnimmt. Weiterhin stellt er fest, dass mit steigendem Verschleiß die Temperatur ansteigt, was sich jedoch mit weiteren Veröffentlichungen deckt.

Die Verbindung von Temperaturmessung und FEM-Simulation wird ebenso in weiteren Arbeiten verwendet [El-96]. So wird von Kishawy [Kis-02] dieser Ansatz verwendet, um die Temperaturen im Bereich der Schneidkante zu berechnen. Er untersuchte den Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter auf die Temperaturentwicklung. Coelho et al. [Coe-04] beschäftigten sich in diesem Zusammenhang mit dem Einfluss unterschiedlicher Werkzeuggeometrien.

Ein völlig neuer Ansatz wird von Weinert [Wei-05_1, Wei-06_3] vorgestellt. Auf einer Siliziumnitrit-Wendeschneiplatte (Abbildung 2-12) werden zunächst Leiterbahnen aus reinem Nickel direkt aufgebracht. Zur Vervollständigung des Thermopaars wird die Wendeschneidplatte anschließend in einem PVD-Prozess mit einer Nickel-Chrom-Schicht versehen. Messungen in Grauguss EN-GJL-250 zeigen die Funktionsfähigkeit dieses Systems.



Abbildung 2-12: Versuchsaufbau zur Temperaturmessung beim Drehen [Wei-05_1]

Diesen Ansatz verwendet Basti [Bas-07] ebenfalls. Im Gegensatz zu Weinert liegen die Thermopartner nicht übereinander, sondern nebeneinander und werden durch zusätzliche Hartstoffschichten geschützt. Vorteilhafter ist, dass das Thermopaar bis direkt an die Schneidkante heran gefertigt werden kann. Die Herstellung ist schematisch in Abbildung 2-13 dargestellt.

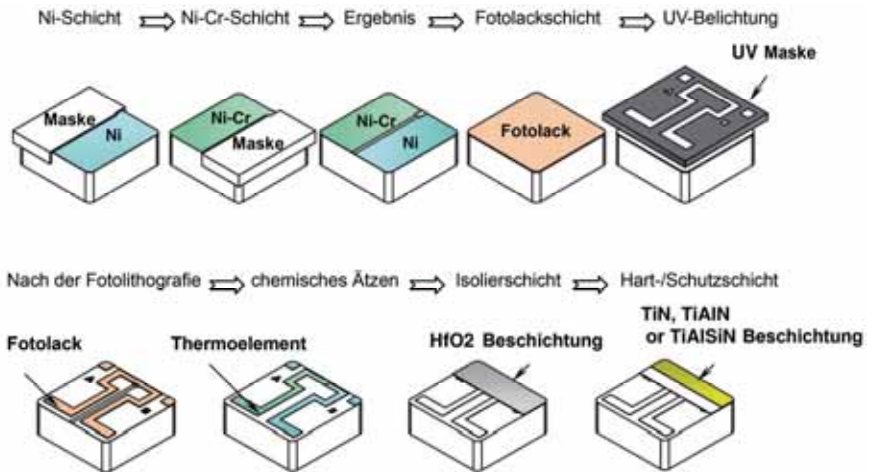


Abbildung 2-13: Herstellungssequenz eines Dünnschicht-Thermoelementes [Bas-07]

Weitere Autoren haben sich in der Vergangenheit mit dem Einsatz von Thermoelementen bei der Zerspanung auseinandergesetzt. Bei den an dieser Stelle aufgeführten Arbeiten diente diese Messmethode vor allem dazu, den Wärmeübergang zu erforschen und den Wärmestrom zwischen Werkzeug und Span sowie Werkzeug und Werkstück zu bestimmen [Bat-05_3, Kus-05_1, Kus-05_2, Rec-04, Rec-05, Yvo-06]. Der Einsatz von Thermoelementen wurde von einigen Autoren angewandt, um die Temperaturen bei Verwendung von kryogenen Medien zu untersuchen. Untersucht wurden zum Beispiel die Temperaturen bei der Zerspannung von Stahl [Dha-02, Dhar-07] und Titan [Hon-01], sowie von Keramik [Wan-97]. Die Ergebnisse von Wang und Rajurkar [Wan-97] zeigen, dass bei der Bearbeitung von Siliziumnitridkeramik mit CBN Werkzeugen die Standzeiten deutlich erhöht werden, wenn durch den Einsatz von kryogener Kühlung die Maximaltemperaturen um mehr als 300°C reduziert werden können.

Auch die Abhängigkeit der Bearbeitungsgenauigkeit vom Temperaturfeld in der Maschine wurde untersucht. Moriwaki [Mor-90] hat an mehreren Stellen im Werkzeughalter bei der Zerspanung von Aluminium und Kupfer mit monokristallinem Diamant den Temperaturanstieg gemessen. Anfänglich wurde davon ausgegangen, dass der Temperaturanstieg bei der Zerspanung mit Diamant vernachlässigt werden kann. Jedoch wurden ein Temperaturanstieg von 10 K im Bereich der Schneidkante und eine damit verbundene thermisch bedingte Deformation des Werkzeuges von 3 μm gemessen. Bei weiteren Studien von Moriwaki [Mor-93] wurden sehr feine ($D = 0,35 \text{ mm}$) Thermoelemente im Werkstück eingesetzt um in Echtzeit den Temperaturanstieg zu erfassen. Der Vergleich von Simulation und Messsignal zeigte eine gute Übereinstimmung, wodurch gezeigt wird, dass mit heutigen Thermoelementen schnelle Ansprechzeiten erreicht werden können. Untersuchungen von Biermann [Bie-07] bestätigen die Ergebnisse von Moriwaki. Biermann bringt bei der Fräsbearbeitung von Magnesium Thermoelemente im Werkstück ein um den Temperaturverlauf zu ermitteln. Bei der Bearbeitung mit polykristallinem Diamant (PKD) wird ein geringerer Temperaturanstieg gemessen als bei der Zerspanung mit Hartmetall. Dieses Ergebnis wird auf die wesentlich bessere Wärmeleitfähigkeit von Diamant zurückgeführt, wodurch ein größerer Anteil der Wärme mit dem Span abtransportiert wird. Hartmetallwerkzeuge weisen bei diesen Versuchen eine größere Mikrohärteaufhärtung im Bereich der Werkstückrandzone auf.

2.7.1.2 Strahlungsmessung

Der Einsatz der Strahlungsmessung zur Bestimmung der Temperaturen geht zurück auf Arbeiten aus den 30er Jahren [Sch-33, Krä-36]. Hier wurde die Strahlung des Prozesses auf ein Thermoelement fokussiert. Spätere Arbeiten setzen zur Messung der Strahlung Fotozellen /-dioden ein [Cha-51, Dor-65, Rei-58]. Erste abtastende Verfahren kamen zum Einsatz [Len-64, Len-65 Len-66, Pri-71], wobei noch keine Bildgebung erfolgte. Die ersten Thermografiebilder der Werkzeug-Span-Kontaktzone wurden in den 60er Jahren veröffentlicht [Boo-61, Boo-63, May-66, Sal-68]. Bei späteren Arbeiten waren eine höhere Empfindlichkeit und bessere Kalibriermöglichkeiten beim Einsatz der Infrarot-Thermografie von Vorteil [Jee-81].

Mit der Entwicklung von flächig angeordneten Sensoren zur berührungslosen Erfassung der thermischen Strahlung, hat der Einsatz von bildgebenden Verfahren zur Temperaturbestimmung in der Zerspanung

stark zugenommen. Bei einer Vielzahl von Untersuchungen wurde die Temperatur mit unterschiedlichen Sensortypen bei verschiedenen Wellenlängen und Wellenlängenbereichen bestimmt. Auch die Technik moderner Digitalkameras mit CCD-Sensor wurde zur Messung der Infrarotstrahlung und Temperaturbestimmung benutzt. Die ersten dynamischen Thermografiebilder in der Zerspanung wurden unter anderem von Wang bei der Untersuchung von Wendelspanen erstellt [Wan-96]. Die größte Herausforderung bei der Strahlungsmessung in der Zerspanung, liegt in der Bestimmung des Emissionsgrades des zu messenden Körpers. Ng simulierte Kräfte und Temperaturen beim Orthogonaldrehen von X40CrMoV5-1 Werkzeugstahl (52HRC) [Ng-99]. Er verwendete zur Verifikation seines Simulationsmodells ein Gerät, bei dem der Emissionsgrad eingestellt werden konnte und erreichte damit eine hervorragende Übereinstimmung von Simulation und Experiment. Stephenson verglich bei seinen Experimenten die Messungen der Strahlungsmessung mit den Ergebnissen, die durch den Einsatz eines Einmeißelthermoelementes gemessen wurde [Ste-91]. Der direkte Vergleich mit Thermoelementen zur Kalibrierung der Infrarotmessung wird häufig angewandt. Davies et al. verwendeten dieses Verfahren zur Messung der Emissivität von verschiedenen Werkstoffen als Funktion der Wellenlänge. Das Messsystem verwendet einen Indium-Antimon-Detektor mit 256 x 320 Bildpunkten in einem Wellenlängenbereich von 3 μm bis 5 μm . Das speziell entwickelte Mikroskopsystem weist eine örtliche Auflösung kleiner als 10 μm auf. Im ersten Schritt wird das System gegen einen Schwarzen Strahler kalibriert und danach direkt gegen ein Thermoelement auf der Oberfläche des Werkstückes. Das gesamte System weist eine maximale Messunsicherheit von $\pm 50^\circ\text{C}$ für eine Temperaturspanne von 800°C auf [Dav-03_1, Dav-03_2, Dav-05]. Im Gegensatz zu [Ng-99] liegen die mittels FE-Simulation ermittelten Temperaturen außerhalb des Streubereiches der gemessenen Temperaturen. Davies führt dies auf die sinkenden Fließspannungen zurück, die auftreten, wenn das Material schlagartig aufgeheizt wird. Ein ähnlicher Versuchsaufbau wird in [Ive-05] beschrieben. Es besteht zusätzlich die Möglichkeit simultane thermografische und visuelle Aufnahmen durchzuführen. Dieser Versuchsaufbau wird bei der Bearbeitung von Aluminium eingesetzt. Zu beachten ist, dass Aluminium einen Emissionsgrad kleiner 0,1 aufweist. Da sich Messfehler umgekehrt proportional zum Emissionsgrad verhalten sind dies überaus anspruchsvolle Messungen. In

[Mil-03] werden Messungen vorgestellt, die mit einem Breitbandpyrometer ($3\ \mu\text{m} - 14\ \mu\text{m}$) bei der Zerspanung von C25E durchgeführt worden sind. Der Autor gibt eine ausführliche Abhandlung über die Messunsicherheit durch Wellenlänge und Emissionsgrad. Es existieren jedoch auch Arbeiten, bei denen nicht auf mögliche Fehlereinflüsse eingegangen wird. In [Des-04] wird die Temperaturverteilung bei der Hartzerspanung von 100Cr6 beschrieben. Die gemessenen Temperaturen liegen mit 300°C deutlich unter denen, die typischerweise bei der Hartzerspanung angegeben werden. Weitere interessante Untersuchungen wurden von Narayanan durchgeführt. Er bestimmte die Temperaturen bei der Zerspanung von Messing in der Kontaktzone von Werkzeug und Span. Hierzu verwendete er ein Werkzeug aus Saphir, welches für die gemessene Wellenlänge durchlässig ist [Nar-01]. Rech ermittelte beim Orthogonaldrehen den Einfluss unterschiedlicher Beschichtungen auf die Temperaturen auf einer Nebenfreifläche des Werkzeuges [Rec-06].

Detektoren, die im mittelwelligen (MWIR) und langwelligen (LWIR) Infrarotbereich ($> 3\ \mu\text{m}$) messen, erlauben die Erfassung von dynamischen Prozessen [Pot-03]. Jedoch sind diese Systeme teuer und erfordern eine starke Kühlung der Detektoren. Als Alternative wird die Temperaturerfassung mit Infrarot-CCD Sensoren durchgeführt, die auf CCD-Sensoren moderner Digitalkameras basieren. In Verbindung mit einer angepassten Elektronik konnte diese Technik zur Messung von Temperaturen in mehreren Bereichen der Zerspanung erfolgreich eingesetzt werden. Dazu gehören das Orthogonal-Drehen bei konventionellen [M'S-98, M'S-02, M'S-45, M'S-05, M'S-06] und sehr hohen (HSC) [Sut-03, Sut-07] Schnittgeschwindigkeiten, sowie das 3D-Drehen [Out-04]. Nachteilig ist jedoch, dass das spektrale Ansprechvermögen bei kleinen Wellenlängen ($0,27\ \mu\text{m} - 1,05\ \mu\text{m}$) abnimmt. Dafür sind diese Detektoren sehr günstig und liefern bei hohen Temperaturen gute Ergebnisse [Dav-07]. Eine typische IR-CCD Kamera mit Messaufbau wird von M'Saoubi beschrieben [M'S-98, M'S-02, M'S-04, M'S-05, M'S-06]. Der Silizium-basierte CCD-Chip arbeitet im kurzwelligen (SWIR) Infrarotbereich und weist einen Messbereich von 500°C bis 1000°C auf. Eine Berechnung der Messunsicherheit, die auf einer Kalibrierung mit einem Schwarzen Strahler beruht und im Versuch ein Messobjekt mit einem Emissionsgrad größer 0,5 voraussetzt, ergibt einen maximalen Fehler von 5%. Mit diesem System wurde die Temperatur einer

Schneide bei der Zerspanung von rostfreiem Stahl mit und ohne Spanleitstufe gemessen [M'S-06]. Die Ergebnisse von M'Saoubi [M'S-06] stimmen qualitativ mit denen von Wanigarathne [Wan-05] überein, der die Temperaturen mit einem Messsystem erfasste, welches im langwelligen Spektralbereich (7,5 μm bis 13 μm) arbeitet.

Aufgrund der Messunsicherheit die durch den Emissionsgrad entscheidend beeinflusst wird, wurden Messgeräte entwickelt, die diesen Einfluss minimieren oder mit unterschiedlichen Techniken unabhängig vom Emissionsgrad die Temperatur messen. Nachteilig bei dieser Art von Geräten ist die nur punktuelle Erfassung von Temperaturen. Jedoch können unter Einsatz von Glasfaseroptiken Temperaturen an schwer zugänglichen Stellen mit hoher örtlicher und zeitlicher Auflösung erfasst werden. So haben Shin und Pfefferkorn ein Pyrometer entwickelt, welches Temperatur und Emissionsgrad bestimmt. Mit einer umfangreichen Analyse der Messunsicherheit konnte die 2σ Unsicherheit der Oberflächentemperatur bestimmt werden. Die Genauigkeit der Temperaturmessung liegt bei $\pm 13^\circ\text{C}$ bei 700°C und $\pm 20^\circ\text{C}$ bei 1500°C . Der Emissionsgrad wird mit einer Genauigkeit von $\pm 0,058$ bei Werten zwischen 0,8 und 0,9 gemessen [Lei-01, Pfe-97, Pfe-04].

Ein weiterer Ansatz ist die Messung zweier unterschiedlicher Wellenlängen mit den so genannten Zwei-Farben-Pyrometern. Ueda verwendete in zahlreichen Messungen ein Zwei-Farben-Pyrometer, welches zwei unterschiedliche Detektortypen verwendet [Ued-85, Ued-86, Ued-99, Ued-01, Ued-06]. Die vom Messobjekt ausgesandte thermische Strahlung wird mittels Glasfaseroptik über einen Strahlteiler an einen Ge- und an einen InSb-Detektor geleitet. Die Detektoren arbeiten bei unterschiedlichen spektralen Empfindlichkeiten. Die Ausgangsspannung der Detektoren wird zueinander ins Verhältnis gesetzt, wodurch eine vom Emissionsgrad unabhängige Temperaturmessung möglich wird. Ueda führte zahlreiche Temperaturmessungen bei der Trockenbearbeitung im Bereich der Spanfläche durch. Die Messergebnisse bei der Zerspanung von Kupfer und Aluminium stimmen gut mit Simulationsergebnissen überein. Weitere Versuchsreihen bei unterschiedlichen Stählen mit verschiedenen Härten zeigen, dass mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit und Härte die Temperaturen ansteigen. Bei jüngeren Untersuchungen von Lazoglu zum Hartdrehen von 51CrV4 (68HRC) wird ein ähnlicher Aufbau verwendet [Laz-06].

Durch den Einsatz der Glasfaser können, wie schon beschrieben, Temperaturen an schwer zugänglichen Stellen unter widrigen Umständen durchgeführt werden. Diesen Vorteil machten sich Ueda [Ued-06] und Al Huda [AlH-02] bei der Zerspangung unter Verwendung von Schmiermitteln zunutze. Hierzu führten sie eine Glasfaser durch die Schneidplatte hindurch, von unten an die Spanfläche heran, wie dies in Abbildung 2-14 dargestellt ist.

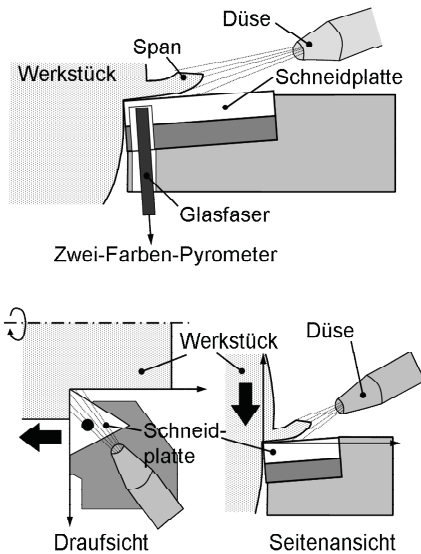


Abbildung 2-14: Versuchsaufbau zur Messung der Temperaturen in der Schneidplatte unter Verwendung von Schmiermittel, nach [Ued-06]

Die Ergebnisse bestätigen [Sha-58], dass das Schmiermittel die Kontaktzone zwischen Span und Werkzeug nicht erreicht. Bei einem direkten Vergleich der Zerspangung mit Kühlschmierstoff und der Trockenbearbeitung zeigt sich lediglich ein Temperaturanstieg von 3% von „nass“ zu „trocken“ in einem Schnittgeschwindigkeitsbereich von 200 m/min bis 300 m/min.

Müller und Renz [Mül-01_1] haben ein Zwei-Farben-Pyrometer mit hoher örtlicher und zeitlicher Auflösung und hoher absoluter Genauigkeit entwickelt, welches in zahlreichen Arbeiten verwendet wurde [Hop-04, Kri-01, Mül-04_2]. Die vom Messobjekt ausgesandte thermische Strahlung wird mittels Glasfaseroptik in das Gerät geleitet. Dort wird die Strahlung über

einen dichroitischen Spiegel (Farbteiler) aufgespalten. Bandpassfilter filtern die 100 nm breiten Wellenlängenbereiche (1,7 und 2,0 Mikrometer) heraus. Mit den Linsen werden die beiden Strahlen auf die Fotodetektoren fokussiert. Wie schon beim vorherigen Verhältnisstrahl-Pyrometer wird die Intensität zweier diskreter Wellenlängenbänder gemessen und die Messsignale der beiden Wellenlängenbereiche ins Verhältnis gesetzt. Dadurch wird die ermittelte Temperatur unabhängig von nicht durch die Temperatur hervorgerufenen Intensitätsschwankungen der Messsignale, wie zum Beispiel durch Verschmutzung der Optik oder durch eine unterschiedliche Größe des Messobjektes im Blickfeld der Pyrometeroptik. Der zweite große Vorteil besteht darin, dass durch die Bildung des Verhältnisses der beiden Signale die ermittelte Temperatur unabhängig vom Emissionsgrad ist, wenn dieser bei den beiden Wellenlängen gleich ist (grauer Strahler). Durch die Wahl von zwei dicht benachbarten Wellenlängen kann diese Bedingung sehr gut angenähert werden. In [Mül-04_1] wird der Zerspanprozess bei hohen Schnittgeschwindigkeiten thermisch analysiert. Zum Einsatz kommen hierbei die Werkstoffe Ck45N, AlZnMgCu1,5 und TiAl6V4. Die Messungen wurden mit dem beschriebenen faseroptischen Pyrometer durchgeführt, und die Temperaturverläufe an der Span- und Werkstückoberfläche gemessen. Zusätzlich wurden mit einer Hochgeschwindigkeitsinfrarotkamera sowohl die Temperaturverläufe in der Scherzone beim Orthogonalschnitt ausgewertet als auch der zeitliche Verlauf der Temperaturverteilung auf der Schneidplatte. Als Ergebnis aus den Messungen kann gesichert gesagt werden, dass die Temperatur auf der Oberfläche des Werkstückes mit steigender Schnittgeschwindigkeit zunimmt. Jedoch wird keine Aussage basierend auf den Messungen zu der eingebrachten Wärmemenge getroffen. Dies scheint insofern schwierig, da nur in einer sehr dünnen Randzone der Werkstückoberfläche die gemessene Temperatur herrscht und durch das hohe Temperaturgefälle zum Werkstückinneren diese schnell abklingt [Amo-04]. Da die gesamte Zone, in der der Wärmeaustausch stattfindet, bekannt sein muss, aber messtechnisch kaum abgebildet werden kann, ist eine Bestimmung der Wärmemenge allein durch Oberflächentemperaturen nahezu unmöglich.

2.7.1.3 Weitere Messverfahren

Eine eher untergeordnete Rolle spielt der Einsatz von thermophysikalisch basierten Effekten zur Temperaturbestimmung bei der Zerspanung. Bei der

Zerspanung von C40 Stahl mit Keramikschnidplatten verwendete Lo Casto Kaliumnitratpulver, welches bei einer definierten Temperatur schmilzt. Dieses brachte er auf einer Ebene parallel zur Spanfläche auf [LoC-94]. Schallbroch verwendete temperaturanzeigende Farben auf der Freifläche des Werkzeuges [Sch-43]. Ostafiev führte Versuche mit einer geteilten Schneidplatte durch, deren Trennfläche er mit thermosensitiver Farbe behandelt hat [Ost-99]. Wright und Trent untersuchten den Zusammenhang von der Mikrohärte mit der thermischen Vergangenheit von Werkzeugen [Wri-00]. Olson verwendete Dünnschicht-Sensoren zur simultanen Messung von Temperatur und Wärmestrom, um durch inverse Methoden die Werkzeugtemperatur zu berechnen [Ols-04].

Aus der Betrachtung der Arbeiten zur Temperaturmessung beim Drehen zeigt sich, dass bisher sehr viele Methoden und Modelle entwickelt worden sind, um die Temperaturen im Bereich des eigentlichen Trennvorganges zu quantifizieren. Viele Untersuchungen wurden jedoch unter experimentellen Bedingungen durchgeführt, die eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf reale Prozesse nicht zulassen. Weiterhin sind häufig Details der Experimente nicht dokumentiert, so dass ein Vergleich der einzelnen Ergebnisse untereinander nicht möglich ist. Alle Untersuchungen haben jedoch nicht das Ziel, die Temperaturverteilung und damit das thermo-mechanische Verhalten eines komplexen Bauteils wiederzugeben. Vielmehr liegt der Fokus hauptsächlich auf den Temperaturen im Schneidenbereich, da diese maßgeblich das Verschleißverhalten des Werkzeuges beeinflussen und damit die Wirtschaftlichkeit eines Prozesses bestimmen. Daraus folgt, dass eine Methode entwickelt werden muss, mit der das thermo-mechanische Verhalten eines Bauteils zur Verzugbeherrschung in zeitlich vertretbarem Aufwand und mit hinreichender Genauigkeit bestimmt werden

2.7.2 Fräsen

2.7.2.1 Thermoelemente

Bei der Fräsbearbeitung ist die Erfassung von Temperaturen aufgrund des rotierenden Werkzeuges und der vielen bewegten Achsen deutlich anspruchsvoller als beim Drehen. Es existiert dennoch eine Vielzahl von Untersuchungen die das Einmeißelverfahren, vollständige Thermoelemente oder die Infrarotthermografie anwenden.

Der Versuchsaufbau zum Einsatz der Einmeißelmethode ist beim Fräsen deutlich aufwändiger als beim Drehen. Der Anschluss muss aufgrund des drehenden Werkzeuges über einen Schleifring erfolgen. Zahlreiche weitere Thermopartner sind dadurch in die Messkette integriert, wie z.B. zwischen Wendschneidplatte und Werkzeughalter, Werkzeughalter und Schleifring, Schleifring und Bürste.

Narutaki [Nar-91] bestimmte mit dem Einmeißelverfahren die Temperaturen beim Hochgeschwindigkeits-Planfräsen von Vergütungsstahl S45C mit keramischem Schneidstoff. Damit die Leitfähigkeit gegeben ist, wurde der Zusatz von Titancarbid im Werkzeug notwendig. Es ist nicht bekannt, wie der Versuchsaufbau kalibriert wurde. Jedoch werden durchschnittliche Temperaturen von 1100°C bei 400 m/min und 1300°C bei 600 m/min Schnittgeschwindigkeit angegeben. Stephenson [Ste-92_1] untersuchte den unterbrochenen Schnitt bei der Drehbearbeitung von Grauguss und 2024 Aluminium. Er verwendete das Einmeißelverfahren zur Erfassung der Temperaturen zwischen Werkzeug und Span. Bei beiden Materialien stellte er fest, dass die Spitzentemperaturen abnehmen, wenn die Zeit, in der sich das Werkzeug nicht im Schnitt befindet, zunimmt.

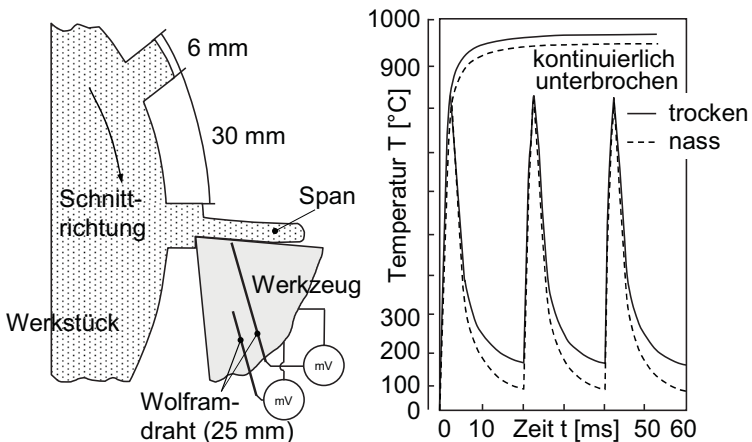


Abbildung 2-15: Eingesinterte Thermoelemente in der Schneidplatte zur Erfassung der Temperaturen im Bereich der Spanfläche, nach [Kit-97]

Weitere Arbeiten von Kitigawa [Kit-97] belegen die Hypothese, dass der unterbrochene Schnitt die Spitzentemperaturen auf der Spanfläche

reduziert. Für die Messungen sinterte er einen, mittels Keramikbeschichtung isolierten Draht, als Thermopartner in ein Hartmetallwerkzeug ein. Die Messung der Temperaturen erfolgte direkt im Bereich der Spanfläche. Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 2-15 dargestellt. Gegenübergestellt sind die Messdaten des kontinuierlichen und des unterbrochenen Schnittes mit und ohne Kühlschmiermittel. Die maximalen Temperaturen im unterbrochen Schnitt liegen deutlich niedriger als im kontinuierlichen Schnitt. Die Spitzentemperaturen unter Verwendung von Kühlschmiermittel (KSS) liegen ca. 15 % niedriger als bei der Trockenbearbeitung. Jedoch zeigt sich auch, dass die thermische Wechselbeanspruchung des Schneidstoffes unter Einsatz von KSS stark zunimmt.

Mit Mantelthermoelementen wurde auch von El-Bestawi [El-93] der Unterschied zwischen kontinuierlichem und unterbrochenem Schnitt bestätigt. Er verglich die Temperaturen beim Drehen und Fräsen von Inconel® 718 mit faserverstärkten Keramikschnidplatten. Die Schnittgeschwindigkeit wurde im Bereich von 400 m/min bis 700 m/min variiert. Die Temperaturen beim Drehen lagen zwischen 350°C und 500°C während beim Fräsen nur 300°C bis 350°C erreicht wurden.

Zur Messung der Temperaturen im Werkstück verwendete Ng [Ng-00] NiCr-Ni-Thermoelemente. Die Versuche wurden mit einem beschichteten VHM-Kugelfräser bei der Zerspanung von Nickelbasis-Superlegierungen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser umfangreichen Arbeit zeigen, dass beim Vergleich der Werkstücktemperaturen kein wesentlicher Unterschied zwischen Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung existiert. Diese Ergebnisse decken sich mit zahlreichen weiteren Arbeiten [AlH-02, El-93, Ste-92_1, Ued-06]. Die Arbeiten von Ng zeigen weiterhin, dass unter Einsatz von Kühlschmiermittel die Werkstücktemperatur mit einer Erhöhung des Kühlmitteldruckes deutlich reduziert werden kann. Ähnliche Versuche führten Brandão et al. bei der Zerspanung zweier Stähle durch. Sie verglichen die Temperaturen zwischen Trockenbearbeitung, unter Einsatz von Druckluft und gekühlter Luft [Bra-07]. Die Ergebnisse zeigen, dass die Temperaturunterschiede relativ gering sind. Unter Trockenbearbeitung sind die Temperaturen erhöht, während der Einsatz von Druckluft die Temperaturen nahezu auf gleichem Niveau hält. Gekühlte Luft hingegen reduziert die Werkstücktemperatur. Die Temperaturänderungen im

Werkstück können zu thermischem Verzug führen und sich auf die Maßhaltigkeit des fertigen Bauteiles auswirken. Brandão entwickelt ein FEM-Simulationsmodell in denen die Parameter Wärmeeintrag in das Werkstück und ein Konvektionskoeffizient als Eingangsgrößen verwendet werden. Diese werden über ein mathematisches Verfahren für die jeweiligen Versuchsbedingungen optimiert. Nachteilig ist, dass diese Vorgehensweise umfangreiche Fachkenntnis voraussetzt, und eine Übertragung des Simulationsmodells auf Realprozesse nur begrenzt möglich ist und mit hohem Aufwand verbunden ist.

2.7.2.2 Strahlungsmessung

Bei der Fräsbearbeitung finden sich kaum Arbeiten, bei denen Systeme zur direkten Strahlungsmessung verwendet werden. Lin [Lin-95] montierte ein Pyrometer mit einem Spotdurchmesser von einem Millimeter auf einer Fräsmaschine. Die Temperaturen wurden auf der Werkstückoberfläche hinter einem dreischneidigen Schafffräser bei der Herstellung eines Schlitzes in AISI 1050 Stahl gemessen. In einem Abstand von 10,5 mm zur Fräserachse wurden Temperaturerhöhungen von 50°C bis 60°C gemessen. Mit einem inversen Ansatz unter Verwendung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate wurden die Temperaturen unter dem Werkzeug bestimmt. Die numerischen und experimentellen Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung.

Skopecek [Sko-03] führte beim Hart-HSC-Fräsen Temperaturmessungen mit einer Infrarotkamera durch. Er ermittelte die Temperaturen in der Werkstückoberfläche um einen funktionalen Zusammenhang der Temperatur von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub herzustellen. Der Vergleich der Temperaturen mit der Maschinenleistung zeigt, dass mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub der Wärmeanteil, der in das Werkstück übergeht, sinkt. Dabei ist der Einfluss des Vorschubes größer als der der Schnittgeschwindigkeit. Weiterhin sinkt, trotz höherer Gesamtwärmemenge, die Oberflächentemperatur mit steigendem Vorschub, während die Oberflächentemperatur mit steigender Schnittgeschwindigkeit zunimmt. Es wurden zu keiner Zeit Temperaturen gemessen die oberhalb der Anlasstemperaturen des bearbeiteten Werkstoffes lagen. Eine thermische Beeinflussung des Werkstückes, bzw. eine Härteabnahme des Oberflächengefüges wurde nicht festgestellt.

Die Verwendung von Zwei-Farben-Pyrometern findet bei der Fräsbearbeitung zahlreiche Anwendungen. Auch Ueda verwendete Zwei-Farben-Pyrometer [Ued-01, Oka-06]. Er verbesserte die Ansprechzeit auf weniger als $10\ \mu\text{m}$ indem er Detektoren (InAs und InSb) einsetzte die bei sehr kurzen Wellenlängen im Bereich von $1\ \mu\text{m}$ bis $3\ \mu\text{m}$ sowie $3\ \mu\text{m}$ bis $5,5\ \mu\text{m}$ arbeiten [Ued-99, Ued-98]. Ueda untersuchte die Temperaturen am Fräswerkzeug indem er mehrere Glasfaseroptiken in einem Abstand von $0,5\ \text{mm}$ zur Spanfläche um das Werkzeug herum platzierte (siehe Abbildung 2-16). Mit diesem Messaufbau konnte er die Temperaturen über den gesamten Schnittverlauf nachmessen. Es wurde bei jeder Werkzeugumdrehung ein thermischer Schock von 150°C gemessen. Dies deckt sich qualitativ mit den Simulationsergebnissen von Ng [Ng-04]. Hosakawa und Ueda [Hos-05, Ued-06] verwendeten Zwei-Farben-Pyrometer bei weiteren Fräsprozessen zur Temperaturbestimmung der Schneide. In das Werkstück wurde eine Bohrung eingebracht, in welche die Glasfaser des Pyrometers eingeführt wurde. Beim Überfräsen dieses Loches liegt die Schneide für einen sehr kurzen Augenblick über der Glasfaser, sodass näherungsweise die gleiche Temperatur wie während dem Schneideneingriff gemessen werden kann. Sato [Sat-07] misst die Temperaturen über eine Glasfaser direkt im Fräswerkzeug. Wie in Abbildung 2-17 dargestellt wird über eine Drehverbindung die Glasfaser rotatorisch entkoppelt und direkt an der Rückseite einer CBN-Schneidplatte angebracht.

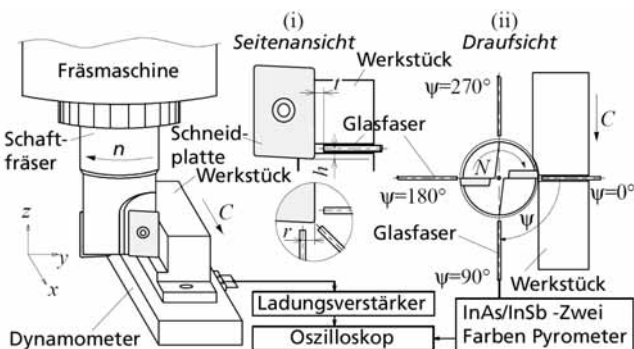


Abbildung 2-16: Zwei-Farben-Pyrometer zur Messung der Freiflächentemperatur beim Fräsen [Ued-01]

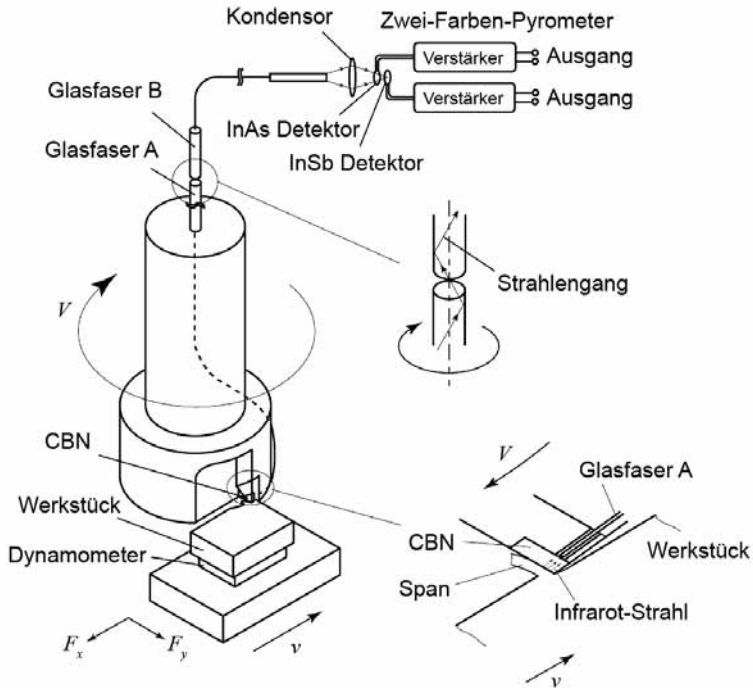


Abbildung 2-17: Versuchsaufbau zur Messung der Temperaturen im Fräs Werkzeug nach [Sat-07]

Die Ergebnisse dieser Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen. Bei der Fräsbearbeitung von Vergütungsstahl mit CBN-Werkzeugen nimmt die Werkzeugtemperatur mit steigender Schnittgeschwindigkeit stark zu. Gemessen wurden 850°C bei 600 m/min [Hos-05]. Die Härte des Werkstückes beeinflusst deutlich die entstehenden Temperaturen. Durch den Einsatz von Minimalmengenschmierung im Gegensatz zur Trockenbearbeitung kann die Spanflächentemperatur erheblich reduziert werden. Ueda zeigt eine Temperatursenkung um 80°C auf der Spanfläche [Ued-06]. Im Gegensatz zur Werkstücktemperatur die durch den Einsatz der MMS kaum beeinflusst wird [AIH-02, El-93, Ng-00, Ste-92_1, Ued-06]. Auch bei der Mikrofräsbearbeitung mit einem Mikro-Kugelfräser wurden die Temperaturen von Hosokawa und Ueda erfasst [Hos-04]. Sie verwendeten hierzu ein Drei-Farben-Pyrometer um die Messgenauigkeit zu steigern. Das Detektormaterial ist Quecksilber-Cadmium-Tellurid (MCT), Indium-Antimon (InSb) und Indium-Arsen (InAs).

2.7.3 Bohren

2.7.3.1 Thermoelemente

De Vries bestimmte beim Bohren die Temperatur an Span und Freifläche mit Eisen-Konstantan-Thermoelementen [Dev-67, Dev-70, Dev-68_1, Dev-68_2]. Die Ergebnisse zeigen, dass Werkstückeigenschaften, wie z.B. Größe und das Vorhandensein von Pilotbohrungen, die gemessenen Temperaturen stark beeinflussen. Von Interesse sind auch die Temperaturen die vor dem Bohrer, bzw. direkt an der Bohrungswand vorliegen. Es existieren unterschiedliche Ansätze mit indirekten Methoden zur Bestimmung dieser Temperaturen, da in diesen Bereichen das Einbringen von Mantelthermoelementen unpraktisch oder unmöglich ist. Eine solche Methode beinhaltet das Abschätzen der Wärmeströme über die Bohrungswand in das Werkstück durch die Kombination von experimentellen Temperaturmessversuchen mit inversen Wärmeleitungsmodellen. Kalidas benutzte diesen Ansatz um ein Modell zur Berechnung der Werkstücktemperaturen zu entwickeln [Kal-02]. Eine weitere Studie verwendet eine inverse Methode zur Bestimmung der Wärmeströme und des Verschleißes beim Hochgeschwindigkeitsbohren [Bat-05_2]. Zeilmann und Weingaertner [Zei-06] verwendeten NiCr-Ni-Thermoelemente zur Erfassung der Werkstücktemperaturen bei der Zerspanung von TiAl6V4 mit unbeschichteten und beschichteten (TiAlN, CrCN und TiCN) Hartmetallbohrern unter Einsatz von Minimalmengenschmierung. Die Thermoelemente wurden in einem Abstand von 0,2 mm entlang der Bohrungswand in verschiedenen Tiefen im Werkstück eingebracht. Die Messergebnisse zeigen, dass die Temperaturen im Werkstück um 50% reduziert werden können, wenn das Schmiermedium intern durch den Bohrer möglichst nahe an den Bereich der Spanbildung gebracht werden kann, im Gegensatz zur äußeren Zuführung. Auch der Einsatz von beschichteten Werkzeugen reduziert die Temperaturentwicklung. Ein signifikanter Unterschied zwischen den unterschiedlichen Beschichtungen war jedoch nicht messbar. Ein ähnlicher Versuchsaufbau findet sich bei Tönshoff [Tön-92]. Zur werkstückseitigen Erfassung der Temperaturen können Thermoelemente im Werkstück eingebracht werden. Tönshoff platzierte mehrere Thermoelemente im Abstand von 0,2 – 0,5 mm entlang einer Bohrungswand (Abbildung 2-18). Die Messungen ergaben, dass mit zunehmender Bohrtiefe die Temperaturen ansteigen. Eisenblätter [Eis-00] verwendet dieses Verfahren ebenfalls, um die

Temperaturen des Werkstückes beim Trockenbohren in Stahlwerkstoffe mit HM-Werkzeugen zu ermitteln.

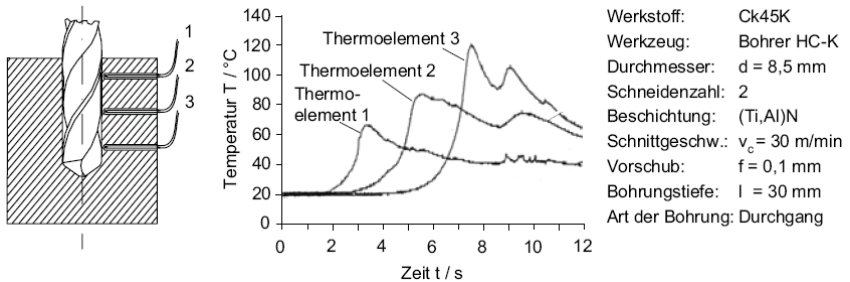


Abbildung 2-18: Platzierung von Thermoelementen zur werkstückseitigen Temperaturmessung [Eis-2000, Tön-1992, Ris-2006]

Einen ähnlichen Versuchsaufbau verwendet Weinert [Wei-06_2, Wei-06_1]. Die Ergebnisse werden verwendet um ein analytisches Modell zu entwickeln, welches eine Berechnung der Temperaturen innerhalb des definierten Parameterfeldes erlaubt.

Zur Erfassung der Temperaturen im Bohrer verwendeten Bagci und Ozcelik NiCr-Ni-Thermoelemente, welche sie durch die Kühlkanäle des Bohrers bis an die Bohrspitze führten [Bag-05, Bag-06_1, Bag-06_2, Ozc-06]. Zerspannt wurden AISI 4140 Stahl und die Aluminiumlegierung Al 7075-T651 mit einem TiAlN-beschichteten Vollhartmetallbohrer bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten und Vorschüben. Die gemessenen Temperaturen stimmen bei diesen Versuchen sehr gut mit Ergebnissen einer FEM-Simulation überein. Li [Li-07_1, Li-07_2] führte nach dem gleichen Verfahren Temperaturmessungen beim Bohren von TiAl6V4 durch. Je zwei Thermoelemente werden durch die Kühlkanäle des Bohrers geführt und an verschiedenen Positionen auf der Hauptfreifläche angebracht. Die Ergebnisse dienen zur Verifikation einer FEM-Simulation der Bohrer-temperatur. Ähnliche Versuche führte Weinert beim Gewindebohren durch [Wei-05_2]. Er präparierte Vollhartmetallgewindebohrer der Größe M12 mit einem Thermoelement, welches er durch eine erodierte Bohrung 0,2 mm von der Spanfläche entfernt angebracht hat. Auch bei der Durchführung von Bohrversuchen in Kunststoff verwendet Weinert Thermoelemente. Die Werkzeugtemperatur wird mit Thermoelementen erfasst, welche in der Freifläche der Bohrer eingebettet worden sind.

Zusätzlich werden in einer weiteren Versuchsreihe die Temperaturen im Werkstück in einem Abstand von 0,2 mm zur Bohrungswand und 10 mm zum Bohrungsanfang gemessen. Die Temperaturmessung bei der Bearbeitung von Kunststoff ist aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit und der niedrigen Schmelz- bzw. Zersetzungstemperaturen interessant [Wie-06_4].

Die Temperaturerfassung direkt an der Schneidkante ist beim Bohrprozess mit großen Herausforderungen verbunden. Bono und Ni [Bon-02_2] verwenden hierzu einen Ansatz, der dem Einmeißelverfahren beim Drehen ähnlich ist. Im Werkstück wird senkrecht zur Bohrerachse eine Metallfolie eingebracht, die zum restlichen Werkstück isoliert ist. Während dem Bohrprozess wandert der Kontakt zwischen Bohrer und Folie vom Zentrum des Bohrers entlang der Schneidkante zur Bohrerecke. Die Temperatur wird entlang der Schneidkante „gescannt“. Kalibriert wird der Aufbau durch ein Standardthermoelement. Die Autoren verwenden diese Methode um eine FEM-Simulation zur Berechnung der Temperaturen an der Schneidkante zu verifizieren. Entgegen der vorherrschenden Denkweise finden sich bei diesem Modell die höchsten Temperaturen im Bereich der Querschneide [Bon-02_1, Bon-06].

2.7.3.2 Strahlungsmessung

Der Bohrprozess ist verfahrensbedingt schwer zugänglich für den Einsatz von Infrarot-Messsystemen. Demzufolge können nur Temperaturen auf der äußeren Oberfläche des Werkstückes gemessen werden. In [Bel-94] wird der Einsatz eines faseroptischen Systems zur Temperaturmessung beim Bohren beschrieben. Dörr [Dör-03] benutzte eine Infrarotkamera mit der er die Temperaturen beim Austritt des Bohrers aus dem Werkstück erfasste. Auch hier zeigen die Ergebnisse, dass der Einsatz von Beschichtungen die entstehenden Temperaturen reduziert.

2.7.4 Abrasive Prozesse

Zu den Abrasiven Prozessen zählen Verfahren wie Schleifen, Honen, Läppen usw. Bei diesen Verfahren wird im Folgenden ein kurzer Abriss über Arbeiten zur Temperaturerfassung gegeben. Häufig werden abrasive Prozesse zur Bearbeitung von gehärteten Werkstoffen eingesetzt. Hier spielt die Prozesstemperatur eine große Rolle, da diese die Eigenschaften der Werkstückoberfläche entscheidend beeinflussen kann. Zu hohe

Prozesstemperaturen können beispielsweise zu so genannten „weißen Schichten“ führen, welche die Bauteile schädigen. Abrasive Prozesse lassen sich unterteilen in Prozesse mit gebundenem und ungebundenem Korn.

Die Temperatur bei Prozessen mit gebundenem Korn wird sowohl mit Thermoelementen als auch mit Strahlungsmessgeräten erfasst.

Schleifen ist ein sehr energieintensiver Prozess [Sak-98], bei der ein Großteil der Prozesswärme in das Werkstück übergeht. Dadurch werden die Härte und die Mikrostruktur des Werkstückes beeinflusst und es kann zu Schleifbrand und Verfärbungen durch Anlauffarben kommen.

Um diese Effekte zu verstehen, wurden Thermoelemente in das Werkstück eingebracht, um die Temperaturentwicklung in der Schleifzone zu ermitteln [Lit-55, Out-52]. Im Laufe der Zeit wurde an unterschiedlichen Stellen und mit unterschiedlichen Thermoelementen die Temperaturmessung beim Schleifen durchgeführt [Tön-00]. Hervorzuheben ist hierbei das Einbringen von Thermoelementen direkt in die Schleifscheibe [Bri-05, Dav-67]. Die ersten umfassenden Untersuchungen der Temperaturen in das Werkstück und die Schleifscheibe wurden nach [Dav-07] in den 70er Jahren von Kops und Hucke durchgeführt und in den folgenden Jahren von zahlreichen Forschern umfangreich ergänzt [Hwa-02, Hwa-03, Sak-98] und um weitere Messmethoden erweitert [Bat-05_1, Tön-02]. Mantelthermoelemente werden zerstört, wenn die Verbindung der beiden Thermopartner getrennt wird, sodass ein Einsatz im direkten Bereich des Trennvorganges nicht möglich ist. Für den Schleifprozess wurde auf Basis der Einmeißelmethode beim Drehen ein ähnlicher Aufbau entwickelt. Hierzu werden entweder einzelne Thermopartner in das Werkstück eingebracht, die durch den Schleifprozess mit dem Werkstück zu einem vollständigen Thermoelement direkt in der Schleifzone verbunden werden [Pek-57, Pek-58]. Als Alternative können ebenso zwei Thermodrähte eingebracht werden, die miteinander verpresst werden. Die Ansprechzeit liegt im Bereich von 2 μ s [Pu-88] und die Messunsicherheit bei ca. 1% [Xu-83]. Zahlreiche Forscher haben diese Methode zur Temperaturmessung verwendet [Kur-03, Nee-81, Rog-84, Row-95, Row-01]. Wie bei der Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide wird die Simulation zur Berechnung von Temperaturen auch beim Schleifen eingesetzt. Gou konnte eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment nachweisen [Guo-92].

Der beginnende Einsatz von Methoden zur Strahlungsmessung beim Schleifen lässt sich auf die späten 50er Jahre datieren. Mayer und Shaw setzten eine PbS-Zelle ein, um bei der Bearbeitung mit einer Topfschleifscheibe die Oberflächentemperaturen zu erfassen. Weitere Arbeiten mit Infrarot-Filmen [Kop-82, May-57], IR-Kameras [Cha-90, Heb-92, Hwa-03, Sak-98] und der Einsatz von fiber-optischen Systemen in den 80er Jahren folgten [Ued-85, Ued-86, Ued-92, Ued-93, Ued-95, Ued-96]. Xu führte experimentelle Arbeiten durch, bei denen er die Ergebnisse von fiber-optischen Messungen mit denen von eingebetteten Mantelthermoelementen und dynamischen Thermoelementen nach der Einmeißelmethode verglich und in allen Ergebnissen eine gute Übereinstimmung fand [Xu-01].

Auch bei Verfahren mit ungebundenem Korn wie z.B. dem Läppen wurden Temperaturmessungen durchgeführt. Aufgrund der Verfahrenseigenschaften entstehen jedoch keine hohen Temperaturen, sodass nur wenige Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet existieren. Von Sugimoto [Sug-95] wurden mit Thermoelementen die Temperaturen beim Polieren von Silizium-Wafern gemessen. In weiteren Arbeiten wurden Infrarot-Sensoren [Ste-99_1, Ste-99_2, Wan-98] oder Thermobildkameras [Hoc-04, Lin-00, Mul-02] zur Messung der Prozesstemperaturen verwendet. Von hauptsächlichem Interesse ist dabei die Bearbeitung von Wafern.

Als Fazit aus dem Stand der Forschung für die Temperaturerfassung und -ermittlung bei trennenden Verfahren lässt sich zusammenfassen, dass die Temperaturerfassung ein komplexes Thema der Zerspanung darstellt. Es existiert eine Vielzahl von Messmethoden, die jede für sich spezielle Möglichkeiten und Vorteile bieten. Die Messmethoden unterscheiden sich in der physikalischen Erfassung von Temperaturen, den Temperaturbereichen in denen eine Temperaturerfassung möglich ist, dem Ansprechverhalten sowie örtlicher und zeitlicher Auflösung. Trotz dieser Vielzahl von Messmethoden wird es auch in naher Zukunft kaum möglich sein, Temperaturen in hoher örtlicher und zeitlicher Auflösung in der Zerspanungszone zu erfassen. Jedoch sind genau diese Temperaturen als Eingangsparameter interessant für die Durchführung von thermo-mechanischen Simulationen. Der Stand der Technik zeigt, dass die Temperaturen in der Zerspanzone als Eingangsparameter einer Simulation nicht zuverlässig und wiederholbar gemessen werden können, da je nach Versuchsaufbau und Messmethodik in der Literatur unterschiedliche

Ergebnisse dokumentiert werden. Es gilt für diese Arbeit eine Messmethode auszuwählen, die mit ausreichender Genauigkeit und vertretbarem Aufwand die Erfassung von Temperaturen, zur Generierung von Eingangsparametern, zulässt. Als weiterer Eingangsparameter für thermo-mechanische Simulationen kann die Wärmestromdichte verwendet werden. Diese lässt sich aus Temperaturverläufen und -verteilungen und Prozesskenngrößen errechnen. In zahlreichen Arbeiten wurden die vorherrschenden Temperaturen und Temperaturverteilungen gemessen. Bei der Messung der Wärmeverteilung ist die Streuung der Ergebnisse zueinander noch größer, da nur wenige Ergebnisse existieren, die unter völlig verschiedenen Voraussetzungen durchgeführt worden sind. Daher gilt es bei dieser Arbeit eine Messstrategie zu entwickeln, die für unterschiedliche Prozesse (Bohren, Fräsen, usw.) und Materialien vergleichbare Ergebnisse liefert. Vor diesem Hintergrund muss beleuchtet werden, welchen Einfluss die gemessenen Temperaturen bzw. Temperaturverteilungen auf den Bearbeitungsprozess und das fertige Werkstück haben.

2.8 Auswirkungen der Prozesswärme bei der Trockenbearbeitung auf die Fertigungsgenauigkeit

Bislang existiert weder in Normen noch in Richtlinien eine Definition für Minimalmengenschmierung oder Trockenbearbeitung. Aufgrund zahlreicher Veröffentlichungen haben sich jedoch folgende Begrifflichkeiten etabliert. Von Minimalmengenschmierung (MMS) spricht man, wenn durchschnittlich nicht mehr als 50 ml pro Prozessstunde und Werkzeuge an Schmiermedium eingesetzt werden. Der Begriff Trockenbearbeitung wurde schon einige Jahre zuvor definiert und bezieht sich auf trockene Späne, Werkzeuge und Bauteile während der Bearbeitung. Dafür ausschlaggebend ist der prozentuale Anteil an Kühlschmierstoff auf dem Span. Ein Span mit weniger als 2 Masse-Prozent anhaftendem Schmierstoff gilt als trocken. Da bei der Minimalmengenschmierung diese Bedingung erfüllt wird, umfasst der Begriff „Trockenbearbeitung“ auch den Einsatz der Minimalmengenschmierung [BGI-718]. Der Begriff „Trockenbearbeitung“ schließt in dieser Arbeit generell auch den Einsatz von Minimalmengenschmierung ein. Bei der Trockenbearbeitung kommen Kühlschmierstoffe (KSS) nicht zum Einsatz. Eine prozesssichere Bearbeitung kann nur dann erreicht werden, wenn die Aufgaben des KSS bei der Trockenbearbeitung kompensiert werden können. Wird der

Kühlschmierstoff lediglich abgeschaltet, so führt dies nicht zum Erfolg. Die primären Aufgaben des Kühlschmierstoffes (Abbildung 2-19) sind neben dem Kühlen und Schmieren ebenso der Transport der Späne aus dem Arbeitsbereich, bzw. aus der Maschine [Moh-00, Oph-98]. Wie aus Abbildung 2-19 ersichtlich ist, steigt durch den Entfall des Kühlschmierstoffes die thermische Belastung von Werkzeug, Bauteil und Maschine. Eine weitere thermische Belastung wird durch die erhöhte Reibung und Adhäsion verursacht. Die Spanabfuhr ist nur noch begrenzt gegeben, so dass durch die heißen Späne eine weitere Wärmequelle besteht. Moderne Prozesse der Trockenbearbeitung kompensieren nahezu alle Aufgaben des Kühlschmierstoffes. Lediglich für die Temperierung des Prozesses und des Werkstückes gibt es derzeit noch keine allumfassende Lösung [Kam-00].

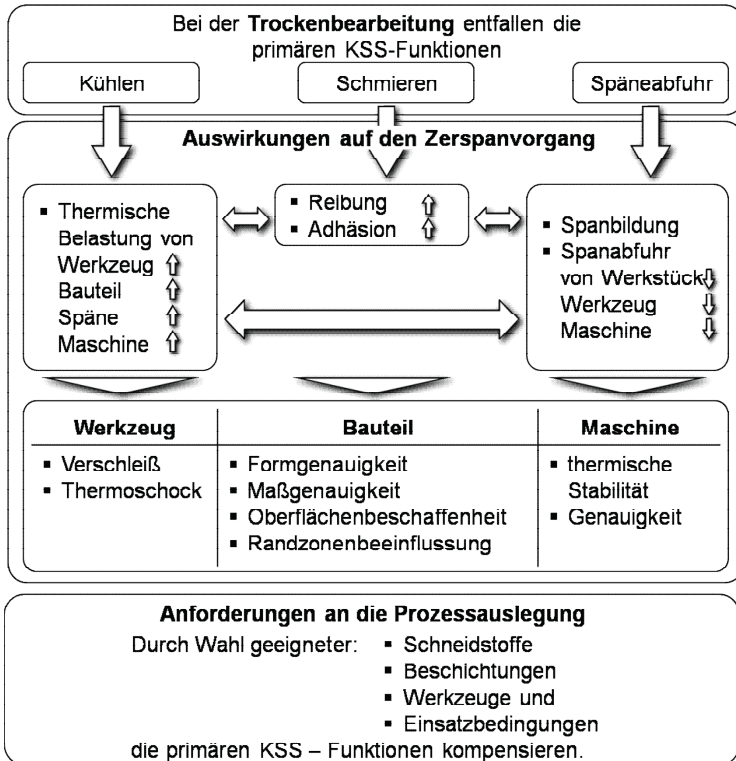


Abbildung 2-19: Bei der Trockenbearbeitung entfallen die primären KSS-Funktionen Kühlen, Schmieren und Spänetransport, nach [Oph-98]

Die Wärme, die bislang über den Kühlschmierstoff abgeführt wurde, verbleibt im Span, Werkzeug und Werkstück. Wie in Abbildung 2-20 [Oph-98] ersichtlich, wird die für die Zerspangung verantwortliche Arbeit in Wärme umgewandelt.

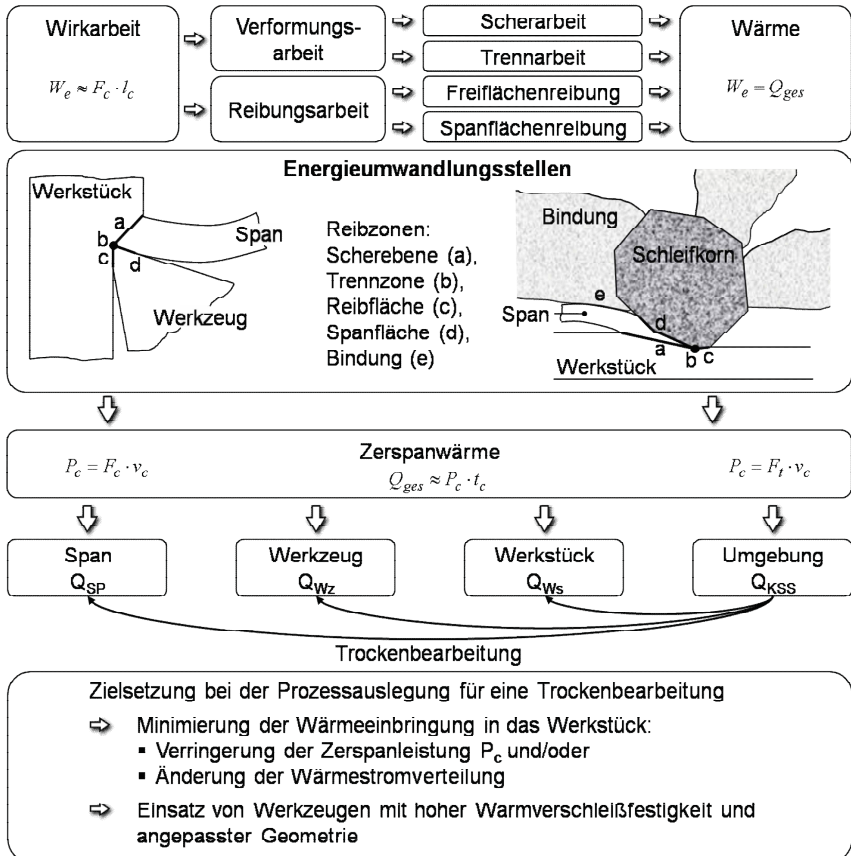


Abbildung 2-20: Wirkarbeit, Energieumwandlungsstellen und Wärmeabfuhr, nach [Oph-98]

Wie schon in Kapitel 2.5 beschrieben, ist davon auszugehen, dass näherungsweise die gesamte umgesetzte Leistung in Wärme umgesetzt wird [Tön-04]. Diese Zerspangwärme verteilt sich auf Span, Werkzeug, Werkstück und Umgebung. Bei der Zerspangung mit Kühlschmierstoff wird die

Umgebung hauptsächlich durch den Kühlschmierstoff gebildet. Bei der Trockenbearbeitung findet durch den Entfall des Kühlschmierstoffes keine Temperierung des Prozesses statt, und so verteilt sich dieser Wärmeanteil auf Span, Werkzeug und Werkstück. Daher gilt es bei der Trockenbearbeitung das thermische Verhalten von Maschine und Werkstück zu betrachten und den Prozess bei der Trockenbearbeitung so auszulegen, dass eine Minimierung der Wärmeeinbringung in das Werkstück erfolgt.

Das thermische Verhalten der Maschine ist in zahlreichen Untersuchungen betrachtet worden [Fis-70, Fur-07, Ich-89, Kal-06, Spu-68]. Durch die Überwachung der Maschinentemperatur, bzw. Temperierung des Maschinengestelles, oder die konstruktive Gestaltung können Maschineneinflüsse weitestgehend ausgeschlossen werden. Das thermische Verhalten des Werkstückes muss jedoch gesondert betrachtet werden. Da, wie in Kapitel 2.5 ebenfalls dargestellt, der Wärmeeintrag in das Werkstück von vielerlei Faktoren abhängt, kann derzeit die entstehende Wärme und der Wärmeanteil im Werkstück nur über aufwändige Versuchsreihen quantifiziert werden. Die Wärme im Werkstück hat zur Folge, dass die thermische Belastung zu einem vorübergehenden thermischen Verzug des Werkstückes führt. Je nach Größe, Aufspannung, Werkstoff und Bearbeitungsumfang, kann dieser Verzug dazu führen, dass Bearbeitungstoleranzen nicht eingehalten werden können. Insbesondere lässt sich ungerichteter dreidimensionaler Verzug nicht kompensieren [Dür-07, Fle-05, Fle-07]. Unter der Voraussetzung, dass das Bauteil homogen in allen Raumrichtungen wächst, kann über die Kenntnis der Bauteiltemperatur die Ausdehnung berechnet, und die Achsposition neu bestimmt werden. Insbesondere bei Materialien mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit, wie z.B. Aluminium ($237 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$), ist dieses Vorgehen in der Praxis erfolgreich umgesetzt [Fur-07]. Bei schlecht leitenden Materialien, wie Grauguss ($\sim 50 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$), ist diese Vorgehensweise praktisch nicht umsetzbar.

Bei Bauteilen mit engen Toleranzen müssen häufig Maßnahmen ergriffen werden, um die Toleranzgrenzen nicht zu überschreiten. Hierbei spielen nicht nur werkzeugmaschinenbedingte Fehlerquellen eine Rolle, sondern auch Deformationen des Bauteiles, hervorgerufen durch mechanische und thermische Belastungen. Bei der Drehbearbeitung sind deutliche Abweichungen bedingt durch die thermische Ausdehnung veröffentlicht. In

[Nic-80] und [Ich-74] werden die thermisch bedingten Abweichungen von der Soll-Geometrie beim Plan- und Aussendrehen beschrieben. Ein Vergleich zwischen Experiment und FEM-Simulation zur thermisch bedingten Maßabweichung findet sich in [Suk-03]. Es zeigt sich, dass thermisch bedingte Maßänderungen bei Präzisionsteilen nicht zu vernachlässigen sind.

Diese Versuche zeigen, dass die bei der Trockenbearbeitung entstehende Wärme einen deutlichen Einfluss auf die Genauigkeit des Fertigungsprozesses hat. Durch den Temperaturanstieg im Bauteil, dehnt sich das Werkstück aus, wodurch bei einseitiger Einspannung Stichmaße ohne Kompensationsstrategien nicht eingehalten werden können. Bei komplexen dreidimensionalen Strukturen kann es zu einem undefinierten dreidimensionalen Verzug kommen, wodurch sowohl Stichmaße als auch Form- und Oberflächentoleranzen außerhalb der geforderten Toleranzen liegen können.

In [Wei-02_1] wird der Einfluss des thermisch bedingten Verzuges bei der Bohrungsbearbeitung beschrieben. Ein C60-Flachmaterial wird einseitig fest eingespannt und von der festen Einspannung beginnend bearbeitet (Abbildung 2-21). Es zeigt sich eine deutliche Abhängigkeit der Maßhaltigkeit von der Bohrungsstrategie. Variiert werden die Anzahl der Bohrungen sowie die Wartezeiten zwischen den Bohrungen.

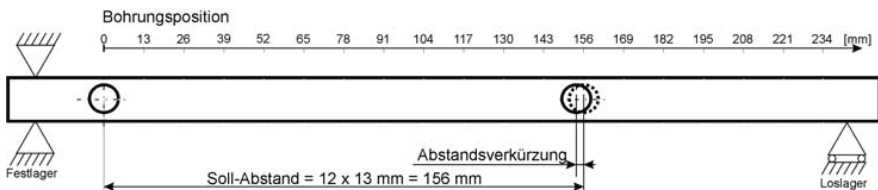


Abbildung 2-21: Versuchsaufbau zur Erfassung des eindimensionalen Einflusses [Wei-02_1]

In einem weiteren Versuchsaufbau werden Bohrungen axial in einen Stahlring eingebracht. Bei diesen Versuchen zeigt sich zusätzlich der Einfluss der Bearbeitungsreihenfolge auf die Positionsgenauigkeit der Bohrungen.

Weitere Forschungsaktivitäten zur Verzugsbeherrschung und zur Bestimmung des thermischen Belastungskollektivs finden sich im SFB 570 „Distortion Engineering – Verzugsbeherrschung in der Fertigung“ und einem von der DFG geförderten Einzelforschungsprojekt „Kompensation

der thermisch bedingten Werkstückdeformation bei der Bohrungsbearbeitung“. Im SFB 570 wird sowohl das mechanische als auch das thermische Belastungspotential beim Zerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide betrachtet. Betrachtet wird dabei hauptsächlich der Drehprozess [Bri-03]. Im Einzelforschungsprojekt „Kompensation der thermisch bedingten Werkstückdeformation bei der Bohrungsbearbeitung“ ist das vorangige Ziel das instationäre Temperaturfeld bei der Bohrungsbearbeitung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) als Wärmequelle zu modellieren um durch eine angepasste Prozessführung die thermische Deformation zu vermindern [Wei-06_1, Wei-06_2]. Ähnliche Ansätze kommen hierzu von der Daimler AG in Zusammenarbeit mit dem IFS der TU Chemnitz [Dür-05, Dür-07]. Bei dieser Arbeit wurden umfangreiche Versuche für die Bearbeitungsverfahren Bohren, Reiben, Fräsen und Gewinden durchgeführt. Dabei wurde der Einfluss von Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Werkzeuggeometrie betrachtet. Aus den Ergebnissen wurden Kennwerte ermittelt, anhand derer eine analytische Berechnung bzw. eine FEM-Simulation des thermo-mechanischen Bauteilverhaltens durchgeführt wurde. Im Folgenden wird eine Betrachtung durchgeführt, wie die bisher beschriebenen Ergebnisse zur Modellierung bzw. Simulation von Temperaturen im Zerspanprozess genutzt werden.

2.9 Methoden / Modelle zur Temperaturberechnung

Die Erfassung von Temperaturen in der direkten Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug, bzw. Span und Werkzeug ist nicht möglich, wie dies in Kapitel 2.6 dargelegt wird, sodass nur eine indirekte Erfassung der Temperaturen erfolgen kann [Chi-89]. In der Literatur finden sich zahlreiche unterschiedliche Modelle für die Beschreibung von Temperaturen in nicht zugänglichen Bereichen beim Zerspanen. Diese Berechnungen werden je nach Komplexität des Modells analytisch, halbanalytisch oder numerisch gelöst und dienen der Berechnung der auftretenden Temperaturverteilung in Werkzeug, Werkstück und Span. Da jedoch mit der raschen Weiterentwicklung der Schneidstoffe, der Beschichtungstechnik und der Schneidengeometrien eine enorme Variantenvielfalt entstanden ist, gelten die Modelle zur Temperaturverteilung im Allgemeinen nur für den untersuchten Anwendungsfall. Bei den aufgestellten Modellen kann nach den Eingangsparametern und den notwendigen Randbedingungen

unterschieden werden. Weiterhin gibt es rein thermische Modelle, die thermomechanische Eigenschaften berücksichtigen.

2.9.1 Analytische Methoden / Modelle

In [Kro-66] wird auf Messergebnissen basierend eine empirische Gleichung aufgestellt, um damit Temperaturen im Schneidkeil anhand verschiedener Kenngrößen vorhersagen zu können. Eine Übertragbarkeit dieser empirischen Gleichung auf beliebige weitere Zerspanprozesse ist jedoch in den meisten Fällen nicht möglich. Zu unterschiedlich sind die zahlreichen Einflussparameter und Wechselwirkungen. In weiteren Arbeiten [Hah-51, Leo-54, Loe-54] werden analytische Berechnungsmethoden angewandt, bei denen z.B. in der primären Scherzone oder der Kontaktzone mit Hilfe der Energiebilanz mittlere Temperaturen und Temperaturverteilungen berechnet werden. Die Berechnung von Wärmeleitungsvorgängen in sich bewegenden Körpern beruht dabei auf Methoden von [Jae-42, Jae-46]. Diese Modelle der bewegten Wärmequelle wurden in [Ric-06] aufgegriffen und modifiziert, um die Eingriffsverhältnisse beim Umfangsfräsen zu beschreiben. Weitere analytische Berechnungen finden sich bei [Tri-51, Wei-55], dessen Berechnungen die Temperaturverteilung in der gesamten primären Scherzone wiedergeben. Jedoch wird auch bei dieser Arbeit der Orthogonalschnitt vorausgesetzt. Lössl [Lös-79] berechnet die thermische Belastung des Werkzeuges über die Wärmeeindringtheorie [Gri-64, Gri-79]. Die Temperatur bei der Zerspanung ist für ihn von besonderer Bedeutung, da Verschleißvorgänge am Werkzeug in hohem Maße durch die Temperatur in der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Span beeinflusst werden. Komplexere analytische Methoden finden sich bei [Cha-55], der die Temperaturfelder iterativ unter Beachtung verschiedener Wärmequellen berechnet. Von Komdanduri und Hou wurden diese Methoden erweitert. Sie untersuchten die Einflüsse der Wärmequelle der primären Scherzone und der Reibungswärme an der Spanfläche sowohl getrennt voneinander als auch kombiniert. Bei [Kom-00] findet sich ein ausführlicher Vergleich der unterschiedlichen analytischen Modelle hinsichtlich der Annahmen, Randbedingungen und Ergebnisse. Mit den klassischen Modellen der Mechanik und der Schnittkräfte in Verbindung mit den geometrischen Informationen kann eine Abschätzung der Wärmeintensitäten in der Scherzone und auf der Spanfläche getroffen werden. Über empirische Beziehungen können die geometrischen Informationen der Wärmequellen

abgeschätzt werden. Da diese Wärmequellen jedoch dreidimensional ausgebildet sind, werden sie zunächst in kleinere diskrete Elemente unterteilt. Jedes Element wird als eigenständige Wärmequelle in der Berechnung der Temperaturen in Werkstück, Werkzeug und Span, betrachtet. Durch Superposition kann nun der vollständige Temperaturanstieg berechnet werden [Kom-00, Kom-01_1, Kom-01_2]. Chou [Cho-03] verwendete dieses Modell zur Berechnung der Temperaturen beim Hartdrehen. Ermittelt wurden die Temperaturen in Werkstück, Werkzeug und Span. Die maximalen Oberflächentemperaturen der bearbeiteten Fläche werden dabei maßgeblich von Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Zustellung beeinflusst. Mit Steigerung von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit nehmen die Temperaturen zu. Durch größere Schnitttiefen können die Temperaturen reduziert werden. Diese Ergebnisse dienen zusätzlich dazu, die Bildung von „weißen Schichten“ (white Layer) zu bewerten. Es zeigt sich, dass mit einer Reduzierung des Schneideckenradius die Tiefe der „weißen Schicht“ zunimmt. Bei der Verifizierung der Berechnungen durch Experimente zeigten sich gute Übereinstimmungen. Grzesik untersucht seit mehreren Jahren die thermischen Effekte bei beschichteten Werkzeugen. Zu Beginn lagen Experimente im Vordergrund [Grz-98, Grz-00, Grz-01]. Mit Fortschreiten der Arbeiten wurden zunehmend analytische Modelle entwickelt um die thermischen Effekte zu berechnen [Grz-03]. Diese Modelle wurden weiter entwickelt und verbessert. Es wurde ein Modellierungskonzept entwickelt, welches auf physikalischen Grundlagen basiert. Damit wurde die Berechnung der Temperaturen in der Kontaktfläche zwischen Span und Werkzeug bei Werkzeugen mit Monolayer- und Multilayer-Beschichtung verbessert. Auch bei dieser Arbeit ist der Orthogonalschnitt Voraussetzung. Die Ergebnisse wurden nach dem Einmeißelverfahren verifiziert und zeigen gute Übereinstimmungen [Grz-04, Grz-06]. Li [Li-06] beschreibt die Entwicklung eines mathematischen Modells zur Berechnung der Temperaturentwicklung vom ersten Eingriff des Werkzeuges bis zur stationären Wärmeverteilung. Das Modell für das Werkzeug basiert auf einer stationären Wärmequelle und das für das Werkstück auf einer bewegten Linienwärmequelle. Die Temperaturverteilung im Kontaktbereich Span-Spanfläche wird über die Superposition der beiden Modelle erreicht. Die Berechnungen stimmen sehr gut mit den experimentellen Ergebnissen überein. Die Weiterführung der Arbeiten berechnet die Zerspankräfte unter

Berücksichtigung des Verschleißes [Li-07]. Ein Überblick über unterschiedliche analytische Modelle und Ansätze findet sich in [Ste-06]. Ausgewählte Modelle werden vorgestellt und die Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen wird verglichen.

Das Hauptproblem dieser analytischen Methoden ist, dass zur Berechnung zahlreiche Annahmen getroffen werden müssen, um die Rechnungen lösbar zu gestalten. Dazu zählen in der Regel konstante Stoffdaten, homogene Quellstärken der Wärmequelle, vereinfachende thermische Randbedingungen, eingeschränkte Möglichkeiten von instationären Berechnungen, vereinfachende Annahmen hinsichtlich der Wärmeaufteilung sowie eine entkoppelte Berechnung der Teilsysteme Werkzeug, Werkstück und Span. Als Fazit zeigt sich, dass mit Hilfe analytischer Modelle, Temperaturen in Abhängigkeiten gegebenen Prozessparametern berechnet werden können. Eine Simulation des thermo-mechanischen Bauteilverhaltens ist mit diesen Modellen bisher nicht möglich. Auch die Generierung von Eingangsdaten für eine thermo-mechanische Simulation ist nicht praktikabel.

2.9.2 Numerische Methoden / Modelle

Soll die Temperaturverteilung in Werkzeug, Werkstück und Span numerisch gelöst werden, so muss eine stationäre oder instationäre Energieerhaltungsgleichung gelöst werden. Umfangreiche Analysen zur Energieverteilung wurden von Vieregge [Vie-53_1, Vie-53_2, Vie-55] durchgeführt. Zur näherungsweise Bestimmung der Temperaturverteilung verwendete er ein Differenzverfahren nach [Sch-42]. Eine Kombination von analytischen Methoden mit numerischen Methoden findet sich bei [Rap-54]. Hier wird die Temperaturverteilung im Span analytisch bestimmt, während die Temperaturverteilungen ins Werkzeug und Werkstück mit einer Finite-Differenzen-Methode (FDM) berechnet worden. Eine Kopplung der drei Teilsysteme findet nicht statt. Bei [Dut-1964] wird eine Kopplung der drei Teilsysteme durchgeführt. Auch diese beiden Autoren verwenden die FDM. Erste dreidimensionale FDM-Berechnungen sind von [Smi-81] durchgeführt worden. Bei den genannten Berechnungen wird jedoch immer ein mehr oder weniger stark vereinfachtes Modell vorausgesetzt. Bei den Vereinfachungen handelt es sich z.B. um vereinfachte Geometrien, Abschätzungen der Randbedingungen, wie beispielsweise die Energieaufteilung zwischen primärer Scherzone und Reibzone an der Spanfläche. So wird in [Maj-05] eine Gleichung zur Berechnung von

stationären Wärmeleitvorgängen verwendet, in der zugleich noch Konvektion mit berücksichtigt wird. Als Wärmequelle dienen in der 2D-Simulation die primäre und sekundäre Scherzone sowie zusätzlich die durch Reibung erzeugte Wärme auf der Spanfläche. Einen Überblick über unterschiedliche FEM-Modelle und die Gegenüberstellung von ausgewählten Modellen (Modelle von Boothroyd, Loewen-Shaw, Wright und Venuvinod-Lau) findet sich in [Ste-06]. Weiterhin werden Ergebnisse von Temperatursimulationen im Schneidkeil im kontinuierlichen und unterbrochenen Schnitt gezeigt. Einen umfassenden Überblick über die Erfassung und Simulation von Temperaturen im Bereich der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung zeigt Abukhshim auf [Abu-07].

Die numerischen Simulationsmodelle zur Bestimmung der thermischen Belastung lassen sich in 2D- und 3D-Modelle unterteilen. Im Vordergrund vieler Simulationen stehen, unabhängig von der Art des Modells, die Belastung des Werkzeuges als maßgebliche Einflussgröße für den Verschleiß [z.B. Lös-79], bzw. die Spanbildung sowie die auftretenden Kräfte [Umb-07]. Maekawa [Mae-89] entwickelte einen zweidimensionalen Ansatz, zur Optimierung der Kühlung von Zerspanwerkzeugen. Mit Hilfe der FEM-Simulation berechnet er die Temperaturbelastung eines Werkzeuges mit integrierten Kühlkanälen zur Temperierung der Schneide. Als zusätzliche Größe wird die mechanische Belastung des Werkzeuges ausgegeben, um eine mechanische Deformation durch die schwächenden Kühlkanäle auszuschließen. Cerretti [Cer-07] erstellte eine zwei dimensionale ALE-Simulation auf Basis eines physikalischen Modells, welches die Flächenpressung zwischen Werkzeug und Werkstück und die Temperatur berücksichtigt. Eine funktionale Beschreibung von experimentellen und numerischen Daten kann in der Simulation implementiert werden. Es lässt sich nun der reale Betrag des Wärmestromes in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück bei variierender Flächenpressung und Temperatur berechnen. Umbrello führt an, dass aufgrund der geometrischen Komplexität und der erweiterten Lagrange'schen Formulierung die häufig in FE-Simulationen eingesetzt wird, in der Vergangenheit zumeist nur wenige Millisekunden eines Zerspanvorganges effektiv berechnet werden konnten. Daraus leitet er ab, dass stationäre thermische Vorgänge in der Simulation nicht erreicht werden, und die Simulation thermischer Phänomene bisher ungenügend war. Um diesem Problem zu begegnen vergleicht er in [Umb-

07] zwei unterschiedliche Simulationsansätze. Im ersten Fall wird eine thermo-mechanische Simulation verwendet. Hierzu wird zuerst über eine 2D-Simulation ein Wärmeübergangskoeffizient bestimmt, welcher die gemessenen Temperaturen im Schneidkeil am exaktesten wiedergibt. Die simulierten Temperaturen werden danach als Randbedingung für eine anschließende 3D-Simulation verwendet. Der zweite Ansatz ist eine rein thermische Simulation, bei welcher der Wärmefluss in das Werkzeug berechnet wird. Hierzu wird in einer 3D-Simulation die Wärmestromdichte auf der Kontaktfläche zwischen Span und Werkzeug aufgebracht. Die Wärmestromdichte wird über eine Leistungsberechnung und eine anschließende Abschätzung der Verteilung der Wärmeanteile bestimmt.

Abukhshim [Abu-05] simulierte die Temperaturen beim Drehen von hochfestem Stahl bei Schnittgeschwindigkeiten von 200 m/min bis 1200 m/min. Von Interesse ist die Temperaturentwicklung und -verteilung im Werkzeug (Wendeschneidplatte und Schneiplattenhalter) da eine Längenänderung des Werkzeuges durch thermische Ausdehnung zu Maßänderungen am Werkstück führt. Als Eingangsgröße wurde für die 3D-FEM-Simulation die mittels Pyrometer gemessene Temperatur verwendet. Die Fläche, über welche die thermische Last in das Werkzeug eingebracht wird, wurde mikroskopisch an den im Experiment verwendeten Schneidplatten ermittelt und in die Simulation übertragen. Ein nahezu identisches Vorgehen ist von Ceretti [Cer-07] beschrieben. Ein 3D-FEM-Modell wird mit einer transienten dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung verknüpft. Im Versuch werden mittels mehrerer Thermoelemente Temperaturen im Werkzeug inklusive Werkzeughalter erfasst. Über inverse Wärmeleitungsansätze wird aus den Versuchsdaten die Wärmestromdichte und damit die Temperaturverteilung im gesamten Werkzeug berechnet. Ähnliche Ansätze finden sich auch beim Bohren. Li [Hua-07, Li-07_1, Li-07_2, Li-07_3] verwendet einen Versuchsaufbau, bei dem er mit Thermoelementen die Temperatur an verschiedenen Punkten auf der Hauptfreifläche des Bohrers bei der Bearbeitung von TiAl6V4 erfasst. Zugleich werden über ein Dynamometer die Prozesskräfte aufgezeichnet. Die Daten dienen als Eingangsgröße für eine inverse Wärmeleitungsrechnung. Durch die FEM-Simulation wird die Temperaturverteilung im Bohrer berechnet. Die Ergebnisse korrelieren gut mit den experimentell ermittelten Größen.

Numerische Simulationen der Wärmeübertragung bei Zerspanungsprozessen wurden von [Dam-90] und [Kam-93] für das Hochgeschwindigkeitsfräsen sowie von [Mar-95] und [Abu-05] für das Hochgeschwindigkeitsdrehen veröffentlicht. Als Wärmeentstehungszonen werden immer die Scherzone (Umformungswärme) und die Kontaktzone zwischen Span und Spanfläche (Reibungswärme) und zusätzlich die Kontaktzone zwischen Werkstück und Freifläche (Reibungswärme) berücksichtigt [Dam-90]. Die Energiebilanz des Spanbildungsprozesses wird mit Hilfe des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik unter der Annahme konstanter Dichten und Kompressibilitäten des Werkstückstoffes und des Schneidstoffes formuliert.

Weitere Unterschiede zwischen den unterschiedlichen Simulationen finden sich bei der Wahl und Bestimmung der Eingangsparameter und der thermischen Modelle die mit der FEM-Simulation verknüpft sind.

Durch immer leistungsfähigere Rechner ist man in der Lage immer komplexere Simulationen zu erstellen. So kann unter Benutzung entsprechender Materialmodelle eine FEM-Simulation zur Spanbildung erstellt werden. Einen guten Überblick über die Finite Elemente Simulation der Spanbildung liefert [Bäk-04]. Als Ergebnis können sowohl Spannungen, Temperaturen, Kräfte und auch die Spanbildung unter unterschiedlichen Randbedingungen simuliert werden [Fil-06_1, Fil-06_2, Sch-05, Sch-07, Söh-03]. Schulze et al. untersuchen die Modellierung von Größeneinflüssen bei Fertigungsprozessen. Ziel der Untersuchungen der Größeneffekte ist die simulative Skalierung der Makrozspannung auf den Bereich der Mikrospannung [Aut-07]. Ginting [Gin-06] simulierte unter Verwendung eines Modells von Marusich und Ortiz [Mar-05] „Third Wave AdvantEdge“ die Spanbildung bei der Fräsbearbeitung einer Titanlegierung. Die Ergebnisse der Simulation stimmen hinsichtlich der Spanbildung, der Temperaturen und der Zerspankräfte gut mit den Experimenten überein. Ähnliche Simulationen existieren von Mabrouki [Mab-06], der jedoch für das Materialverhalten ein Johnson-Cook Modell verwendete. Dieses Modell ist ein von der Dehnung und Temperatur abhängiges Materialmodell, welches die Spannung mathematisch in Abhängigkeit der genannten Parameter berechnet. Weitere Simulationen beschäftigen sich nicht mit der Temperaturverteilung im Bereich der Schneide, sondern betrachten die Temperaturverteilung und das thermo-mechanische Bauteilverhalten global im Werkstück. Als Eingangsparameter für diese Simulationen dient z.B. der

durch Versuche ermittelte Wärmestrom, bzw. die Wärmestromdichte [Fle-07]. Dürr verwendete verfahrens-, werkzeuggeometrie-, schnittgeschwindigkeits- und vorschubgeschwindigkeitsabhängige absolute Wärmeeinträge, bezogen auf das jeweilige Zerspanvolumen [Dür-07]. Der gleiche Ansatz wird auch von Weinert verwendet. Bei der Simulation von Bohrungsbearbeitungen wird der Energiebetrag der Wärmequelle als Eingangsparameter für eine FEM-Simulation verwendet. Dieser Energiebetrag basiert auf der gemessenen mechanischen Leistung. Es wurde angenommen, dass nur ein definierter Prozentsatz der Wärme ins Bauteil fließt [Wei-07]. Ein weiterer ähnlicher Ansatz von Weinert wird zur Simulation des thermischen Belastungskollektivs bei der Bearbeitung von dünnwandigen Profilen verwendet [Wei-04_01, Wei-04_2]. Es wird eine transiente Berechnung durchgeführt. Dabei wird die Bohrung in Segmente unterteilt, die der Geometrie des Bohrers nachempfunden ist. Mit fortschreitender Bohrung werden die bearbeiteten Elemente entfernt. Der Wärmeeintrag erfolgt hier, in dem die Hauptschneiden-Linie mit einer Temperatur beaufschlagt wird. Die Energie wird somit als Linienlast in das Werkstück eingebracht. Die Temperaturen wurden zuvor experimentell ermittelt.

Dyck [Dyc-07, Esc-04] verwendete ein ähnliches Modell zur Simulation seiner Bohrexperimente, basierend auf den Betrachtungen von [Des-70] und [Koc-96]. Im Gegensatz zu [Wei-04_01, Wei-04_2] wurde bei diesem Simulationsmodell eine schon vollständig vorhandene Bohrung abschnittsweise mit einer Wärmestromdichte beaufschlagt. Aufgrund der beim Bohren im Vergleich zur Vorschubgeschwindigkeit viel höheren Schnittgeschwindigkeit kann man davon ausgehen, dass makroskopisch der Einfluss der periodischen Temperaturschwankungen über den Zeitraum einer Werkzeugumdrehung unbedeutend ist. Dies führt zu dem Modell der axial bewegten ringförmigen Wärmequelle. Die thermische Last des Werkstückes wird in diesem Modell durch eine axial mit der Vorschubgeschwindigkeit bewegten Ringquelle mit äquivalenter Leistung approximiert, die das Werkstück gleichförmig am Umfang erwärmt. Ein Vergleich zwischen Simulation und Experiment ergab eine sehr gute Übereinstimmung. Die Simulation weist höhere Amplituden und stärkere Gradienten als die Messwerte auf. Die Abweichungen führt Dyck auf das fehlende Material der Bohrung bei der Simulation zurück, vernachlässigt

jedoch völlig das träge Ansprechverhalten und damit eine Mittelung der Temperatur. Weiterhin sind Thermoelemente für eine genaue Messung der Temperatur bei hohen Temperaturgradienten wie im vorliegenden Fall nicht geeignet [Mül-01_3, Mül-02, Vie-70].

Aus dem Stand der Technik zur Simulation von Wärme und Temperaturen geht hervor, dass es bisher keinen Ansatz gibt, das thermo-mechanische Verhalten komplexer Bauteile bei der Zerspanung mit vertretbarem Aufwand zu simulieren. Umfangreiche Simulationsmodelle können mit ausreichender Genauigkeit die bei der Zerspanung entstehenden Temperaturen in Werkstück, Span und Werkzeug berechnen. Dies beschränkt sich jedoch auf sehr einfache und kleine Modelle, die nur einen winzigen Ausschnitt eines komplexen Zerspanvorganges betrachten können. Aufgrund der komplexen Mechanismen werden jedoch für diese Modelle vereinfachte Annahmen getroffen, wodurch diese fehlerbehaftet sind. Die heutigen FEM-Programme erlauben zwar die thermo-mechanische Simulation auch komplexer Strukturen, Voraussetzung ist jedoch, dass die Eingangsgrößen (z.B. Wärmestromdichte, Temperatur,...) für jede Bearbeitungsoperation bekannt sind. Dies ist notwendig, da für diese Art von Simulation nur das Bauteil und nicht die Wechselwirkungen mit Werkzeug und Span betrachtet werden. Damit ergeben sich die Eingangsdaten nur durch umfangreiche Versuchsreihen der zu simulierenden Bearbeitungsprozesse.

In Kapitel 1.1 wird dargelegt, dass sich die frühen Prognosen zur Akzeptanz der Trockenbearbeitung / MMS in der Industrie nicht in dem Maße bewahrheitet haben, wie zunächst angenommen. Einer der Hauptgründe ist das nicht beherrschte thermische Verhalten des Werkstückes unter Einsatz der Trockenbearbeitung / MMS. Daraus leitet sich die Zielsetzung (Kapitel 1.2) dieser Arbeit ab, einen Ansatz zu formulieren auf dem aufbauend die thermische Planung und Beherrschbarkeit von Fertigungsprozessen möglich wird. In den Grundlagen (Kapitel 2) werden die bisherigen Arbeiten im Bereich der Temperatur und Wärmeentwicklung bei trennenden Verfahren aufgezeigt. Hierbei werden sowohl die experimentellen als auch simulativen Arbeiten betrachtet. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass umfangreiche Arbeiten zur Erfassung von Temperaturen im Bereich der Trennzone durchgeführt worden sind. Insbesondere interessieren diese Temperaturen um die thermische Belastung des Werkzeuges zu bestimmen, da über diese

Temperaturen das Verschleißverhalten maßgeblich beeinflusst wird. Es wird eine Vielzahl unterschiedlicher Messmethoden eingesetzt, die je nach physikalischem Prinzip mit unterschiedlicher örtlicher und zeitlicher Auflösung die Temperaturen erfassen und zudem noch unterschiedliche Messgenauigkeiten aufweisen. Weiterhin werden die Temperaturen an unterschiedlichen Stellen im Bereich der Spanbildung erfasst, so dass ein direkter Vergleich der Ergebnisse untereinander nicht möglich ist. Ein Übertrag auf industrielle Zerspanprozesse ist nur schwer möglich, da häufig vereinfachte Zerspanvorgänge (Orthogonalschnitt) untersucht werden, um die Zugänglichkeit zum Prozess zu gewährleisten und um die Anzahl von Einflussfaktoren zu reduzieren. Auch simulative Ansätze liefern nur dann die Möglichkeit das thermo-mechanische Verhalten von Werkstücken zu beschreiben, wenn die Eingangsgrößen für eine Simulation bekannt sind. Als Eingangsgröße für eine Simulation können z.B. Wärmestromdichte oder Temperatur verwendet werden. Die bisherigen experimentellen Arbeiten weisen jedoch zu große Differenzen untereinander auf, so dass die gemessenen Temperaturen nicht für eine Simulation herangezogen werden können. Aus den bisherigen Arbeiten kann somit keine Basis gebildet werden, die eine Simulation mit Temperaturen als Eingangsgröße zulässt. Die Wärmestromdichte als Eingangsgröße für eine thermo-mechanische Simulation zerspanender Prozesse wurde in der Vergangenheit nur ungenügend betrachtet, so dass hier zu wenige Daten vorliegen. Grundsätzlich liefern moderne Simulationsprogramme die Möglichkeit das thermo-mechanische Verhalten auch komplexer Strukturen zu berechnen. Aus den Grundlagen und dem Stand der Technik ergibt sich in Hinblick auf die Zielstellung ein Forschungsdefizit in Bezug auf die Eingangsdaten für eine thermo-mechanische Simulation. Damit ergibt sich als Aufgabenstellung für diese Arbeit, eine Möglichkeit zu entwickeln, mit der die Eingangsgrößen für die Simulation generiert werden können. In den folgenden Kapiteln 3.1 und 3.2 werden das Ziel der Arbeit und die Vorgehensweise ausführlich dargestellt.

3 Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise

3.1 Ziel

Wie in Kapitel 1.1 beschrieben ist eines der Hemmnisse zur Einführung der Trockenbearbeitung in der thermischen Ausdehnung von Werkstück und/oder Maschine zu sehen. Aufgrund des Wegfalles der Kühlwirkung durch die Emulsion lässt sich das thermische Verhalten des Werkstückes nicht mehr für jedes Bauteil beherrschen. Die thermisch bedingte Deformation des Werkstückes kann sich bei engen Fertigungstoleranzen negativ auf die Fertigungsqualität auswirken. In der industriellen Anwendung sind Maßnahmen bekannt, um diesem Problem zu begegnen. Diese reichen von einer Änderung der Prozessreihenfolge über die messtechnische Erfassung der Bauteiltemperatur zur in-Prozess Anpassung des CNC-Programmes bis zur Einrichtung von Kühlpuffern. Der Erfolg dieser Maßnahmen lässt sich jedoch nur im Betrieb feststellen. Dabei sind auch diese Methoden starken Einschränkungen unterworfen. Die thermischen Ausdehnungszustände am Werkstück werden von mehreren Randbedingungen beeinflusst. Beispiele hierfür sind der Werkzeugverschleiß, der den Wärmeeintrag massiv beeinflusst, oder die Temperatur der Produktionshalle, welche je nach Jahreszeit deutlich schwanken kann. Unter diesen Gesichtspunkten ist es wünschenswert das thermomechanische Bauteilverhalten vor Produktionsanlauf zu kennen, um thermisch bedingte Fehler von Beginn an auszuschließen. Dies kann sowohl für die Planung großer verketteter Anlagen von Bedeutung sein, als auch für die hochflexible Kleinserienfertigung. Insbesondere dann, wenn hohe Präzisionsanforderungen gestellt, oder teure Werkstoffe verwendet werden.

Ziel dieser Arbeit ist es einen Ansatz zu formulieren auf dem aufbauend die thermische Planung von Fertigungsprozessen möglich wird. Zur thermischen Planung der Prozesse steht die Simulation zur Verfügung. Jedoch sind die Eingangsparameter für eine thermo-mechanische Simulation nicht bekannt. Als Eingangsparameter können Temperaturen oder Wärmequellen verwendet werden. Es gilt nun den passenden Eingangsparameter und die Messmethodik zur Bestimmung des Parameters auszuwählen. Aus dem Grundlagenkapitel 2 zeigt sich, dass zahlreiche Messmethoden zur Temperaturermittlung zur Verfügung stehen, ebenso wie zahlreiche

Schnittkraftmodelle die als Vorbild für eine Beschreibung des Eingangsparameters genutzt werden können.

Mit Hilfe der Simulation lassen sich unterschiedliche Optimierungsstrategien ableiten, die eine Fertigung des Bauteiles mit den geforderten Toleranzen zulassen. Das kann die Anpassung der Aufspannung sein, ebenso wie eine Änderung der Bearbeitungsreihenfolge oder der Zerspanparameter. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, den Umfang der Zerspannung zu berechnen, bis zu dem die Toleranzen eingehalten werden können. Diese Methode erlaubt gezielte Unterbrechungen des Bearbeitungsprozesses, damit sich die Temperatur im Bauteil gleichmäßig verteilen kann, und sich das Bauteil insgesamt abkühlt. Somit wird vermieden, dass ungerichteter thermischer Verzug zu Toleranzproblemen führt.

Unter Verwendung geeigneter Software in Verbindung mit bekannten Eingangsgrößen lässt sich das thermo-mechanische Verhalten berechnen. Hier zeigen sich die größten Defizite. Da der Zerspanvorgang sehr komplexe Zusammenhänge aufweist, sind die Eingangsparameter für eine Simulation nicht bekannt und/oder lassen sich nur mit aufwändigen und umfangreichen Experimenten bestimmen.

Dieser Zusammenhang führt zu der Zielsetzung, dass die Eingangsdaten für eine thermo-mechanische Simulation über praxisnahe mathematische Modelle hinreichend genau berechnet werden können.

3.2 Vorgehensweise

Es existieren drei Hauptfaktoren, welche entscheidenden Einfluss auf die Wärmeentwicklung haben. Wie in Kapitel 2.5 erläutert, bestimmen das Werkzeug, und mit diesem verknüpft das Fertigungsverfahren in hohem Maße die Temperaturentwicklung während der Zerspanung. Variationen in der Gestaltungsmöglichkeit der Werkzeuggeometrie, wie Frei-, Span-, Neigungswinkel oder Führungs- und Schutzfasen führen zu unterschiedlichsten Wärmebedingungen, weshalb die aus der Literatur bekannten Größen stark divergieren, selbst wenn ähnliche Werkzeugkonfigurationen vorliegen. Als zweiter Parameter legt der zerspante Werkstoff durch seine Festigkeit und Härte, spezifische Wärmekapazität und Dichte den Wärmehaushalt entscheidend fest. Zuletzt bewirken die Technologie- und Prozesswerte durch Vorschub, Schnitttiefe,

Schnittgeschwindigkeit usw. den Wärmeeintrag und können somit als aktive Stellglieder betrachtet werden.

Anhand von Versuchsreihen soll der Wärmeeintrag in ein Probewerkstück bei verschiedenen Verfahren bestimmt werden. Hierbei sollen auch die Faktoren ermittelt werden, welche den größten Einfluss auf den Wärmeeintrag in das Werkstück haben, damit diese vorrangig untersucht werden. Aus den Messdaten errechnen sich die Eingangsparameter für eine Simulation. Zugleich sollen die Zerspankräfte erfasst werden um die im gesamten umgesetzte Zerspanenergie zu ermitteln. Die gemessene Zerspanenergie soll mit einem geeigneten Zerspankraftgesetz rechnerisch ermittelt und verglichen werden. Hierzu werden in Kapitel 2.2 ein Großteil existierender Zerspankraftgesetze erläutert. Zur Berechnung der Zerspankraft und der daraus resultierenden Zerspanenergie soll ein etabliertes Gesetz verwendet werden, welches über Korrekturfaktoren leicht an die gegebenen Zerspanverhältnisse angepasst werden kann. Aus dem Vergleich gemessener und berechneter Energien soll sich zeigen, ob die Erweiterung eines Zerspankraftgesetzes zur Berechnung des Wärmeeintrages als Eingangsgröße einer Simulation sinnvoll ist.

In weiteren Versuchen soll bei umfangreicheren Bearbeitungsfolgen das Temperaturfeld gemessen werden. Mit den aus den vorhergehenden Versuchen bestimmten Eingangsparametern soll diese Bearbeitungsfolge simuliert und mit den Messdaten verglichen werden. Diese Simulation soll zeigen, ob umfangreichere thermo-mechanische Simulationen mit den im Versuch ermittelten Eingangsparametern zu plausiblen Ergebnissen führen.

Aus der Gesamtheit aller Versuche soll ein mathematisches Modell entwickelt werden, welches die Berechnung beliebiger Eingangsparameter zulässt. Diese Eingangsparameter sollen wie in Abbildung 3-1 dargestellt für die Durchführung von thermo-mechanischen Simulationen zur Verfügung stehen, mit welcher Bearbeitungsprozesse thermisch optimiert werden können.

Nach einer Beschreibung der eingesetzten Werkstoffe, der Werkzeuge und des Versuchsstandes folgen Untersuchungen zur Zerspanleistung und zum Wärmeeintrag in das Werkstück. Das folgende Kapitel 4 befasst sich mit der Messung der Temperaturen beim Bohren, Reiben und Stirnplanfräsen im Werkstück. Ermittelt wird der Einfluss unterschiedlicher Zerspanparameter

(Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Zustellung, Bohrerdurchmesser und Verschleiß), Werkzeuge und Werkstoffe. Aus dem Temperaturverlauf errechnet sich der Wärmeeintrag. Weiterhin erfolgt die Bestimmung der Zerspanleistung über die Messung von Drehmoment und Vorschubkraft. Eine Modellierung der Zerspanleistung über die bekannten Schnittkraftmodelle gibt Aufschluss über die Genauigkeit der Modelle. Dazu werden die Ergebnisse der Modellierung mit den Ergebnissen der Messung verglichen. Aus diesen Ergebnissen soll abgeleitet werden, ob die Möglichkeit besteht, ein Zerspankraftmodell so zu erweitern, dass hiermit die Berechnung der Wärmestromdichte möglich wird. Im darauf folgenden Kapitel 6 werden die Ergebnisse dargestellt und ausgewertet. Die anschließende Modellbildung wird abschließend diskutiert.

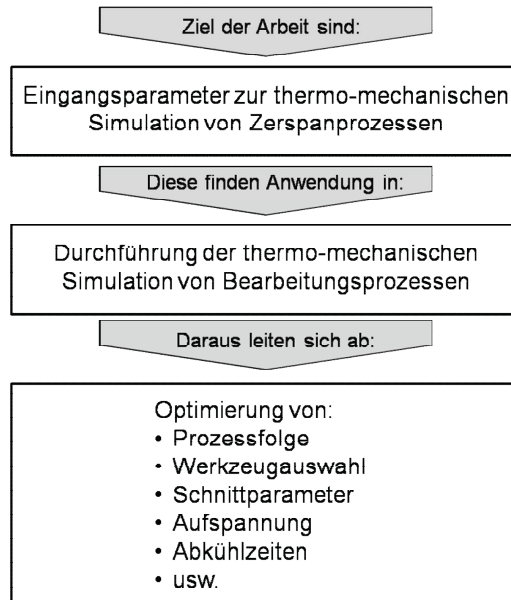


Abbildung 3-1: Übersicht über das Gesamtszenario

4 Versuchsdurchführung

4.1 Prüfstand zur Ermittlung der Zerspanleistung und des Wärmeeintrages

Die durchgeführten Versuche zum Wärmeeintrag beim Bohren, Fräsen und Reiben wurden auf ähnlichen Versuchsständen durchgeführt. Als Versuchsmaschine wurde das Bearbeitungszentrum (BAZ) MC16 der Fa. Heller verwendet. Dieses BAZ verfügt über die Möglichkeit zwischen Vollstrahlkühlung und Minimalmengenschmierung umzuschalten. Das Bearbeitungszentrum ist mit einem modernen einkanaligen MMS-Gerät (LubriLean VarioSuper) der Fa. Vogel ausgerüstet. Die Strategie zur Erfassung der Temperaturen und zur Ermittlung des Wärmeeintrages ist bei allen Prozessen identisch. Die Zerspanleistung wird mit einem Rotationsdynamometer ermittelt, über welches Drehmoment und Vorschubkraft gemessen werden. Der Wärmeeintrag in das Bauteil wird über den Temperaturverlauf im Bauteil ermittelt. Hierzu werden im Probenkörper mehrere Thermoelemente verteilt eingebracht. Die Auswertung der Messdaten und die daraus resultierende Berechnung der Schnittleistung und des Wärmeeintrags wird im folgenden Kapitel beschrieben. Die Probengeometrien werden anschließend erläutert.

4.2 Auswertung der Messdaten / Berechnung der Zerspanleistung und Wärmedichte

Die Ermittlung der Zerspanleistung beim Bohren erfolgt mit einem rotierenden Mehrkomponenten-Dynamometer HS-RCD (Typ 9125A) der Firma Kistler. Gemessen wurden die Vorschubkraft und das Drehmoment, welche über

$$P_c = P_v + P_M = F_v \cdot v_f + M \cdot 2\pi \cdot n \quad \text{Formel 4-1}$$

mit

- P_c = Zerspanleistung [W]
- P_v = Vorschubleistung [W]
- P_M = Leistung aus Drehmoment [W]
- F_v = Vorschubkraft [N]
- M = Drehmoment [Nm]
- v_f = Vorschubgeschwindigkeit [m/min]

n = Drehzahl [s^{-1}]

eine direkte Berechnung der Zerspanleistung zulassen.

Für die thermo-mechanische Simulation in der Simulationssoftware ABAQUS wird die Wärmestromdichte als Eingangsgröße benötigt. Diese kann aus dem Temperaturverlauf der einzelnen Versuche berechnet werden.

Die Wärmemenge, die beim Zerspanprozess in das Bauteil fließt, wird über folgende Beziehung bestimmt.

$$\Delta Q = c \cdot m \cdot dT = c \cdot m \cdot (T_2 - T_1) \quad \text{Formel 4-2}$$

mit

ΔQ = Wärme [J]

c = Spezifische Wärmekapazität [J/kgK]

m = Masse [kg]

dT = Temperaturdifferenz [K]

T_2 = Homogenisierungstemperatur nach der Zerspanung [K]

T_1 = Homogenisierungstemperatur vor der Zerspanung [K]

Die spezifische Wärmekapazität ist werkstoffabhängig.

Die Masse ergibt sich aus dem Volumen und der Dichte des Werkstoffes:

$$m = V \cdot \rho \quad \text{Formel 4-3}$$

mit

m = Masse [kg]

V = Volumen [mm^3]

ρ = Dichte [kg/mm^3]

Die Dichte ist eine Materialkonstante. Das Volumen berechnet sich aus den Abmessungen des Probenkörpers nach dem Versuch abzüglich des Bohrungsvolumens für die Thermolemente.

Zur Berechnung der induzierten Wärme ist noch die Temperaturdifferenz nötig. Diese berechnet sich aus den Homogenisierungstemperaturen vor und nach der Bearbeitung. Bestimmt werden die beiden Homogenisierungstemperaturen durch Messung der Temperaturen während des Versuches.

Die insgesamt eingebrachte Wärme ist abhängig von der bearbeiteten Oberfläche. Daher macht es Sinn, die Wärmedichte q , das heißt die

induzierte Wärme pro bearbeiteter Fläche, zu berechnen. Hierzu wird die im Versuch ermittelte Wärme ΔQ durch die bearbeitete Fläche geteilt:

$$q = \frac{\Delta Q}{A} \quad \text{Formel 4-4}$$

mit

$$\begin{aligned} q &= \text{Wärmedichte [J/mm}^2\text{]} \\ \Delta Q &= \text{Wärme [J]} \\ A &= \text{Spanungsquerschnitt [mm}^2\text{]} \end{aligned}$$

Hierdurch wird es möglich, die im Versuch erhaltenen Ergebnisse auf Bauteile mit anderen Geometrien zu übertragen.

Als Eingangsgröße für die Simulation wird die Wärmestromdichte \dot{q} benötigt. Dies ist die Wärmedichte q bezogen auf die Bearbeitungszeit t :

$$\dot{q} = \frac{q}{t} \quad \text{Formel 4-5}$$

Da jedoch die Wärmestromdichte eine genaue Kenntnis des Prozesses voraussetzt mit dem die Wärmestromdichte gemessen worden ist, wird nur die Wärmedichte berechnet. Die Wärmedichte wird dem Anwender der Simulation vorgegeben. Er kann sich aus der Wärmedichte durch Anwenden der Formel 4-7 die benötigte Wärmestromdichte selbst errechnen, wenn ihm die Prozesszeit seines Zielprozesses bekannt ist. Folgendes Gedankenexperiment in Abbildung 4-1 veranschaulicht diese Notwendigkeit:

- a) Es existiert ein Körper mit einer definierten Oberfläche und einer festen Tiefe. Dieser Körper wird der Länge nach überfräst und dabei wird eine Wärme von 1000 J eingebracht. Gemäß Formel 4-6 und 4-7 ergibt sich bei einer Bearbeitungsfläche von 400 mm² eine Wärmedichte von 2,5 J/mm². Die Wärmestromdichte bezogen auf die Zeit ergibt eine Wärmestromdichte von 0,5 W/mm². Die Fläche kann nun auf zweierlei Weise verdoppelt werden.
- b) Im zweiten Fall ist die Bearbeitungslänge identisch, ebenso die Tiefe des Körpers. Die Breite ist jedoch doppelt so groß. Damit ergibt sich bei gleichen Bearbeitungsbedingungen eine doppelt so hohe Wärme im Bauteil von 2000 J. Da die Bearbeitungslänge gleich ist, bleibt die Bearbeitungszeit identisch. Mit der doppelt so großen Fläche ergeben

sich für die Wärmedichte wieder $2,5 \text{ J/mm}^2$ und die Wärmestromdichte wird somit wieder zu $0,5 \text{ W/mm}^2$.

- c) Wird nun die Länge des Körpers verdoppelt, so verdoppelt sich ebenfalls die Bearbeitungszeit. Die Wärme im Bauteil bleibt nun erneut bei 2000 J , aufgrund identischer Bearbeitungsparameter und der im Vergleich zu Fall a) doppelt so großen Oberfläche. Die Bearbeitungszeit ist jedoch doppelt so groß. Rechnerisch ergeben sich für die Wärmedichte erneut $2,5 \text{ J/mm}^2$. Die Wärmestromdichte ergibt nun jedoch einen Wert von $0,25 \text{ W/mm}^2$.

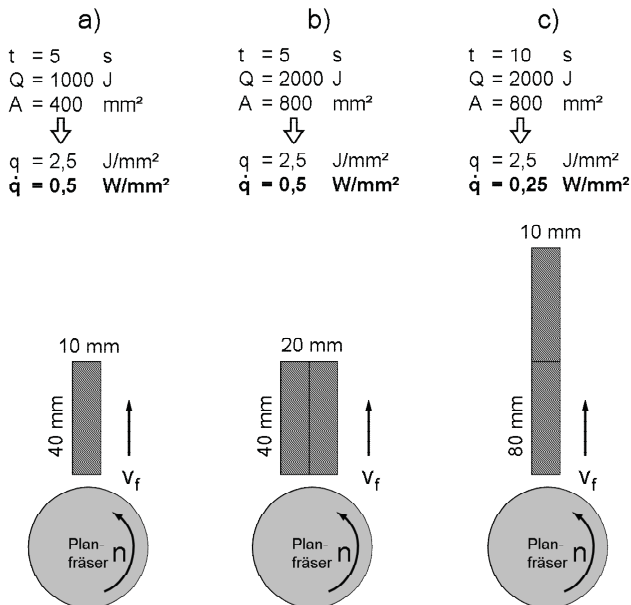


Abbildung 4-1: Gedankenexperiment zur Veranschaulichung
Wärmedichte \leftrightarrow Wärmestromdichte

Wie schon beschrieben, wird bei der Simulation die Wärmestromdichte als Eingangsparameter verwendet. Das Gedankenexperiment zeigt jedoch, dass je nach Versuchsaufbau die Wärmestromdichte einen anderen Wert annimmt. Dies setzt somit voraus, dass der Simulationsanwender jeden einzelnen Versuch zur Ermittlung der Wärmedichte genau kennen muss, um damit für seinen bestimmten Anwendungsfall die Wärmestromdichte

umzurechnen. Mit der Kenntnis der Wärmedichte kann über einfachen Dreisatz für jeden Anwendungsfall die Wärmestromdichte als Eingangsparameter für die Simulation berechnet werden ohne Kenntnis des ursprünglichen Versuchsaufbaues.

Die Wärmedichte ermittelt sich aus den im Versuch aufgezeichneten Temperaturverläufen. In dem Messschrieb (Abbildung 4-2) lässt sich der Temperaturverlauf auf der linken Ordinate und der Weg der Bohrspitze zur Werkstückoberfläche auf der rechten Ordinate entnehmen. Bei der Darstellung des Bohrerweges kann der Bohrprozess sowie der Rückhub im Eilgang entnommen werden. Bei den Fräsversuchen ergeben sich sehr ähnliche Diagramme, jedoch ohne Information über den Vorschubweg. Aufgrund der identischen Auswertung wird am Beispiel des Bohrprozesses das Diagramm erläutert.

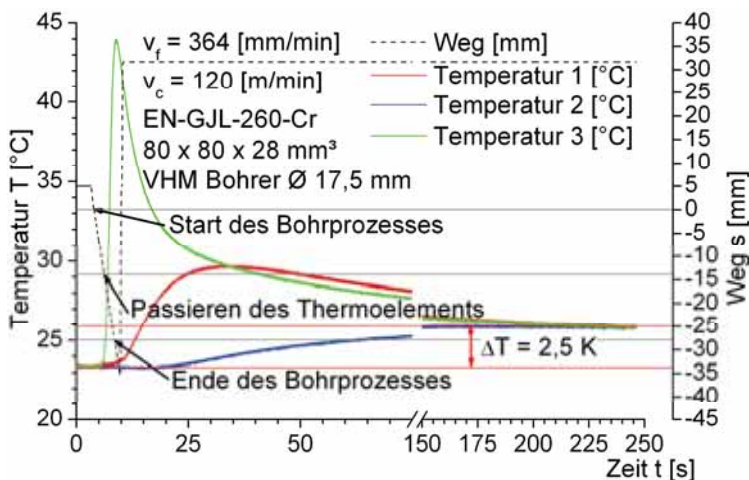


Abbildung 4-2: Temperaturmessung an einer Bohrung D17,5 ins Volle in EN-GJL-260 Cr

Die Diagramme lassen sich wie folgt lesen. Die Farben der Temperaturkurven stimmen mit den Farben der Thermoelemente in Abbildung 4-9 in Kapitel 4.4.3 überein. Markiert ist der Bohreintritt bei $Z=0$ mm. Bei $Z=-14$ mm befindet sich das bohrungsnahe Thermoelement (grün). Bei Passieren dieses Thermoelementes, steigt die Temperatur sprunghaft an. Es kann jedoch keine Aussage über die erreichte Maximaltemperatur gegeben werden,

aufgrund der in Kapitel 2.6.2 genannten Fehlereinflussgrößen. Mit fortschreitender Zeit verteilt sich die Wärme im Werkstück und erreicht die weiteren Thermolemente (rot, blau).

Um die Temperaturdifferenz $dT = (T_2 - T_1)$ bestimmen zu können, müssen die beiden Homogenisierungstemperaturen T_1 und T_2 lokalisiert werden. Da sich alle drei Kurven asymptotisch der Umgebungstemperatur T_u nähern, kann kein echter Schnittpunkt bestimmt werden. Hinzu kommt das Rauschen der Messwerte, welches das Ablesen zusätzlich erschwert. Um weitere Messfehler durch eine visuelle Auswertung der Messdaten zu vermeiden, wurde ein Algorithmus programmiert, welcher die Auswertung der erzielten Messwerte übernimmt, und somit Ablesefehler vermieden werden [Zan-07].

4.3 Fehlerabschätzung

Vernachlässigt wird bei allen Versuchen der Einfluss der Konvektion, sowie der Wärmestrahlung und Wärmeleitung. Der Einfluss der Wärmestrahlung ist als sehr gering einzustufen, da der Temperaturanstieg der Probe nur wenige Grade beträgt. Eine erzwungene Konvektion wird weitestgehend unterbunden, indem die Probe nach der Versuchsdurchführung in der gekapselten Maschine verbleibt. Eine freie Konvektion hat aufgrund der geringen Bauteiltemperatur und über die kurze Versuchsdauer einen zu vernachlässigenden Einfluss.

4.4 Werkstoffe, Werkzeuge und Prüfstand

In den folgenden Kapiteln werden die bei den Versuchen verwendeten Werkstoffe und Werkzeuge spezifiziert. Ebenso wird der Aufbau des Versuchsstandes erläutert.

4.4.1 Werkstoffe

Die für die Versuche eingesetzten Werkstoffe sind Grauguss EN-GJL-260 Cr, EN-GJV-450 und die Aluminiumlegierung AlSi10Mg. Es handelt sich um Werkstoffe die zu einem großen Teil im Motorenbau eingesetzt werden. Die mechanischen Eigenschaften und chemischen Zusammensetzungen sind in nachfolgender Tabelle 4-1 aufgelistet.

Werkstoff	EN-GJL-260 Cr	EN-GJV-450	AISI10Mg
Grundgefüge	gleichmäßiger, feiner, dichtstreifiger Perlit	ferritisch / perlitisch	kubisch flächenzentrierte Kristallstruktur, naheutektische Legierung, primärer α -Mischkristall, Dendriten
Graphitform	lamellar	vermikular	
Bruchgefüge	feinkörnig, grau, ohne Weißseiseninsprengungen	feinkörnig, grau, ohne Weißseiseninsprengungen	
Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	250 – 350	450 – 525	180 – 240
0,2 %-Streckgrenze $R_{p0,2}$ [N/mm ²]	165 – 228	315 – 365	90 – 110
Bruchdehnung A [%]	0,3 – 0,8	1,0 – 2,5	1 – 2,5
Druckfestigkeit σ_{db} [N/mm ²]	840	650	
0,1 %-Stauchgrenze $\sigma_{d0,1}$ [N/mm ²]	325		
Biegefestigkeit σ_{bB} [N/mm ²]	340		
Scherfestigkeit σ_{sB} [N/mm ²]	290		
Torsionsfestigkeit τ_{tB} [N/mm ²]	290		
Elastizitätsmodul E [kN/mm ²]	103 – 118	145 – 155	75
Poisson Zahl n	0,26	0,26	
Biegewechselfestigkeit σ_{bW} [N/mm ²]	120	220	110
Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{bW} [N/mm ²]	60		
Bruchzähigkeit K_{Ic} [N/mm ²]	480		
Dichte ρ [g/cm ³]	7,2	7,2	2,68
Brinellhärte HB 30	180 – 250		65 – 110
Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK]	50	38	130 – 150
spez. Wärmekapazität c [J/kgK]	460	475	896
chemische Zusammensetzung [Gew.-%]	C 3,15 – 3,55 Mn 0,60 – 0,90 Si 1,70 – 2,20 P max. 0,15 S max. 0,12 Cu max. 1,00 Cr 0,15 – 0,30 Mo max. 0,2 Fe Rest	C 3,40 – 3,80 Mn 0,05 – 0,60 Si 2,00 – 3,00 P max. 0,10 S max. 0,009 Cr 0,018 Fe Rest	Cu 0,2 Zn 0,2 Si 9,00 – 11,00 Fe 0,6 Ti 0,15 Ni 0,1 Mn 0,5 Mg 0,20 – 0,50 Al Rest

Tabelle 4-1: Materialeigenschaften

4.4.2 Werkzeuge

Eingesetzt werden Bohrer aus Vollhartmetall der Firmen Gühring und Kennametal und ein Stirnplanfräser der Fa. Walter mit Wendeschneidplatten. Die verwendeten Reibahlen kamen von den Firmen Mapal und Gühring. Die Spezifikationen der Werkzeuge werden in den folgenden Kapiteln aufgelistet. Die verwendeten Werkzeuge wurden im Rahmen eines Industrieprojektes vorgegeben.

4.4.2.1 Vollhartmetallbohrer

Für die Bohrungsbearbeitung in Grauguss kommen unterschiedliche Bohrertypen zum Einsatz. Der Grundtyp ist RT100. Je nach Einsatzgebiet werden unterschiedliche Anschliffe, Schneidstoffsorten und Beschichtungen realisiert. Eingesetzt werden die Bohrertypen RT100 und RT100-R. Beide Bohrer bestehen aus dem Schneidstoff DK255f-Z und sind mit einer Super-A Schicht versehen (TiAlN-Schicht). Die schwarzviolette Schicht ist für abrasive Werkstoffe wie Guss und/oder hohe Temperaturbelastungen vorgesehen.

Der Bohrertyp RT100 weist eine Standardgeometrie mit einem Spitzenwinkel von 140° auf. Die Bohrer sind für die MMS-Bearbeitung optimiert und daher mit verdrehten Kanälen versehen. Dieser Bohrer wird im Versuch nur für den Werkstoff EN-GJL-260 Cr verwendet. Aufgrund seines konventionellen Anschliffes ist der Verschleiß, insbesondere der Eckenverschleiß, dieses Bohrertyps bei der Verwendung in EN-GJV-450 überproportional hoch.

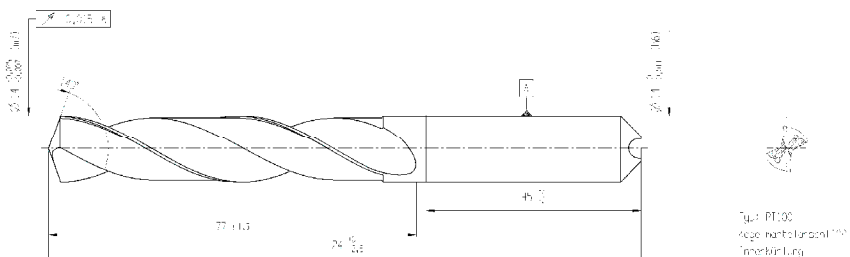


Abbildung 4-3: Bohrertyp RT100, Durchmesser 14 mm

Der Bohrertyp RT100-R weist einen speziellen Radiusanschiff auf, der für die Bearbeitung von GJV und ADI besonders geeignet ist. Beim Bohrer sind die Schneidecken die thermisch am höchsten belasteten Stellen. Um den Verschleiß zu minimieren, können die Schneidecken mit einer Fase oder

einer Rundung versehen werden. Dadurch steht am äußersten Radius des Bohrers mehr Material zur Verfügung, sodass die Temperatur schneller in den Bohrer abgeleitet werden kann. Wird diese Rundung kontinuierlich erweitert, so ergibt sich daraus letztendlich der Anschliff des RT100-R. Dieser Bohrer ist ebenso für die Anwendung herkömmlicher Gussorten geeignet. Im Versuch werden EN-GJL-260 Cr und EN-GJV-450 zerspannt.

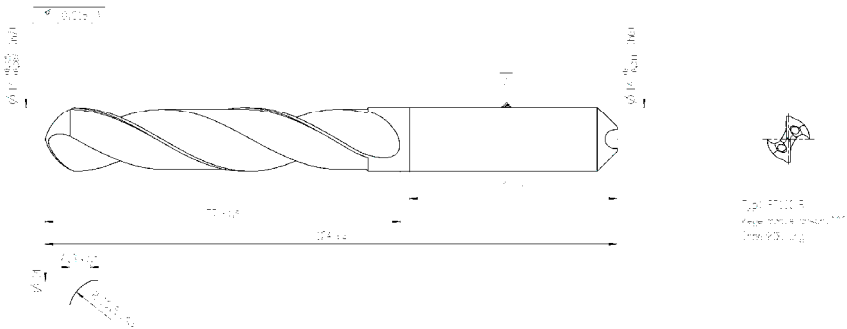


Abbildung 4-4: Bohrertyp RT100-R, Durchmesser 14 mm

Für die Bearbeitung der Aluminiumlegierung wird ein Vollhartmetallbohrer B285A1667708 HT nach DIN 6537 L mit einem Durchmesser von 8 mm verwendet. Dieser Bohrer weist gerade Schneiden auf mit einem Spitzenwinkel von 135° , welche die Spanbildung optimieren und die Werkzeugbelastung vermindern. Der Schneidstoff K715 ist ein Feinkornhartmetall mit 9,5 % Kobalt in der Binderphase. Beschichtet ist der Bohrer mit einer Kohlenstoffschicht welche nach dem Beschichten geglättet wurde. In Abbildung 4-5 ist der Bohrer mit seinen geometrischen Daten dargestellt.

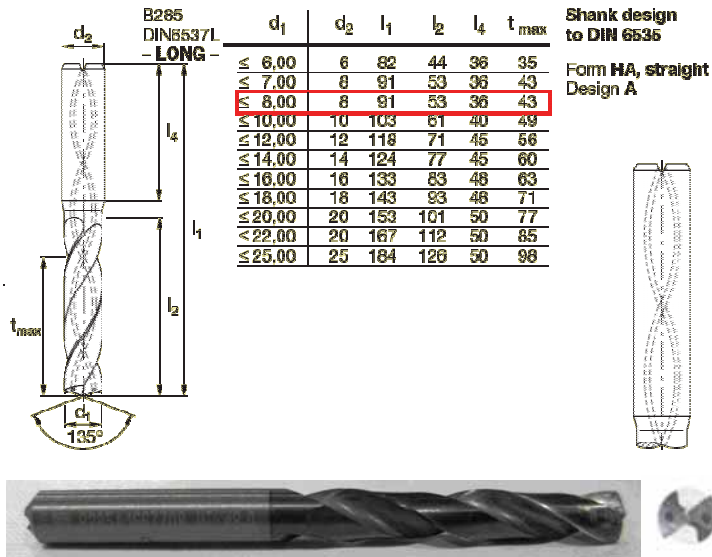


Abbildung 4-5: Bohrergeometrie Kennametal B285A1667708 HT

4.4.2.2 Stirnplanfräser

Die Fräsversuche werden mit einem Messerkopf-Stirnplanfräser (siehe Abbildung 4-6) der Fa. Walter durchgeführt. Dieser ist mit 14 beschichteten Wendeschneidplatten (P4400-101601 2154) bestückt. Der Spanwinkel der Spanmulde liegt bei $\gamma = 16^\circ$ und der Schneideckenradius ist $r_s = 0,8 \text{ mm}$.



Abbildung 4-6: Messerkopf-Stirnplanfräser und Wendeschneidplatten

4.4.2.3 Reibahlen

Es werden unterschiedliche Reibahlen eingesetzt, die sich von der Schneidengeometrie und Bauart deutlich unterscheiden. Gemein ist allen Reibahlen, dass sie nicht für die MMS-Bearbeitung optimiert sind. In der

Versuchsauswertung werden die Reibahlen zur Unterscheidung nach dem Nenndurchmesser benannt. Die Reibahlen sind in Abbildung 4-7 abgebildet.



Abbildung 4-7: Verwendete Reibahlen

Die Reibahle D16H7 der Fa. Gühring ist eine sechsschneidige Vollhartmetallreibahle, die in einem Schrumpffutter zum Einsatz kommt. Die Mittelbohrung ist bei Sacklochbohrungen geeignet für den Einsatz in Verbindung mit MMS. Durch die Druckluft, die an den Schneiden entgegen der Vorschubrichtung vorbeiströmt, ist eine gute Spanabfuhr gewährleistet.

Die Reibahle D16X9 der Fa. Mapal ist eine gebaute Reibahle, bei welcher der sechsschneidige Schneidkopf mit aufgelöteten Hartmetallschneiden bei Bedarf schnell ausgewechselt werden kann. Gespannt wird das Werkzeug ebenfalls in einem Schrumpffutter. Diese Reibahle ist aufgrund der Mittelbohrung ebenso wie die vorherige für den MMS-Einsatz bei Sacklochbohrungen geeignet.

Eine Sonderstellung nimmt die Reibahle D15H7 der Fa. Mapal ein. Dieses Werkzeug ist ein monolithisches Werkzeug, welches zweistufig aufgebaut ist. Bei den Versuchen wird die zweite deutlich größere Stufe nicht verwendet. Jede Stufe ist mit zwei Schneiden und drei Führungsleisten versehen. Die Kühlkanäle sind speziell für die Nassbearbeitung ausgerichtet. Im Versuch kann daher bei jeder Art von Löchern (Durchgangs-, Sackloch) die Spanabfuhr nicht gewährleistet werden. Auch nach einer provisorischen Optimierung konnte keine Verbesserung erreicht werden. Dies hat einen signifikanten Einfluss auf den gemessenen Wärmeeintrag. Aufgrund der nicht idealen Bauform sind die Führungsleisten hohen thermischen Belastungen ausgesetzt, sodass die Versuche aufgrund defekter Führungsleisten vorzeitig beendet werden mussten.

4.4.3 Versuchsaufbau Bohr- und Reibbearbeitung

Die Versuchsanordnung der Bohrungsbearbeitung ist in Abbildung 4-8 dargestellt. In einen Aluminiumblock ist eine Aussparung gefräst, in welche die Probe eingespannt wird. Mit Pertinaxplatten wird eine thermische Isolierung realisiert, um einen Wärmeübergang vom Werkstück zur Aufspannung zu minimieren. Erfasst werden Kräfte, Temperaturen und der Bohrungsweg.



Abbildung 4-8: Versuchsaufbau zur Messung des Wärmeeintrags

Die Temperaturerfassung bei den unterschiedlichen Bearbeitungsverfahren ist sehr ähnlich. Die Temperaturverläufe werden mit mindestens drei Thermoelementen aufgezeichnet. Verwendet werden NiCr-Ni-Thermoelemente Typ K mit einem Durchmesser von 1 mm (HKMTSS-IM100U-150, Fa. Omega). Zu Beginn der Versuche wurden Thermoelemente mit einem Durchmesser von 0,25 mm verwendet. Aufgrund der Anfälligkeit gegen mechanisches Versagen wurde auf Thermoelemente mit größerem Durchmesser ($D = 1\text{mm}$) gewechselt. Die Qualität der Messergebnisse wurde nicht gemindert.

Bei allen Versuchen werden die Thermoelemente an mehreren definierten Stellen in der Probe angebracht. Ein Thermoelement wird nach Möglichkeit mit einem Abstand von wenigen zehntel Millimetern zur Bearbeitungsfläche angebracht. Die restlichen Thermoelemente werden gleichmäßig verteilt in der Probe fixiert. Es wird darauf geachtet, dass auch die Temperaturen an

Stellen gemessen werden, die möglichst weit von der zu bearbeitenden Fläche entfernt sind. In Abbildung 4-9 ist die Abmessung der Proben sowie die Anordnung der Thermoelemente bei den Bohrversuchen dargestellt. Ein Thermoelement (1) befindet sich im Abstand von 0,1 mm zur Bohrungswand und das zweite und dritte Thermoelement (2,3) werden jeweils mit Abstand zur Prozessstelle angebracht. Nachteilig ist, dass nach jedem einzelnen Bohrversuch die Probe ausgebaut und Thermoelement Nr. 1 an die neue Position der folgenden Bohrung versetzt werden muss.

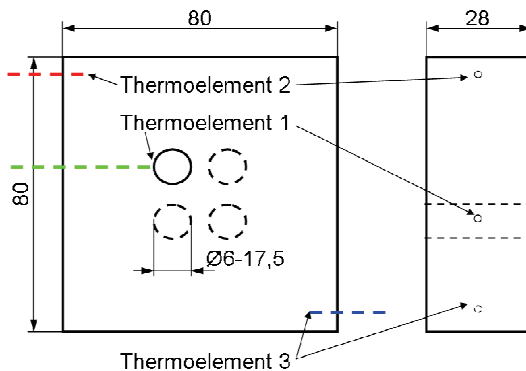


Abbildung 4-9: Anordnung der Thermoelemente beim Bohren, Abmessung der Probenkörper

Aufgrund der Geometrie des Halbzeuges wurden die Bohrproben der Aluminiumlegierung nicht quadratisch ausgeführt. Die Abmessungen der Probeklötzchen betrug: 80 x 63 x 28 mm³. Jede Probe wurde für sechs Bohrungen verwendet. In Abbildung 4-10 sind die Abmessungen der Aluminiumprobe dargestellt.

Nachdem über mehrere Versuchsreihen sicher nachgewiesen werden konnte, dass die Position der Thermoelemente keinen Einfluss auf die gemessene Wärme hat, wurde für die Reibversuche eine Anordnung gewählt, bei der 4 Thermoelemente so in die Probe eingebracht werden, dass kein Umspannen mehr notwendig ist, und für jede Bohrung ein Thermoelement an der entsprechenden Bohrungswand liegt, wie dies in Abbildung 4-11 dargestellt ist.

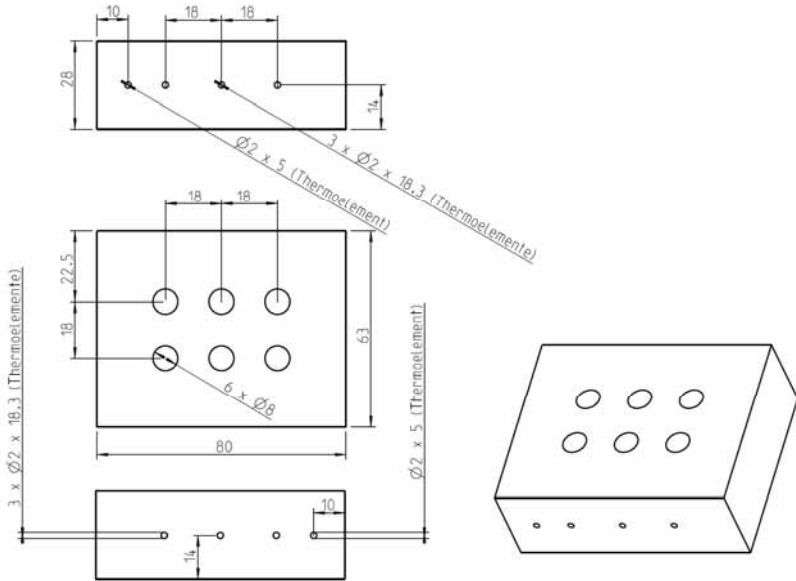


Abbildung 4-10: Probengeometrie der AISi10Mg-Versuchskörper mit Thermosondenbohrungen

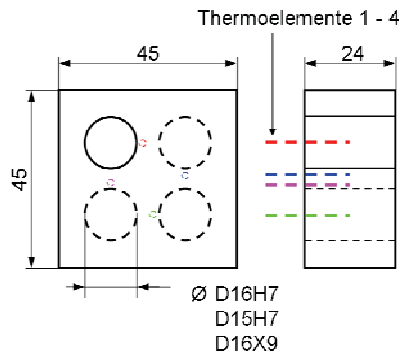


Abbildung 4-11: Anordnung der Thermoelemente beim Reiben, Abmessung der Probenkörper

4.4.4 Versuchsaufbau Fräsbearbeitung

Die Versuchsanordnung für die Fräsbearbeitung ist in Abbildung 4-12 abgebildet. Die Bohrungen für die Thermoelemente der vorbereiteten Versuchsproben wurden, um eine einwandfreie Wärmeleitung

gewährleisten zu können, mit ausreichender Menge Wärmeleitpaste gefüllt. Anschließend wurden die jeweiligen Thermoelemente eingefügt. Die so präparierten Proben werden in den Schraubstock eingespannt, der an seinen Klemmbanken durch Pertinax-Platten wärmeisoliert war, um einen konduktiven Wärmeübergang von der Versuchsprobe auf den deutlich kühleren Schraubstock zu vermeiden. Um ein Herausrutschen der Thermoelemente während des Versuches zu verhindern, wurden die Proben im Schraubstock an einen Schaumstoff gedrückt. Dadurch erhielten die Thermoelemente ihre endgültige Fixierung.



Abbildung 4-12: Versuchsaufbau

Vom Prinzip wurde bei den Fräsversuchen die gleiche Messstrategie angewandt wie bei den Bohr- und Reibversuchen. Die Thermoelemente wurden in unterschiedlichen Abständen zur überfrästen Oberfläche in der

Probe eingebracht, wie dies in Abbildung 4-13 gezeigt wird. An jeder Probe wurden drei Versuche mit denselben Parametern durchgeführt, um die Ergebnisse statistisch abzusichern.

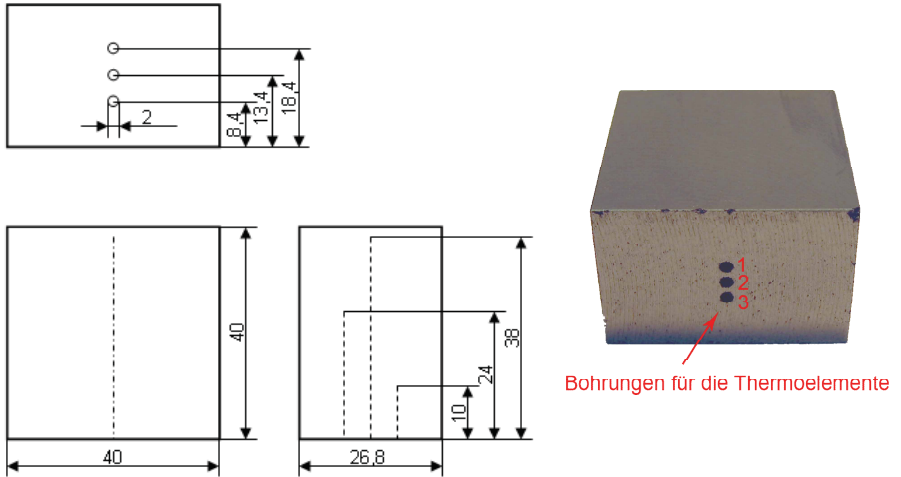


Abbildung 4-13: Anordnung der Thermolemente beim Fräsen, Abmessung der Probenkörper, Probe mit Bohrungen für die Thermolemente

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess beim Stirnplanfräsen

Zu Beginn lag der Fokus bei den Fräsversuchen auf den Prozessparametern Schnittgeschwindigkeit und Vorschub. Alle Versuche haben mit neuen Schneidplatten stattgefunden, um den verschleißbedingten Einfluss größerer Reibung zu vermeiden. Dieser Einfluss lässt sich in der Realität nicht vermeiden, da mit zunehmendem Standweg der Verschleiß der Schneiden steigt und ein zu frühes Wechseln der Messerköpfe unwirtschaftlich wäre. Da sich bei den Versuchen schon sehr früh abzeichnete, dass der Verschleiß einen signifikanten Einfluss aufweist, wurde dessen Einfluss direkt im Anschluss untersucht. In den folgenden Kapiteln werden die Messergebnisse grafisch dargestellt und kurz erläutert. Ab Kapitel 6 bzw. 6.1 wird die Auswertung der Ergebnisse und die mathematische Beschreibung der Messergebnisse durchgeführt.

5.1.1 Auswirkungen auf die Wärmedichte durch Variation von Prozessparametern

5.1.1.1 Versuchsfeld

In Abbildung 5-1 ist das Versuchsfeld grafisch dargestellt. Jeder Punkt ist eine Parameterkombination bei der Versuche durchgeführt worden sind.

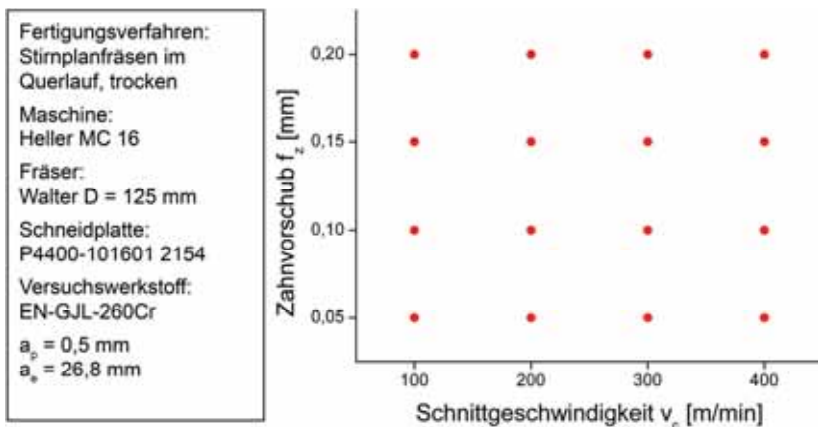


Abbildung 5-1 Versuchsübersicht Schnittgeschwindigkeit und Vorschub

Bei diesen Versuchen wurden die Schnittgeschwindigkeit v_c von 100 m/min bis 400 m/min in Abständen von 100 m/min und der Zahnvorschub f_z von 0,05 mm bis 0,2 mm in Abständen von 0,05 mm variiert. Die Schnitttiefe a_p war bei allen Versuchen 0,5 mm.

5.1.1.2 Versuchsergebnisse

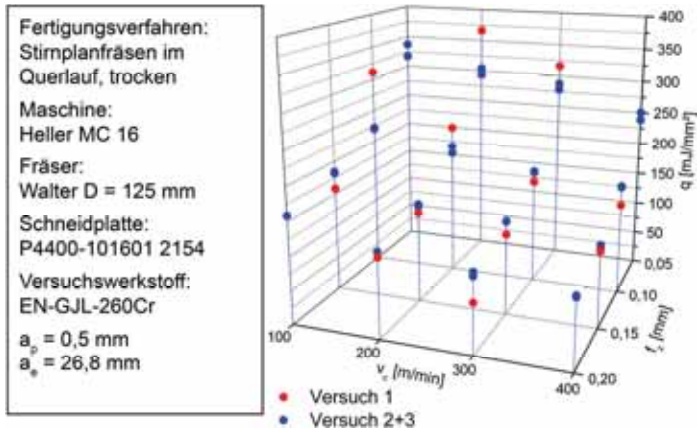


Abbildung 5-2 Wärmedichte unterschiedlicher Schnittparameter

Zur statistischen Verifizierung wird jeder Versuch, wie schon erwähnt, dreimal am selben Probenkörper durchgeführt. Dadurch ergeben sich minimal unterschiedliche Abstände der Thermolemente zur Eingriffsebene. Es ist auffallend, dass jeweils der erste Versuch von den anderen abweicht. Dies ist darauf zurückzuführen, dass beim ersten Versuch der Bezugspunkt der Maschine nicht exakt die Oberfläche der Versuchsprobe trifft, da diese, bedingt durch die Einspannung im Schraubstock, trotz Anschlag nicht ganz genau eingespannt werden kann. Dadurch kann die tatsächliche Schnitttiefe a_p größer oder kleiner sein als es der Versuch vorsieht. Bei der späteren Auswertung der Versuche wird dies berücksichtigt, indem jeweils der erste Versuch nicht mit in die Auswertung genommen wird. Es ist deutlich zu erkennen, dass durch die Punkte, die sich aus den ausgewerteten Versuchen ergeben, eine Fläche gelegt werden kann, die eine deutlich erkennbare monoton fallende Abhängigkeit der Wärmedichte sowohl von der Schnittgeschwindigkeit als auch vom Zahnvorschub aufweist. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub nimmt die

Wärmedichte ab, wobei der Vorschub einen größeren Einfluss aufweist als die Schnittgeschwindigkeit

5.1.2 Auswirkung des Verschleißes auf die Wärmedichte

5.1.2.1 Versuchsfeld

Der Versuchsaufwand, alle in Kapitel 5.1.1 bereits untersuchten Schnittparameter zusätzlich auf den Verschleißeinfluss mittels Experimente zu untersuchen, wäre immens und nicht sinnvoll, weshalb fünf ausgewählte Schnittparameter untersucht wurden. Das sich dadurch ergebende Versuchsfeld ist in Abbildung 5-3 zu sehen.

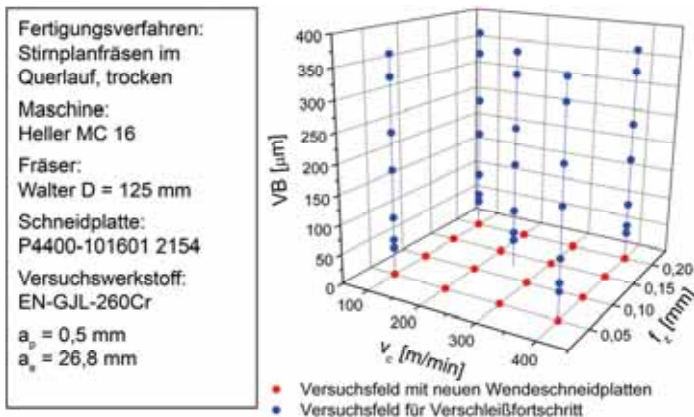


Abbildung 5-3: um den Verschleiß erweitertes Versuchsfeld

Der Verschleiß der Schneidplatten wurde zwischen den einzelnen Versuchsreihen gezielt herbeigeführt. Es können je nach Schnittparameter bei der Bearbeitung unterschiedliche Verschleißarten resultieren (siehe Kapitel 2.4), durch die unterschiedliche Reibverhältnisse entstehen. Um einen realen Verschleiß zu erhalten, müssen die Schneiden deshalb bei den gleichen Bedingungen abgenutzt werden, wie sie später im Versuch herrschen. Vorherige Versuchsreihen haben gezeigt, dass innerhalb des Versuchsfeldes ein gleich bleibend starker Freiflächenverschleiß vorliegt. Deshalb konnten Schnittparameter gewählt werden, die zu einem möglichst schnellen Verschleißwachstum führen.

5.1.2.2 Verschleißmessung

Die letzte gültige Norm zur Verschleißmessung war DIN 50321, welche 1997 aufgehoben wurde. Eine aktuelle Norm zur Verschleißmessung existiert seither nicht mehr, sodass es kein allgemein verwendetes Messverfahren zur Messung der Verschleißmarkenbreite gibt. Da die Verschleißmarkenbreite entlang der Schneide nicht parallel zur Bezugskante verläuft, muss eine geeignete Stelle zur Messung gefunden werden. Je größer die Verschleißmarkenbreite ist, desto genauer kann sie unter dem Mikroskop vermessen werden. Da die größten Spannungen und Temperaturen im Bereich der Schneidecke herrschen, ist dort der größte Verschleiß zu erwarten, weswegen dieser Bereich unter dem Mikroskop fotografiert und vermessen wurde. Der Blick ist senkrecht auf die Freifläche im Bereich der Schneideckenverrundung. Haupt- und Nebenfleifläche laufen nach links und rechts unter einem Winkel von 45° zur Bildebene in den Hintergrund.

Bei allen 14 Schneiden hat die Schneidecke eine projizierte Länge von circa $520\ \mu\text{m}$, wobei der größte Verschleißzustand bei einer Länge von circa $390\ \mu\text{m}$ erreicht wird. Diese Position wird bei allen Verschleißmessungen als Referenzposition gewählt, wie dies in Abbildung 5-4 dargestellt ist.

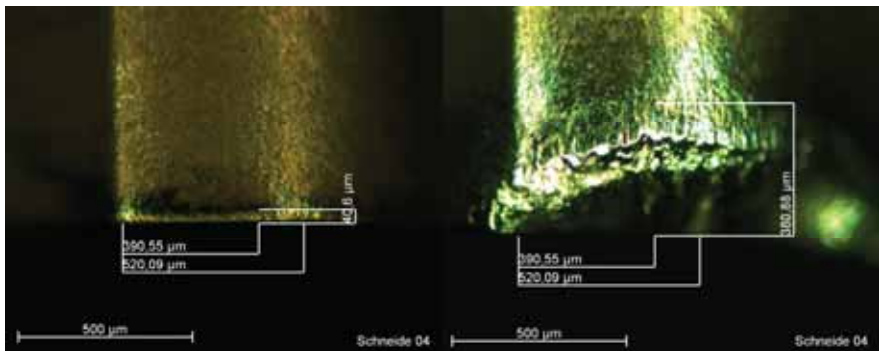


Abbildung 5-4: Verschleißmessung
(links: arbeitsscharfe Schneide, rechts: verschlissene Schneide)

5.1.2.3 Verschleißentwicklung

Das Verschleißwachstum kann in Abhängigkeit unterschiedlicher Werte dargestellt werden:

- zerspantes Volumen pro Schneide
- Vorschubweg pro Schneide
- Schnittweg pro Schneide

In der Literatur hat sich die Darstellung über dem Vorschubweg pro Schneide durchgesetzt, weswegen diese Darstellung hier ebenfalls verwendet wird. Da das Verschleißwachstum vom effektiven Schnittweg abhängt, wird hier das Wachstum zusätzlich in Abhängigkeit vom Schnittweg pro Schneide aufgetragen.

Der effektive Schnittweg berechnet sich dabei aus:

$$l_{c/z} = \frac{l_f}{z \cdot f_z} \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{(\varphi_a - \varphi_e)}{360^\circ} \quad \text{Formel 5-1}$$

mit

$l_{c/z}$ = Schnittweg pro Zahn [mm]

l_f = Vorschubweg [mm]

z = Zähnezahl

f_z = Vorschub pro Zahn [mm]

D = Fräserdurchmesser [mm]

φ_a = Austrittswinkel [°]

φ_e = Eintrittswinkel [°]

wobei sich die Differenz von Austritts- und Eingriffswinkel folgendermaßen berechnen lässt:

$$(\varphi_a - \varphi_e) = 2 \cdot \arcsin \frac{a_e}{D} \quad \text{Formel 5-2}$$

Dadurch ergibt sich der Schnittweg pro Zahn zu

$$l_{c/z} = \frac{l_f}{z \cdot f_z} \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{2 \cdot \arcsin \frac{a_e}{D}}{360^\circ} \quad \text{Formel 5-3}$$

mit

$l_{c/z}$ = Schnittweg pro Zahn [mm]

l_f = Vorschubweg [mm]

z = Zähnezahl

f_z = Vorschub pro Zahn [mm]

D = Fräserdurchmesser [mm]

a_e = Arbeitseingriff [mm]

In Abbildung 5-5 ist die durchschnittliche Verschleißmarkenbreite \overline{VB} der 14 Schneiden über dem Vorschubweg pro Zahn und über dem Schnittweg pro Zahn dargestellt.

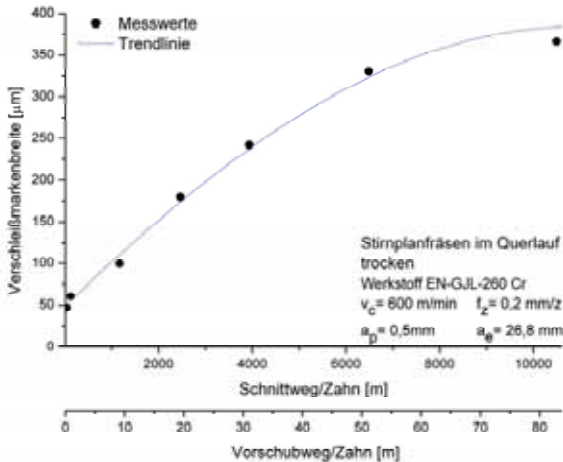


Abbildung 5-5: Verschleißwachstum der Wendeschneidplatten

Aufgrund von Rundlaufungenauigkeiten ergeben sich für die Schneiden unterschiedliche Wachstumskurven, wobei die Darstellung der mittleren Verschleißmarkenbreite an dieser Stelle ausreichend ist. Zu Beginn steigt die Verschleißmarkenbreite mit dem Schnittweg/Zahn nahezu linear an, wobei die Verschleißzunahme ab einem Standweg von 6500 m deutlich langsamer verläuft. Würde mit diesen Schneidplatten noch weiter zerspant werden, käme es zum Plattenbruch.

5.1.2.4 Versuchsergebnisse in Abhängigkeit vom Verschleiß

Im Folgenden (siehe Abbildung 5-6 bis Abbildung 5-9) werden die Versuchsergebnisse für die jeweiligen Schnittparameter in einem kartesischen Koordinatensystem dargestellt. Dabei sind die roten Punkte die Messergebnisse aus dem ersten Versuch welche in der weiteren Auswertung nicht betrachtet werden (siehe Kapitel 5.1.1.2), und die blauen Punkte die aus dem zweiten und dritten Versuch. Bei der Betrachtung der Wärmedichte über dem Anstieg der Verschleißmarkenbreite wird der große Einfluss des

Verschleißes auf den Wärmeeintrag deutlich. Bei jeder der dargestellten Versuchsreihen nimmt die Wärmedichte vom Neuzustand bis Versuchsende ungefähr um den Faktor 3 zu. Bei der Betrachtung der Messwerte ist zu erkennen, dass der Verschleiß den größten Einfluss auf die Wärmedichte aufweist. Durch eine Steigerung des Vorschubes kann bei verschlissenen Werkzeugen die Wärmedichte stärker reduziert werden als durch eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit.

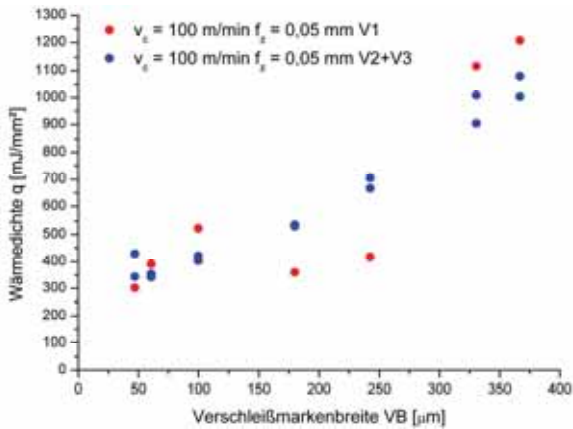


Abbildung 5-6: Wärmedichte für $v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,05 \text{ mm}$

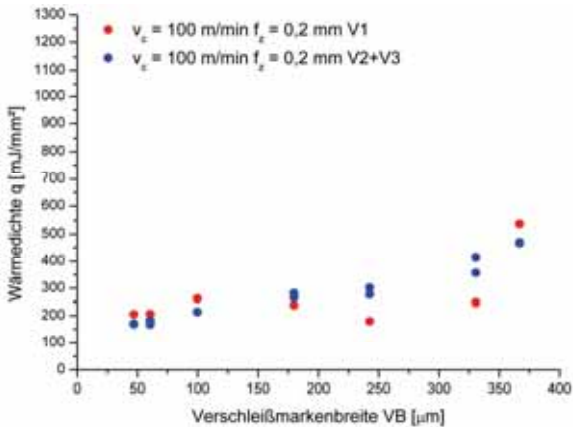


Abbildung 5-7: Wärmedichte für $v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,2 \text{ mm}$

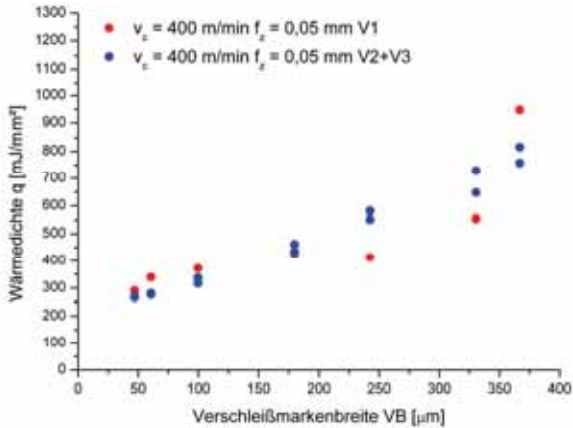


Abbildung 5-8: Wärmedichte für $v_c = 400$ m/min, $f_z = 0,05$ mm

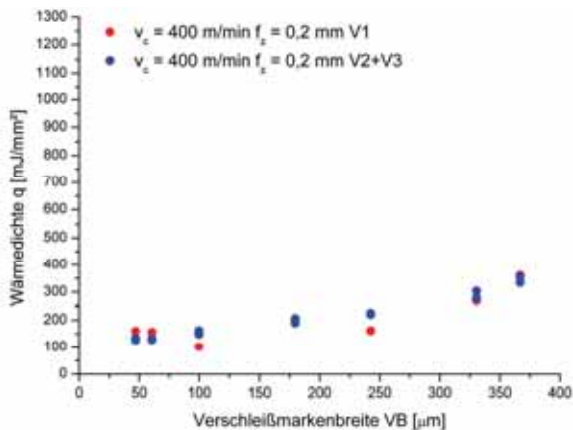


Abbildung 5-9: Wärmedichte für $v_c = 400$ m/min, $f_z = 0,2$ mm

5.1.2.5 Versuchsergebnisse in Abhängigkeit vom Standweg

Eine weitere Darstellungsmöglichkeit ist das Auftragen der Wärmedichte über dem Standweg. Identisch zu Kapitel 5.1.2.3 findet die Darstellung mit zwei unterschiedlichen x-Achsen statt. Verwendet werden zur besseren Übersichtlichkeit die Mittelwerte der Messungen (siehe Abbildung 5-10).

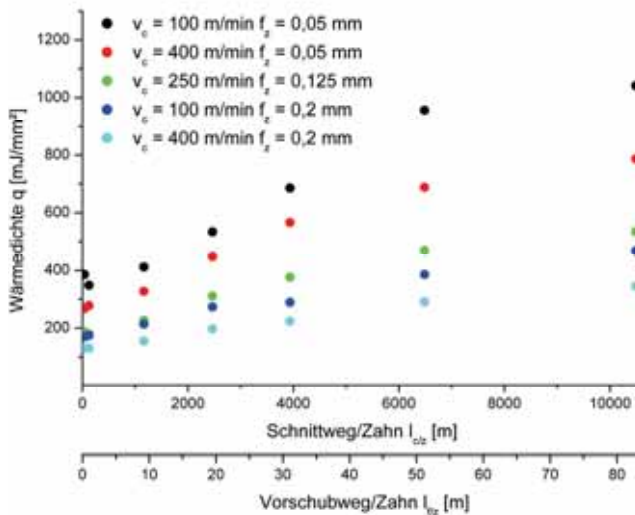


Abbildung 5-10: Wärmedichte in Abhängigkeit vom Standweg

Für alle untersuchten Schnittparameter ist derselbe Kurvenverlauf erkennbar. Bis zu einem Schnittweg/Zahn von 6500 m steigt die Wärmedichte nahezu linear an und flacht nach einem Knick deutlich ab. Dieser Knick ist auf das Standwegverhalten der Schneiden zurückzuführen, deren Verschleißmarkenbreite ab einem Schnittweg/Zahn von 6500 m deutlich langsamer ansteigt (siehe Abbildung 5-5, S. 96).

5.1.3 Temperaturentwicklung im Bereich der Zerspanstelle

Im Rahmen der Arbeiten mit dem Fräser wurden Versuche durchgeführt um die Temperaturen im Bereich der Schneide zu erfassen. Hierzu kam ein faseroptisches Zwei-Farben-Pyrometer mit hoher zeitlicher Auflösung zum Einsatz. Das verwendete Gerät ist eine Entwicklung des Lehrstuhles für Wärme- und Stoffübertragung der RWTH Aachen. Die Modellbezeichnung ist „FIRE-2“. Der Versuchsaufbau gestaltet sich, wie in den folgenden Abbildungen dargestellt.

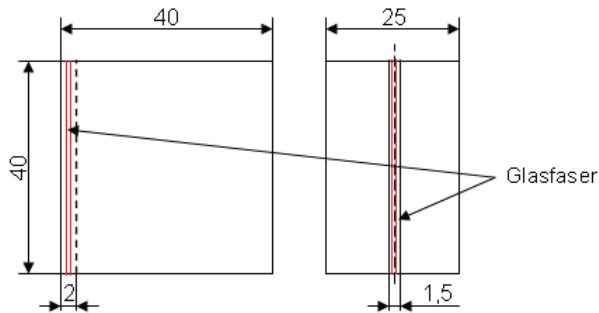


Abbildung 5-11: Spezifikationen des Versuchskörpers

In einen Versuchskörper aus EN-GJL-260 Cr wird in die Mitte der abzutragenden Oberfläche eine Nut von 2 mm Tiefe mit einer Breite von 1,5 mm eingebracht (Abbildung 5-11). In dieser Nut liegt während dem Versuch die Glasfaser und wird vor dem Werkzeug mit einem Abstand von 0,5 mm zur Schneide entlang gezogen (Abbildung 5-13). Ein Schnitt durch die Probe erläutert die prinzipielle Messanordnung (siehe Abbildung 5-12).

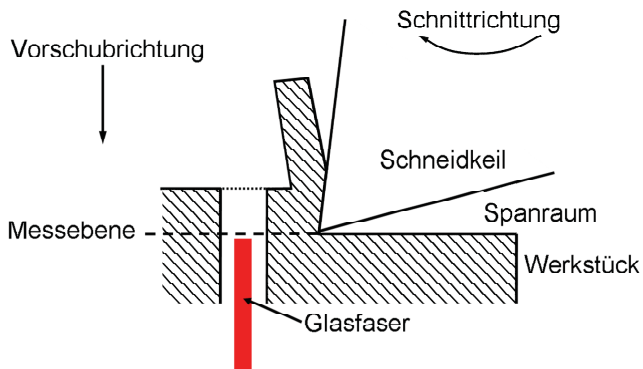


Abbildung 5-12: Schematischer Aufbau der Temperaturerfassung mit dem faseroptischen Zwei-Farben-Pyrometer



Abbildung 5-13: Fräser mit justierter Glasfaser

In Abbildung 5-14 ist exemplarisch ein Messschrieb der Temperaturmessungen abgebildet. Eine Messung der Temperaturen ist aufgrund der Charakteristik des Messgerätes erst ab Temperaturen oberhalb von 250°C möglich. Die Glasfaser erfasst nun mehrere Bereiche innerhalb des Zerspanvorganges. In einem Zyklus wird zuerst die Spankammer erfasst. Hier herrschen Temperaturen deutlich unterhalb von 250°C, erkennbar an dem hohen Rauschen im Messschrieb. Die Temperaturen steigen an, wenn der abgescherte heiße Span vor die Optik geschoben wird. Erfasst werden die Temperaturen aus dem Bereich der Verformungsvorlaufzone (vgl. Abbildung 2-4). Die roten Punkte in der Abbildung kennzeichnen die Schneidentemperatur auf der Freifläche des Fräsers. Hier liegen aufgrund der Reibvorgänge die höchsten Temperaturen vor. Da dieser Punkt gut detektiert werden kann, wird innerhalb eines Messschriebes über allen Spitzentemperaturen gemittelt. Die Temperaturen nehmen entlang der Schneidplatten massiv ab, und fallen sehr schnell auf unter 250°C, sodass erneut ein Rauschen aufgezeichnet wird. In Abbildung 5-15 ist ein vergrößerter Ausschnitt der Messergebnisse dargestellt. Darin können die einzelnen Temperaturen an der Schneide direkt abgelesen werden.

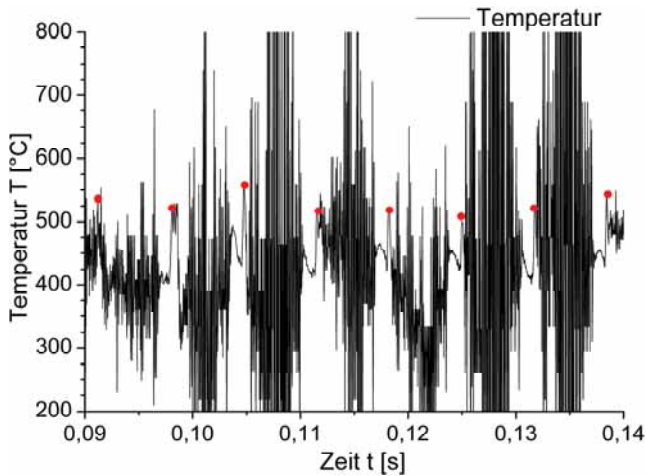


Abbildung 5-14: exemplarischer Messschrieb der Temperaturerfassung

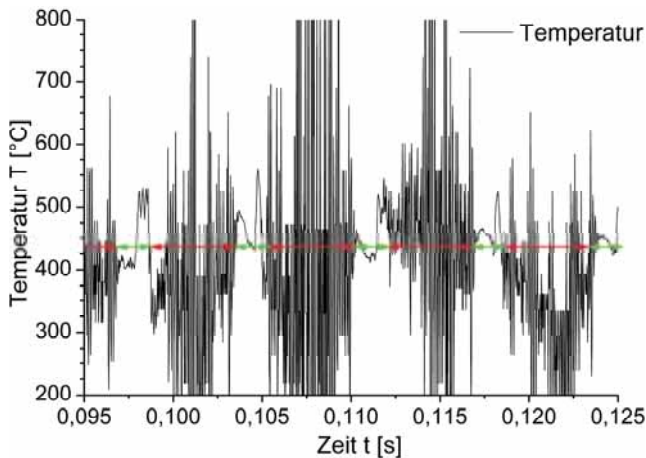


Abbildung 5-15: Ausschnitt aus dem Messschrieb

Die grünen Strecken bilden die eigentliche Messstrecke in der Messebene. Dabei werden zuerst der Span und dann die heiße Schneide gemessen. Die roten Strecken beschreiben jeweils das Rauschen, welches vom Spanraum des Fräasers verursacht wird. Ein Temperaturanstieg mit nachfolgendem Abstieg ist während der Messstrecke und im Messschrieb erkennbar. Wertet

man die Spitzentemperatur in mehreren grünen Bereichen aus, so erhält man eine durchschnittliche Temperatur an der Schneide.

Da es sich bei dem Werkzeug um einen Schruppfräser handelt sind die Schneiden nicht hochpräzise angeordnet. Jede Schneide verursacht dadurch eine geringfügig andere Spanttemperatur.

Abbildung 5-16 zeigt die Temperatur in Schneidennähe für eine konstante Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 250$ m/min und unterschiedlichem Zahnvorschub. Dabei nähert sich die Temperatur ab einem Zahnvorschub von 0,10 mm an ca. 550 °C an. Auf diesem Niveau stellt sich auch bei höherem Vorschub pro Zahn eine Gleichgewichtstemperatur ein. Aufgrund der geringen Datendichte bei Vorschüben die größer als 0,20 mm sind, kann nur angenommen werden, dass die Temperaturen bei sich einem konstanten Niveau annähern. Der Zusammenhang lässt sich mit einer Regressionsfunktion der Form $a \cdot e^{(-x/b)} + y_0$ gut annähern.

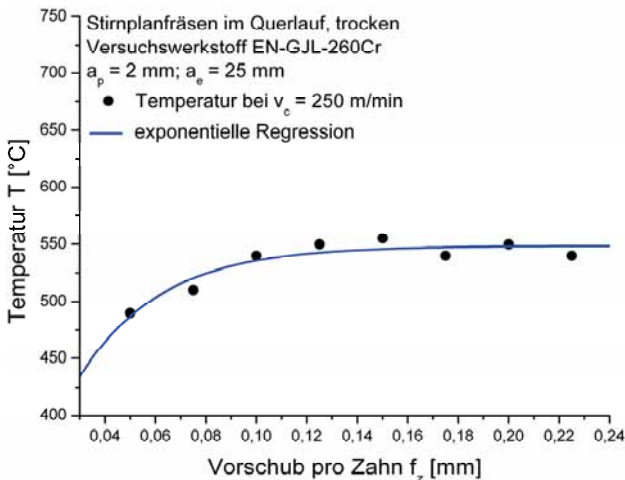


Abbildung 5-16: Temperaturen an der Freifläche bei konstanter Schnittgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Vorschubes pro Zahn in EN-GJL-260 Cr

Bei der Betrachtung der Messwerte in Abbildung 5-17 steigen die gemessenen Temperaturen mit einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit. Auch hier liegt ein exponentieller Zusammenhang der Form $a \cdot e^{(-x/b)} + y_0$ vor.

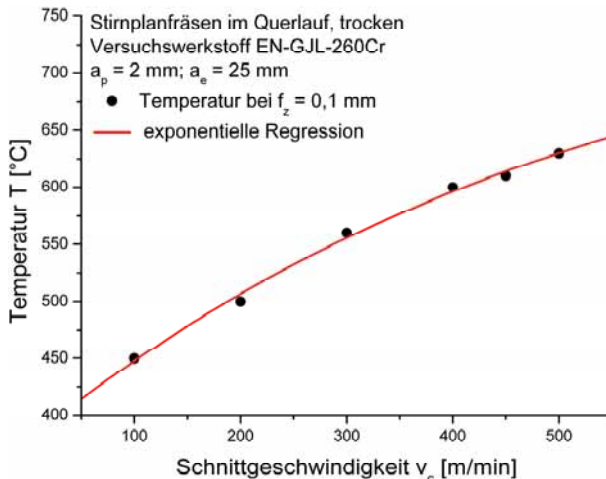


Abbildung 5-17: Temperaturen bei konstantem Vorschub pro Zahn in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit in EN-GJL-260 Cr

Es kann vermutet werden, dass mit einer weiteren Steigerung der Schnittgeschwindigkeiten die Temperaturen sich einer festen Endtemperatur annähern.

Durch diese Versuche kann gezeigt werden, dass keine direkte Korrelation zwischen der Temperatur an der Schneide und dem Wärmeeintrag in das Werkstück vorliegt, mit der der Wärmeeintrag ohne weiteres zu bestimmen ist.

5.2 Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess bei der Bohrungsbearbeitung

Dieses Kapitel befasst sich mit dem Wärmeeintrag in das Werkstück bei der Bohrungsbearbeitung. Es wird über die in Kapitel 4.2 erläuterte Energiebilanz der Wärmeeintrag in das Werkstück bestimmt. Zugleich werden die Zerspankräfte gemessen und daraus die bei der Zerspanung im gesamten umgesetzte Energie berechnet. Die Wärme im Werkstück wird mit der gesamten Energie ins Verhältnis gesetzt um die prozentuale Verteilung zu bestimmen. Weiterhin wird über das Zerspankraftmodell nach Viktor und Kienzle die Zerspanleistung theoretisch berechnet und mit den gemessenen Werten verglichen.

5.2.1 Berechnung der Zerspanleistung beim Bohren über Schnittkraftmodelle

Zur Berechnung der Schnittkräfte wird das in Kapitel 2.2 vorgestellte Zerspankraftmodell nach Viktor und Kienzle [Kie-52] verwendet, da sich dies in der industriellen Anwendung etabliert hat. Das Modell findet Anwendung beim Bohrertyp RT-100 (siehe Kapitel 4.4.2.1), da dieser am ehesten einer Standard-Bohrergeometrie entspricht. Die Zerspanleistung berechnet sich maßgeblich aus dem Drehmoment. Die Vorschubkraft hat aufgrund der geringen Vorschubgeschwindigkeit einen fast zu vernachlässigenden Einfluss. Dennoch wird die Vorschubkraft für eine Erhöhung der Genauigkeit mit berücksichtigt. Nach Paucksch [Pau-96] ergeben sich unter Verwendung der Schnittkraftformel folgende Gleichungen für das Bohren ins Volle:

Die Schnittkraft einer Schneide kann unter Verwendung der beim Drehen ermittelten k_c -Werte mit guter Näherung errechnet werden.

$$F_c = k_c \cdot A \quad \text{Formel 5-4}$$

Die spezifische Schnittkraft unterliegt wie in Kapitel 2.2 dargestellt den verschiedenen Korrekturen:

$$k_c = k_{c1.1} \cdot k_\gamma \cdot k_v \cdot k_{sch} \cdot k_{ver} \cdot k_{st} \cdot k_h \cdot k_f \cdot k_\lambda \quad \text{Formel 5-5}$$

Diese werden wie folgt berücksichtigt:

Schnittgeschwindigkeit und Schneidstoff	$k_{sv} = \left(\frac{v_{co}}{v_c}\right)^{0,1} \cdot 1,1 = \left(\frac{100m/min}{v_c}\right)^{0,1} \cdot 1,1$
Spanwinkel	$k_\gamma = 1 - m_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) = 1 - 0,015 \text{grad}^{-1} \cdot (\gamma - 2^\circ)$ mit $\gamma = 20^\circ$
Verschleiß	wird aufgrund arbeitsscharfer Werkzeuge vernachlässigt
Spanstauchung	$k_{st} = 1,2$
Spannungsdicke	$k_h = \left(\frac{h_0}{h}\right)^{m_\epsilon} = \left(\frac{1}{h}\right)^{0,26}$ und $h = \frac{f}{z} \cdot \sin\left(\frac{\sigma}{2}\right) = \frac{f}{2} \cdot 0,94$ mit $\sigma = 140^\circ$
Formfaktor	$k_f = 1,05 + \frac{d_0}{d} = 1,05 + \left(\frac{1}{d}\right)$
Neigungswinkel	nicht berücksichtigt für Bohrer

Die Schnittkraft für das Bohren ins Volle ergibt sich zu:

$$F_c = \frac{k_c \cdot d \cdot f}{2 \cdot z} \quad \text{Formel 5-6}$$

Das Schnittmoment M_c errechnet sich aus der Schnittkraft F_c , dem Hebelarm H des Kraftangriffspunktes und der Anzahl der Schneiden z . Mit F_c aus Formel 4-13 ergibt sich:

$$M_c = F_c \cdot H \cdot z = k_c \cdot r \cdot f \cdot z \quad \text{Formel 5-7}$$

Verschiedene Untersuchungen haben für den Hebelarm H Werte im Bereich von $0,3 \cdot r$ bis $0,64 \cdot r$ ergeben. Näherungsweise wird mit $0,5 \cdot r$ gerechnet.

Aufgrund dessen, dass theoretische Berechnungen nicht genau genug sind, wird die auf Messung beruhende Näherung

$$F_v = (0,6 \dots 0,7) \cdot F_c \quad \text{Formel 5-8}$$

verwendet.

Somit ergibt sich mit $z = 2$, $H = 0,5 \cdot r$ und $F_f = 0,65 \cdot F_c$ für die errechnete Schnittleistung:

$$P_c = M_c \cdot \omega + F_f \cdot v_f = F_c \cdot (H \cdot z \cdot 2\pi n + 0,65 \cdot v_f) = k_c \cdot r \cdot f \cdot \left(r \cdot \pi n + \frac{0,65}{2} \cdot v_f \right) \quad \text{Formel 5-9}$$

5.2.2 Vergleich von gemessener zu errechneter Zerspanleistung

Mit Formel 4-16 wurden sowohl die rechnerische Schnittleistungen als auch die experimentelle Schnittleistung ermittelt. Die experimentelle Schnittleistung wurde aus der gemessenen Vorschubkraft und dem gemessenen Schnittmoment berechnet. Diese werden im Folgenden miteinander verglichen. In Abbildung 5-18 ist das für diese Versuche durchgeführte Versuchsfeld dargestellt. Der Vorschub wurde zwischen 0,05 mm und 0,2 mm pro Zahn variiert, und die Schnittgeschwindigkeit wurde je nach Versuchsreihe um 5 m/min oder 10 m/min von 80 m/min auf 135 m/min gesteigert. Mit einer Erhöhung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub nimmt die Zerspanleistung zu, wobei der Vorschub im untersuchten Parameterbereich einen stärkeren Einfluss aufweist.

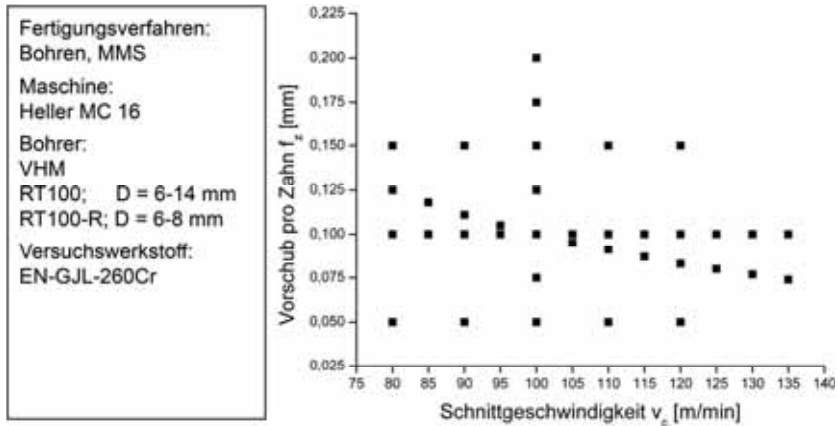


Abbildung 5-18: Übersicht über die Parametervariationen

In Abbildung 5-19 und Abbildung 5-20 werden die experimentellen Ergebnisse der Bohrversuche des Bohrertyps RT100 mit den mathematischen Ergebnissen der Zerspangkraftformel in einem Durchmesserbereich von 6 mm bis 14 mm gegenübergestellt. Betrachtet werden die Ergebnisse bei konstanter Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 100$ m/min) und konstantem Vorschub ($f_z = 0,1$ mm). Die Ergebnisse für den Bohrertyp RT100 zeigen, dass je nach Bohrerdurchmesser und Versuchsreihe sehr gute Übereinstimmungen erreicht werden können, aber auch Abweichungen im Bereich von bis zu 20 % vorliegen. Diese gute Übereinstimmung zeigt, dass mit der bestehenden Schnittkraftformel nach Victor und Kienzle die realen Schnittbedingungen für diesen Bohrertyp beschrieben werden können. Die Versuche führen zu dem Schluss, dass eine übertragene Anwendung der Schnittkraftformel zur Errechnung der Wärmedichte möglich sein kann, da eine gute Übereinstimmung vom Versuchsergebnis mit theoretisch ermittelten Werten vorliegt. Es müssten weitere Korrekturfaktoren ermittelt werden, die den Anteil der Wärme im Bauteil beschreiben.

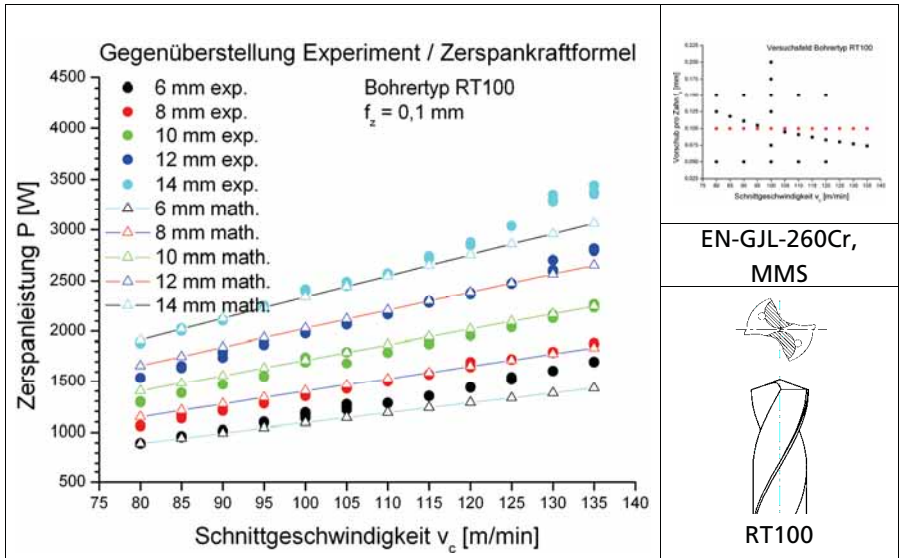


Abbildung 5-19: Gegenüberstellung der experimentellen Ergebnisse mit den theoretischen Werten bei konstantem Vorschub pro Zahn (RT100)

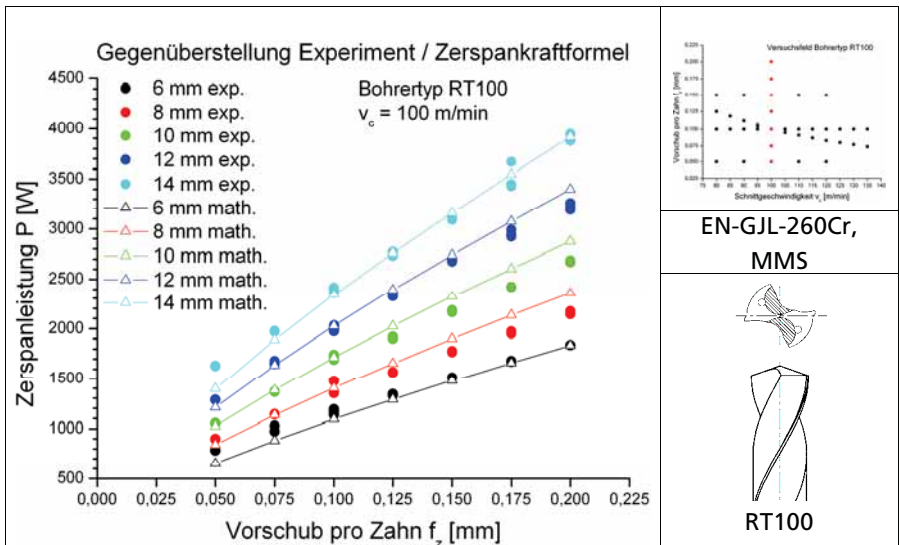


Abbildung 5-20: Gegenüberstellung der experimentellen Ergebnisse mit den theoretischen Werten bei konstanter Schnittgeschwindigkeit (RT100)

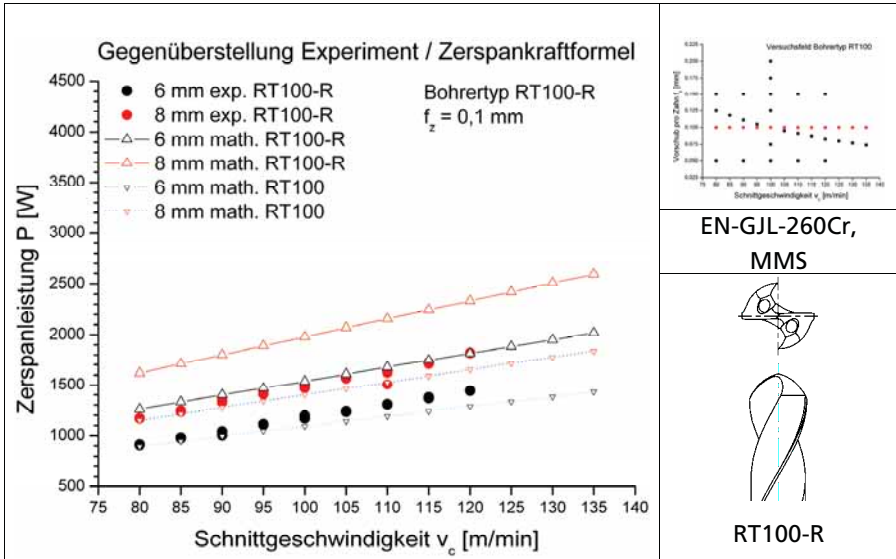


Abbildung 5-21: Gegenüberstellung der experimentellen Ergebnisse mit den theoretischen Werten bei konstantem Vorschub pro Zahn (RT100-R)

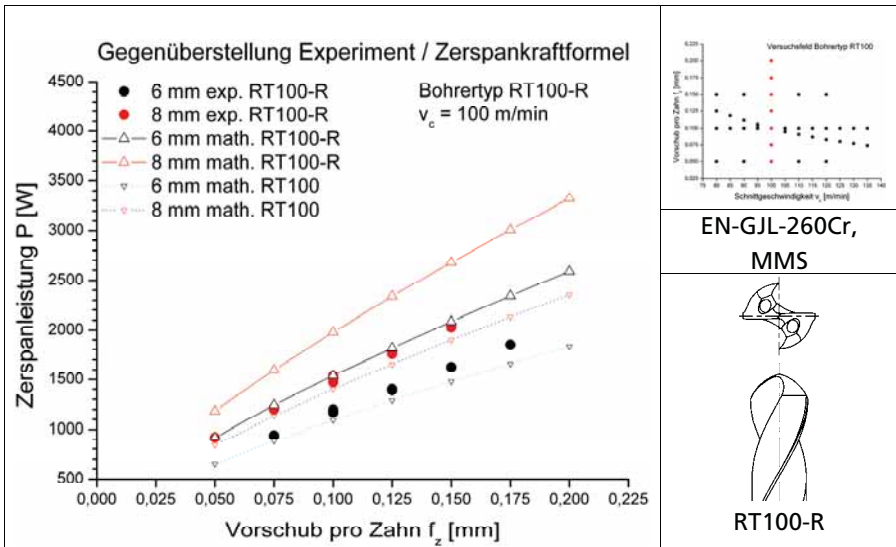


Abbildung 5-22: Gegenüberstellung der experimentellen Ergebnisse mit den theoretischen Werten bei konstanter Schnittgeschwindigkeit (RT100-R)

In Abbildung 5-21 und Abbildung 5-22 werden die experimentellen Ergebnisse der Bohrversuche des Bohrertyps RT100-R mit den mathematischen Ergebnissen der Zerspankraftformel für die Durchmesser 6 mm und 8 mm verglichen. Zugleich sind die Berechnungen für den Bohrer RT100 mit aufgetragen, um einen direkten Vergleich zwischen den unterschiedlichen Bohrertypen darzustellen.

Wird der Bohrer RT100-R betrachtet, ist die Erweiterung der Formel kritisch zu sehen. In den Abbildungen 4-34 und 4-35 werden die Versuche des Bohrers mit Radiusanschliff den theoretischen Ergebnissen gegenübergestellt. Die türkisfarbenen und blauen Kurven sind die theoretischen Ergebnisse des Bohrertyps RT100 mit eher konventionellem Anschliff. Im Vergleich mit den vorherigen Abbildungen zeigt sich, dass die experimentellen Werte geringfügig höher liegen und eine andere Steigung vorliegt. Wird nun versucht die Schnittkraftformel nach Victor und Kienzle an die geänderte Bohrer-Geometrie anzupassen, so ergeben sich gravierende Fehler. Entlang der Schneidkante weist der Bohrer einen Spanwinkel von näherungsweise 0° auf. Dies führt zu einer massiven Überbewertung der Zerspankräfte. Dieser Sachverhalt legt nahe, dass insbesondere der Einfluss der Schneidengestaltung in einer mathematischen Formulierung mit erfasst werden muss, da dieser einen großen Einfluss auf die Zerspanleistungen aufweist. Insbesondere vor dem Hintergrund, dass moderne Schneidengeometrien für die jeweiligen Bearbeitungsaufgaben angepasst sind, mit dem Ziel, die Zerspankräfte und den Leistungsbedarf der Maschine zu minimieren und die Standzeiten zu erhöhen. Dies führt häufig zu deutlichen Differenzen zwischen Berechnung und Experiment, da ein Großteil der Korrekturwerte in Versuchen mit Standardwerkzeugen ermittelt wurde. Eine exakte Berechnung der Kräfte ist daher mit den üblichen Schnittkraftmodellen und Korrekturwerten kaum mehr möglich.

5.2.3 Auswirkungen auf die Wärmedichte durch Variation von Werkzeug- und Prozessparametern

Bei der Durchführung der Bohrversuche wurden anfänglich die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub als Einflussgröße auf den Wärmeeintrag betrachtet. Die umfangreichste Versuchsreihe wurde mit einem Bohrerdurchmesser von 14 mm durchgeführt. Die Parametervariationen sind in Abbildung 5-23 abgebildet.

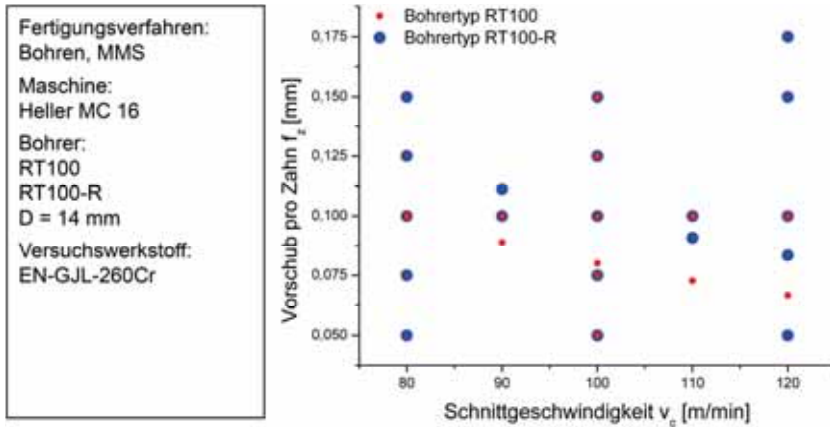


Abbildung 5-23: Parametervariation bei der Bohrungsbearbeitung (Durchmesser 14 mm)

Mit den beiden Bohrertypen wurden ähnliche Versuchsfelder abgedeckt. Die Schnittgeschwindigkeit wurde im Bereich von $v_c = 80$ m/min bis $v_c = 120$ m/min variiert, und der Vorschub pro Zahn deckt einen Bereich von $f_z = 0,05$ mm bis $f_z = 0,175$ mm ab. Bei den weiteren Versuchen mit unterschiedlichen Bohrerdurchmessern wurde nicht mehr das gesamte Versuchsfeld abgedeckt, da die grundlegenden Zusammenhänge ausgiebig untersucht wurden und mit der multivariaten Regression eine umfassende Beschreibung möglich ist.

Die Ergebnisse aus der Wärmemessung zeigen, dass der Wärmeeintrag wie beim Fräsen mit einer Erhöhung von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit abnimmt. In Abbildung 5-24 sind die Ergebnisse der unterschiedlichen Bohrergeometrien aufgetragen. x- und y-Achse beschreiben die Parametervariationen, während auf der z-Achse die Wärmedichte der einzelnen Versuche abzulesen ist. Bei der Gegenüberstellung der Fräsversuche zu den Bohrversuchen (neue Werkzeuge, ungünstigste Parameter) ist die Wärmedichte beim Bohren in etwa um den Faktor 4 höher. Dieser höhere Wärmeeintrag beim Bohren kann mit mehreren Einflüssen begründet werden.

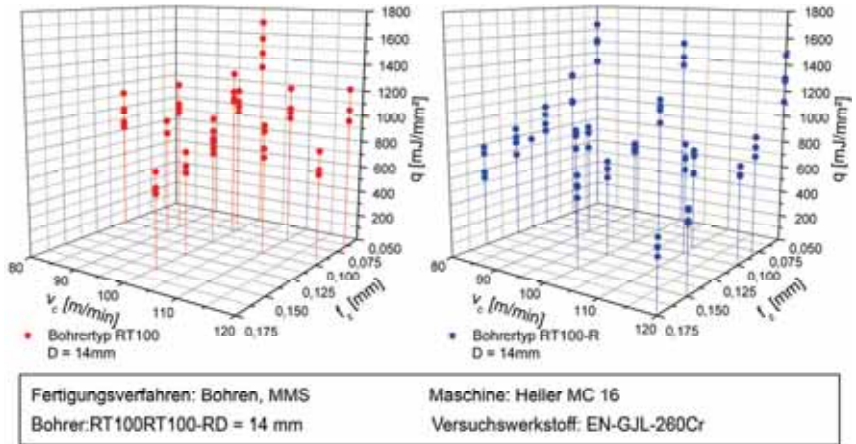


Abbildung 5-24: Versuchsergebnisse der Bohrungsbearbeitung
Durchmesser 14 mm

Bei der Bohrungsbearbeitung müssen die Späne durch die Spannt abtransportiert werden. Auf diesem Weg können die Späne einen großen Teil ihrer thermischen Energie an das Werkstück abgeben. Zusätzlich entsteht durch die Reibung zwischen Bohrungswand und Span eine weitere thermische Belastung. Auch Führungsphasen am Bohrer können weitere Wärme induzieren.

In einer weiteren Versuchsreihe (Abbildung 5-25) wurde der Einfluss des Bohrerdurchmessers ermittelt. Die Ergebnisse zeigen sehr deutlich, dass eine Abhängigkeit gegeben ist, die mathematisch beschrieben werden kann. Wie aus Erfahrung und der Berechnung der Zerspanleistung zu erwarten war, nimmt die Wärmedichte mit steigendem Bohrerdurchmesser zu.

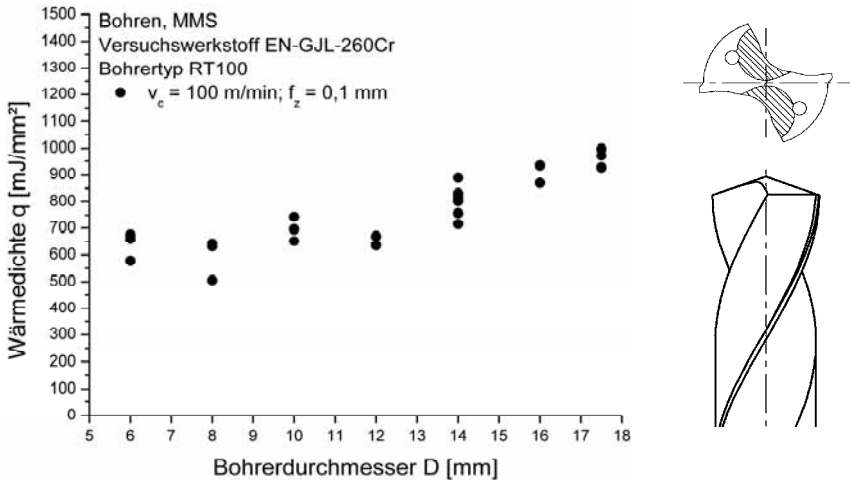


Abbildung 5-25: Auswirkung des Bohrerdurchmessers auf die Wärmedichte (Bohrerotyp RT100)

5.2.4 Bohrversuche in EN-GJV-450

Der Bohrerotyp RT100-R mit Radiusanschiff ist optimiert für die Bearbeitung von Vermikulargraphitguss. Aus diesem Grund wurde eine Versuchsreihe durchgeführt, bei der mit diesem Bohrerotyp bei unterschiedlichen Bohrerdurchmessern der Einfluss unterschiedlicher Materialien betrachtet wurde. Die verwendeten Werkstoffe waren EN-GJL-260 Cr und EN-GJV-450. Wie in Abbildung 5-25 dargestellt ist, kann wie beim Bohrerotyp RT100 ein gut mathematisch beschreibbarer Zusammenhang für eine Änderung des Bohrerdurchmessers festgestellt werden. Entgegen der ersten Vermutung, kann kein Unterschied zwischen den beiden Werkstoffen festgestellt werden. Die Streuung der Versuchsergebnisse ist bei beiden Werkstoffen sehr ähnlich, ebenso wie die Größe der Wärmedichte bei den unterschiedlichen Durchmessern. Zuvor war davon ausgegangen worden, dass aufgrund der höheren Festigkeit bei EN-GJV-450 ein höherer Wärmeeintrag stattfinden wird. Dies konnte nicht nachgewiesen werden. EN-GJV-450 ist in der Herstellung wesentlich aufwändiger als EN-GJL-250 Cr, weshalb aufgrund dieses Ergebnisses auf weitere Versuche mit EN-GJV-450 verzichtet wurde.

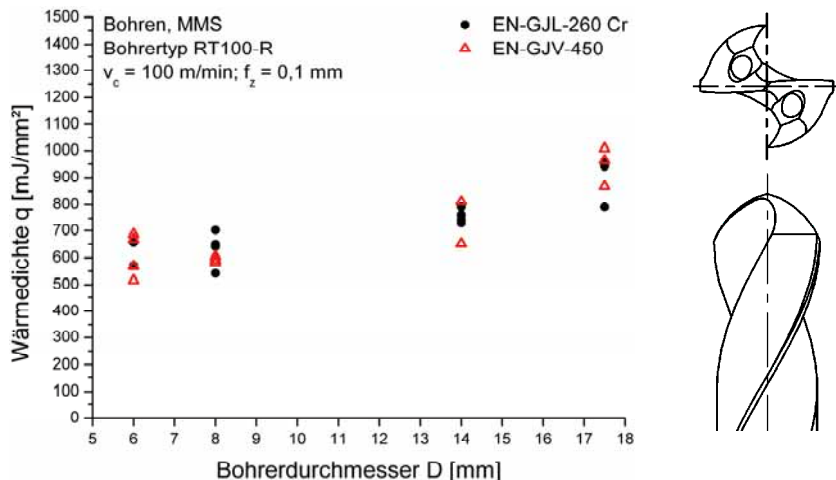


Abbildung 5-26: Gegenüberstellung der Wärmedichte bei den Werkstoffen EN-GJL-260 Cr und EN-GJV-450

5.2.5 Bohrversuche in AlSi10Mg

In einer weiteren Versuchsreihe wurde der Wärmeeintrag in Probekörper aus AlSi10Mg bestimmt. Das Versuchsfeld (Abbildung 5-27) ist auf den vom Werkzeughersteller empfohlenen Schnittparametern für den zu untersuchenden Werkstoff aufgebaut. Nach Herstellerangaben ist eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 240 \text{ m/min}$ und ein Vorschub von $f_z = 0,1 \text{ mm}$ zu verwenden. Mit der Durchführung der Versuche zur Ermittlung des Wärmeeintrages wurden zugleich Bohrmoment und Vorschubkraft ermittelt. Aus den gesamten Messwerten lässt sich die Wärmeleistung und die Zerspanleistung bestimmen, sodass der Anteil der Wärmeleistung in das Werkstück mit der gesamten umgesetzten Zerspanleistung verglichen werden kann. Die Ergebnisse dieses Vergleichs werden in Kapitel 6.2.2 erläutert.

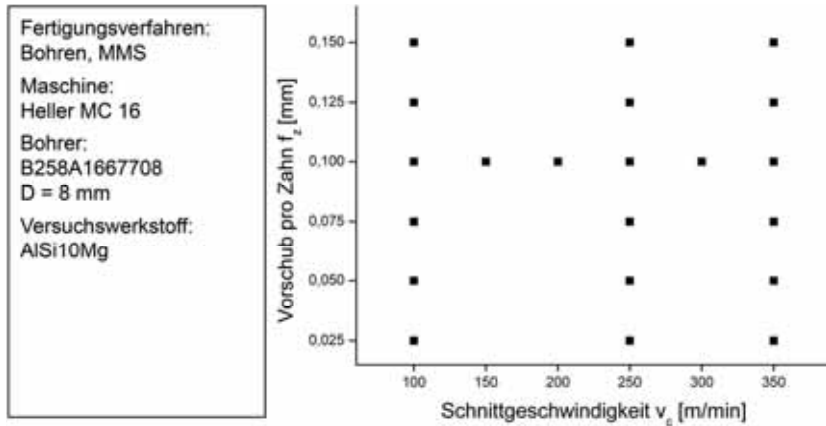


Abbildung 5-27: Übersicht über die Parametervariationen beim Bohren von AlSi10Mg

Die Auswertung der Versuchsdaten zur Erfassung des Wärmeeintrages erfolgt wie bei den vorangegangenen Versuchen über die Bestimmung der Temperaturdifferenz und der daraus berechneten Wärmedichte. In der nachfolgenden Abbildung 5-28 sind die gesamten Ergebnisse dieser Versuchsreihe dargestellt. Die Streuung der Messwerte für jedes Parameterpaar liegt bei 3 – 18 %. Wie bei den vorhergehenden Versuchen zeigt sich auch bei der Aluminiumbearbeitung, dass durch eine Erhöhung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub die Wärmedichte reduziert werden kann.

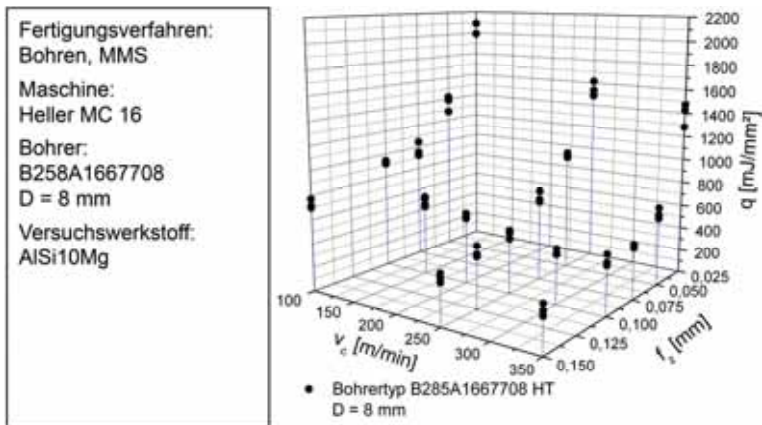


Abbildung 5-28: Wärmedichte bei unterschiedlichen Schnittparametern in AlSi10Mg

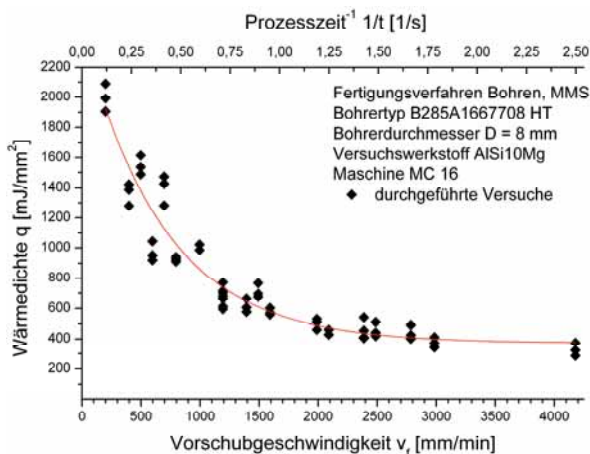


Abbildung 5-29: Wärmedichte in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit v_f

Ein interessanter Aspekt ergibt sich bei der Betrachtung der Prozesszeit. Die Erhöhung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub ergibt eine Reduzierung der Prozesszeit. Dadurch verbleibt der im Prozess entstehenden Wärme weniger Zeit in das Werkstück über zu gehen. Trägt man jetzt die Wärmedichte über der Vorschubgeschwindigkeit bzw. über dem Kehrwert der Prozesszeit auf, so zeigt sich, dass die Wärmedichte hauptsächlich von

der Prozesszeit abhängt. Ob die Prozesszeitverkürzung über eine Änderung des Zahnvorschubes oder der Schnittgeschwindigkeit erfolgt, spielt eine untergeordnete Rolle. Aus Abbildung 5-29 lässt sich der Zusammenhang ableiten, dass die Wärmedichte hauptsächlich von der Prozesszeit, sprich der Eingriffszeit der Schneiden, bestimmt wird. Eine Interpolation der Versuchsergebnisse zeigt einen deutlichen exponentiell abfallenden Zusammenhang.

5.3 Untersuchungen von Einflussgrößen auf den Zerspanprozess beim Reiben

Dieses Kapitel befasst sich mit dem Wärmeeintrag in das Werkstück beim Reiben. Die Vorgehensweise zur Messung der Wärmedichte ist identisch zu den Versuchen beim Fräsen und Bohren. Ermittelt wird in dieser Versuchsreihe nicht nur die Abhängigkeit von Prozessparametern. Zusätzlich werden unterschiedliche Reibahlentypen verwendet. Aufgrund der unterschiedlichen Bauformen der Reibahlen sind die Prozessparameter zum Teil sehr unterschiedlich. Aus diesem Grund ist ein direkter Vergleich nur bedingt möglich. Die Schnittparameter für die unterschiedlichen Reibahlentypen sind in Tabelle 5-1 gegenübergestellt. Insbesondere bei den Schnittgeschwindigkeiten ist keine Übereinstimmung vorhanden.

Durchmesser	D16 H7	D15 H7	D16 X9
v_c [m/min]	15 – 35	60 – 140	45 – 65
f_z [mm]	0,04 – 0,12	0,08 – 0,16	0,08 – 0,16

Tabelle 5-1: Schnittparameter der unterschiedlichen Reibahlentypen

In Abbildung 5-30 sind die Messergebnisse der einzelnen Versuchsreihen grafisch dargestellt. Auch beim Reiben zeigen sich die gleichen Tendenzen wie beim Fräsen und Bohren. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub nimmt der Wärmeeintrag ab. Die Versuche der einschneidigen Reibahle (D15 H7) mit Führungsleisten zeigen ein genau gegensätzliches Bild. Dies ist darauf zurückzuführen, dass diese Reibahle für die Bearbeitung mit Kühlschmierstoff optimiert ist. Grundsätzlich ist dieser Werkzeugtyp auch für die Trockenbearbeitung geeignet. Jedoch muss unter diesen Bedingungen die Zufuhr der Minimalmengenschmierung geändert werden.

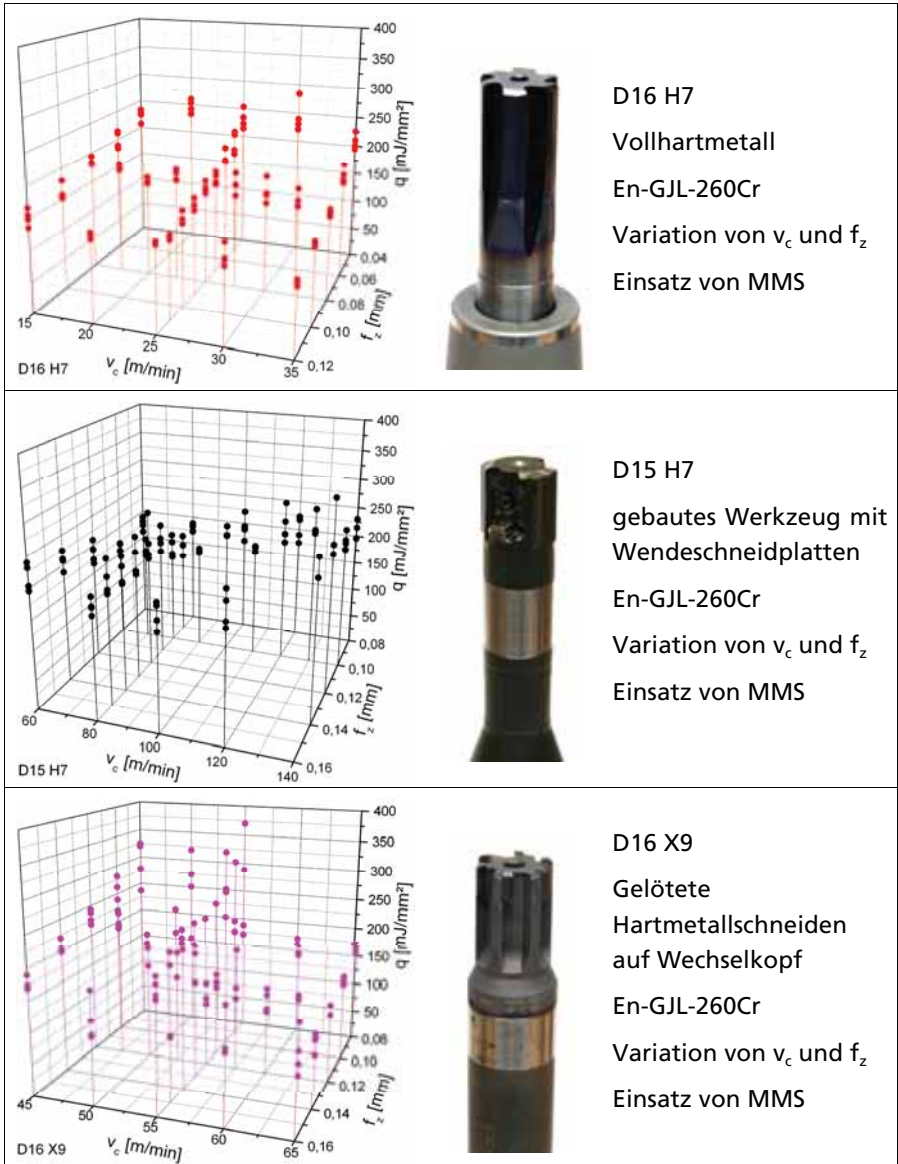


Abbildung 5-30: Gegenüberstellung der Messergebnisse der Reibversuche

Aufgrund der ungünstigen Bearbeitungsbedingungen im Versuch ist die Spanabfuhr nicht gewährleistet. Die Späne verbleiben aufgrund der

horizontalen Bearbeitung in der Bohrung. Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub nimmt die Zerspanleistung zu. Die Zerspantemperaturen steigen und ebenso die im Span enthaltene Energie. Verbleiben nun die Späne in der Bohrung, so ergibt sich das gegensätzliche Verhalten.

In diesem und den vorigen Kapiteln wurden die Messergebnisse der unterschiedlichen Versuche und Werkzeuge detailliert erläutert. Die Ergebnisse der Zerspanleistungsmessung im Vergleich zur Zerspanleistungsberechnung bei der Bohrungsbearbeitung hat ergeben, dass eine Erweiterung eines Schnittkraftmodells zur mathematischen Beschreibung der Wärmedichte nicht zielführend ist. Insbesondere moderne Werkzeuggeometrien können nicht ausreichend genau mathematisch beschrieben werden. Im folgenden Kapitel 6 wird ein Ansatz vorgestellt, die Wärmedichte mathematisch zu beschreiben. Die Anwendung dieser Formeln zur Durchführung von thermo-mechanischen Simulationen wird in Kapitel 7 beschrieben.

6 Mathematische Modellierung der Wärmedichte

Die mathematische Beschreibung der Einflussgrößen auf die Wärmedichte wird in diesem Kapitel beschrieben. Die Herleitung der Formel wird anhand der Ergebnisse der Fräsversuche beschrieben. Im ersten Schritt werden die Ergebnisse der einzelnen Versuchsreihen analysiert. Nach Bestimmung der günstigsten Funktion werden in einem nächsten Schritt die funktionalen Zusammenhänge miteinander kombiniert. Auf den Ergebnissen aufbauend wird überprüft, ob eine Übertragung der mathematischen Grundfunktion auf die weiteren Verfahren möglich ist.

6.1 Modellbildung am Beispiel des FräSENS

Im folgenden Kapitel wird exemplarisch am Beispiel des FräSENS die Modellierung der mathematischen Beziehungen erläutert. In den darauf folgenden Kapiteln wird die gleiche Vorgehensweise verwendet. Es werden jedoch nur noch die Ergebnisse dargestellt. Die Vorgehensweise bei den Bohr- und Reibversuchen ist identisch.

6.1.1 Univariate Regression

Bei der Auswertung der Ergebnisse werden zunächst alle Parameter getrennt voneinander untersucht (univariat), indem alle Parameter bis auf jeweils einen konstant gehalten werden. Dadurch ergeben sich mehrere zweidimensionale Datenfelder. Für alle Datenfelder kann mittels parametrischer Regressionsmodelle eine Regressionsfunktion bestimmt werden, die das jeweilige Datenfeld optimal beschreibt. Bei einem parametrischen Regressionsmodell wird der Typ einer Regressionsfunktion $y = f(x)$ bis auf einzelne Parameter a , b , usw. festgelegt. Nach Optimalitätsgesichtspunkten werden die Parameter dann aus den Messdaten bestimmt. So kann z.B. der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit, des Zahnvorschubes und des Verschleißes auf die Wärmedichte bestimmt werden.

Bei der Auswertung der Ergebnisse wird die auf C.F. Gauß zurückgehende Methode der kleinsten Quadrate (engl.: least squares method) verwendet.

Bei der linearen Regression $y = a + b \cdot x$ muss die Summe der Quadrate der Residuen

$$\sum_{j=1}^n (y_j - a - b \cdot x_j)^2 \quad (j=1, \dots, n) \quad \text{Formel 6-1}$$

in Abhängigkeit von a und b minimal werden. Es wird also versucht durch geeignete Wahl von a und b die Summe der Quadrate der vertikalen Abstände der Messdaten von der Geraden $y = a + b \cdot x$ möglichst klein zu halten. Die Summe der Quadrate der Residuen wird minimal, wenn

$$b = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x}) \cdot (y_j - \bar{y})}{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x})^2} \quad \text{Formel 6-2}$$

und

$$a = \bar{y} - b \cdot \bar{x} \quad \text{Formel 6-3}$$

wobei

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j \quad \text{und} \quad \bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n y_j .$$

Dadurch ergibt sich eine, in einem gewissen Sinn optimal an die Messpunkte angepasste Gerade.

Mit Hilfe des Pearson Korrelationskoeffizienten

$$r_{xy} = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x}) \cdot (y_j - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x})^2 \cdot \sum_{j=1}^n (y_j - \bar{y})^2}} \quad \text{Formel 6-4}$$

kann die Linearität des Zusammenhangs der Messwerte berechnet werden. Für den Pearson Korrelationskoeffizient gilt: $-1 \leq r_{xy} \leq 1$. Bei einem Wert von -1 besteht eine vollständige negative lineare Korrelation und bei einem Wert von 1 eine vollständige positive lineare Korrelation.

Werden nach dem beschriebenen Verfahren für alle Datenfelder die Regressionsgeraden berechnet und der Pearson Korrelationskoeffizient bestimmt, so wird für alle Datenfelder festgestellt, dass kein besonders starker linearer Zusammenhang vorliegt ($r_{xy} \approx 0,9$). Dies bedeutet, dass die Einflüsse auf die Wärmedichte nicht besonders gut durch lineare Funktionen beschrieben werden können.

An den Abbildungen kann vielmehr ein exponentieller Funktionszusammenhang erkannt werden. Um eine exponentielle Regressionsfunktion der Form $y = A \cdot e^{B \cdot x}$ zu bestimmen, ist es am einfachsten, die Funktion zu logarithmieren:

$$\ln y = \ln(A \cdot e^{B \cdot x}) \quad \text{Formel 6-5}$$

Durch einfache Umformung ergibt sich daraus

$$\ln y = \ln A + B \cdot x \quad \text{Formel 6-6}$$

oder

$$y' = a + b \cdot x \quad \text{Formel 6-7}$$

mit $y' = \ln y$, $a = \ln A$ und $b = B$.

Dadurch wurde das exponentielle Regressionsproblem durch Substitution in ein lineares überführt und die Parameter a und b berechnen sich dann aus

$$b = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x}) \cdot (y'_j - \bar{y}')}{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x})^2} \quad \text{Formel 6-8}$$

und

$$a = \bar{y}' - b \cdot \bar{x} \quad \text{Formel 6-9}$$

wobei

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j \quad \text{und} \quad \bar{y}' = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \ln y_j.$$

Damit ergibt sich für die Parameter A und B aus $y = A \cdot e^{B \cdot x}$

$$B = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j) \cdot (\ln y_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \ln y_j)}{\sum_{j=1}^n (x_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j)^2} \quad \text{Formel 6-10}$$

und

$$A = e^{\frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \ln y_j - b \cdot \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j} \quad \text{Formel 6-11}$$

Der Pearson-Korrelationskoeffizient berechnet sich dann wie folgt:

$$r_{xy} = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x}) \cdot (y'_j - \bar{y}')}{\sqrt{\sum_{j=1}^n (x_j - \bar{x})^2 \cdot \sum_{j=1}^n (y'_j - \bar{y}')^2}} = \frac{\sum_{j=1}^n (x_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j) \cdot (\ln y_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \ln y_j)}{\sqrt{\sum_{j=1}^n (x_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n x_j)^2 \cdot \sum_{j=1}^n (\ln y_j - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \ln y_j)^2}} \quad \text{Formel 6-12}$$

Die Regressionsfunktionen aller Datenfelder lassen sich damit berechnen, wobei alle Pearson-Korrelationskoeffizienten sehr nahe bei 1 liegen. Damit lassen sich die Datenfelder jeweils durch Regressionsfunktionen der Form $y = A \cdot e^{B \cdot x}$ beschreiben.

6.1.2 Anwendung der univariaten Regression auf das Fräsen

6.1.2.1 Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Die Regressionsfunktionen haben folgende Form, sodass sie mit dem zuvor beschriebenen Verfahren bestimmt werden können:

$$q(v_c) = A_{v_c} \cdot e^{B_{v_c} \cdot v_c} \quad \text{Formel 6-13}$$

mit

- $q(v_c)$ = Wärmedichte in Abhängigkeit von v_c [mJ/mm²]
- v_c = Schnittgeschwindigkeit [m/min]
- A_{v_c} = Regressionsparameter
- B_{v_c} = Regressionsparameter

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit wurde in mehreren Versuchsreihen bei jeweils konstantem Vorschub pro Zahn ermittelt. Dabei wurde der Vorschub in Schritten von 0,05 mm von 0,05 mm auf 0,2 mm erhöht. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit wird nun bei mehreren Zahnvorschüben jeweils separat betrachtet.

Für einen Zahnvorschub von $f_z = 0,05$ mm wurden im Versuch folgende Wärmedichten ermittelt:

v_c [m/min]	100	200	300	400
q_{v2} [mJ/mm ²]	317,27	304,28	287,66	250,58
q_{v3} [mJ/mm ²]	337,16	294,03	277,62	238,5

Tabelle 6-1: Wertetabelle für $f_z = 0,05$ mm

Mit dem in Kapitel 6.1.1 beschriebenen Regressionsverfahren ergeben sich daraus folgende Regressionsparameter:

A_{v_c}	B_{v_c}	r_{xy}	Funktion
361,78	-0,000930044	-0,960	$q(v_c) = 361,78 \cdot e^{-0,000930044 \cdot v_c}$

Tabelle 6-2: Regressionsparameter, Korrelationskoeffizient und Regressionsfunktion

Die zugehörige Regressionsfunktion ist in Abbildung 6-1 dargestellt.

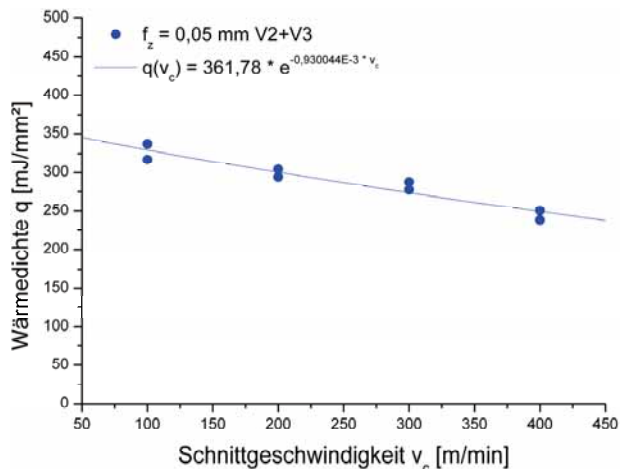


Abbildung 6-1: Regressionsfunktion für $f_z = 0,05$ mm

Die Ergebnisse aller Versuchsreihen werden ohne weitere Herleitung dargestellt. Es werden nur die Messwerte und die Regressionsfunktionen / -parameter aufgeführt. Verwendet wird der oben beschriebene Regressionsansatz.

f_z [mm]	v_c [m/min]	100	200	300	400
0,05	q_{v2} [mJ/mm²]	317,27	304,28	287,66	250,58
	q_{v3} [mJ/mm²]	337,16	294,03	277,62	238,5
0,10	q_{v2} [mJ/mm²]	219,90	191,77	173,87	164,92
	q_{v3} [mJ/mm²]	222,10	203,17	175,40	166,57
0,15	q_{v2} [mJ/mm²]	184,10	149,58	139,35	122,73
	q_{v3} [mJ/mm²]	181,71	146,38	140,07	117,36
0,20	q_{v2} [mJ/mm²]	--	117,62	111,23	103,56
	q_{v3} [mJ/mm²]	159,00	126,19	117,36	106,00

Tabelle 6-3: Wertetabelle

f_z	A_{v_c}	B_{v_c}	r_{xy}	Funktion
$f_z = 0,05 \text{ mm}$	361,78	-0,000930044	-0,960	$q(v_c) = 361,78 \cdot e^{-0,000930044 \cdot v_c}$
$f_z = 0,10 \text{ mm}$	241,17	-0,000985618	-0,979	$q(v_c) = 241,17 \cdot e^{-0,000985618 \cdot v_c}$
$f_z = 0,15 \text{ mm}$	203,09	-0,00132144	-0,974	$q(v_c) = 203,09 \cdot e^{-0,00132144 \cdot v_c}$
$f_z = 0,20 \text{ mm}$	158,13	-0,00113679	-0,895	$q(v_c) = 158,13 \cdot e^{-0,00113679 \cdot v_c}$

Tabelle 6-4: Regressionsparameter, Korrelationskoeffizient und Regressionsfunktion

Wird eine Exponentialfunktion in einem einfach logarithmischen Koordinatensystem dargestellt, so ergibt sich eine Gerade. Wenn die bisher ermittelten Regressionsfunktionen gemeinsam in einem einfach-logarithmischen Koordinatensystem dargestellt werden, dann ergeben sich vier Geraden mit unterschiedlichen y-Achsen-Abschnitten und nahezu gleichen Steigungen, wie dies in Abbildung 6-2 dargestellt ist.

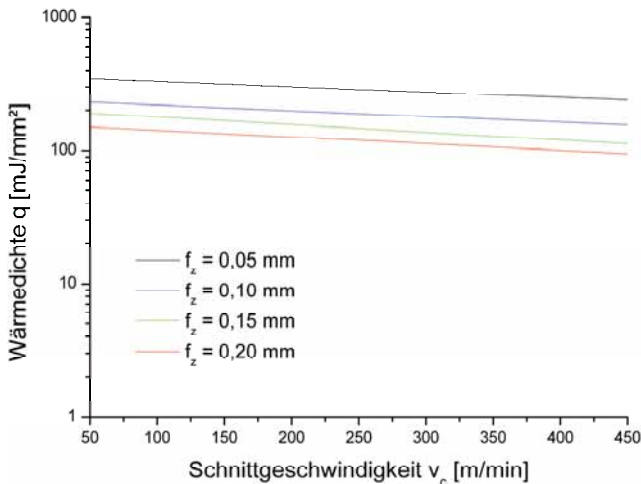


Abbildung 6-2: Grafische Darstellung der Regressionsfunktionen für den Einfluss der Schnittgeschwindigkeit

Es wird angenommen, dass sich auch für andere Schnittparameter im einfach logarithmischen Koordinatensystem Geraden dieser Steigung ergeben würden. Damit ist es möglich, die Abhängigkeit der Wärmedichte von der Schnittgeschwindigkeit auch für andere Schnittparameter mit nur einem

Versuch zu ermitteln. Dabei kann die Schnittgeschwindigkeit frei gewählt werden, um den Versuchsaufwand sehr gering zu halten. Hierzu wird in die Formel

$$q(v_c) = A_{v_c} \cdot e^{B_{v_c} \cdot v_c} \quad \text{Formel 6-14}$$

ein im Versuch ermitteltes Wertepaar $(v_{c_{\text{exp}}} | q_{\text{exp}})$ eingesetzt:

$$q_{\text{exp}} = A_{v_c} \cdot e^{B_{v_c} \cdot v_{c_{\text{exp}}}} \quad \text{Formel 6-15}$$

Nach A_{v_c} aufgelöst ergibt sich

$$A_{v_c} = q_{\text{exp}} \cdot e^{-B_{v_c} \cdot v_{c_{\text{exp}}}} \quad \text{Formel 6-16}$$

womit nun die Regressionsfunktion aufgestellt werden kann:

$$q(v_c) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{v_c} \cdot (v_c - v_{c_{\text{exp}}})} \quad \text{Formel 6-17}$$

Der Faktor B_{v_c} ergibt sich als gerundeter Mittelwert der vier zuvor bestimmten Faktoren zu $B_{v_c} = -1,09E-3$, womit die Regressionsfunktion vollständig ist:

$$q(v_c) = q_{\text{exp}} \cdot e^{-1,09E-3 \cdot (v_c - v_{c_{\text{exp}}})} \quad \text{Formel 6-18}$$

Es gilt zu beachten, dass die Funktion nur durch ein einziges Wertepaar $(v_{c_{\text{exp}}} | q_{\text{exp}})$ bestimmt wird.

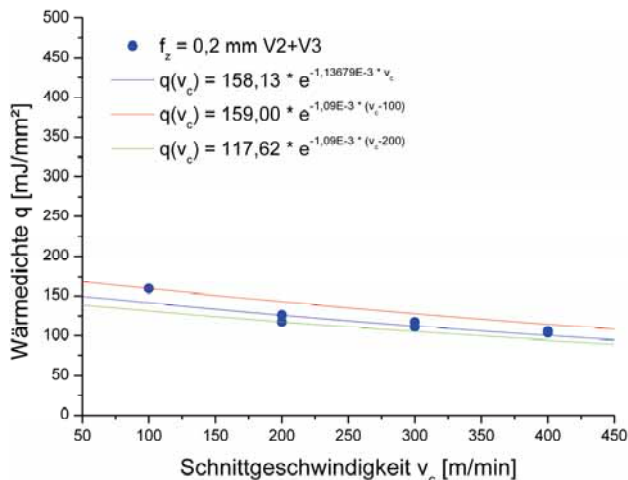


Abbildung 6-3: zu hoher (rot) und zu niedriger (grün) Funktionsverlauf

Da diese im Versuch ermittelten Wertepaare um den Funktionsverlauf streuen, kann es vorkommen, dass die damit berechnete Funktion unterhalb oder oberhalb des tatsächlichen Funktionsverlaufes verläuft (siehe Abbildung 6-3). Wird diese Vorgehensweise verwendet, so ist es unerlässlich, den Versuch mit den gewählten Parametern zur Ermittlung des Wertepaares mehrmals zu wiederholen und ein arithmetisches Mittel zu bilden, um das Ergebnis der Wärmedichte statistisch abzusichern. In Abbildung 6-3 ist die blaue Kurve die Funktion, welche aus der Gesamtheit der Versuche mit einem Zahnvorschub von $f_z = 0,2$ mm ermittelt worden ist. Wird nur ein Versuch verwendet, um für einen Zahnvorschub von $f_z = 0,2$ mm eine Funktion über der Schnittgeschwindigkeit zu ermitteln, so können aufgrund von Messunsicherheiten Funktionen ermittelt werden, die zu hoch (rot) oder zu niedrig (grün) ausfallen.

6.1.2.2 Einfluss des Zahnvorschubes

Bei der Bestimmung einer Regressionsfunktion, welche die Wärmedichte in Abhängigkeit vom Zahnvorschub beschreibt, kann genauso vorgegangen werden wie beim Einfluss der Schnittgeschwindigkeit. Es ergibt sich eine Regressionsfunktion der Form:

$$q(f_z) = A_{f_z} \cdot e^{B_{f_z} \cdot f_z} \quad \text{Formel 6-19}$$

mit

$q(f_z)$ = Wärmedichte in Abhängigkeit von f_z [mJ/mm²]

f_z = Zahnvorschub [mm]

A_{f_z} = Regressionsparameter

B_{f_z} = Regressionsparameter

Der Einfluss des Vorschubes wurde ebenfalls in mehreren Versuchsreihen ermittelt. Konstant gehalten wurde dabei jeweils die Schnittgeschwindigkeit. Diese wurde in Schritten von jeweils 100 m/min von 100 m/min auf 400 m/min gesteigert. Die Vorgehensweise für den Einfluss des Vorschubes ist analog zu den vorherigen Versuchen in Kapitel 6.1.2.1. Dargestellt werden daher nur noch die Messergebnisse in Verbindung mit der mathematischen Beschreibung, sowie die abschließende grafische Auswertung.

v_c [m/min]	f_c [mm]	0,05	0,1	0,15	0,2
100	q_{v2} [mJ/mm ²]	317,27	219,90	184,10	--
	q_{v3} [mJ/mm ²]	337,16	222,10	181,71	159,00
200	q_{v2} [mJ/mm ²]	304,28	191,77	149,58	126,19
	q_{v3} [mJ/mm ²]	294,03	203,17	146,38	--
300	q_{v2} [mJ/mm ²]	287,66	173,87	139,35	111,23
	q_{v3} [mJ/mm ²]	277,62	175,40	140,07	117,36
400	q_{v2} [mJ/mm ²]	250,58	164,92	122,73	103,56
	q_{v3} [mJ/mm ²]	238,50	166,57	117,36	106,00

Tabelle 6-5: Wertetabelle für $v_c = 100$ m/min

Mit dem in Kapitel 6.1.1 beschriebenen Regressionsverfahren ergeben sich daraus folgende Regressionsparameter:

v_c	A_{f_z}	B_{f_z}	r_{xy}	Funktion
$v_c = 100$ m/min	404,84	-4,755482155	-0,947	$q(f_z) = 404,84 \cdot e^{-4,755482155 \cdot f_z}$
$v_c = 200$ m/min	396,49	-5,799711332	-0,959	$q(f_z) = 396,49 \cdot e^{-5,799711332 \cdot f_z}$
$v_c = 300$ m/min	349,39	-5,880059201	-0,974	$q(f_z) = 349,39 \cdot e^{-5,880059201 \cdot f_z}$
$v_c = 400$ m/min	307,49	-5,72960126	-0,979	$q(f_z) = 307,49 \cdot e^{-5,72960126 \cdot f_z}$

Tabelle 6-6: Regressionsparameter, Korrelationskoeffizient und Regressionsfunktion

Auch beim Einfluss des Zahnvorschubes können die Regressionsfunktionen in einem einfach-logarithmischen Koordinatensystem dargestellt werden, sodass sich erneut Geraden mit unterschiedlichen y-Achsen-Abschnitten und nahezu gleichen Steigungen ergeben (siehe Abbildung 6-4). Wegen der ähnlichen Steigungen ist es erneut möglich, eine Regressionsfunktion aus nur einem Versuch zu bestimmen. Auch hier ergibt sich der Faktor B_{f_z} als gerundeter Mittelwert der vier zuvor bestimmten Faktoren zu $B_{f_z} = -5,54$, womit die Regressionsfunktion vollständig ist:

$$q(f_z) = q_{\text{exp}} \cdot e^{-5,54 \cdot (f_z - f_{\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-20}$$

Erneut gilt es zu beachten, dass die Funktion von nur einem einzigen Wertepaar $(f_{z_{\text{exp}}} | q_{\text{exp}})$ abhängig ist. Da diese Wertepaare ebenfalls um den Funktionsverlauf streuen, kann es genauso vorkommen, dass die damit

berechnete Funktion unterhalb oder oberhalb des tatsächlichen Funktionsverlaufes verläuft (siehe Abbildung 6-5).

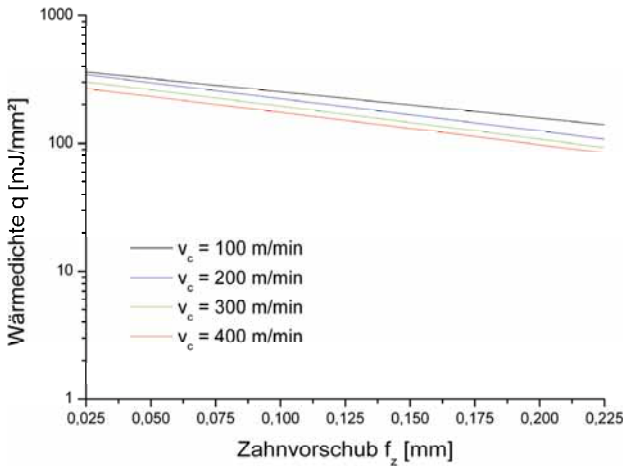


Abbildung 6-4: Grafische Darstellung der Regressionsfunktionen für den Einfluss des Zahnvorschubes

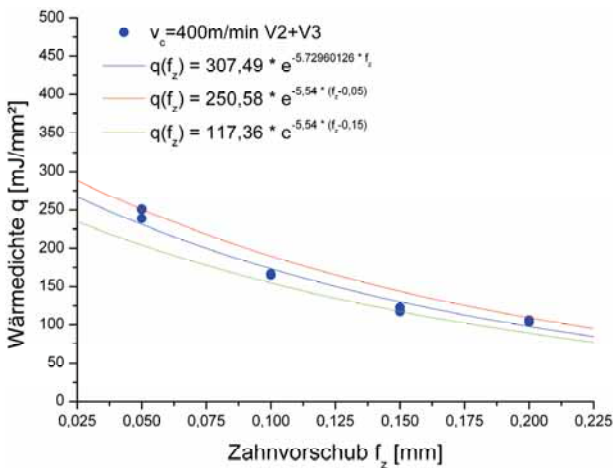


Abbildung 6-5: zu hoher (rot) und zu niedriger (grün) Funktionsverlauf

Deshalb ist es auch hier wieder unerlässlich den Versuch zur Ermittlung des Wertepaares mehrmals zu wiederholen, um das Ergebnis der Wärmedichte zu verifizieren. In Abbildung 6-5 ist die blaue Kurve die Funktion, welche aus

der Gesamtheit der Versuche mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 400$ m/min ermittelt worden ist. Wird nur ein Versuch verwendet, um für eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 400$ m/min eine Funktion über dem Vorschub zu ermitteln, so können aufgrund von Messunsicherheiten Funktionen ermittelt werden, die zu hoch (rot) oder zu niedrig (grün) ausfallen.

6.1.2.3 Einfluss des Verschleißes

Als dritte Einflussgröße wurden umfangreiche Versuchsreihen zum Einfluss des Verschleißes durchgeführt. Bei diesen Versuchen zeigt sich aufgrund der umfangreichen Datenlage eine eindeutige Möglichkeit, mit einem exponentiellen Ansatz eine Regression durchzuführen. Die Regressionsfunktion hat folgende Form:

$$q(VB) = A_{VB} \cdot e^{B_{VB} \cdot VB} \quad \text{Formel 6-21}$$

mit

$q(VB)$ = Wärmedichte in Abhängigkeit von VB [mJ/mm²]

VB = Verschleißmarkenbreite [μ m]

A_{VB} = Regressionsparameter

B_{VB} = Regressionsparameter

Für eine Schnittgeschwindigkeit $v_c = 100$ m/min und einen Zahnvorschub $f_z = 0,05$ mm wurden im Versuch folgende Wärmedichten ermittelt:

VB [μ m]	46,99	60,59	99,64	179,79	242,46	330,57	366,79
q_{V2} [mJ/mm ²]	428,33	354,39	420,68	536,69	704,96	903,83	1079,76
q_{V3} [mJ/mm ²]	343,50	342,24	403,89	530,98	666,87	1009,11	1004,07

Tabelle 6-7: Wertetabelle für $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm

Mit dem in Kapitel 6.1.1 beschriebenen Regressionsverfahren ergeben sich daraus folgende Regressionsparameter:

A_{VB}	B_{VB}	r_{xy}	Funktion
299,30	0003417394,	0,987	$q(VB) = 299,30 \cdot e^{3,417394E-3 \cdot VB}$

Tabelle 6-8: Regressionsparameter, Korrelationskoeffizient und Regressionsfunktion

Die zugehörige Regressionsfunktion ist in Abbildung 6-6 dargestellt.

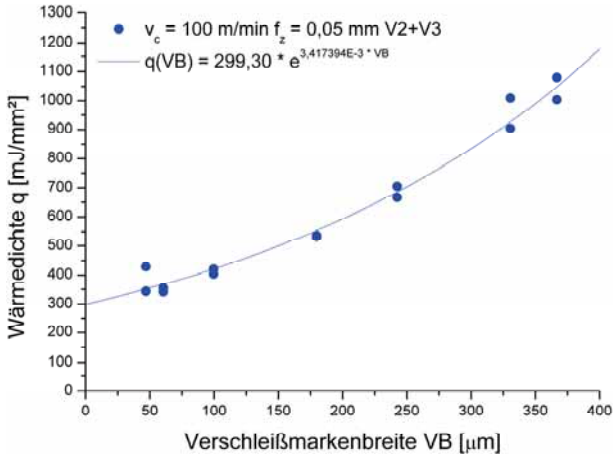


Abbildung 6-6: Regressionsfunktion für $v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,05 \text{ mm}$

Die Ergebnisse aller Versuchsreihen zur Ermittlung des Verschleißeinflusses werden ohne weitere Herleitung dargestellt. Es werden nur die Messwerte und die Regressionsfunktionen / -parameter aufgeführt. Verwendet wird der oben beschriebene Regressionsansatz.

VB [µm]	46,99	60,59	99,64	179,79	242,46	330,57	366,79
$v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,05 \text{ mm}$							
q_{V2} [mJ/mm ²]	428,33	354,39	420,68	536,69	704,96	903,83	1079,76
q_{V3} [mJ/mm ²]	343,50	342,24	403,89	530,98	666,87	1009,11	1004,07
$v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,20 \text{ mm}$							
q_{V2} [mJ/mm ²]	170,82	182,30	214,17	281,73	302,13	414,31	469,13
q_{V3} [mJ/mm ²]	168,60	167,35	213,90	265,49	276,81	357,34	466,81
$v_c = 250 \text{ m/min}$, $f_z = 0,125 \text{ mm}$							
q_{V2} [mJ/mm ²]	189,95	181,02	232,01	327,62	399,01	478,05	545,61
q_{V3} [mJ/mm ²]	184,96	177,41	221,45	294,43	353,57	460,52	523,43
$v_c = 400 \text{ m/min}$, $f_z = 0,05 \text{ mm}$							
q_{V2} [mJ/mm ²]	268,98	276,63	337,82	461,48	581,31	729,19	815,87
q_{V3} [mJ/mm ²]	266,75	280,59	317,08	434,09	551,11	647,99	757,46
$v_c = 400 \text{ m/min}$, $f_z = 0,2 \text{ mm}$							
q_{V2} [mJ/mm ²]	133,85	132,58	161,90	205,24	225,64	303,40	355,67
q_{V3} [mJ/mm ²]	127,08	128,34	148,47	189,99	221,45	278,07	334,69

Tabelle 6-9: gesamte Wertetabelle

Es ergeben sich daraus folgende Regressionsparameter:

Parameter v_c und f_z	A_{VB}	B_{VB}	r_{xy}	Funktion
100 m/min; 0,05 mm	299,30	0003417394,	0,987	$q(VB) = 299,30 \cdot e^{3,417394E-3 \cdot VB}$
100 m/min; 0,20 mm	150,75	0,002964533	0,985	$q(VB) = 150,75 \cdot e^{2,964533E-3 \cdot VB}$
250 m/min; 0,125 mm	158,42	0,003382392	0,990	$q(VB) = 158,42 \cdot e^{3,382392E-3 \cdot VB}$
400 m/min; 0,05 mm	233,48	0,003378021	0,993	$q(VB) = 233,48 \cdot e^{3,378021E-3 \cdot VB}$
400 m/min; 0,20 mm	112,52	0,00296502	0,993	$q(VB) = 112,52 \cdot e^{2,96502E-3 \cdot VB}$

Tabelle 6-10: Regressionsparameter, Korrelationskoeffizient und Regressionsfunktion

Wenn alle fünf Regressionsfunktionen in einem einfach-logarithmisches Koordinatensystem dargestellt werden, dann ergeben sich fünf Geraden mit unterschiedlichen y-Achsen-Abschnitten und nahezu gleichen Steigungen (siehe).

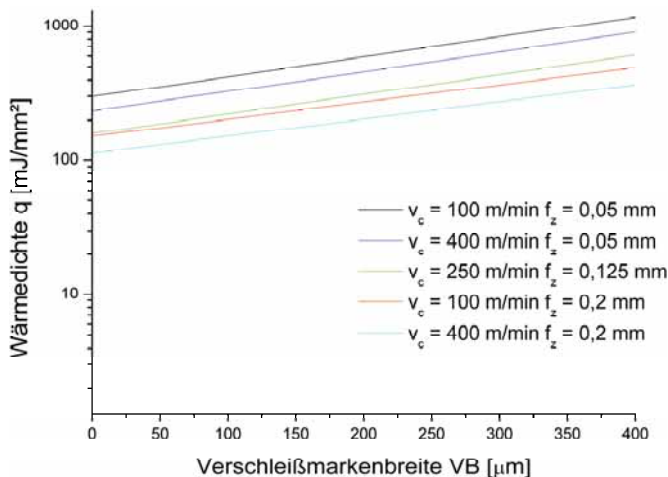


Abbildung 6-7: Grafische Darstellung der Regressionsfunktionen für den Verschleißeinfluss

Deshalb wird angenommen, dass sich auch für andere Schnittparameter im einfach-logarithmischen Koordinatensystem Geraden dieser Steigung ergeben würden. Damit ist es möglich die Abhängigkeit der Wärmedichte von der Verschleißmarkenbreite auch für andere Schnittparameter mit nur

einem Versuch zu ermitteln. Dabei kann die Verschleißmarkenbreite frei gewählt werden (z.B. $VB = 0 \mu\text{m}$), um den Versuchsaufwand sehr gering zu halten. Das Vorgehen ist dabei analog zum Einfluss von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub. Der Faktor B_{VB} ergibt sich als gerundeter Mittelwert der fünf zuvor bestimmten Faktoren zu $B_{VB} = 3,22E-3$, womit die Regressionsfunktion vollständig ist:

$$q(VB) = q_{\text{exp}} \cdot e^{3,22E-3 \cdot (VB - VB_{\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-22}$$

Es ist zu beachten, dass die Funktion nur von einem einzigen Wertepaar ($VB_{\text{exp}} \mid q_{\text{exp}}$) abhängig ist. Da diese Wertepaare um den Funktionsverlauf streuen, kann es vorkommen, dass die damit berechnete Funktion unterhalb oder oberhalb des tatsächlichen Funktionsverlaufes verläuft (siehe Abbildung 6-8).

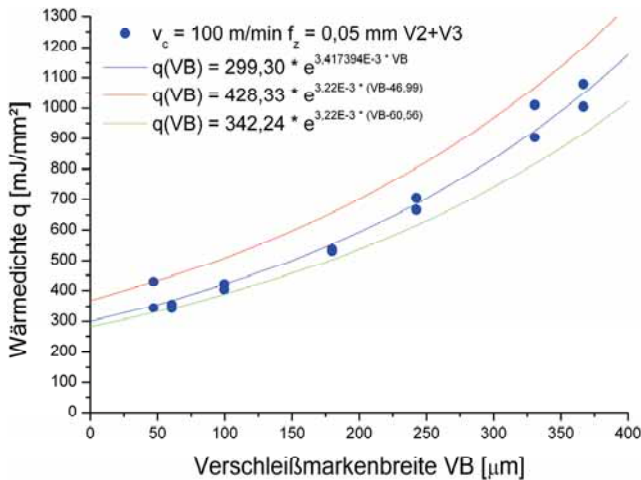


Abbildung 6-8: zu hoher (rot) und zu niedriger (grün) Funktionsverlauf

Wird diese Formel verwendet ist es ebenso unerlässlich den Versuch zur Ermittlung des Wertepaares mehrmals zu wiederholen, um das Ergebnis der Wärmedichte zu verifizieren.

6.1.3 Multivariate Regression am Beispiel des FräSENS

Die Ergebnisse aus Kapitel 6.1.2 zeigen, dass sich jede bisher untersuchte Einflussgröße durch das Regressionsverfahren sehr gut als

Exponentialfunktion darstellen lässt. Aus diesem Grunde werden in einem weiteren Schritt die Versuchsergebnisse unter gleichzeitiger Berücksichtigung aller Parameter ausgewertet (multivariat). Dadurch ergibt sich ein mehrdimensionales Datenfeld, welches mittels eines parametrischen Regressionsmodelles ausgewertet wird.

Die auf C.F. Gauß zurückgehende Methode der kleinsten Quadrate wird erneut verwendet.

6.1.3.1 Bestimmung des Regressionsfunktionstyps

Der Regressionsfunktionstyp wird mittels der in den Kapiteln 6.1.2.1, 6.1.2.2 und 6.1.2.3 aufgestellten Regressionsfunktionen

$$q(VB) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{VB} \cdot (VB - VB_{\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-23}$$

$$q(v_c) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{v_c} \cdot (v_c - v_{c,\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-24}$$

$$q(f_z) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{f_z} \cdot (f_z - f_{z,\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-25}$$

bestimmt, indem diese miteinander verknüpft werden:

$$q(VB, v_c, f_z) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{VB} \cdot (VB - VB_{\text{exp}}) + B_{v_c} \cdot (v_c - v_{c,\text{exp}}) + B_{f_z} \cdot (f_z - f_{z,\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-26}$$

Diese Formel kann durch einfache Umformung folgendermaßen dargestellt werden:

$$q(VB, v_c, f_z) = q_{\text{exp}} \cdot e^{B_{VB} \cdot VB + B_{v_c} \cdot v_c + B_{f_z} \cdot f_z} \cdot e^{-(B_{VB} \cdot VB_{\text{exp}} + B_{v_c} \cdot v_{c,\text{exp}} + B_{f_z} \cdot f_{z,\text{exp}})} \quad \text{Formel 6-27}$$

Um die Regressionsfunktion unabhängig von einem bestimmten Wertepaar

$\left(\begin{matrix} VB_{\text{exp}} \\ v_{c,\text{exp}} \\ f_{z,\text{exp}} \end{matrix} \right), q_{\text{exp}}$ bestimmen zu können, werden die beiden Faktoren q_{exp} und $e^{-(B_{VB} \cdot VB_{\text{exp}} + B_{v_c} \cdot v_{c,\text{exp}} + B_{f_z} \cdot f_{z,\text{exp}})}$ zu einem Regressionsparameter C zusammengefasst.

Dadurch ergibt sich folgende Regressionsfunktion:

$$q(VB, v_c, f_z) = C \cdot e^{B_{VB} \cdot VB + B_{v_c} \cdot v_c + B_{f_z} \cdot f_z} \quad \text{Formel 6-28}$$

Um eine lineare Regressionsfunktion zu erhalten, muss die Funktion logarithmiert werden. Durch diese Substitution ergibt sich:

$$\ln q(VB, v_c, f_z) = \ln C + B_{VB} \cdot VB + B_{v_c} \cdot v_c + B_{f_z} \cdot f_z \quad \text{Formel 6-29}$$

oder

$$\ln q(VB, v_c, f_z) = C_1 + B_{VB} \cdot VB + B_{v_c} \cdot v_c + B_{f_z} \cdot f_z \quad \text{Formel 6-30}$$

mit

$$C_1 = \ln C.$$

6.1.3.2 Bestimmung der Regressionsparameter

Die drei Regressionsparameter B_{VB}, B_{v_c}, B_{f_z} wurden bei der univariaten Regression bereits bestimmt, indem die einzelnen Datenfelder ausgewertet und die Mittelwerte der Regressionsparameter gebildet wurden. Bei der multivariaten Regression werden diese Parameter neu berechnet, indem alle Versuchsergebnisse gleichzeitig berücksichtigt werden. Dabei sind für die Regressionsparameter B_{VB}, B_{v_c}, B_{f_z} ähnliche Werte wie bei der univariaten Regression zu erwarten.

Mit den in den Versuchen ermittelten Wertepaaren ergibt sich ein lineares Gleichungssystem:

$$\begin{aligned} C_1 + B_{VB} \cdot VB_0 + B_{v_c} \cdot v_{c_0} + B_{f_z} \cdot f_{z_0} &= \ln q_0(VB_0, v_{c_0}, f_{z_0}) \\ C_1 + B_{VB} \cdot VB_1 + B_{v_c} \cdot v_{c_1} + B_{f_z} \cdot f_{z_1} &= \ln q_1(VB_1, v_{c_1}, f_{z_1}) \\ &\vdots && \vdots \\ C_1 + B_{VB} \cdot VB_i + B_{v_c} \cdot v_{c_i} + B_{f_z} \cdot f_{z_i} &= \ln q_i(VB_i, v_{c_i}, f_{z_i}) \\ &\vdots && \vdots \\ C_1 + B_{VB} \cdot VB_n + B_{v_c} \cdot v_{c_n} + B_{f_z} \cdot f_{z_n} &= \ln q_n(VB_n, v_{c_n}, f_{z_n}) \end{aligned} \quad \text{Formel 6-31}$$

Dieses Gleichungssystem kann in Matrixschreibweise vereinfacht dargestellt werden:

$$\begin{pmatrix} 1 & VB_0 & v_{c_0} & f_{z_0} \\ 1 & VB_1 & v_{c_1} & f_{z_1} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & VB_i & v_{c_i} & f_{z_i} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & VB_n & v_{c_n} & f_{z_n} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} C_1 \\ B_{VB} \\ B_{v_c} \\ B_{f_z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \ln q_0(VB_0, v_{c_0}, f_{z_0}) \\ \ln q_1(VB_1, v_{c_1}, f_{z_1}) \\ \vdots \\ \ln q_i(VB_i, v_{c_i}, f_{z_i}) \\ \vdots \\ \ln q_n(VB_n, v_{c_n}, f_{z_n}) \end{pmatrix} \quad \text{Formel 6-32}$$

oder noch übersichtlicher:

$$A \cdot x = b \quad \text{Formel 6-33}$$

Um den Vektor $x = \begin{pmatrix} C_1 \\ B_{VB} \\ B_{v_c} \\ B_{f_z} \end{pmatrix}$ zu bestimmen, muss die Summe der Quadrate der

Residuen identisch zur univariaten Regression minimal werden. Dies wird erreicht, indem die euklidische Norm des Differenzvektors minimiert wird:

$$\min_x \|A \cdot x - b\|_2 \quad \text{Formel 6-34}$$

Dieses Minimierungsproblem wird gelöst, indem die partiellen Ableitungen bezüglich der x_j gebildet und zu Null gesetzt werden. Daraus ergibt sich:

$$A^T \cdot A \cdot x - A^T \cdot b = 0 \quad \text{Formel 6-35}$$

wobei A^T die transponierte Matrix der Matrix A ist.

Diese Gleichung besitzt mindestens eine Lösung und kann bei Eindeutigkeit der Lösung folgendermaßen nach x aufgelöst werden:

$$x = (A^T \cdot A)^{-1} \cdot A^T \cdot b \quad \text{Formel 6-36}$$

Mit den Versuchsparametern kann die Matrix A und mit den Versuchsergebnissen der Vektor b aufgestellt und der Vektor x berechnet werden:

$$x = \begin{pmatrix} 5,99340515 \\ 3,594171912E-3 \\ -9,611820945E-4 \\ -5,352972627 \end{pmatrix}$$

Die Regressionsfunktion lautet damit:

$$q(VB, v_c, f_z) = 400,78 \cdot e^{3,59 \cdot 10^{-3} \cdot VB - 9,61 \cdot 10^{-4} \cdot v_c - 5,35 \cdot f_z} \quad \text{Formel 6-37}$$

In Abbildung 6-9 ist ein Gitter, aus mit Hilfe der Regressionsfunktion berechneten Wärmedichten, zusammen mit im Versuch ermittelten Wärmedichten dargestellt. Es ist deutlich zu sehen, dass die Regressionsfunktion sehr gut mit den Messwerten übereinstimmt.

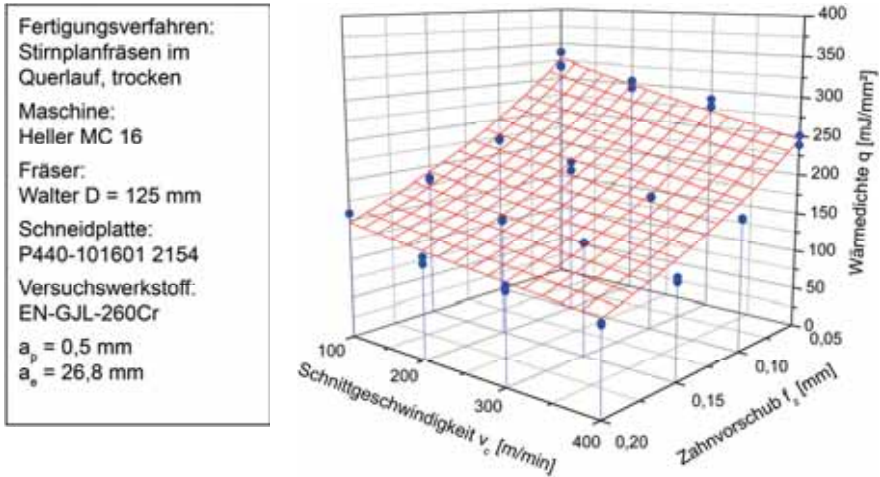


Abbildung 6-9: Vergleich der berechneten Funktion mit gemessenen Werten

In der folgenden Abbildung 6-10 werden alle im Versuch ermittelten Wärmedichten q_{exp} über den mittels Regressionsfunktion errechneten Wärmedichten q_{sim} aufgetragen. Es zeigt sich eine gute mathematische Beschreibbarkeit der Wärmedichte.

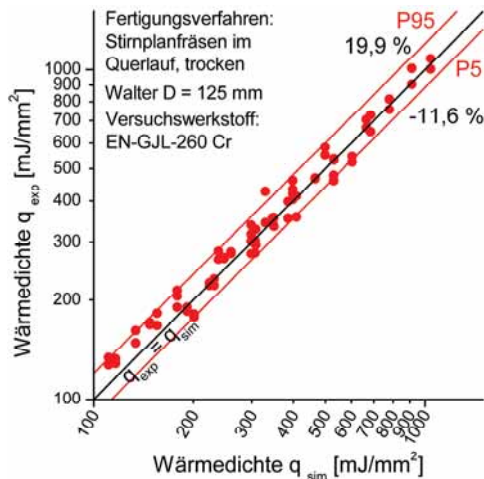


Abbildung 6-10: Vergleich der im Versuch ermittelten Wärmedichte q_{exp} mit den mittels Regressionsfunktion errechneten Werten q_{sim}

Aufgetragen ist die 5-Perzentile (P5) und 95-Perzentile (P95) innerhalb derer 90% aller Messwerte liegen. Die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen liegen im Bereich von -11,6 % bis 19,9 %. Die Standardabweichung liegt bei 9,5 %.

6.1.3.3 Darstellung der Ergebnisse

Die berechnete Regressionsfunktion kann aufgrund der vier Dimensionen nicht einfach in einem Koordinatensystem dargestellt werden. Aufgetragen wird in einem dreidimensionalen Koordinatensystem die Wärmedichte über Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschub f_z . Die Regressionsfunktion wird für mehrere Verschleißzustände von 0 μm , 100 μm , 200 μm , 300 μm und 400 μm dargestellt.

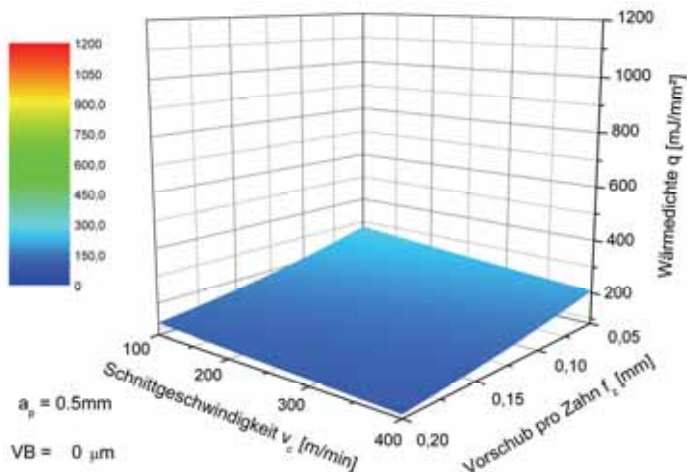


Abbildung 6-11: Wärmedichte für $VB = 0\ \mu\text{m}$

Anhand der Grafiken ist zu erkennen, dass über eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit der Wärmeeintrag in das Bauteil nur gering gesenkt werden kann. Einen deutlich größeren Einfluss weist der Vorschub auf. Eine Erhöhung des Vorschubes kann die Wärmedichte drastisch senken. Vor allem bei höheren Verschleißmarkenbreiten. Einen signifikanten Einfluss auf den Wärmeeintrag weist jedoch der Verschleiß auf. Von der Benutzung eines neuen Werkzeuges bis zum Standwegende steigt die Wärmedichte über 400% an.

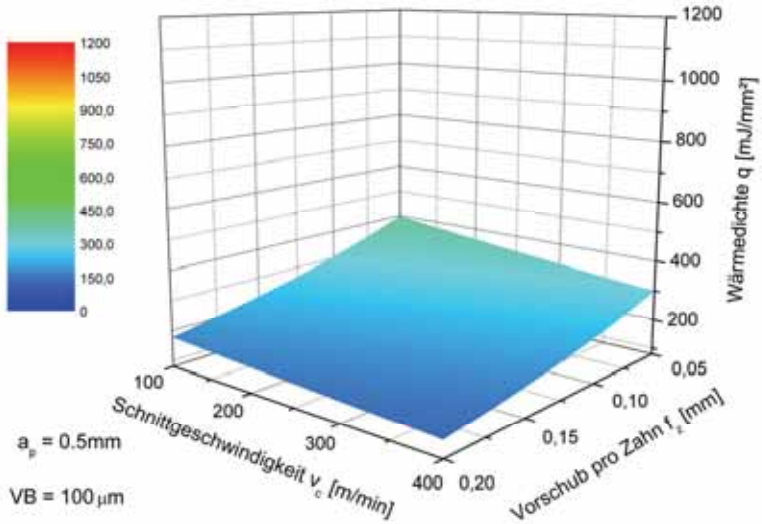


Abbildung 6-12: Wärmedichte für $VB = 100\ \mu\text{m}$

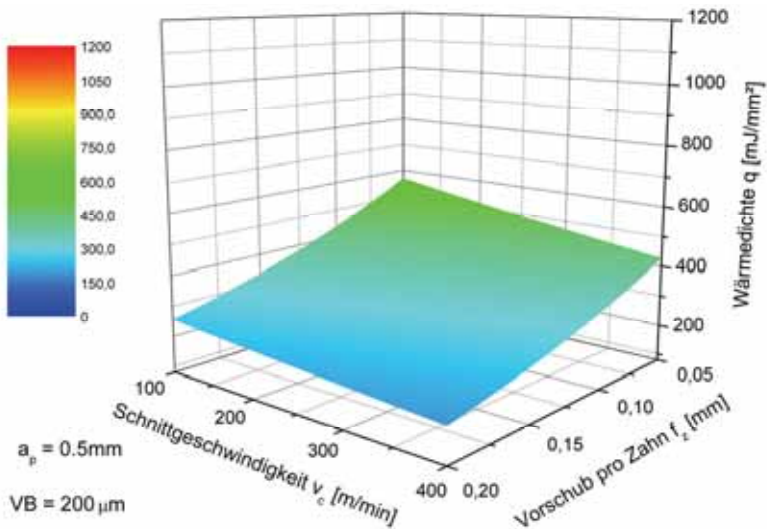


Abbildung 6-13: Wärmedichte für $VB = 200\ \mu\text{m}$

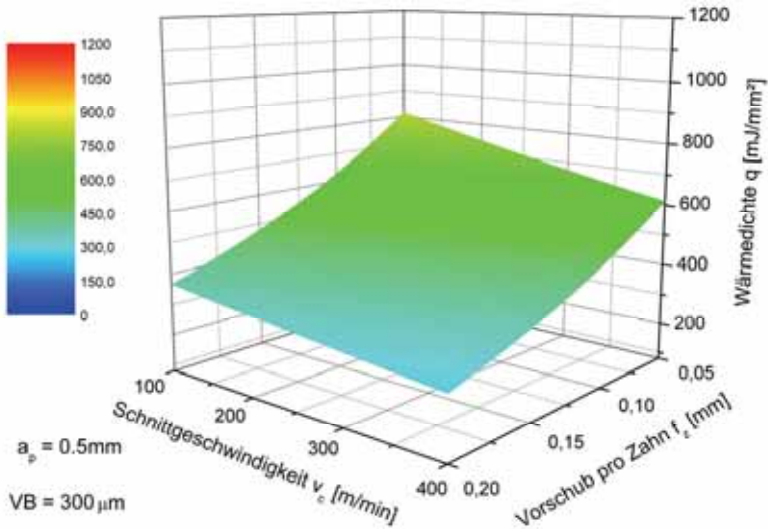


Abbildung 6-14: Wärmedichte für $VB = 300\ \mu\text{m}$

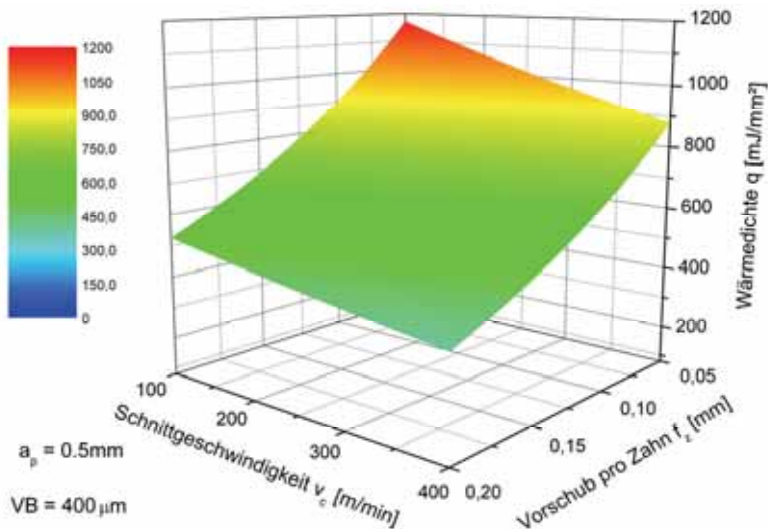


Abbildung 6-15: Wärmedichte für $VB = 400\ \mu\text{m}$

6.2 Ergebnisse der Modellbildung

Das Vorgehen der Modellbildung beim Fräsen wurde aufgrund der guten Resultate auf die weiteren untersuchten Verfahren angewandt. Hierzu wurde das Regressionsmodell je nach Werkzeug entsprechend angepasst, um den untersuchten Parametern gerecht zu werden. So wurde der Verschleiß beim Bohren und Reiben nur in einem geringen Umfang untersucht, sodass für den Verschleiß bei diesen Verfahren keine Regression durchgeführt wurde. In den folgenden Kapiteln werden die Ergebnisse der Regressionsanalyse der Verfahren Bohren und Reiben erläutert. Dabei wird zusätzlich auf die Besonderheiten und Auffälligkeiten der Messreihen eingegangen.

6.2.1 Modellbildung: Bohren in EN-GJL-260 Cr

In Abbildung 6-16 sind die experimentellen Ergebnisse und die Ergebnisse der Regression der unterschiedlichen Bohrertypen bei der Bearbeitung von EN-GJL-260 Cr gegenübergestellt.

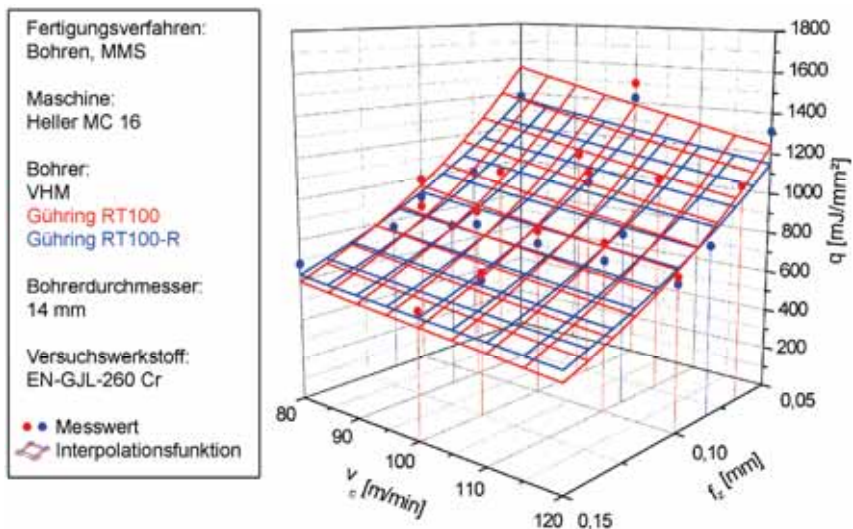


Abbildung 6-16: Gegenüberstellung der mathematischen Modelle der Bohrertypen RT100 und RT100-R

Die dargestellten experimentellen Ergebnisse sind jeweils die Mittelwerte der einzelnen Parametervariationen. Aufgetragen sind nur die Ergebnisse

der 14 mm Bohrer. Die dargestellten Interpolationsfunktionen sind die Ergebnisse aus der jeweiligen Gesamtheit aller Versuche. D. h. es wurde auch der Bohrerdurchmesser mit berücksichtigt. Vor Durchführung der Versuche war die Vermutung, dass der Bohrer mit Radiusanschliff (RT100-R) eine deutlich höhere Wärmedichte einbringt, als der Bohrer mit konventionellem Anschliff. Dies wurde damit begründet, dass entlang der Schneidkante vom Zentrum nach Außen aufgrund des Radius die Spannungsdicke abnimmt und somit vermehrt wärmeintensive Quetschvorgänge stattfinden. Die Ergebnisse zeigen, dass die Interpolationsfunktionen der beiden Bohrertypen einen sehr ähnlichen Verlauf aufweisen. Die Steigung der beiden Funktionen insbesondere in Richtung des Vorschubes ist verschieden. Eine Begründung für dieses Ergebnis konnte im Verlauf der Versuche nicht gefunden werden. Die Interpolationsfunktionen lauten wie folgt.

RT100:

$$q(v_c, f_z, D) = 2099,38 \cdot e^{(-5,3 \cdot 10^{-3} \cdot v_c - 9,57 \cdot f_z + 0,043 \cdot D)} \quad \text{Formel 6-38}$$

RT100-R:

$$q(v_c, f_z, D) = 1528,59 \cdot e^{(-4,8 \cdot 10^{-3} \cdot v_c - 7,82 \cdot f_z + 0,048 \cdot D)} \quad \text{Formel 6-39}$$

Beim Vergleich der beiden Interpolationsfunktionen fallen z.T. große Differenzen zwischen den einzelnen Regressionsparametern auf, obwohl die grafische Darstellung sehr ähnliche Ergebnisse vermuten lässt. Erst durch Einsetzen der Zerspanparameter zeigt sich die Ähnlichkeit der beiden Bohrer im untersuchten Bereich. In der folgenden Abbildung 6-17 werden alle im Versuch ermittelten Wärmedichten q_{exp} über den mittels Regressionsfunktion errechneten Wärmedichten q_{sim} aufgetragen. Für beide Bohrertypen zeigt sich eine ähnlich gute Beschreibbarkeit der Wärmedichte. Aufgetragen sind jeweils die 5-Perzentile (P5) und 95-Perzentile (P95) innerhalb derer 90% aller Messwerte liegen. Beim Bohrertyp RT100 sind die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen im Bereich von -18 % bis 22 %. Die Standardabweichung liegt bei 12,5 %. Etwas bessere Ergebnisse ergeben sich für den Bohrertyp RT100-R. Die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen liegen im Bereich von -14 % bis 20 %. Die Standardabweichung ist mit 11,4 % geringfügig kleiner.

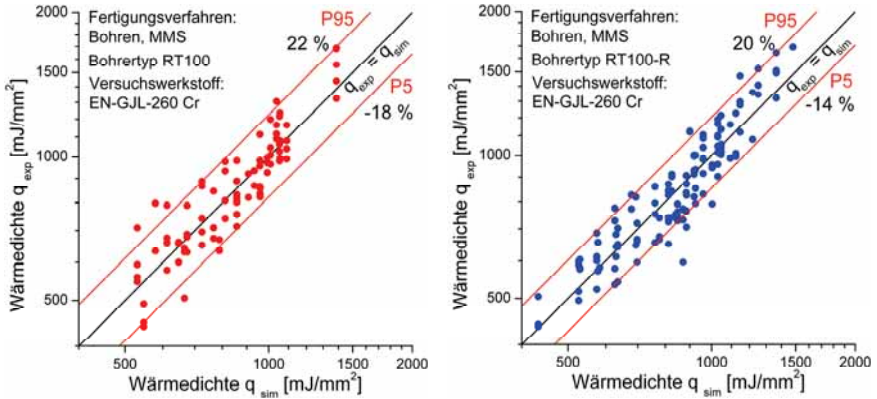


Abbildung 6-17: Vergleich der im Versuch ermittelten Wärmedichte q_{exp} mit den mittels Regressionsfunktion errechneten Werten q_{sim}

In den Abbildungen 6-18 bis 6-21 ist der Einfluss des Bohrerdurchmessers anhand des Typs RT100-R dargestellt. Wie erwartet steigt die Wärmedichte mit dem Bohrerdurchmesser. Insbesondere bei großen Bohrerdurchmessern macht sich der Einfluss von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub massiv bemerkbar.

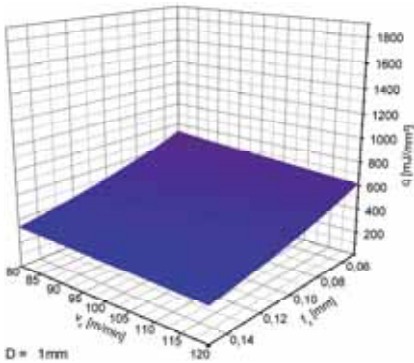


Abbildung 6-18: Wärmedichte für RT100-R, D = 1 mm

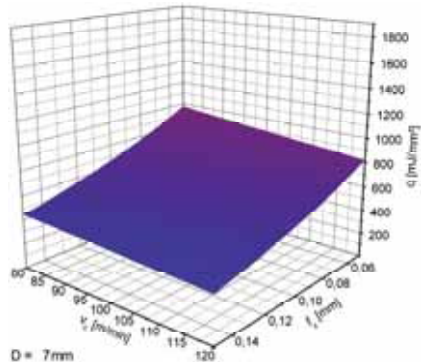


Abbildung 6-19: Wärmedichte für RT100-R, D = 7 mm

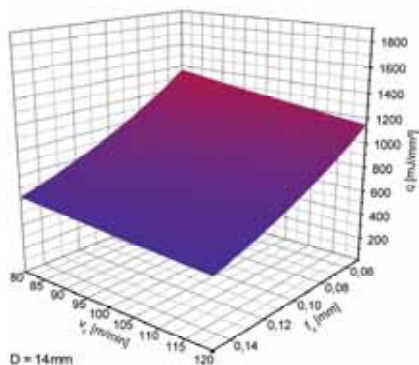


Abbildung 6-20: Wärmedichte für
RT100-R, D = 14 mm

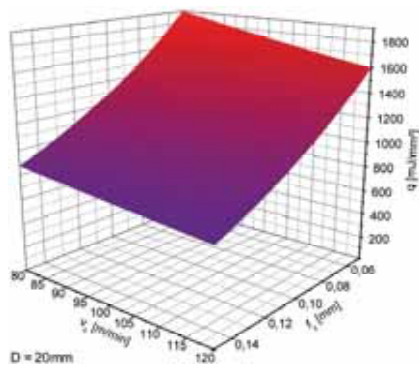


Abbildung 6-21: Wärmedichte für
RT100-R, D = 20 mm

6.2.2 Modellbildung: Bohren in AlSi10Mg

Identisch zu den vorangegangenen Versuchsreihen wurde das exponentielle Regressionsmodell zur mathematischen Beschreibung der Wärmedichte verwendet. Die Funktion der Wärmedichte in Abhängigkeit der beiden Schnittparameter lautet:

$$q(v_c, f_z) = 3145,097 \cdot e^{-2,7 \cdot 10^{-3} \cdot v_c - 10,1265 \cdot f_z} \quad \text{Formel 6-40}$$

Diese Funktion ist in Abbildung 6-22 graphisch dargestellt. Weiterhin sind die tatsächlich in den Versuchen gemessenen spezifischen Wärmeinträge als schwarze Punkte eingetragen. Bei vorgegebenen Schnittparametern lässt sich somit der zu erwartende spezifische Wärmeeintrag in das Werkstück abschätzen. Jedoch gilt diese Beschreibung nur für den verwendeten Bohrertyp bei einem Durchmesser von 8 mm bei der Bearbeitung von AlSi10Mg. Das berechnete Gitternetz beschreibt die Messwerte gut, besonders im mittleren Bereich von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit. Bei sehr hohen und niedrigen Vorschüben liegt der gemessene Wärmeeintrag allerdings oberhalb des berechneten. Grund dafür ist die Form der Regressionsfunktion, welche jedoch so gewählt wurde, wie bei den vorherigen Versuchen. Bei einer univariaten Regression kann gezeigt werden, dass ein exponentieller Ansatz in Verbindung mit einem additiven Anteil zu besseren Ergebnissen führt. Jedoch lässt sich dieser Ansatz bei einer multivariaten Regression nicht praxisgerecht umsetzen.

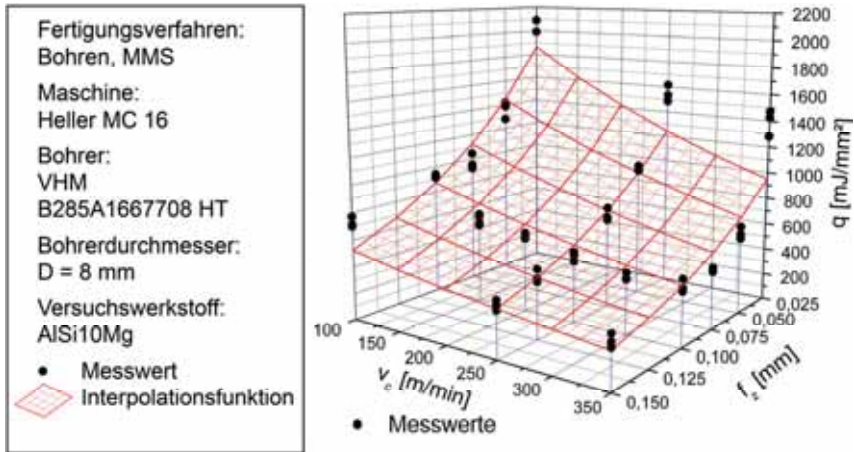


Abbildung 6-22: Vergleich der berechneten
Funktion mit gemessenen Werten

In der folgenden Abbildung 6-23 werden alle im Versuch ermittelten Wärmedichten q_{exp} über den mittels Regressionsfunktion errechneten Wärmedichten q_{sim} aufgetragen. Es zeigt sich eine gute Beschreibbarkeit der Wärmedichte. Aufgetragen ist die 5-Perzentile (P5) und 95-Perzentile (P95) innerhalb derer 90% aller Messwerte liegen. Die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen liegen im Bereich von -21,7 % bis 46,8 %. Die Standardabweichung liegt bei 20,2 %. Im Vergleich zu den Ergebnissen des Versuchswerkstoffes EN-GJL-260Cr liegt ein wesentlich größeres Vertrauensintervall vor, innerhalb dessen 90 % der Messwerte liegen. Auch die Standardabweichung ist fast doppelt so groß. Diese Streuung lässt sich mit der Spanbildung der Aluminiumlegierung erklären. Es liegen bei unterschiedlichen Prozessparametern unterschiedliche Spanformen vor, die je nach Ausprägung die Spanabfuhr beeinflussen. Hierdurch kann der Wärmeeintrag signifikant beeinflusst werden, was sich in der großen Streuung der Messwerte niederschlägt. Beim Grauguss ist näherungsweise über den gesamten Prozessparameterbereich eine gleichbleibende Spanabfuhr aufgrund der Bröckelspanbildung gewährleistet.

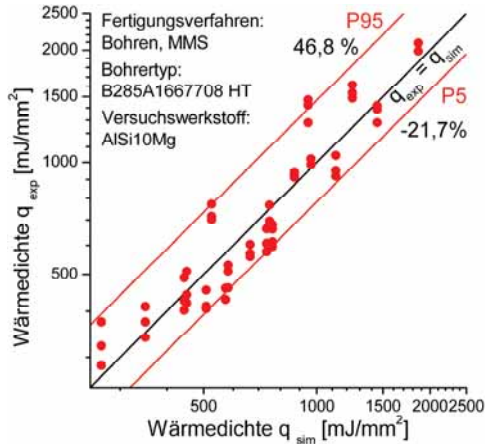


Abbildung 6-23: Vergleich der im Versuch ermittelten Wärmedichte q_{exp} mit den mittels Regressionsfunktion errechneten Werten q_{sim}

Bei den vorliegenden Versuchen wurden neben den Temperaturen im Werkstück die Prozesskräfte beim Bohren erfasst. Aus der Temperaturdifferenz lässt sich nach Formel 4-2 die Wärme im Werkstück bestimmen, ebenso wie sich aus den Prozesskräften die gesamte umgesetzte Zerspanenergie berechnen lässt. Hierzu wird die nach Formel 4-16 errechnete Zerspanleistung mit der Prozesszeit multipliziert:

$$E = (M_c \cdot \omega + F_f \cdot v_f) \cdot t \quad \text{Formel 6-41}$$

Die Messergebnisse lassen sich über einen linearen Ansatz interpolieren, wie dies in Abbildung 6-24 erkennbar ist. Es ergibt sich die folgende Formel für die umgesetzte Zerspanenergie $E_{umgesetzt}$:

$$E_{umgesetzt} = 26,9172 \cdot \frac{\pi \cdot s}{z} \cdot f_z^{-0,2893} \cdot v_c^{-0,0961} + 4,1020 \cdot s \cdot f_z^{0,5470} \cdot v_c^{-0,1283} \quad \text{Formel 6-42}$$

Diese Formel ist nur abhängig von den Schnittparametern Vorschub f_z und Schnittgeschwindigkeit v_c sowie von der Bohrungslänge s und der Schneidenanzahl z , welche bei den durchgeführten Versuchen konstant sind. Bisher existieren zweidimensionale Darstellungen, welche die Wärmeverteilung auf Werkzeug, Werkstück und Span über der Schnittgeschwindigkeit auftragen (Abbildung 2-5). Durch die Regressionsfunktionen ist es möglich die gesamte umgesetzte Energie mit

der Wärme im Werkstück in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub zu vergleichen.

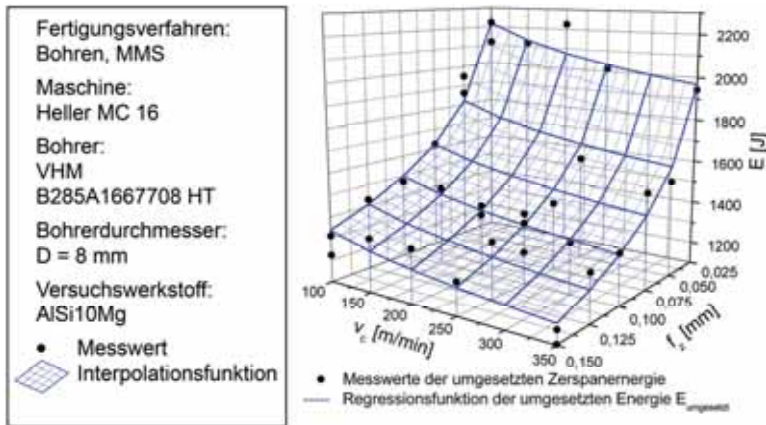


Abbildung 6-24: Umgesetzte Energie in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub

Abbildung 6-25 stellt die berechneten Regressionsfunktionen graphisch in einem gemeinsamen Schaubild dar. Es zeigt sich, dass sowohl die umgesetzte Energie als auch der Wärmeeintrag bei steigender Schnittgeschwindigkeit und größer werdendem Vorschub kleiner werden. Allerdings geschieht dies nicht in gleichem Maße. Mit einer Steigerung von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub nimmt der Anteil der Wärme im Werkstück signifikant ab. Bei steigender Schnittgeschwindigkeit und steigendem Vorschub nimmt die Bearbeitungszeit ab. Somit sinkt die Kontaktzeit zwischen Schneide und Werkstück. Der Anteil der in das Werkstück eingebrachten Wärme wird ebenfalls vermindert. Das heißt, dass bei einem großen Vorschub prozentual mehr Wärme in das Werkzeug und vor allem in die Späne transportiert wird.

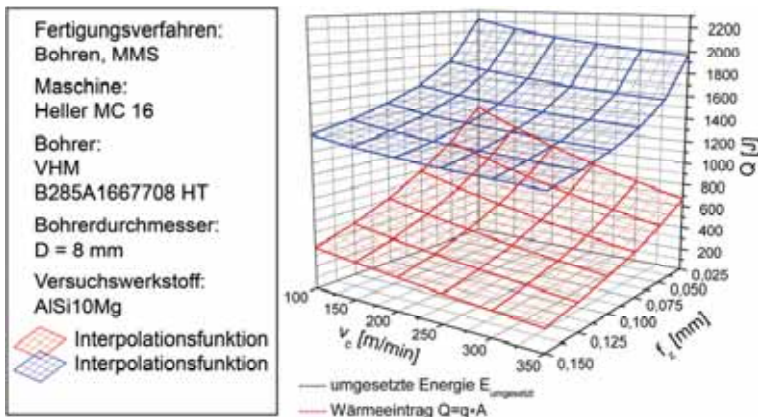


Abbildung 6-25: Vergleich von umgesetzter Energie mit dem Wärmeeintrag in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub

Mit Hilfe der untersuchten Späne kann diese Schlussfolgerung bestätigt werden. Bei den Versuchsreihen in AlSi10Mg wurden die Späne der einzelnen Parametervariationen zur späteren Beurteilung aufgefangen. In Abbildung 6-26 sind die beim Bohrprozess entstandenen Späne in Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub abgebildet. Es ist zu erkennen, dass die Spanform von der Variation der Schnittparameter beeinflusst wird.

		v_c [m/min]		
		100	250	350
f_z [mm]	0,025			
	0,1			
	0,15			

Abbildung 6-26: Spanform in Abhängigkeit der Schnittparameter

Es ist ersichtlich, dass die Späne bei einem großen Vorschub mehr Wärme aufnehmen als bei geringen Vorschüben. Ebenso gilt dies bei einer Zunahme der Schnittgeschwindigkeit. Zur Verdeutlichung sind in Abbildung 6-27 die Extremstellen nochmals vergrößert dargestellt.



$f_z = 0,025 \text{ mm/Schneide}; v_c = 100 \text{ m/min}$



$f_z = 0,150 \text{ mm/Schneide}; v_c = 350 \text{ m/min}$

Abbildung 6-27: Späne mit geringem und hohem Wärmeeintrag

Links sind Späne abgebildet, die bei sehr geringem Vorschub und niedriger Schnittgeschwindigkeit entstehen und zum Vergleich auf der rechten Seite der Abbildung Späne aus einem Bearbeitungsprozess mit großem Vorschub und einer hohen Schnittgeschwindigkeit.

Ein weiterer Grund für den geringeren Wärmeeintrag in das Werkstück bei einem großen Vorschub ist, dass der Spanbruch durch den hohen Vorschub begünstigt ist. Es entstehen Spanlocken. Dadurch wird ein guter Spänetransport durch die Spannut des Werkzeuges ermöglicht und die starke Wärmequelle „Span“ wird schnell aus der Bohrung gefördert. Es verbleibt weniger Zeit, dass die Wärme des Spanes über die Bohrungswand in das Bauteil übergeht. Somit sinkt der Wärmeeintrag in das Bauteil.

Die Verringerung des Vorschubes und der Schnittgeschwindigkeit führt zu länger werdenden Spänen. Besonders bei kleinstem Vorschub und minimaler Schnittgeschwindigkeit (maximale Bohrzeit) entstehen neben den günstigen kurzen Wendel- und Spiralspänen auch für die Zerspanung eher ungünstige lange Wendelspäne. Solche Spanformen führen durch vorübergehende Spanklemmer zum kurzzeitigen Verstopfen der Spannuten und erhöhen den Wärmeeintrag drastisch.

Wird die Schnittgeschwindigkeit bei kleinem Vorschub erhöht, resultieren dünne Spiralspäne. Bei großem Vorschub und einer hohen Schnittgeschwindigkeit ist zu erkennen, dass die entstandenen Späne teilweise verschmolzen sind, was auf eine hohe thermische Belastung während der Bearbeitung schließen lässt.

6.2.3 Modellbildung: Reiben

Auch die Ergebnisse der Reibversuche zeigen, dass eine mathematische Beschreibung der Messwerte möglich ist. Wider Erwarten lässt sich die Versuchsreihe (Reibahle D15 H7), bei der die Späne in der Bohrung verblieben sind, mathematisch gut beschreiben (siehe Kapitel 5.3). Die Faktoren im Exponenten in Formel 5-52 sind im Gegensatz zu den anderen Regressionsmodellen positiv. In Abbildung 6-28 sind die Regressionsmodelle zusammen mit der grafischen Darstellung aufgeführt.

In der anschließenden Abbildung 6-29 werden erneut alle im Versuch ermittelten Wärmedichten q_{exp} über den mittels Regressionsfunktion errechneten Wärmedichten q_{sim} aufgetragen. Je nach Reibahle zeigen sich unterschiedlich gute Übereinstimmungen zwischen Experiment und mathematischer Funktion.

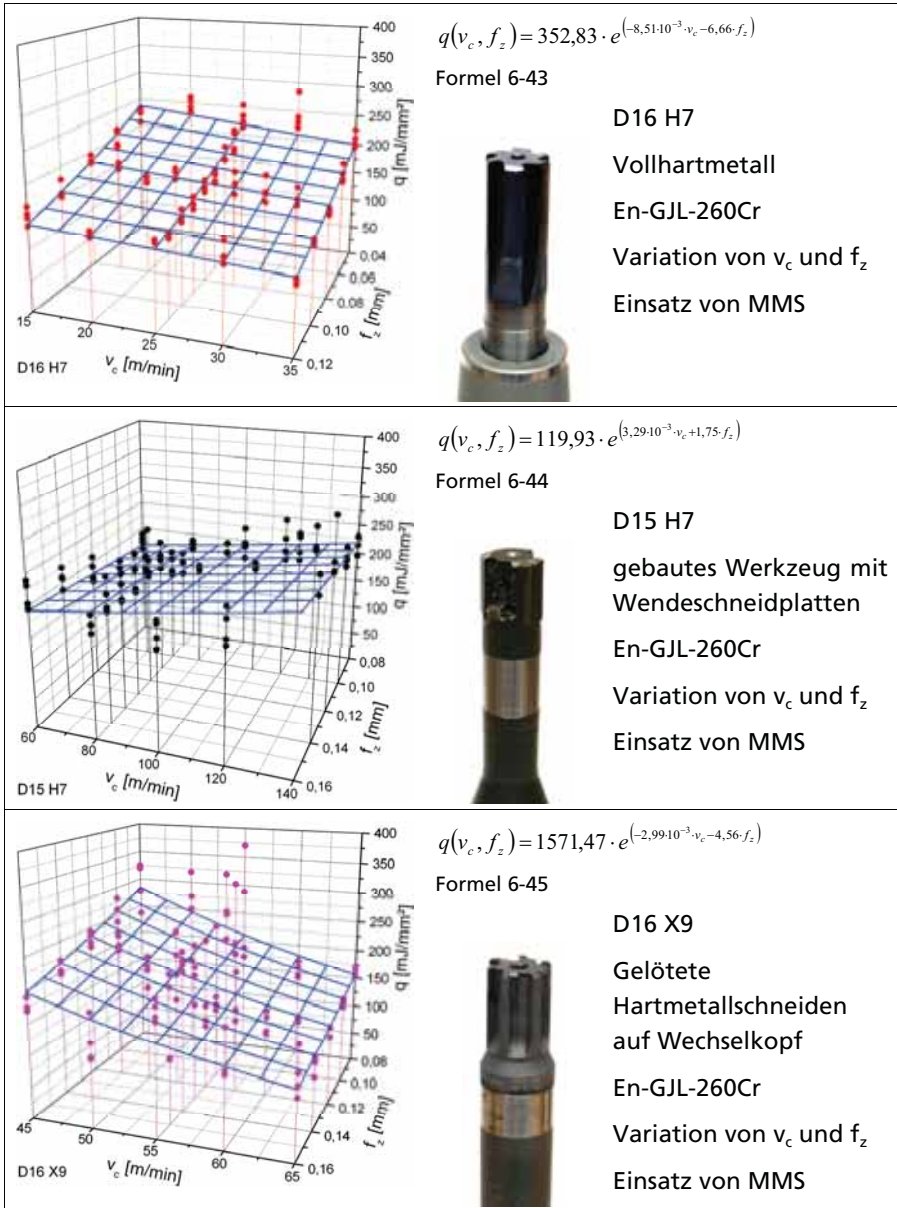


Abbildung 6-28: Gegenüberstellung der mathematischen Modelle und experimentellen Ergebnisse beim Reiben

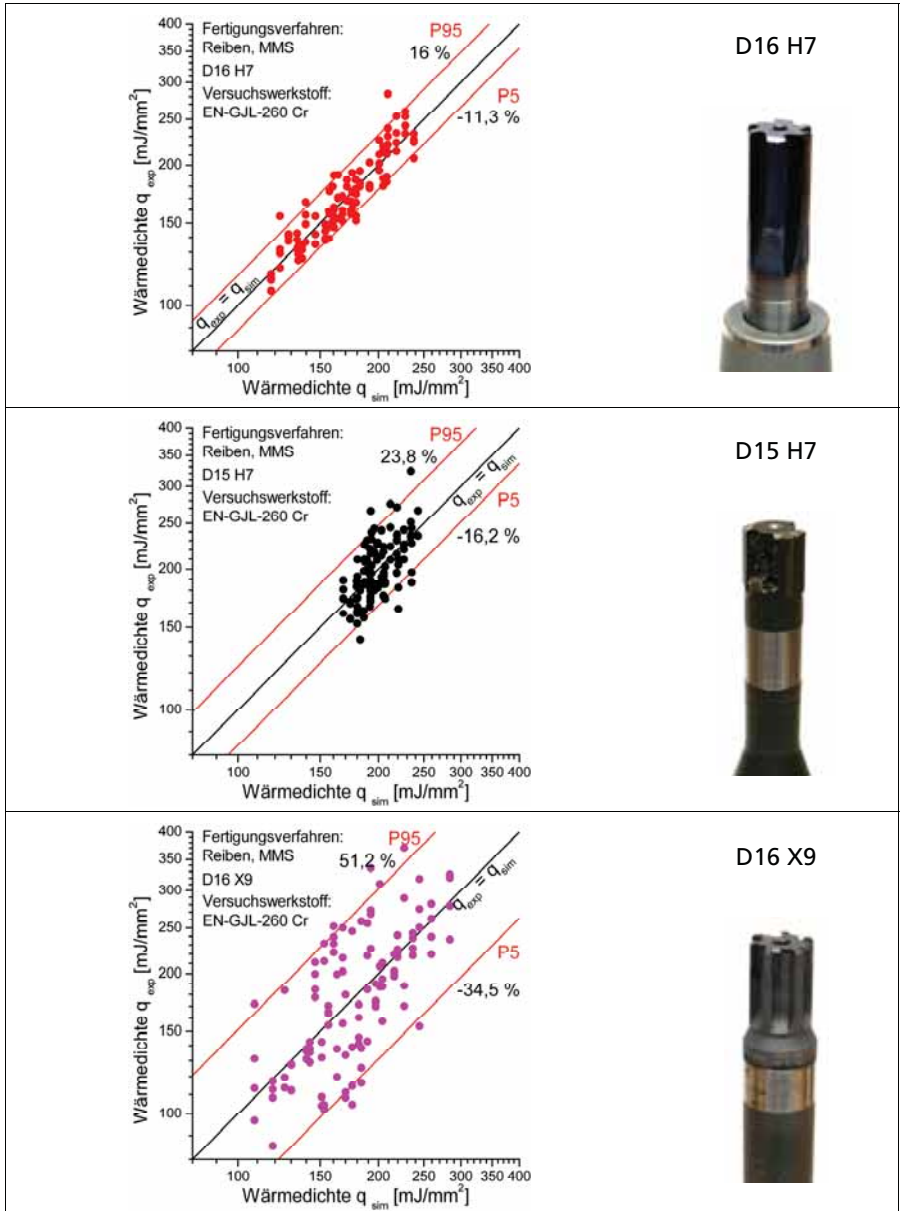


Abbildung 6-29: Vergleich der im Versuch ermittelten Wärmedichte q_{exp} mit den mittels Regressionsfunktion errechneten Werten q_{sim}

Aufgetragen sind für alle Reibahlen die 5-Perzentile (P5) und 95-Perzentile (P95) innerhalb derer 90% aller Messwerte liegen. Bei der Reibahle D16 H7 liegen die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen im Bereich von -11,3 % bis 16 %. Die Standardabweichung liegt bei 12 %. Etwas schlechtere Ergebnisse zeigen sich bei der Reibahle D15 H7. Obwohl im Prozess die Späne in der Bohrung verblieben sind, liegen die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen im Bereich von -16,2 % bis 23,8 %. Die Standardabweichung ist mit 8,6 % deutlich geringer. Die größten Streuungen finden sich bei der Reibahle D16 X9. Diese Reibahle hat schon vor Auswertung der Versuche nach subjektiven Empfinden (Geräuscentwicklung) die schlechtesten Ergebnisse geliefert. Die wurde durch Messungen der Rauheit bestätigt. Diese Reibahle hat im Einsatz unter Verwendung von MMS je nach Prozessparameter zu Schwingungen geneigt. Die maximalen Abweichungen der Messwerte von der Regressionsfunktion für alle Werte innerhalb der Perzentilen liegen im Bereich von -34,5 % bis 51,2 %. Die Standardabweichung ist mit 25,3 % am höchsten. Werden die Ergebnisse in Abbildung 6-29 miteinander verglichen, so fällt deutlich auf, dass die Prozessparameter bei den unterschiedlichen Reibahlen den Wärmeeintrag unterschiedlich stark beeinflussen. Der Zahnvorschub ist bei allen Reibahlen in einer ähnlichen Größenordnung. Die Schnittgeschwindigkeit wird jedoch sehr stark variiert. Die Reibahle D15 H7 weist mit einem Schnittgeschwindigkeitsbereich von 60 m/min bis 140 m/min den größten Bereich auf. Jedoch bewirkt gerade bei dieser Reibahle eine Änderung der Schnittparameter nur eine geringe Änderung des Wärmeeintrages. Bei den anderen Reibahlen wird die Schnittgeschwindigkeit nur um 20 m/min geändert, was jedoch eine deutliche Änderung des Wärmeeintrages nach sich zieht. Dieser Effekt kann damit erklärt werden, dass bei der Reibahle D15 H7 die Späne zum Großteil in der Bohrung verblieben sind. Bei einer Steigerung der Schnittparameter steigt auch die gesamte umgesetzte Energie. Aufgrund des geringen Spanvolumens beim Reiben ändert sich die umgesetzte Energie jedoch kaum. Bei einer Änderung der Zerspanparameter wird sehr deutlich die Energieverteilung in Werkzeug, Werkstück und Span beeinflusst. Da die heißen Späne bei der Reibahle D15 H7 in der Bohrung verbleiben, wirkt sich die geänderte Energieverteilung kaum auf die

Messergebnisse aus, da die Energie der Späne mitgemessen wird. Der Wärmeeintrag liegt bei allen Reibahlen in der gleichen Größenordnung.

6.2.4 Zusammenfassende Betrachtung der Modellbildung

In Kapitel 6 werden die grundlegenden Zusammenhänge der einzelnen Eingangsparameter wie beispielsweise Schnittgeschwindigkeit und Vorschub, über univariate Regressionen untersucht. Es zeigt sich, dass jede Abhängigkeit mit einer Exponentialfunktion beschrieben werden kann. Weiterhin kann gezeigt werden, dass alle univariaten Regressionen innerhalb einer Parameteruntersuchung im einfach logarithmischen Koordinatensystem nahezu parallele Geraden darstellen. Am Beispiel des FräSENS wird dies ausführlich dargelegt. Bei einer festen Schnittgeschwindigkeit wird der Vorschub variiert. Die univariate Regression führt zu einer Geraden im einfach logarithmischen Koordinatensystem. Wird nun mit einer weiteren Schnittgeschwindigkeit erneut der Vorschub variiert, so ergibt sich eine weitere Gerade, die parallel zur ersten verläuft. Dies zeigt sehr deutlich, dass mit einer multivariaten Regression eine umfassende Beschreibung des Wärmeeintrages von allen Einflussparametern möglich ist. Der multivariate exponentielle Ansatz lässt sich nun für alle Werkzeuge gleichmaßen anwenden. Somit wird es erstmals möglich für alle untersuchten Werkzeuge für beliebige Schnittparameter die Wärmedichte zu berechnen und in der Simulation zu verwenden, ohne dass weitere Versuche gefahren werden müssen. Dieser Regressionsansatz lässt sich für weitere Werkzeuge anwenden. Jedoch sind auch weiterhin Versuchsreihen notwendig die die Datenbasis für weitere Modelle bilden. Der Versuchsaufwand kann jedoch deutlich minimiert werden, da die grundlegenden Zusammenhänge bei allen Werkzeugen gleich sind. Dies konnte in dieser Arbeit gezeigt werden. Im Hinblick auf die Zielstellung dieser Arbeit wurden praxisnahe mathematische Modelle entwickelt, mit denen die Wärmedichte als Eingangsgröße für eine thermo-mechanische Simulation berechnet werden kann. Defizit ist jedoch, dass bisher für jedes Werkzeug eine eigene Regressionsfunktion berechnet werden muss. In zukünftigen Arbeiten sollte der Fokus auf der Verallgemeinerung der Modelle liegen, um für beliebige Werkzeuge ohne weitere Versuche die Wärmedichte zu berechnen. Im folgenden Kapitel 7 wird nun die Verwendung der berechneten Wärmedichte in der Simulation realer Bearbeitungsprozesse gezeigt.

7 Verwendung der berechneten Wärmedichte in der Simulation

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Simulation verwendet, um die Temperaturverteilung innerhalb eines Werkstückes zu bestimmen und daraus den thermisch bedingten Verzug zu ermitteln. Verwendet wurde das Simulationsprogramm ABAQUS. Zur Berechnung der gewünschten Größen wurde die Methode „Coupled-Temperature-Displacement“ gewählt. Als Eingangsgröße wird die Wärmestromdichte benötigt. Diese gibt an, wie viel Wärme innerhalb von einer Sekunde über die Fläche von einem mm^2 in das Werkstück strömt. In Kapitel 6 wurde ein Modell entwickelt, mit welchem die Wärmedichte berechnet wird. Der Übergang zur Wärmestromdichte erfolgt über die im Anwendungsfall benötigte Prozesszeit. Hierzu wird für das verwendete Werkzeug und die gewünschten Prozessparameter die Wärmedichte berechnet. Aus den Prozessparametern und der Bearbeitungslänge lässt sich die benötigte Prozesszeit ermitteln und damit die für die Simulation erforderliche Wärmestromdichte. Die Simulation lässt sich auf verschiedene Arten aufbauen. Grundsätzlich wird eine Fläche definiert, die über eine definierte Zeit mit der Wärmestromdichte beaufschlagt wird. Dabei kann das Modell unterschiedlich stark detailliert aufgebaut werden. Die Temperaturen während des Zerspanprozesses können sehr genau modelliert werden, in dem die bearbeitete Fläche in viele kleine Flächen unterteilt wird. Diese Flächen entsprechen z.B. dem Zahnvorschub. Diese Modellierung ist jedoch extrem aufwändig zu modellieren und benötigt eine enorme Rechenkapazität. Mit einer Erhöhung des Abstraktionsgrades lässt sich der Aufwand deutlich reduzieren, ohne dass große Fehler bei den Berechnungsergebnissen entstehen. Hierzu können die einzelnen Flächen zusammengefasst werden. Dies kann letztendlich zu einer einzelnen großen Fläche führen, die mit der Wärmestromdichte beaufschlagt wird. Dabei können weiterhin unterschiedliche Modellierungsmethoden unterschieden werden. So kann das Bauteil innerhalb kürzester Zeit mit einer sehr hohen Wärmestromdichte beaufschlagt werden, worauf dann ein Pausenzyklus definiert werden muss, um die komplette Prozesszeit abzubilden. Die zweite Möglichkeit besteht darin, das Bauteil innerhalb der kompletten Prozesszeit mit einer verringerten Wärmestromdichte zu beaufschlagen. Die Menge der eingebrachten Wärme ist bei beiden Modellen identisch, jedoch

unterscheiden sich der Zeitverlauf und die Höhe der simulierten Temperaturen. Die unterschiedlichen Modelle werden in den folgenden Kapiteln an Beispielen erläutert. Es werden Modelle zur Simulation von Bohrungs- und Fräsbearbeitungen erläutert. Die Simulationsergebnisse werden mit den Messdaten verglichen, um die Güte der Simulation zu betrachten. Die Simulation von einzelnen Bearbeitungen wird auf komplexere Werkstücke übertragen, um die Auswirkungen von Abstraktionen der Modellbildung auf die Berechnungsergebnisse zu ergründen.

7.1 Simulation der Bohrungsbearbeitung

Zur Simulation des Wärmeeintrages in einer Bohrung wurde das Modell der axial bewegten, ringförmigen Wärmequelle entworfen, welches die tatsächliche Form des Wärmeeintrages hinreichend genau beschreibt [Dyc-07]. Aufgrund der beim Bohren im Vergleich zur Vorschubgeschwindigkeit wesentlich höheren Schnittgeschwindigkeit kann man davon ausgehen, dass makroskopisch der Einfluss der periodischen Temperaturschwankungen über den Zeitraum einer Werkzeugumdrehung unbedeutend ist. Diese Betrachtungen von DesRuisseaux [Des-70] sowie von Koch [Koc-96] führen zu dem Modell der axial bewegten ringförmigen Wärmequelle. Die thermische Last des Werkstückes wird in diesem Modell durch eine axial mit der Vorschubgeschwindigkeit v_f bewegten Ringquelle mit äquivalenter Leistung approximiert, die das Werkstück gleichförmig am Umfang erwärmt (siehe Abbildung 7-1).

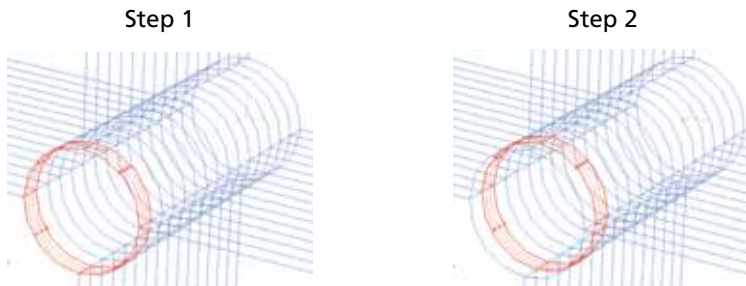


Abbildung 7-1: Abfolge der Bearbeitungsschritte

Simuliert wurden Probewerkstücke, welche den Proben aus dem Versuch nachempfunden sind. In das Probewerkstück wird eine Durchgangsbohrung

von 30 mm Länge eingebracht. Aufgrund der Tatsache, dass zur Definition eines Wärmestromes im verwendeten Simulationsprogramm ABAQUS eine bestimmte, lokal feste Fläche notwendig ist, um den Oberflächenwärmestrom zu definieren, wird das Modell entsprechend angepasst. Hierzu wird die Bohrungswand in mehrere Zylindermantelabschnitte unterteilt, die nacheinander mit einer Wärmestromdichte beaufschlagt werden. Die Wärmequelle verharrt auf der Oberfläche für die Zeit, die die Wärmequelle bei vorgegebener Vorschubgeschwindigkeit brauchen würde, um die Höhe des jeweiligen Abschnittes zu überstreichen.

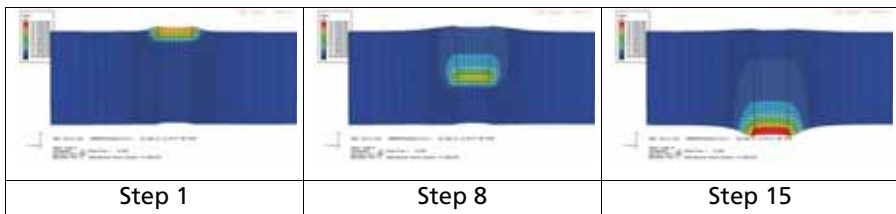


Abbildung 7-2: Schnittbilder des Temperaturfeldes im Werkstück einer simulierten Bohrung in unterschiedlichen Bohrungstiefen

Abbildung 7-2 zeigt das Temperaturfeld der durch den Probekörper wandernden Wärmequelle. Die höchsten Temperaturen werden bei der Simulation beim Bohreraustritt berechnet, da hier weniger Material zur Verfügung steht, in welches die Wärme abfließen kann. Ein direkter Vergleich der gemessenen mit den simulierten Temperaturverläufen liefert eine sehr gute qualitative Übereinstimmung. In Abbildung 7-3 werden die Temperaturkurven zweier Thermoelemente aufgezeichnet. Die oberen Kurven zeigen Messung und Simulation eines prozessnahen Thermoelementes, während die unteren Kurven ein prozessfernes Thermoelement wiedergeben. Die simulierten Temperaturkurven weisen höhere Spitzentemperaturen und stärkere Gradienten als die Messwerte auf. Dies ist zum einen durch das Ansprechverhalten der Thermoelemente und zum anderen durch den Aufbau der Simulation zu erklären. Bei der Simulation wird entlang der Bohrungswand einer schon bestehenden Bohrung Wärme beaufschlagt, wodurch höhere Maximaltemperaturen berechnet werden (vgl. [Dyc-07]). Die wichtigste Erkenntnis ist, dass der Temperaturverlauf im fortgeschrittenen Zeitverlauf identisch ist, da diese Temperatur im weiteren Produktionsprozess verantwortlich für den thermischen Verzug von Werkstücken ist.

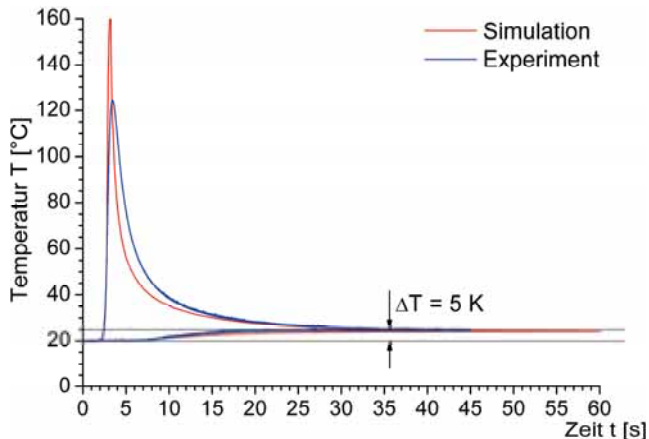


Abbildung 7-3: Vergleich von Simulation (rot) und Experiment (blau)

Nachteilig bei dieser Simulationsmethode ist der hohe Zeitaufwand zur Erstellung der Simulationsdatei, da eine Vielzahl von Bearbeitungsschritten programmiert werden muss. Wird dieses Simulationsmodell bei Werkstücken mit mehreren Bearbeitungsschritten angewandt, so wird dieser Simulationsaufwand unwirtschaftlich, zumal die benötigte Rechenleistung massiv ansteigt. Durch diese Problematik werden vereinfachte Modelle notwendig.

7.2 Simulation der Fräsbearbeitung

Auch bei der Fräsbearbeitung kann das Modell einer bewegten Wärmequelle umgesetzt werden, wie dies in Abbildung 7-4 dargestellt ist.

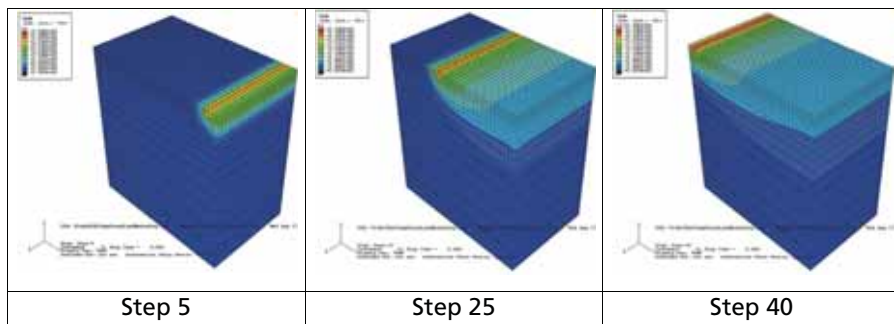


Abbildung 7-4: Simulation einer Fräsbearbeitung

Simuliert wird ein Stirnplanfräsprozess, bei dem der Werkzeugdurchmesser wesentlich größer als die Probenbreite ist. Daher wird die Wärmequelle des Fräasers durch eine Gerade approximiert. In Abbildung 7-5 ist das Messergebnis einer Fräsbearbeitung der zugehörigen Simulation gegenübergestellt. Das Besondere an diesem Versuch ist, dass es nach Abschluss des Fräsvorganges zu einem erneuten Anstieg der Temperatur am Thermoelement 1 (rot) kommt. Dieser entsteht erst nach der Beendigung der Bearbeitung der Probe. Er ist nicht auf einen Nullschnitt bzw. Rückschnitt zurückzuführen, bei dem der Fräser mit der Rückseite erneut über die Probe fährt, da sofort nach Beendigung des Fräsprozesses der Fräser von der Probe weggefahren wird und die Rückseite nicht erneut in Eingriff kommt.

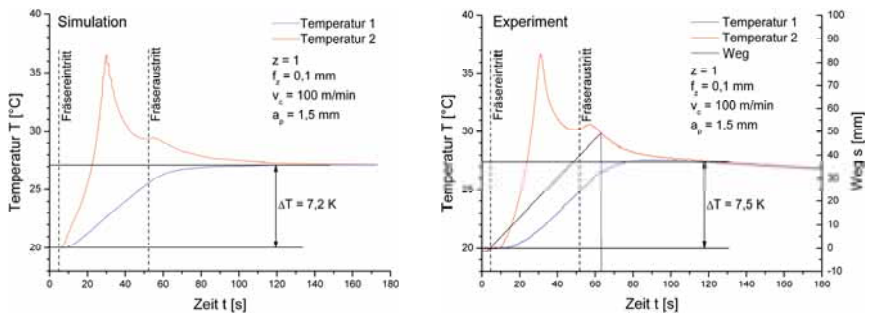


Abbildung 7-5: Vergleich von Simulation (links) und Versuch (rechts)

Da in der Simulation der gleiche Effekt zu erkennen ist, kann durch die Auswertung der Simulation die Ursache, die zu dem zweiten Anstieg (Markierung in der Messkurve) führt, erkannt werden.

Die Wärmequelle wandert mit den Schneidplatten über die Oberfläche der Probe. Von der Oberfläche aus fließt die Wärme dem höchsten Temperaturgradienten folgend vor der Bearbeitungszone her und in das Werkstückinnere hinein. Am Ende der Probe kann die Wärme nicht über die Modell- bzw. Werkstückoberfläche hinweg abfließen. Die Temperatur der Probe im Bereich des Thermoelementes 1 ist zwischenzeitlich abgesunken ($t = 40$ s). Die Wärme staut sich am Ende der Probe auf, folgt dann dem maximalen Temperaturgradienten und fließt zurück ins Bauteil, wobei es zu einem zweiten Temperaturanstieg im Bereich von Thermoelement 1 kommt

($t = 55$ s). Danach erfolgt die Homogenisierung der Wärmeverteilung, bei welcher der Bereich um Thermoelement 1 kontinuierlich abkühlt.

Der Vergleich der Temperaturverläufe in Abbildung 7-5 zeigt eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment. So beträgt die Temperaturdifferenz ΔT von Ausgangs- zur Homogenisierungstemperatur bei der Simulation ca. $7,2^\circ\text{C}$, was der Messung im Versuch mit einem $\Delta T = 7,5^\circ\text{C}$ relativ nahe kommt. Betrachtet man die Spitzentemperaturen in Simulation und Versuch, so kann in der Simulation eine Temperatur von $T_{sim} = 36,5^\circ\text{C}$ und einer Spitzentemperatur im Versuch $T_{ver} = 37^\circ\text{C}$ ablesen. Als nächstes kann noch die Homogenisierungszeit betrachtet werden, welche in der Simulation bei ca. 140 Sek. und im Versuch bei ca. 120 Sek. liegt. Die Differenz von ca. 20 Sek. könnte eventuell an der Vernetzung des Modelles liegen. Zum Schluss lässt sich noch der gesamte Verlauf der Kurven vergleichen, welcher in Bezug auf Steigungen, Wendepunkte etc. qualitativ gut übereinstimmt. Lediglich der stetige Temperaturabfall nach Erreichen der Homogenisierungstemperatur unterscheidet sich. Bei der Simulation ist kaum ein Temperaturabfall zu messen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass in dieser Simulation keine Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung betrachtet wird. Dennoch zeigt das Ergebnis der experimentellen Untersuchungen, gekoppelt mit der Simulation, dass es möglich ist, einen charakteristischen „Fingerabdruck“ für eine Werkzeug-Werkstück-Technologiepaarung darzustellen. Mit den entsprechenden Eingangsdaten (Wärmestromdichte) für die Simulation ist eine gute Nachbildung von Bearbeitungsprozessen möglich.

7.3 Übertragung der FEM-Modelle zur thermischen Simulation mehrerer Prozessschritte

Anhand der Versuchsergebnisse können einzelne Zerspanprozesse mit hoher Genauigkeit durch die Simulation abgebildet werden. Mit Hilfe der mathematischen Modelle können nun die Eingangsdaten für beliebige Parametervariationen bestimmt werden. Mit diesen Ergebnissen lassen sich Bauteile simulieren, die mit Werkzeugen bearbeitet werden, für die ein Modell zur Errechnung der Wärmedichte existiert. Dieses Kapitel soll anhand eines Versuchswerkstückes (Abbildung 7-6) verschiedene Simulationsansätze erläutern. Ziel der Simulationen ist es, die Güte der Simulation mit dem benötigten Rechenaufwand zu vergleichen.

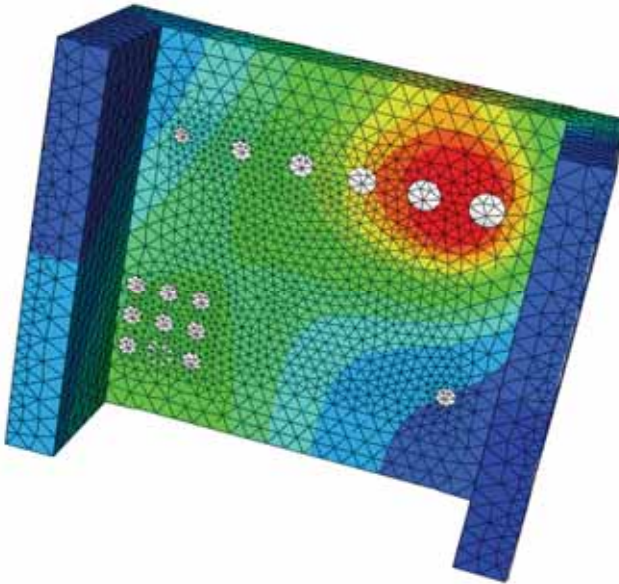


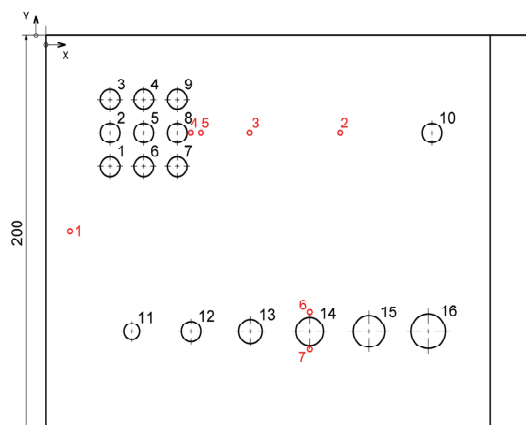
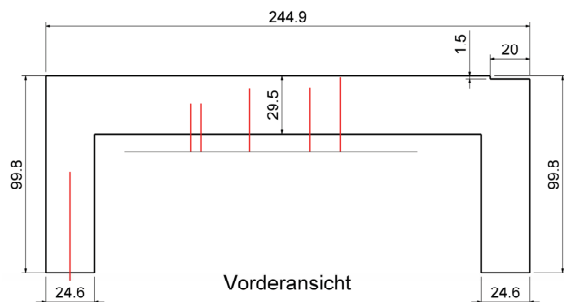
Abbildung 7-6: Simulation einer Bearbeitungsfolge an einer Gussbramme aus EN-GJL-260-Cr

Aus diesen Simulationsergebnissen lassen sich bereits viele Handlungsempfehlungen für ein reales komplexes Bauteil ablesen. Gelingt es, die genaue Wärmemenge, die pro Bearbeitungsschritt, also beispielsweise Bohren und Fräsen, eingebracht wird, vorher zu bestimmen, so kann durch die Simulation das Werkstückverhalten vorherbestimmt werden. Beim Einsatz von Sonderwerkzeugen kann jedoch eine Simulation von Bearbeitungsprozessen unmöglich werden, da die Eingangsdaten für solche Werkzeuge bisher nur durch aufwändige Versuche bestimmt werden können. Eine Abschätzung der Wärmemenge kann in diesem Falle gute Ergebnisse liefern, wenn ein gutes Prozessverständnis und ausreichend Erfahrung vorhanden sind.

In den vorangegangenen Kapiteln 7.1 und 7.2 ist die Simulation einzelner Prozessschritte dargestellt. Es wurde das Modell einer bewegten Wärmequelle verwendet, bei der ein Bearbeitungsprozess in Vorschubrichtung in mehrere Schritte untergliedert wird, welche nacheinander berechnet werden. Das Modell der bewegten Wärmequelle ist

jedoch bei der Simulation komplexer Werkstücke aufgrund des enormen Programmieraufwandes nicht mehr wirtschaftlich anwendbar. Aus diesem Grund wurden bei der Simulation eines Versuchswerkstücker unterschiedliche Strategien des Wärmeeintrages gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Simulation wurden im Anschluss im Versuch verifiziert.

In Abbildung 7-7 ist das Bauteil mit den Endmaßen dargestellt. Das Bauteil ist aus EN-GJL-260 Cr um die Übertragbarkeit der vorherigen Versuchsreihen zu gewährleisten. Die Nummerierung der Bohrungen ist identisch mit der Bearbeitungsreihenfolge die in Tabelle 7-1 erläutert wird. Mit roter Schrift nummeriert sind zusätzlich die Positionen der Thermoelemente.



REF.	X	Y	Durchmesser
1	32,5	-66,5	10
2	32,5	-49,5	10
3	32,5	-32,5	10
4	49,5	-32,5	10
5	49,5	-49,5	10
6	49,5	-66,5	10
7	66,5	-66,5	10
8	66,5	-49,5	10
9	66,5	-32,5	10
10	195,4	-49,5	10
11	43,5	-150	8
12	73,5	-150	10
13	103,5	-150	12
14	133,5	-150	14
15	163,5	-150	16
16	193,5	-150	17,5

Draufsicht

Abbildung 7-7: technische Zeichnung des Versuchsbauteils

Die Bearbeitung läuft in folgenden Prozessschritten ab (Tabelle 7-1):

A	Planfräsen der Oberseite, Bahn 1	$a_e = 100 \text{ mm}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$
B	Planfräsen der Oberseite, Bahn 2	$a_e = 100 \text{ mm}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$
C	Erzeugung Eckkante	$a_e = 20 \text{ mm}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$
D	Planfräsen rechte Seite	$a_e = 100 \text{ mm}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$
E	Planfräsen linke Seite	$a_e = 100 \text{ mm}$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$
1	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
2	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
3	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
4	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
5	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
6	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
7	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
8	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
9	Bohrung (9er Block)	$D = 10 \text{ mm}$
10	Bohrung (Einzelbohrung)	$D = 10 \text{ mm}$
11	Bohrung (Durchmesservariation)	$D = 10 \text{ mm}$
12	Bohrung (Durchmesservariation)	$D = 12 \text{ mm}$
13	Bohrung (Durchmesservariation)	$D = 14 \text{ mm}$
14	Bohrung (Durchmesservariation)	$D = 16 \text{ mm}$
15	Bohrung (Durchmesservariation)	$D = 17,5 \text{ mm}$

Tabelle 7-1: Bearbeitungsfolge

Wie in Tabelle 7-1 erläutert ist, wird zuerst die Fräsbearbeitung durchgeführt und im Anschluss folgen die Bohrungsbearbeitungen. Verwendet werden hierzu der Fräser aus den vorangegangenen Versuchen, sowie der Bohrertyp RT100. Die Fräsbearbeitung erfolgt trocken, während bei der Bohrungsbearbeitung Minimalmengenschmierung eingesetzt wird. Dies entspricht ebenfalls den vorangegangenen Versuchsreihen. Die Erfassung der Temperaturen erfolgt über sieben Thermoelemente, welche über Bohrungen in das Bauteil eingebracht sind. Nach Abschluss des Bearbeitungsprozesses erfolgt eine zusätzliche Erfassung der Oberflächentemperaturen mittels einer Thermokamera, um die Temperaturverteilung der Simulation qualitativ zu verifizieren.

Für die Simulation wurden drei Strategien entwickelt.

1.) Wärmequelle über die gesamte Prozesszeit:

Aus Vorschubgeschwindigkeit und Bearbeitungslänge berechnet sich die Prozesszeit. Die gesamte zu bearbeitende Fläche wird über die vollständige Prozesszeit mit der Wärmestromdichte beaufschlagt. Die Wärmestromdichte errechnet sich aus der Prozesszeit t_{Prozess} und der Wärmedichte, die über die mathematische Modellierung bestimmt wird. Hierfür gilt folgender Zusammenhang:

$$\dot{q} = \frac{q}{t_{\text{Prozess}}} \quad \text{Formel 7-1}$$

2.) Wärmequelle über eine Sekunde:

Bei dieser Strategie wird die gesamte zu bearbeitende Fläche über eine Sekunde mit der Wärmestromdichte beaufschlagt. Betragsmäßig stimmt die Wärmestromdichte in diesem Fall mit der über das mathematische Modell errechneten Wärmedichte überein.

3.) Wärmequelle über mehrere Simulationsschritte:

Diese Modellierung entspricht im Prinzip der Modellierung der bewegten Wärmequelle aus den vorangegangenen Kapiteln. Jedoch wurde die Zahl der Simulationsschritte pro Bearbeitungsmerkmal auf vier Schritte beschränkt. Es wird nur ein Viertel der zu bearbeitenden Fläche mit einer Wärmestromdichte beaufschlagt. Die Wärmestromdichte errechnet sich aus der vollständigen Prozesszeit, der Anzahl der Untergliederungen und Wärmedichte, welche über die mathematische Modellierung bestimmt wird. Hierfür ergibt sich folgender Zusammenhang mit n als Anzahl der Simulationsschritte und t_{Step} als Zeit, die pro Simulationsschritt benötigt wird:

$$\dot{q} = \frac{q}{t_{\text{Step}}} = \frac{q}{t_{\text{Prozess}} / n} \quad \text{Formel 7-2}$$

Für alle Modellierungsmethoden gilt, dass die gesamte eingebrachte Wärme den gleichen Betrag aufweist. In Abbildung 7-8 ist dieser Sachverhalt grafisch dargestellt. Der Inhalt der farblich unterschiedlichen Quader ist jeweils identisch. Der gelbe Quader zeigt die Wärmestromdichte über die gesamte Prozesszeit und der gesamten Fläche, der blaue Quader stellt die Wärmestromdichte über einer Sekunde und der gesamten Fläche dar und

die roten Quader bilden die bewegte Wärmequelle über den einzelnen Prozesszeitinkrementen ab.

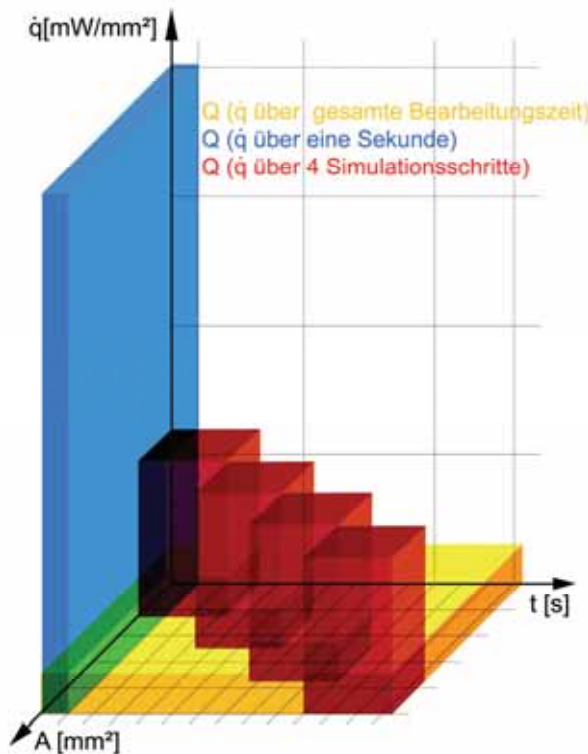


Abbildung 7-8: Wärmestromdichte der unterschiedlichen Simulationsstrategien

In der nächsten Abbildung ist das Ergebnis der unterschiedlichen Simulationsmodelle anhand der Bohrung Nr.3 grafisch dargestellt. Die Auswirkungen auf die Temperatur im Bauteil sind deutlich zu erkennen. Das Modell a), bei dem die Wärmestromdichte über die gesamte Bearbeitungszeit anliegt, zeigt einen kontinuierlichen Temperaturanstieg. In Modell b) wird die Wärme innerhalb der ersten Sekunde übertragen, was sich an den hohen Temperaturen in der Bohrungswand bemerkbar macht. Nach Beendigung des Wärmeeintrages verteilt sich die Wärme im Bauteil, so dass die Temperatur in der Bohrungswand wieder absinkt. In Modell c) ist

das Wandern der Wärmequelle zu erkennen. Es werden lokal hohe Temperaturen erzielt. In den darauf folgenden Bearbeitungsschritten verteilt sich die Wärme im Bauteil, und die Temperaturen sinken lokal wieder ab. Diese Modellierung entspricht am ehesten der Realität.

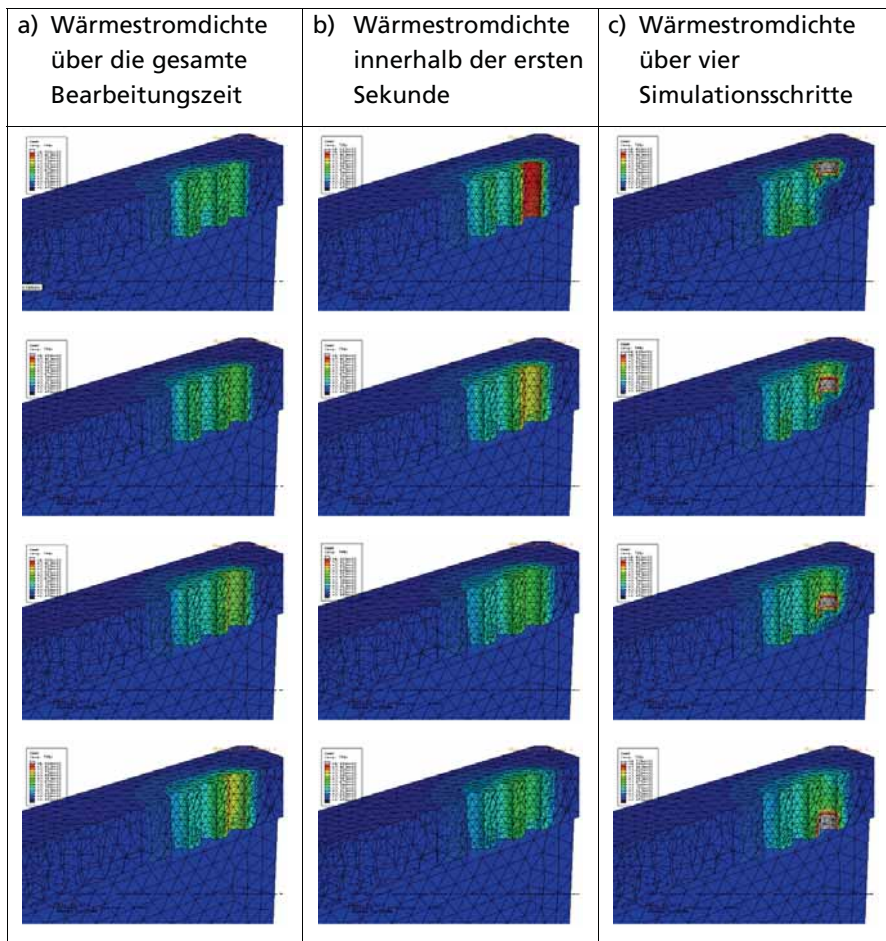


Abbildung 7-9: Vergleich der unterschiedlichen Simulationsstrategien am Beispiel einer Bohrung

Am Beispiel von Thermoelement 2 werden die berechneten Temperaturen mit den gemessenen Temperaturen verglichen. In Abbildung 7-10 sind die graue und die schwarze Kurve die gemessenen Temperaturen zweier

Versuche zur Verifizierung der Simulation. Der sprunghafte Temperaturanstieg wird durch das Planfräsen der Oberfläche verursacht. Der Fräsprozess einer Bahn dauert ca. fünf Sekunden. Nach ca. drei Sekunden wird das Thermoelement erreicht, woraus der Temperaturanstieg resultiert. Nachdem die Fräsbearbeitung beendet ist, verteilt sich die Wärme im Werkstück und die gemessene Temperatur sinkt ab. Die Simulation zeigt sehr unterschiedliche Ergebnisse hinsichtlich des zeitlichen Verlaufes und der berechneten Temperaturen. Wenn die Wärme über die gesamte Fläche und die gesamte Prozesszeit eingebracht wird (grüne Kurve), so steigt die Temperatur sofort langsam an. Die Maximaltemperatur liegt deutlich unterhalb der gemessenen Temperaturen. Wird die gesamte Fläche innerhalb der ersten Sekunde mit der Wärmestromdichte beaufschlagt, so steigt die Temperatur ebenfalls zu früh an. Die simulierte Temperatur repräsentiert jedoch deutlich besser die Spitzentemperatur. Dabei ist jedoch das träge Ansprechverhalten der Thermoelemente zu beachten, welches nur eine mittlere Temperatur ergibt, so dass ein direkter Vergleich an dieser Stelle ohnehin nicht möglich ist. Die Simulationsstrategie bei der die Wärmequelle über das Bauteil bewegt wird, zeigt die beste Übereinstimmung hinsichtlich des zeitlichen Verlaufes. Auch die maximalen Temperaturen werden noch zufriedenstellend berechnet. Die Auslauftemperaturen der simulierten Temperaturverläufe sind nahezu identisch, liegen jedoch deutlich unter den gemessenen Werten. Dies kann wahrscheinlich darauf zurückgeführt werden, dass der verwendete Wärmeleitfähigkeitskoeffizient oder die spezifische Wärmekapazität Differenzen zum realen Werkstoff aufweisen. Dadurch kann sich eine schnellere Temperaturverteilung im Bauteil ergeben, so dass die lokal hohen Temperaturen schneller absinken.

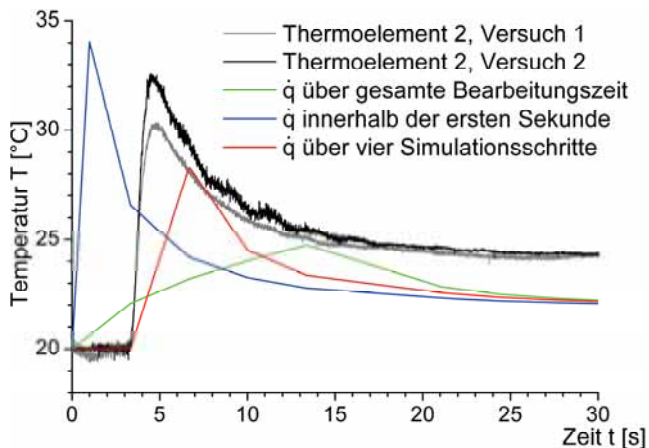


Abbildung 7-10: Simulierter und gemessener Temperaturverlauf beim Planfräsen an Thermoelement 2

In Abbildung 7-11 ist der Temperaturverlauf an Thermoelement 4 aufgezeichnet. Bei der Betrachtung der Temperaturen ist auffällig, dass nach dem ersten Temperaturanstieg der ersten 30 Sekunden die simulierten Temperaturen geringer als die gemessenen Temperaturen sind. Der Fehler liegt hier bei circa 8 %. Dies kann mit dem zuvor erläuterten Sachverhalt erklärt werden. Gegen Ende der Bearbeitung dreht sich dieser Sachverhalt. An allen Thermoelementen sind die Temperaturen zum Schluss niedriger als die der Simulationsergebnisse. Dies kann damit begründet werden, dass in der Simulation die vereinfachte Annahme getroffen wurde, dass keine Konvektion und Wärmestrahlung vorliegt, und dass keine Wärmeableitung in die Aufspannung stattfinden kann. Beim Vergleich der Temperaturen in Simulation und Experiment liegt am Ende der Messung ein Fehler von circa 10 % vor. Vom qualitativen Verlauf der Temperaturen kann jedoch eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment festgestellt werden. Dieser Fehler ist so gering, dass es durch die Simulation möglich wird, das thermo-mechanische Verhalten ausreichend genau zu berechnen, um im realen Prozess Toleranzprobleme frühzeitig zu erkennen und zu beheben. Die Konvektion lässt sich in der Simulation berücksichtigen, so dass die Genauigkeit der Rechenergebnisse deutlich gesteigert werden kann. Hierzu lassen sich z.B. eine Umgebungstemperatur und ein Wärmeübergangskoeffizient definieren, so dass ein Wärmeübergang vom Bauteil zur

Umgebung stattfindet. Weiterhin kann wie bei den Bearbeitungsprozessen zuvor, eine negative Wärmestromdichte definiert werden, bei der temperaturabhängig dem Bauteil Wärme entzogen wird.

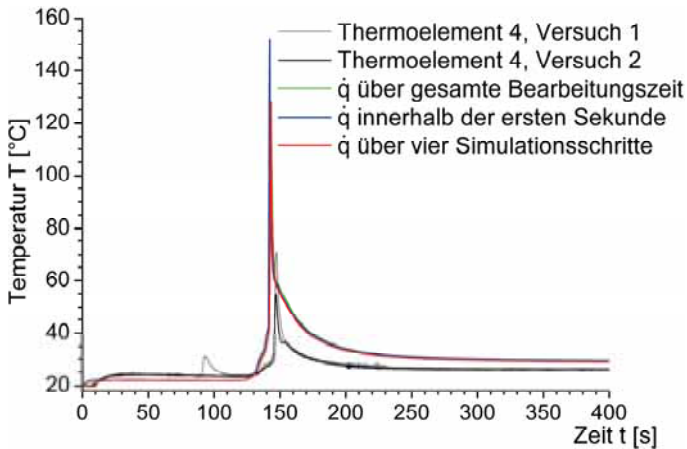


Abbildung 7-11: Simulierter und gemessener Temperaturverlauf beim Planfräsen an Thermoelement 4

Nach Abschluss des Bearbeitungsprozesses wurde das Bauteil so ausgerichtet, dass die oberflächliche Temperaturverteilung mit einer Thermokamera aufgezeichnet werden konnte. Der Vergleich zwischen Simulation und Experiment in Abbildung 7-12 zeigt eine gute qualitative Übereinstimmung der oberflächlichen Temperaturverteilung. Jedoch ist der Fehler bei der Infrarot-Thermografie verhältnismäßig hoch. Ein quantitativer Vergleich der Temperaturen wird damit unmöglich. Der Emissionsgrad der überfrästen Oberfläche liegt bei ca. 0,25 – 0,3. Durch die stark spiegelnde Oberfläche ergeben sich zahlreiche Reflexionen auf der Bauteiloberfläche, welche die Messgenauigkeit herabsetzen. Grundsätzlich zeigt sich, dass jedes der drei Simulationsmodelle über die gesamte Bearbeitungszeit sehr ähnliche Ergebnisse liefert, die qualitativ gut mit der Realität übereinstimmen. Differenzen ergeben sich hauptsächlich in den lokalen Spitzentemperaturen, welche jedoch das Bauteilverhalten nicht maßgeblich beeinflussen. Bei zukünftigen Simulationen muss vermehrt auf eine zusätzliche Betrachtung von Wärmeableitung über die Einspannung, Konvektion und Wärmestrahlung eingegangen werden.

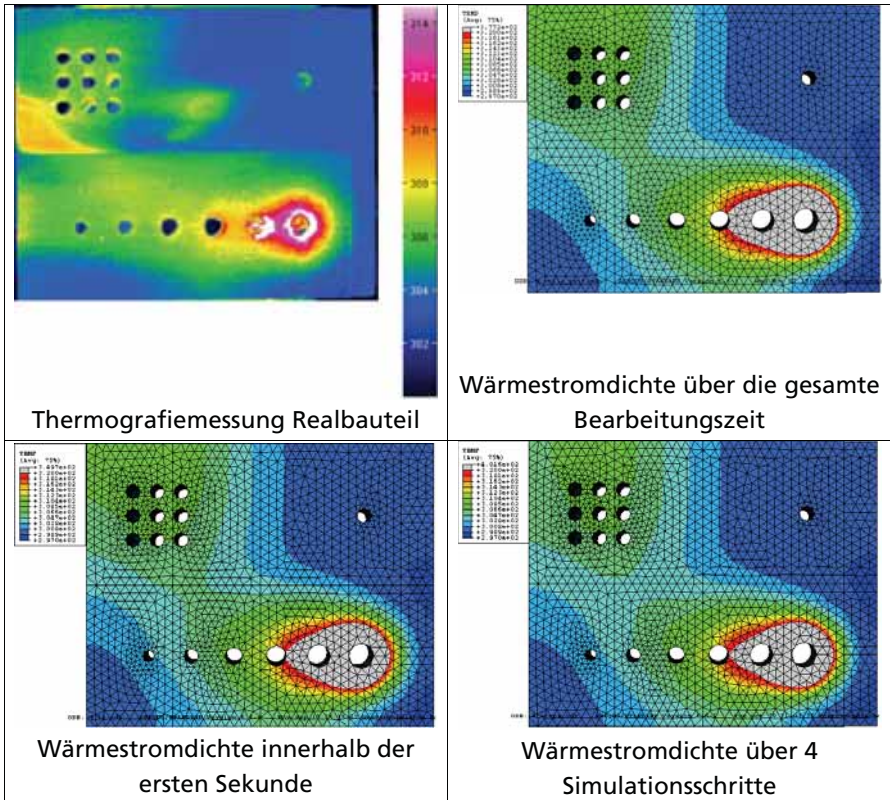


Abbildung 7-12: Gegenüberstellung Simulationsergebnis und Messergebnis der Thermografiekamera

Mit den aufgeführten Ergebnissen kann gezeigt werden, dass das thermo-mechanische Simulationsmodell eine gute Basis zur Betrachtung des Bauteilverhaltens liefert.

Der betrachtete Werkstoff EN-GJL-260 Cr wird häufig im Automobilbau eingesetzt. Z.B. für Zylinderköpfe von LKW-Motoren. Interessanter wird die Betrachtung des thermisch bedingten Verzuges, wenn der thermische Verzug durch den Verzug von frei werdenden Spannungen überlagert wird. Zylinderköpfe aus Grauguss weisen eine sehr große Oberfläche mit Gushaut auf. Zu Beginn des Fertigungsprozesses wird nahezu auf allen Außenseiten des Bauteiles die Gushaut entfernt, um am „entspannten“ Bauteil maßgenau fertigen zu können. Die Simulation kann erst ab diesem

Zeitpunkt das thermische Verhalten berechnen. Da ein Zylinderkopf auch im Inneren Spannungen aufweist, die bei der Bearbeitung frei werden können, müssen diese Einflüsse bei der Auswertung der Simulationsergebnisse mit berücksichtigt werden. Die Simulation kann aufgrund dieses Sachverhaltes eine Unterstützung zur besseren Beherrschung des thermischen Verhaltens darstellen. Sollten die Simulationsergebnisse nicht die gewünschten Resultate bringen, so muss dies nicht an der Güte der Simulation liegen, sondern kann durch die inneren Spannungen im Bauteil bedingt sein. Diese Einflüsse müssen von Fall zu Fall betrachtet werden. Eine pauschale Aussage ist nicht möglich.

Aus den Ergebnissen des Simulationskapitels lässt sich zeigen, dass eine thermo-mechanische Simulation der zerspanenden Bearbeitung unter Verwendung der Wärmestromdichte als Eingangsparameter möglich ist. Diese Arbeit liefert einen praxisorientierten Ansatz, die Wärmestromdichte aus einer mathematischen Beschreibung der Wärmestromdichte für die Simulation zu berechnen. Der Anwender kann für die untersuchten Werkzeuge beliebige Zerspanparameter (Schnittgeschwindigkeit und Vorschub) sowie weitere Größen (Durchmesser beim Bohren, Verschleiß beim Fräsen) die Wärmestromdichte errechnen und in der Simulation verwenden. Mit Erfahrung und einem vertieften Prozessverständnis kann der Anwender zudem aus den hier publizierten Ergebnissen auf den Wärmeeintrag bei ähnlichen Werkzeugen schließen. Der hierbei entstehende Fehler kann in erster Näherung vernachlässigt werden, da jedes Werkzeug Verschleiß unterlegen ist, welcher den Wärmeeintrag signifikant beeinflusst. Durch Verschleiß kann der Wärmeeintrag um bis zu 400 % erhöht werden. Der Anwender kann vor diesem Hintergrund davon ausgehen, dass durch eine Abschätzung des Wärmeeintrages bei ähnlichen Werkzeugen ein marginaler Fehler entsteht.

Die Genauigkeit der Simulation hängt davon ab, welchen Aufwand der Anwender bei der Erstellung eines Simulationsmodelles treibt. Die Simulation in Kapitel 7.3 weist einen Fehler der simulierten zur gemessenen Temperatur von ca. 10 % auf. Dieser Fehler ist vernachlässigbar und damit zu begründen, dass Konvektion nicht mit berücksichtigt wurde. Das ist daran zu erkennen, dass nach Erreichen der Homogenisierungstemperatur keine weitere Temperaturabnahme erfolgt. Wenn die Konvektion berücksichtigt wird, so kann davon ausgegangen werden, dass somit der bestehende Fehler

reduziert werden kann. Die Konvektion lässt sich ohne großen Mehraufwand im Simulationsmodell berücksichtigen. Bei der Auslegung von realen Serienprozessen ist es sinnvoll die Simulation immer als worst-case-Betrachtung durchzuführen. Dazu sollten zwei Simulationen durchgeführt werden. Zum Einen muss davon ausgegangen werden, dass alle Werkzeuge neu sind und den geringsten Wärmeeintrag aufweisen, zum Anderen ist eine Simulation durchzuführen, die vom größten Verschleiß aller Werkzeuge ausgeht. Aus diesen Simulationen lassen sich Optimierungspotentiale für die Serienfertigung ableiten.

Die Anwendung der Simulation ist mit nicht unwesentlichem Aufwand verbunden. Insbesondere Bauteile mit komplizierten Geometrien lassen sich zum Teil nur aufwändig vernetzen und benötigen hohe Rechenkapazitäten bei der Berechnung der Simulation. Vor diesem Hintergrund muss die Frage zugelassen werden, ob eine einfache Messung des gesamten Prozesses mit einer Thermografiekamera nicht schneller Ergebnisse liefern kann. Diese Frage lässt sich nicht pauschal beantworten. Eine Thermokamera liefert sehr schnell einen guten Überblick über die Temperaturverteilung an der Bauteiloberfläche. Den daraus resultierenden Verzug, kann die Kamera jedoch nicht messen. Diese Größe wird von der Simulation geliefert. Bei der Zerspanung von metallischen Bauteilen werden in der Regel hochglänzende Oberflächen geschaffen. Diese eignen sich aufgrund des geringen Emissionsgrades nicht für die Vermessung über thermografische Systeme (siehe Kapitel 2.6.4, Seite 31). Weiterhin muss die Zugänglichkeit zum Prozess gegeben sein. Zur Vermessung mit Hilfe der Thermografie dürfen keine Gegenstände zwischen Messobjekt und Kamera liegen. Der Prozess kann nicht durch Schutzglas hindurch betrachtet werden, so dass jegliche Schutzvorrichtungen entfernt werden müssen. Bei modernen vollgekapselten Bearbeitungszentren ist dies nur noch bedingt möglich. Weiterhin ist zu beachten, dass Thermografiesysteme ähnlich teuer sind, wie leistungsfähige Rechner für die Durchführung einer Simulation. Es ist auch zu bedenken, dass die physikalischen Grenzen der Thermografie nicht behoben werden können. Software zur Simulation und Rechnerleistung entwickeln sich jedoch noch stetig weiter.

8 Zusammenfassung und Ausblick

In den folgenden Kapiteln werden die Ergebnisse zusammengefasst und die sich daraus ergebenden weiteren Aufgabenstellungen abgeleitet.

8.1 Zusammenfassung

Ziel der hier vorliegenden Arbeit war es, einen Beitrag zur thermo-mechanischen Simulation von Zerspanvorgängen bei der Trockenbearbeitung zu leisten. Da bei der Trockenbearbeitung die Temperierung des Werkstückes durch den Kühlschmierstoff entfällt, kann es zu einem ungewollten thermischen Verzug während dem Bearbeitungsprozess kommen, sodass Bearbeitungsvorgaben und Toleranzen nicht mehr eingehalten werden können. Dieser thermisch bedingte Verzug kann mittels thermo-mechanischer Simulation abgebildet werden. Hierzu wird, je nach Modellierungsmethode, die Wärmestromdichte als Eingangsgröße benötigt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden empirische mathematische Modelle entwickelt, welche die Berechnung der Wärmestromdichte und damit die thermo-mechanische Simulation für ausgewählte Anwendungsfälle erlauben.

In umfangreichen Versuchsreihen wurde der Wärmeeintrag in Probekörper bei den Verfahren Bohren, Fräsen und Reiben untersucht. Mit dem Ziel, den Aufwand bei der Modellbildung zu minimieren, wurde zu Beginn durch experimentelle Versuchsreihen überprüft, ob eine Korrelation mit bestehenden empirischen Modellen möglich ist. Hierzu wurde über das Schnittkraftmodell nach Victor und Kienzle die Zerspanleistung berechnet und mit der experimentell gemessenen Zerspanleistung verglichen. Es zeigte sich jedoch, dass die modernen Bohrergeometrien zum Teil nur unzureichend über die Schnittkraftformel abgebildet werden können. Grundsätzlich ist es jedoch denkbar eine Korrelation zwischen Schnittkraftformel und Wärmeeintrag zu erreichen, wenn entsprechende Korrekturfaktoren ermittelt werden können.

Bei den Fräsversuchen wurde die Temperatur im Bereich der Schneide mittels eines faseroptischen Zwei-Farben-Pyrometers ermittelt. Die gemessenen Temperaturen zeigen eine gute Abhängigkeit von den Prozessparametern. Im Rahmen der Versuche konnten bisher keine direkten Zusammenhänge zwischen der Temperatur im Bereich der Schneidkante und dem

Wärmeeintrag nachgewiesen werden. Auch eignen sich die gemessenen Temperaturen nur unzureichend als Eingangsparameter für die Simulation.

Somit wurde für die Berechnung der Wärmedichte ein eigenständiges Modell bestimmt. Die eingebrachte Wärme wird über die im Prozess gemessene Temperatur bestimmt. Aus der Differenz der Anfangstemperatur zur Homogenisierungstemperatur wird der Temperaturanstieg ermittelt, mit dem sich über folgende Beziehung die eingebrachte Wärme bestimmen lässt:

$$\delta Q = c \cdot m \cdot dT = c \cdot m \cdot (T_2 - T_1) \quad \text{Formel 4-2}$$

Aus der eingebrachten Wärme lässt sich die Wärmedichte, bzw. die Wärmestromdichte als Eingangsparameter für die Simulation berechnen. Über eine Regressionsrechnung wurde ein mathematisches Modell berechnet, welches die Messergebnisse in einen funktionalen Zusammenhang bringt. Bei allen untersuchten Verfahren wurde die Abhängigkeit der Wärmedichte von Vorschub und Schnittgeschwindigkeit betrachtet. Die Modelle für den Bohrprozess wurden mit dem Bohrungsdurchmesser ergänzt, und für das Fräsen wurde der Verschleiß in die mathematische Modellierung mit aufgenommen. Allen Modellen ist gemein, dass die Abhängigkeiten sehr gut mittels eines exponentiellen Ansatzes abgebildet werden können.

Die Versuche wurden hauptsächlich in EN-GJL-260 Cr durchgeführt. Versuchsreihen in AlSi10Mg und EN-GJV-450, die Stichprobencharakter aufweisen, zeigen, dass auch in weiteren Werkstoffen die exponentiellen Zusammenhänge existieren. Es konnten jedoch noch keine Parameter bestimmt werden, welche die unterschiedlichen Materialeigenschaften berücksichtigen und in einem einzigen Modell vereinen. Die erstellten Modelle wurden verwendet, um eine thermo-mechanische Simulation durchzuführen. Es wurden unterschiedliche Simulationsmodelle erstellt, um den Simulationsaufwand gegenüber der Güte der Simulationsergebnisse abzuschätzen. Es zeigt sich, dass eine sehr detaillierte Simulation, am genauesten die Temperaturverläufe und Spitzentemperaturen abbildet. Der Simulationsaufwand ist jedoch immens hoch, sodass eine wirtschaftliche Durchführung der Berechnungen nicht gegeben ist. Mit einer Erhöhung des Abstraktionsgrades nimmt die Genauigkeit im zeitlichen Temperaturverlauf ab, die Spitzentemperaturen können jedoch nach wie vor ausreichend genau berechnet werden. Für den Anwender ergeben sich hierbei keine

signifikanten Nachteile. Hinsichtlich der zeitlichen Genauigkeit hat sich gezeigt, dass die größten Differenzen innerhalb der ersten Sekunden nach dem Wärmeeintrag auftreten. Mit einem Fortschreiten der Zeit, nimmt der Fehler ab. Es ist jedoch so, dass nicht die Maximaltemperaturen im nahen Umfeld der bearbeiteten Fläche die Bearbeitungsgenauigkeiten beeinflussen, sondern die Temperaturverteilung über das gesamte Werkstück für die Einhaltung der Toleranzen verantwortlich ist. Diese Temperaturverteilung stellt sich jedoch erst über eine längere Zeitspanne ein, sodass wieder gewährleistet ist, dass die erforderliche Genauigkeit der Simulation erreicht wird.

Als Fazit lässt sich zusammenfassen, dass empirische Modelle zur Berechnung der Wärmestromdichte aufgestellt wurden. Die Ergebnisse aus den Modellen werden als Eingangsgröße für die Simulation verwendet. In der Simulation wurde der Einfluss unterschiedlicher Modellierungsmethoden betrachtet. Es zeigt sich, dass unterschiedliche Modellierungsvarianten unterschiedliche Temperaturverläufe und Temperaturspitzen ergeben. Es gilt jedoch für alle aufgezeigten Modelle, dass das thermo-mechanische Verhalten eines Werkstückes mit einer Genauigkeit wiedergegeben wird, aus der sich Optimierungen bei der Bearbeitungsfolge, der Aufspannung oder den Prozessparametern ableiten lassen. Damit ist eine Bearbeitung der Werkstücke möglich, bei der die Bearbeitungs- und Toleranzvorgaben eingehalten werden können.

8.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde bei unterschiedlichen Prozessen der Wärmeeintrag in EN-GJL-260 Cr bestimmt. Für alle Prozesse wurde die Abhängigkeit von Schnittgeschwindigkeit und Vorschub betrachtet. Bei der Fräsbearbeitung wurde das mathematische Modell um den Einfluss des Verschleißes erweitert. Beim Bohren kam als zusätzliche Variable der Durchmesser hinzu. Da der Zerspanprozess von wesentlich mehr Faktoren bestimmt wird, müssen für eine umfassende Beschreibung des Wärmeeintrages zahlreiche weitere Größen betrachtet werden. Die Prozessparameter können je nach betrachtetem Prozess mit der Zustellung a_p und der Eingriffsbreite a_e ergänzt werden. Werkzeugparameter wurden innerhalb dieser Arbeit nicht betrachtet. Es gilt nun, den Einfluss der Werkzeugwinkel wie z.B. Spanwinkel γ , Freiwinkel α , Einstellwinkel κ usw. in

der mathematischen Modellierung mit aufzunehmen. Bei der heutigen Werkzeugtechnologie sind die Schneidenformen für jeden Anwendungsfall optimiert. Damit ergeben sich zahlreiche Schneidengeometrien, die in die Betrachtung mit aufgenommen werden müssen. Für den Fräsprozess stehen z.B. rhombische, oktaedrische und runde Schneidplatten zur Verfügung. Darüber hinaus können die Schneidkanten dieser Wendeschneidplatten unterschiedlich ausgeprägt sein. So ist es möglich die Schneidkanten mit einer Fase zu versehen, zu verrunden oder scharfkantig zu belassen. Alle diese Variationen des Werkzeuges bestimmen die Spanbildung und damit den Wärmeeintrag. Auch die Wahl des Schneidstoffes wird einen Einfluss aufweisen. In dieser Arbeit wurde hauptsächlich der Wärmeeintrag in EN-GJL-260 Cr betrachtet. In zusätzlichen Versuchsreihen wurde stichprobenartig der Wärmeeintrag in EN-GJV-450 und AlSi10Mg betrachtet. Da eine Vielzahl metallischer Werkstoffe bekannt sind, müssen zumindest für die am weitest verbreiteten Werkstoffe Untersuchungen durchgeführt werden. Eventuell gelingt eine Korrelation mit der spezifischen Schnittkraft, der Wärmeleitfähigkeit oder der spezifischen Wärmekapazität. Dies würde den Umfang der Versuche drastisch reduzieren können. Wenn ein umfassendes Modell zur Berechnung der Wärmedichte besteht, kann eine Übertragbarkeit auf weitere Zerspanverfahren durchgeführt werden.

Weiterhin sind die Auswirkungen des thermo-mechanischen Verzuges in Abhängigkeit von Bauteilgröße und den gegebenen Toleranzen zu betrachten. Je nach Größe des Bauteils und der Art der Tolerierung kann bei gleicher Temperaturdifferenz zur Ausgangstemperatur eine Bearbeitung unter Einhaltung der Toleranzen funktionieren oder unmöglich werden. So kann es unter gegebenen Umständen sinnvoll sein, die Tolerierung zu ändern. Unter der Voraussetzung, dass beim fertigen und abgekühlten Bauteil für jede Art der Tolerierungen die Toleranzen eingehalten werden, kann bei einer Messung im warmen Zustand während der Bearbeitung je nach Art der Tolerierung das Bauteil als Ausschuss oder als Gutteil deklariert werden. Hier gilt es, trotz dem vorliegenden thermischen Verzug, zufriedenstellende Ergebnisse bei der Qualitätssicherung zu erzielen.

Im Bereich der Simulation müssen weitere Modelle erstellt und verifiziert werden, um für die praktische Anwendung die sinnvollste Vorgehensweise zu bestimmen und den dabei in Kauf genommenen Fehler zu quantifizieren. Im Rahmen dieser Arbeit wurden mehrere Möglichkeiten aufgezeigt, mit der

die Wärmequelle abgebildet werden kann. In den weiteren Arbeiten gilt es nun den Fokus auf das Bauteilmodell zu lenken. Durch Vereinfachungen der Bauteilgeometrie oder eine gröbere Vernetzung, lässt sich die Komplexität, bzw. die Anzahl der Elemente zum Teil stark vermindern. Dies hat einen großen Einfluss auf die benötigte Rechenkapazität und damit auf die Rechenzeit, aber auch auf die örtliche Temperaturverteilung bzw. -auflösung, welche reduziert werden.

Die praktische Einsetzbarkeit der thermo-mechanischen Simulation konnte im Rahmen dieser Arbeit aufgezeigt werden. Die Vorgehensweise einen Zerspanprozess vorab thermo-mechanisch zu simulieren wird bisher kaum verfolgt. Häufig steht das notwendige Know-How oder die benötigte Rechenkapazität nicht zur Verfügung. Es ist jedoch davon auszugehen, dass diese Art der Simulation immer stärker an Bedeutung gewinnt, da die Automobilindustrie dazu übergegangen ist, sich von der Werkzeugmaschinenindustrie schlüsselfertige Prozesse liefern zu lassen, die ab dem ersten Bauteil Gutteile produziert. Vor diesem Hintergrund besteht ein starkes Interesse der WZM-Industrie die gesamte Prozesskette schon vorab auslegen zu können. Hierzu gehört auch das thermische Verhalten des Bauteiles im Bearbeitungsprozess. Diese Arbeit liefert einen Ansatz in Zukunft die Zerspanprozesse schon im Voraus zu berechnen und damit eine angepasste Prozessauslegung zu erreichen sowie optimierte Bauteilspannungen zu konstruieren.

Literaturverzeichnis

- [Abr-96] Abrão, A. M., Aspinwall, D. K., Ng, E. G.: Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling, *Industrial Diamond Review*, Vol. 56/569, S. 40-44, 1996
- [Abu-05] Abukhshim, N. A., Mativenga, P. T., Sheikh, M. A.: Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, S. 1687-1695, 2005
- [Abu-07] Abukhshim, N. A., Mativenga, P. T., Sheikh, M. A.: Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 46, S. 782–800, 2007
- [Aga-92] Agapiou, J., Stephenson, D.: Analytical and Experimental Studies of Drill temperatures, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 116, S. 54-60, 1992
- [AIH-02] Al Huda, M., Yamada, K., Hosokawa, A., Ueda, T.: Investigation of Temperature at Tool-Chip Interface in Turning Using Two-Color Pyrometer, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, S. 200-207, 2002
- [Ana-02] Anagonye, A. U., Stephenson, D. A.: Modeling Cutting Temperatures for Turning Inserts with Various Tool Geometries an Materials, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, S. 544-552, 2002
- [Arn-67] Arndt, G., Brown, R. H.: On the temperature distribution in orthogonal machining, *International Journal of machine Tool Design Research*, Vol. 7, S. 39, 1967
- [Att-02] Attia, M.H., (Cameron, A.), Kops, L.: Distortion in the Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Part 4: End Effect, *Trans ASME, Journal of*

- Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, S. 135-145, 2002
- [Att-86] Attia, M.H., Kops, L.: Distortion in the Thermal Field around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, S. 241-246, 1986
- [Att-88] Attia, M.H., Kops, L.: Distortion in the Thermal Field around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Part 2: Effect of the Heat Flow Through the Thermocouple, Journal of Engineering for Industry, Vol. 110, S. 7-14, 1988
- [Att-93] Attia, M.H., Kops, L.: Distortion in the Thermal Field around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Part 3: Experimental and Numerical Verification, Journal of Engineering for Industry, Vol. 115, S. 444-449, 1993
- [Aut-07] Autenrieth, H., Weber, M., Kotschenreuther, J., Schulze, V., Löhe, D., Gumbsch, P., Fleischer, J.: Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting, Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, 27-28.08.2007, Ed. F. Micari, L. Filice, ISBN: 978-88-95267-04-3, S. 539-546, 2007
- [Ay 94] Ay, H., Yang, W. J., Yang, J. A.: Dynamics of cutting tool temperatures during cutting process, Experimental heat transfer 1994, Vol. 7, Nr. 3, S. 203-216, 1994
- [Ay 98] Ay, H., Yang, W. J.: Heat transfer and life of metal cutting tools in turning, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 41/3, S. 613-623, 1998
- [Ayk-07_1] Aykut, S., Gölcü, M., Semiz, S., Ergür, H. S.: Modeling of cutting forces as function of cutting parameters for face milling of satellite 6 using an artificial neural network, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 190, S. 199-203, 2007
- [Bag-05] Bağcı, E., Özcelik, B.: Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling, Materials and Design, Vol. 27/6, S. 446-454, 2005

- [Bag-06_1] Bagci, E., Ozcelik, B.: Finite element and experimental investigation of temperature changes on a twist drill in sequential dry drilling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 28/7-8, S. 680-687, 2006
- [Bag-06_2] Bagci, E., Ozcelik, B.: Analyse of temperature changes on the twist drill under different drilling conditions based on Taguchi method during dry drilling of Al 7075-T651, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 29/7-8, S. 629-636, 2006
- [Bäk-04] Bäker, M.: Finite Element Simulation of Chip Formation, *Habilitationsschrift*, Shaker Verlag, ISBN3-8322-2991-4, 2004
- [Bal-64] Balint, J. G., Brown, R. H.: A Note on the Investigation of Rake Face Tool Wear, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 4., 1964
- [Bar-97] Barlier, C., Lescalier, C., Moisan, A.: Continuous Flank Wear Measurement of Turning Tools by Integrated Microthermocouple, *Annals of the CIRP*, Vol. 46/1, S. 35-38, 1997
- [Bar-73] Barrow, G.: A Review of Experimental and Theoretical Techniques for Assessing Cutting Temperatures, *Annals of the CIRP*, Vol. 22/2, S. 203-211, 1973
- [Bas-07] Basti, A., Obikawa, T., Shinozuka, J.: Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 47, S. 793-798, 2007
- [Bat-05_1] Batako, A. D., Rowe, W. B., Morgan, M. N.: Temperature measurement in high efficiency deep grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, S. 1231-1245, 2005
- [Bat-05_2] Battaglia, J. L., Kusiak, A.: Estimation of heat fluxes during high-speed drilling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 26/7-8, S. 750-758, 2005
- [Bat-05_3] Battaglia, J. L., Puigsegur, L. Cahuc, O.: Estimated Temperature on a Machined Surface Using an Inverse Approach, *Experimental Heat Transfer*, Vol. 18/1, S. 13-32, 2005

- [Bel-94] Belotserkovsky, E., Bar-Or, O., Katzir, A.: Infrared fibre optic temperature monitoring during machining procedures, *Measurement Science and Technology*, Vol. 5, Nr. 4, S. 451-453, 1994
- [Bei-01] Beitz, W., Grote, K.-H. (Hrsg.): *Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer-Verlag, Berlin, 2001
- [Ben-98] Bentley, R. E.: *Theory and Practice of Thermoelectric Thermometry*, *Handbook of Temperature Measurement*, Vol. 3, ISBN 981-4021-11-3, Springer-Verlag, Singapur, 1998
- [Ber-04] Bernhard, F.: *Technische Temperaturmessung, Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Messverfahren, Meßfehler und Kalibrierung*, ISBN 3-540-62672-7, Springer-Verlag, Berlin, 2004
- [BGI-718] *Berufsgenossenschaftliche Informationen für Sicherheit und Gesundheit bei der Arbeit, BGI 718, Minimalmengenschmierung in der spanenden Fertigung*, 2006
- [Bie-07] Biermann, D., Hammer, N., Pantke, K.: Wenn Zerspanen zur thermischen Belastung wird, *Temperaturentwicklung beim Fräsen von Magnesiumwerkstoffen, Werkstatt und Betrieb*, Nr. 7-8, S. 73-75, 2007
- [Bon-02_1] Bono, M., Ni, J.: A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in Dry Drilling, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, Vol. 124, S. 773-777, 2002
- [Bon-02_2] Bono, M., Ni, J.: A Method for Measuring the Temperature Distribution along the cutting edges of a drill, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124/4, S. 921-923, 2002
- [Bon-06] Bono, M., Ni, J.: The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46/7-8, S. 901-907, 2006
- [Boo-61] Boothroyd, G.: Photographic Techniques for the Determination of Metal Cutting Temperatures, *British Journal of Applied Physics*, Vol. 12, S. 238-242, 1961

- [Boo-63] Boothroyd, G.: Temperatures in Orthogonal Metal Cutting, Proc. Inst. Mech. Eng., Vol. 177, Nr. 29, S. 789–810, 1963
- [Bos-35] Boston, O. W., Gilbert, W. W.: Cutting temperatures developed by single point turning tools, Transactions of the American Society of Metallurgy, Vol. 23, S. 703 ff, 1935
- [Bou-06] Bouzakis, K.-D., Mirisidis, I., Michailidis, N., Skordaris, G., Lili, E., Sampris, A., Pavlidou, E., Erkens, G., Wirth, I.: Impact resistance of PVD films and milling performance of coated tools at various temperature levels, Annals of the CIRP, Vol. 55/1, S. 67-70, 2006
- [Bou-07] Boud, F.: Bar diameter as an influencing factor on temperature in turning, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, S. 223–228, 2007
- [Bra-07] Brandão, L. C., Coelho, R. T., Rodrigues, A. R.: Experimental and theoretical study of workpiece temperature when end milling hardened steels using (TiAl)N-coated and PcBN-tipped tools, Journal of Materials Processing Technology, in Druck, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.07.049, 2007
- [Bri-96] Brinksmeier, E., Brockhoff, T.: Utilization of grinding heat as a new heat treatment process, Annals of the CIRP, STC G, Vol. 45/1, S. 283-286, 1996
- [Bri-03] Brinksmeier, E.: Analyse des mechanischen und thermischen Belastungskollektivs als Verzugspotential bei der spanenden Bearbeitung, SFB570, Arbeitsbericht 2001-2003, Teilprojekt A4, 2003
- [Bri-05] Brinksmeier, E., Heinzl, C., Meyer, L.: Development and application of a wheel based process monitoring system in grinding, Annals of the CIRP, Vol. 54/1, S. 301, 2005
- [Car-46] Carslaw; Jaeger: Conduction of Heat in Solids; 2.Edition ed., Oxford, UK; Clarendon Press, 1946
- [Car-06] Carvalho, S.R., Lima e Silva, S.M.M., Machado, A.R., Guimarães, G.: Temperature determination at the chip–tool interface using an inverse thermal model considering the tool

- and tool holder, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 179, S. 97–104, 2006
- [Cer-07] Ceretti, E., Filice, L., Umbrello, D., Micari, F.: ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-Chip Interface, *Annals of the CIRP*, Vol. 56, S. 69-72, 2007
- [Cha-90] Chandrasekar, S., Farris, T. N., Bhushan, B.: Grinding Temperatures for Manetic Ceramics and Steel, *Journal of Tribology*, Vol. 112/3, S. 535-541, 1990
- [Cha-51] Chao, B. T., Bisacre, G. H.: The Effect of Speed and Feed on the Mechanics of Metal Cutting, präsentiert bei Proc. I. Mech. E., London, 1951
- [Cha-55] Chao, B. T., Trigger, K. J.: Temperature Distribution at the Tool-Chip Interface in Metal Cutting, *Transactions of the ASME*, Vol. 77, S. 1107-1121, 1955
- [Cha-61] Chao, B. T., Li, H. C., Trigger, K. J.: An Experimental Investigation of Temperature Distribution at Tool-Flank Surface, *Transactions of the ASME, Ser. B*, Vol. 83(4), S. 496–504, 1961
- [Chi-89] Childs, T., Maekawa, K., Maulik, P.: Effects of Coolant on Temperature Distribution in Metal Machining, *Material Science and Technology*, Vol. 4, S. 1006-1019, 1998
- [Chi-01] Childs, P. R. N.: Practical temperature measurement, Butterworth-Heinemann, Oxford, Woburn, 2001
- [Cho-03] Chou, Y. K., Song, H.: Thermal Modeling for Finish Hard Turning Using a new Tool, *Proceedings of IMECE'03, ASME*, Washington, 2003
- [Coe-04] Coelho, R. T., Silva, L. R., Braghini Jr., A., Bezerra, A. A.: Sone effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning Inconel 718 at high cutting speeds, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 148, S. 147-153, 2004
- [Coo-57] Cook, N. H.: Cutting Tool Temperatures, *ASTE Technical Paper No. 21*, 1957

- [Coo-73] Cook, N. H.: Tool Wear and Tool Life, Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, S. 931-938, 1973
- [D'E-97] D'Errico, G. E.: A Systems Theory Approach to Modelling Of Cutting Temperature With Experimental Identification, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 37/2, S. 149-158, 1997
- [Dam-90] Damaritürk, H. S.: Temperaturen und Wirkmechanismen beim Hochgeschwindigkeitsfräsen von Stahl, Dissertation, Universität Darmstadt, 1990
- [Dan-54] Daniëlian, H. M.: Heat and Tool Wear in Metal Cutting, Mashgis, 1954
- [Dav-67] Davidov, V. I.: Investigation of heat process in the grinding of alloy with diamond wheel, Mashinostroenie Moscow, Vol. 11, S. 141-146, 1967
- [Dav-03_1] Davies, M. A., Yoon, H.W., Schmitz, T. L., Burns, T. J., Kennedy, M. D.: Calibrated thermal microscopy of the tool-chip interface in machining, Journal of Machining Science and Technology, Vol. 7/2, 2003
- [Dav-03_2] Davies, M. A., Cao, Q., Cooke, A. L., Ivester, R., On the Measurement and Prediction of Temperature Fields in Machining AISI 1045 Steel, Annals of the CIRP, Vol. 52/1, S. 77-80, 2003
- [Dav-05] Davies, M. A., Cooke, A. L., Larsen, E. R.: High Bandwidth Thermal Microscopy of Machining AISI 1045 Steel, Annals of the CIRP, Vol. 54/1, S. 63-66, 2005
- [Dav-07] Davies, M. A., Ueda, T., M'Saoubi, R., Mullany, B., Cooke, A. L.: On the Measurement of Temperature in Material Removal Processes, CIRP Keynotepaper STC-C, Annals of the CIRP, Vol. 56-2, 2007
- [Deg-02] Degner, W., Lutze, H., Smejkal, E.: Spanende Formung, 15. Auflage, Karl Hanser Verlag, München, 2002
- [Des-70] DesRuisseaux, N.R., Zerkle, R.D.: Temperature in Semi-Infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling, Journal of Heat Transfer, S. 456-464, 1970

- [Des-04] Dessoly, V., Melkote, S. N., Lescalier, C.: Modeling and Verification of Cutting Tool Temperature in Rotary Tool Turning of Hardened Steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, S. 1463-1470, 2004
- [Dev-67] DeVries, M. F., Mitchell, Wu, S. M.: Measurement of Drilling Temperature by the Garter Spring Thermocouple Method, *Microtecnic*, Vol. 6, S. 583-585, 1967
- [Dev-68_1] DeVries, M. F.: Drill Temperature as a Drill Performance Criterion, *ASTME Technical Paper*, MR68-193, 1968
- [Dev-68_2] DeVries, M. F., Saxena, U. K., Wu, S. M.: Temperature Distribution in Drilling, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 90, S. 231-238, 1968
- [Dev-70] DeVries, M. F., Wu, S. M.: Evaluations of the effect of drill design variables on drill temperature responses, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 92, S. 231-238, 1970
- [Dew-88] DeWitt, D. P., Nutter, G. D.: *Theory and Practice of Radiation Thermometry*, New York: John Wiley & Sons, Inc., 1988
- [Dha-02] Dhar, N. R., Paul, S. Chattopadhyay, A.B.: Role of Cryogenic Cooling on Cutting Temperatures in Turning Steel, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, S. 146-154, 2002
- [Dha-06] Dhar, N.R., Ahmed, M.T., Islam, S.: An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 47, S. 748-753, 2007
- [Dha-07] Dhar, N. R., Kamruzzaman, M.: Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, S. 754-759, 2007
- [DIN 50320] Norm DIN 50320: Verschleiß; Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes; Dezember 1979

- [Dob-03] Dobler, H.-D., Doll, W., Fischer, U., Günter, W., Heinzler, M. Ignatowitz, E., Vetter, R.: Fachkunde Metall; Verlag Europa-Lehrmittel, Nourney, Vollmer GmbH & Co, ISBN 3-8085-1154-0, Haan-Gruiten 2003
- [Dor-65] Dornhöfer, R., Pahlitzsch, G.: Feindreihen von unlegierten Kohlenstoffstählen mit Keramik und Hartmetall-Werkzeugen, Fortschrittberichte VDI Zeitschriften Reihe 2, 4, 1965
- [Dör-03] Dörr, J., Merthens, Th., Engering, G. Lhares, M.: 'In-situ' temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings, Surface and Coatings Technology, Vol. 174-175, S. 389-392, 2003
- [Dub-01] Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau, 20. Auflage, Hrsg. Beitz, W., Grote, K.-H., ISBN 3-540-67777-1, 2001
- [Dür-05] Dürr, H., Hoyer, K., Hanke, M.: Thermisches Bauteilverhalten bei der Trockenbearbeitung, VDI-Z, Vol. 147/11-12: 32-34, 2005
- [Dür-07] Dürr, H., Hanke, M.: Trockenbearbeitung von Aluminiumzylinderköpfen in der Großserie, ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Jahrg. 102, Nr. 7-8, S. 442-445, 2007
- [Dut-64] Dutt, R.P., Brewer, R.C.: On the Theoretical Determination of the Temperature Field in Orthogonal Machining, International Journal of Production Research, 4-2, 91, 1964
- [Dyc-07] Dyck, M.: Beitrag zur Analyse thermisch bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen, Dissertation, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2007
- [Eis-00] Eisenblätter, G.: Trockenbohren mit Vollhartmetallwerkzeugen, Dissertation RWTH Aachen, 2000
- [El-93] El-Bestawi, M.A., El-Wardany, T. I., Yan, D., Tan, M.: Performance of Whisker-Reinforced Ceramic Tools in Milling Nickel Based Superalloy, Annals of the CIRP, Vol. 42, S. 99-102, 1993
- [El-96] El-Wardany, T. I., Mohammed, E., El-Bestawi, M.A.: Cutting Temperature of Ceramic Tools in High Speed Machining of

- Difficult-to-Cut Materials, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 36/5, S. 611-634, 1996
- [Eng-74] Engel, F.: Temperaturmessungen mit Strahlungspyrometern, Reihe Automatisierungstechnik Nr. 157, VEB Verlag Technik, Berlin, 1974
- [Ern-41] Ernst, H. J., Merchant, M. E.: Chip Formation, Friction and Finish, Transactions of the ASME, 29, 1941
- [Esc-04] Esch, C.: Erstellung eines Finite Elemente Modells zur Simulation des Wärmeeintrags beim Bohren, Diplomarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2004
- [Fil-06_1] Filice, L., Umbrello, D., Beccari, S., Micari, F.: On the FE codes capability for tool temperature calculation in machining processes, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 174, S. 286-292, 2006
- [Fil-06_2] Filice, L., Micari, F., Rizzuti, S., Umbrello, D.: A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, S. 709-714, 2007
- [Fis-70] Fischer, H.: Beitrag zur Untersuchung des thermischen Verhaltens von Bohr- und Fräsmaschinen, Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin, 1970
- [Fle-05] Fleischer, J., Pabst, R.: Wärmeeintrag bei der Trockenbearbeitung, Werkstatt und Betrieb, 138. Jahrgang, Vol. 6, S. 43-46, 2005
- [Fle-07] Fleischer, J., Pabst, R.: Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings, Annals of the CIRP Vol. 56/1, S. 117, 2007
- [Fuc-83] Fuchsberger, A., Kurzbohren mit Hartmetall-Wendepplattenbohrern, wt-Zeitschrift für Industrielle Fertigung, Springer-Verlag, Düsseldorf, Nr. 74, S. 195-200, 1984
- [Fur-07] Furness, R., Sebastian, A., Stoll, A.: 100 Prozent MMS in der Getriebegehäusefertigung, Werkstatt und Betrieb, Nr. 9, S. 80-85, 2007

- [Gin-06] Ginting, A., Nouari, M.: Experimental and numerical studies on the performance of alloyed carbide tool in dry milling of aerospace material, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46, S. 758-768, 2006
- [Glü-92] Glückert, U.: Erfassung und Messung von Wärmestrahlung, Eine praktische Einführung in die Pyrometrie und Thermographie, Franzis-Verlag, München, ISBN 3-7723-6292-3, 1992
- [Got-25] Gottwein, K.: Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flusseisen, *Maschinenbau* 4, 1925
- [Gri-64] Grigull, U.: *Temperaturausgleich in einfachen Körpern: ebene Platte, Zylinder, Kugel, halbbunendlicher Körper*, Springer-Verlag, Berlin, 1964
- [Gri-79] Grigull, U., Sandner, H.: *Wärmeleitung*, Springer-Verlag, Berlin, ISBN 3-540-09169-6, 1979
- [Grz-97] Grzesik, W., Kwiatkowska, E.: An Energy Approach to Chip-breaking when Machining with Grooved Tool Inserts, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 37, S. 569-577, 1997
- [Grz-98] Grzesik, W., Bernat, P.: An Investigation of the Cutting Process for Chip Breaking Monitoring in Turning Steels, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 120, S. 555-562, 1998
- [Grz-00] Grzesik, W.: The Influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process, *Tribology International*, Vol. 33, S. 131-140, 2000
- [Grz-01] Grzesik, W.: An Investigation of the Thermal Effects in Orthogonal Cutting Associated with Multilayer Coatings, *Annals of the CIRP*, Vol. 50/1, S. 53-56, 2001
- [Grz-03] Grzesik, W., Nieslony, P.: A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43, S. 1311-1317, 2003

- [Grz-04] Grzesik, W., Nieslony, P.: Physics based modelling of interface temperatures in machining with multilayer coated tools at moderate cutting speeds, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, S. 889-901, 2004
- [Grz-06] Grzesik, W.: Composite layer-based analytical models for tool-chip interface temperatures in machining medium carbon steels with multi-layer coated cutting tools, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 176, S. 102-110, 2006
- [Guo-92] Guo, c., Malkin, S.: Heat transfer in grinding, *Journal of Materials Processing and Manufacturing Science*, Vol. 1, S. 16-27, 1992
- [Hah-51] Hahn, R.S.: On the Temperature Developed at the Shear Plane in the Metal Cutting Process, *Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics*, 1951, ASME, 661-666, 1955
- [Heb-92] Hebbbar, R. R., Chandrasekar, S., Farris, T. N.: Ceramic Grinding Temperatures, *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 75/10, S. 2742-2748, 1992
- [Her-26] Herbert, E. G.: The Measurement of Cutting Temperatures, *Proceeding of the Institute of Mechanical Engineering*, Vol. 1, 1926
- [Hoc-04] Hocheng, H., Huang, Y.-L., In Situ Endpoint Detection by Pad Temperature in Chemical-Mechanical Polishing of Copper Overlay, *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing*, Vol. 17/2, S. 180, 2004
- [Hol-57] Hollander, M. B., Eglund, J. E.: Thermocouple-Technique Investigation of Temperature Distribution in the Workpiece during Metal Cutting, *ASTME Research Report No. 7*, 1957
- [Hon-01] Hong, s.Y., Ding, Y.: Cooling Approaches and Cutting Temperatures in Cryogenic Machining of Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41, S. 1417-1437, 2001
- [Hop-04] Hoppe, S.: Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting, *Dissertation, RWTH Aachen*, 2004

- [Hos-04] Hosokawa, A., Zhou, Z., Yamada, K., Ueda, T.: Studies on High-Speed-Milling with Small Ball End Mild-Temperature Distribution on Flank Face of Cutting Tool, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol. 70/12, S. 1527-1532, 2004
- [Hos-05] Hosokawa, A., Okada, M., Tanaka, R., Yamada K., Ueda, T.: Hardmilling with CBN and Coated Tools, Proceedings of The 3rd International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century (LEM21_2005), S. 497-500, 2005
- [Hua-07] Huang, C.-H., Jan, L.-C., Li, R., Shih, A. J.: A three-dimensional inverse problem in estimating the applied heat flux of a titanium drilling – Theoretical and experimental studies, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 50, Issues 17-18, S. 3265-3277, 2007a
- [Hwa-02] Hwang, J., Kompella, S. Chandrasekar, S., Farris, T.N.: Direct Measurement of Workpiece Temperature Field in Surface Grinding, Abrasives, S. 15-18, 2002
- [Hwa-03] Hwang, J., Kompella, S. Chandrasekar, S., Farris, T.N.: Measurement of Temperature Field in Surface Grinding Using Infra-Red (IR) Imaging System, Transactions of the ASME, Journal of Tribology, Vol. 125, S. 377-383, 2003
- [Ich-74] Ichimiya, R., Usuzaka, Y.: Analysis of the Thermal Expansion in Face-Cutting Operations, Transactions of the ASME, S. 1222-1229, 1974
- [Ich-89] Ichimiya, R., Wiele, H., Rabe, C.: Störung der Genauigkeit von Bearbeitungsprozessen durch Spanwärmeeinfluß, Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Magdeburg, Vol. 33, Nr. 4, S. 81-86, 1989
- [Inf-07] InfraTec GmbH, 27.12.2007 21:06 Uhr, www.infratec.de/typo3temp/pics/543b7b8b6f.jpg
- [Ive-05] Ivester, r. W., Whintont, E., Deshayes, L.: Comparison of measurements and simulations for machining of aluminium, Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME, Vol. 33, S. 429-436, 2005

- [Jae-42] Jaeger, J.C.: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales, 76, 203-224, 1942
- [Jae-46] Jaeger, J.C.: Conduction of Heat in Solids. 2. Edition ed. 1946, Oxford, UK: Clarendon Press
- [Jee-81] Jeelani, S.: Measurement of the temperature distribution in machining using IR photography, Wear, Vol. 68, S. 191-202, 1981
- [Kal-06] Kalhöfer, E., Kranzen, J.: Euphorie weicht nüchterner Einschätzung, Stand der Umsetzung und Einführungshemmnisse der Trockenbearbeitung, Werkstatt und Betrieb, Nr. 7-8, S. 52-54, 2006
- [Kal-02] Kalidas, S., Kapoor, Sk. G., DeVor, R. E.: Influence of thermal effects on hole quality in dry drilling, Part 1: A thermal model of workpiece temperatures, Journal of Manufacturing Science an Engineering, Vol. 124/2, S. 258-266, 2002
- [Kam-77] Kamm, H.: Beitrag zur Optimierung des Messerkopffräsens, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1977
- [Kam-00] Kammermeier, D.: Staubtrocken läuft wie geschmiert – Werkzeuglösungen zur Trockenbearbeitung, VDI Berichte Nr. 1532, S. 119-136, ISBN 3-18-091532-3, 2000
- [Kaß-82] Kaßbaum, D., Löffler, N.: Temperaturermittlung und Verschleißcharakterisierung spezieller Hartmetallwerkzeuge beim nicht unterbrochenen Schnitt, Dissertation TU Dresden, 1982
- [Kie-52] Kienzle, O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen., VDI-Z, 94 (11/12), S. 299-305, 1952
- [Kie-54] Kienzle, O., Victor, H.: Einfluß der Wärmebehandlung von Stählen auf die Hauptschnittkraft beim Drehen, Stahl und Eisen, 74, S. 530-539, 1954
- [Kim-06] Kim, H.-J., Kim, N.-K., Kwak, J.-S.: Heat flux distribution model by sequential algorithm of inverse heat transfer for determining workpiece temperature in creep feed grinding,

- International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, S. 2086-2093, 2006
- [Kis-02] Kishawy, H. A.: An Experimental Evaluation of Cutting Temperatures During High Speed Machining of Hardened D2 Tool Steel, Machining science and Technology, Vol. 6/1, S. 1-13, 2002
- [Kit-97] Kitagawa, T., Kubo, A., Maekawa, K.: Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn, Wear, Vol. 202, S. 142-148, 1997
- [Kli-76] Klicpera, U.: Überwachung des Werkzeugverschleißes mit Hilfe der Zerspankraftrichtung, Verlag G. Großmann, Stuttgart, 1976
- [Koc-96] Koch, K.-F.: Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens. Berichte aus der Produktionstechnik, ed. P.K. WZL, Aachen: Shaker Verlag, Aachen, 1996
- [Köh-04] Köhler, W.: Analyse des Einflusses der Schneidenform auf den Hochleistungsbohrprozess, Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag Essen, 2004
- [Kom-93] Komanduri, R.: Machining and Grinding: A historical review of the classical papers, Applied Mechanics Review, Vol. 46/3, S. 80-132, 1993
- [Kom-00] Komanduri, R., Hou, Z.B.: Thermal Modelling of the Metal Cutting Process – Part I, Temperature Rise Distribution due to Shear Plane Heat Source, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 42, S. 1715-1752, 2000
- [Kom-01_1] Komanduri, R., Hou, Z.B.: Thermal Modelling of the Metal Cutting Process – Part II, Temperature Rise Distribution due to Frictional Heat Source at the Tool-Chip Interface, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, S. 57-88, 2001
- [Kom-01_2] Komanduri, R., Hou, Z.B.: Thermal Modelling of the Metal Cutting Process – Part III, Temperature Rise Distribution due to the Combined Effects of Shear Plane Heat Source and the Tool-Chip Interface Frictional Heat Source, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, S. 89-107, 2001

- [Kom-01_3] Komanduri, R., Hou, Z.B.: A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology, *Tribology International*, Vol. 34, S. 653-682, 2001
- [Kön-02] König, W., Klocke, F.: *Fertigungsverfahren Drehen, Fräsen, Bohren*, 7. Auflage, Springer Verlag, ISBN 3-540-43304-X, 2002
- [Kop-82] Kops, L., Shaw, M. C.: Thermal Radiation in Surface Grinding, *Annals of the CIRP*, Vol. 31/1, S. 211-214, 1982
- [Kop-99] Kops, L., Arenson, M.: Determination of Convective Cooling Conditions in Turning, *Annals of the CRP*, Vol. 48/1, S. 47-40, 1999
- [Kör-98] Körtvélyessy, L.: *Thermoelemente Praxis*, 3. Auflage, Vulkan Verlag Essen, ISBN-13: 978-3-8027-2181-6, 1998
- [Krä-36] Krämer, G., Beitrag zur Erkenntnis der beim Drehen auftretenden Temperaturen und deren Messung mit einem Gesamtstrahlungsempfänger, Dissertation, Hannover, 1936
- [Kra-86] Kramer, B. M.: A Comprehensive Tool Wear Model, *Annals of the CIRP*, Vol. 35/1, S. 67-70, 1986
- [Kri-01] Krieg, T.: Eigenschaftsprofile von PVD-Werkzeugbeschichtungen für den Einsatz von umweltverträglichem Kühlschmierstoff beim Drehen und Bohren von Stahlwerkstoffen, Dissertation, RWTH-Aachen, ISBN 3-8265-8391-4, 2001
- [Kro-66] Kronenberg, M.: *Machining Science and Application*, Pergamon Press, 1966
- [Kro-27] Kronenberg, M.: *Grundzüge der Zerspanungslehre – Eine Einführung in die Theorie der spanabhebenden Formung und Anwendung in der Praxi*, Springer Verlag, Berlin, 1927
- [Kro-69] Kronenberg, M.: *Grundzüge der Zerspanungslehre*, Berlin, Springer Verlag, 1969
- [Kul-06] Kulok, M., Kührke, B.: Dauerläufer oder Auslaufmodell?, *Werkstatt und Betrieb*, Nr. 12, S. 58-64, 2006
- [Kur-03] Kuriyagawa, T., Syoji, K., Ohshita, H.: Grinding temperature within contact arc between wheel and work-piece in high-

- efficiency of ultra-hard cutting tool materials, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 136, S. 289-301, 2003
- [Kus-05_1] Kusiaka, A., Battaglia, J. L., Marchal, R.: Influence of CrN coating in wood machining from heat flux estimation in the tool, *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 44/3, S. 289-301, 2005
- [Kus-05_2] Kusiaka, A., Battaglia, J. L., Rech, J.: Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining, *Surface and Coatings Technology*, Vol. 195/1-2, S. 29-40, 2005
- [Küs-56] Küsters, K.J.: Temperaturen im Schneidkeil spanender Werkzeuge, Dissertation, RWTH Aachen, 1956]
- [Lan-05] Lang, H.: Trockenräumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten, Dissertation, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2005
- [Laz-06] Lazoglu, I., Buyukhatipoglu, K, Kratz, H., Klocke, F.: Forces and temperatures in hard turning, *Machining Science and Technology*, Vol. 10/2, S. 157-179, 2006
- [Lei-01] Lei, S., Shin, Y. C., Incropera, F. P.: Experimental investigation of thermo-mechanical characteristics in laser-assisted machining of silicon nitride ceramics, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 123, S. 639-646, 2001
- [Len-64] Lenz, E.: Die Temperaturverteilung an der Spanunterseite in der Kontaktzone Span-Werkzeug, *Werkstattstechnik*, Vol. 54, 1964
- [Len-65] Lenz, E.: Die Temperaturmessung in der Kontaktzone Span-Werkzeug beim Drehvorgang, *Annals of the CIRP*, Vol 13/2, S. 201, 1965
- [Len-66] Lenz, E.: Die Temperaturverteilung in der Kontaktzone Span-Werkzeug beim Drehen von Stahl mit Hartmetall-Werkzeugen, *Annals of the CIRP*, Vol. 14/2, S. 137-144, 1966
- [Leo-54] Leone, W.C.: Distribution of Shear-Zone Heat in Metal Cutting, *Transactions of the ASME*, Vol. 76, S. 121-125, 1954

- [Les-97] Leshock, C. E.; Shin, Y. C.: Investigation of Cutting Temperatures in Turning by a Tool-Work Thermocouple Technique, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 119, S. 502-508, 1997
- [Lez-90] Lezanski, P., Shaw, M. C.: Tool Face Temperatures in High Speed Milling, Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 112, S. 132-135, 1990
- [LGA-04] Trockenbearbeitung in der Praxis, Landesgewerbeamt Baden-Württemberg, Hrsg. Informationszentrum für betrieblichen Umweltschutz, 2004
- [Li-06] Li, K.-M., Liang, S. Y.: Modeling of Cutting Temperature in Near Dry Machining, Transactions of the ASME, Vol. 128, S. 416-424, 2006
- [Li-07] Li, K.-M., Liang, S. Y.: Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 47, S. 1292-1301, 2007
- [Li-07_1] Li, R., Shih, A. J.: Tool Temperature in Titanium Drilling, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 129, S. 740-749, 2007
- [Li-07_2] Li, R., Shih, A. J.: Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 47, S. 2005-2017, 2007
- [Li-07_3] Li, R., Hedge, P., Shih, A. J.: High-throughput drilling of titanium alloys, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 47, S. 63-74, 2007
- [Lie-76] Lieneweg, F.: Handbuch technische Temperaturmessung, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, ISBN 3-528-0-8358-1, 1976
- [Lin-95] Lin, J.: Inverse Estimation of the Tool-Work Interface Temperature in End Milling, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35, S. 751-760, 1995
- [Lin-00] Lin, Z. H., Chiou, H. W., Shih, S. Y., Hsia, C.: IR thermal mapping of Process variations at Cu-CMP, Proceedings of the Fifth

International Chemical-Mechanical Planarization for ULSI Multilevel Interconnection Conference (CMP-MIC), S. 489-492, 2000

- [Lit-55] Littman, W. E., Wulff, J.: The influence of the grinding process on the structure of hardened steel, Transactions of the ASME, Vol. 47, S. 692-714, 1955
- [LoC-94] Lo Casto, S., Lo Valvo, E., Piacentini, M., Ruisi, V. F., Lucchini, E., Maschio, S.: Cutting Temperatures Evaluation in Ceramic Tools: Experimental Tests, Numerical Analysis and SEM Observations, Annals of the CIRP, Vol. 43/1, S. 73-76, 1994
- [Loe-54] Loewen, E.G., Shaw, M.C., On the Analysis of Cutting Tool Temperatures, Transactions of the ASME, Vol. 76, S. 217-231, 1954
- [Lon-06] Longbottom, J. M., Lanham, J. D.: A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, S. 1740-1747, 2006
- [Lös-79] Lössl, G.: Beurteilung der Zerspanung mit der Wärmeeindringfähigkeit, wt – Zeitschrift für industrielle Fertigung, Vol. 69, S. 692-698, 1979
- [Low-67] Lowack, H.: Temperaturen an Hartmetalldrehwerkzeugen bei der Stahlzerspannung, Dissertation RWTH Aachen, 1967
- [M'S-98] M'Saoubi, R., Lebrun, J. L., Changeux, B.: A New Method for Cutting Tool Temperature Measurement using Ccd-infrared Technique-Influence of tool and coating, Machining Science and Technology, Vol. 2/2, S. 369-382, 1998
- [M'S-02] M'Saoubi, R., Le Calvez, C., Changeux, B., Lebrun, J. L.: Thermal and microstructural analysis of orthogonal cutting of a low alloyed carbon steel using an infrared-charge-coupled device camera technique, Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers Part B., Journal of Engineering Manufacture, Vol. 216/B2, S. 153-165, 2002
- [M'S-04] M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H.: Investigation of the Effects of Tool Micro-Geometry and Coating on Tool Temperature

- During Orthogonal Turning of Quenched and Tempered Steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, S. 216-224, 2004
- [M'S-05] M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H.: Innovative Method for the Investigation of Tool-Chip Adhesions and Layer Forming during Machining, *Annals of the CIRP*, Vol. 54/1, S. 59-62, 2005
- [M'S-06] M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H.: Experimental tool temperature distributions in oblique and orthogonal cutting using chip breaker geometry inserts, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 128/2, S. 606-610, 2006
- [Mab-06] Mabrouki, T., Rigal, J.-F.: A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 176, S. 214-221, 2006
- [Mae-89] Maekawa, K., Ohshima, I., Murata, R.: Finite Element Analysis of Temperature and Stresses within an Internally Cooled Tool, *Bull. Japan Soc. Of Prec. Eng.*, Vol 23, Nr. 3, S. 243-246, 1989
- [Maj-05] Majumdar, P. Jayaramachandran, R. Ganesan, S.: Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 25, S. 2152-2168, 2005
- [Mar-05] Marusich, T.D., Ortiz, M.: Modelling and Simulation of high speed machining, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 38, S. 3675–3694, 1995
- [May-57] Mayer, J. E., Shaw, M. C.: Grinding temperatures, *Journal of the American Society of Lubrication Engineering*, Vol. 13, S. 21-27, 1957
- [May-66] Mayer, E.: Die Infrarot-Foto-Thermometrie ein Neues Arbeitsverfahren der Zerspanungsforschung, *Dissertation*, Berlin, 1966
- [Mil-03] Miller, M. R., Anderson, C., Mulholland, G., Experimental Cutting Tool Temperature Distribution, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 125, S. 667-673, 2003

- [Moh-00] Mohlfeld, A.: Trockenbohren mit PVD-beschichteten Hartmetallwerkzeugen, Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 564, VDI-Verlag, Düsseldorf, ISBN 3-18-356402-5, 2000
- [Mor-90] Moriwaki, T., Horiuchi, A., Obuda, K.: Effect of Cutting Heat on Machining Accuracy in Ultra Precision Diamond Turning, Annals of the CIRP, Vol. 39/1, S. 81-84, 1990
- [Mor-93] Moriwaki, T., Sugimura, N., Luan, S.: Effect Combined Stress, Material Flow an Heat Analysis of Orthogonal Micromachining of Copper, Annals of the CIRP, Vol. 42/1, S. 75-78, 1993
- [Mul-02] Mullany, B.: Chemical Mechanical polishing of oxide coated silicon, in Mechanical Engineering, University College Dublin, Ireland, 2002
- [Mül-82] Müller, M.: Zerspankraft, Werkzeugbeanspruchung und Verschleiß beim Fräsen mit Hartmetall, Dissertation, Band 6: Forschungsberichte aus dem Institut für Betriebstechnik der Universität Karlsruhe (TH), ISBN 3-540-11506, 1982
- [Mül-97] Müller, P.: Neuer Vollhartmetall-Bohrer für die Nass- und Trockenbearbeitung großer bohrtiefen, Stahl Nr. 4, S. 84-85, 1997
- [Mül-00] Müller, B., Renz, U.: Temperaturmessung mit einem Zwei-Farben-Pyrometer, in Spanen metallischer Werkstoffe mit hohen Schnittgeschwindigkeiten, Tönshoff, H.K., Hollmann, F. (Hrsg.), Verlag der Universität Hannover, ISBN 3-00-006320-X, S. 217-224, Hannover, 2000
- [Mül-01_1] Müller, B., Renz, U.: Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities, Review of Scientific Instruments, American Institute of Physics, Vol. 72, Nr. 8, S. 3366-3374, 2001
- [Mül-01_2] Müller, B., Renz, U.: Time resolution enhancement of a fiber-optic two-color pyrometer, Proceedings of SPIE, Thermosense XXIII, Vol. 4360, S. 447-454, Orlando, USA, 2001
- [Mül-01_3] Müller, B., Renz, U.: Temperature measurement with a fibre-optic two-color Pyrometer, Scientific Fundamentals of HSC,

- edited by Schulz, H., Carl Hanser Verlag, S. 181-186, München – Wien, 2001
- [Mül-02] Müller, B., Renz, U.: A Fast-optic Two-color Pyrometer for Temperature Measurements of Metallic Surfaces with Varying Emissivities, 8th Symposium on Temperature: Its Measurement and Control in Science and Industry, American Institute of Physics, Chicago, USA, 2002
- [Mül-04_1] Müller, B.: Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten, Dissertation, RWTH-Aachen, 2004
- [Mül-04_2] Müller, R. U., Hoppe, S., Klocke, F.: Radiation Thermometry at a High-Speed Turning Process, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 126/3, S. 488-495, 2004
- [Nar-91] Narutaki, N., Yamane, Y., Hayashi, K.: Cutting Performance and Wear Characteristics of an Alumina-Zirconia Ceramic Tool in High-Speed Face Milling, Annals of the CIRP, Vol. 40/1, S. 49-52, 1991
- [Nar-01] Narayanan, V., Krishnamurthy, K. Chandrasekar, S. Farris, T. N. Madhavan, V.: Measurement of the temperature field at the tool-chip interface in machining, Proceeding of 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, November 11-16, 2001, New York, NY: 1-8, 2001
- [Nee-81] Nee, A. Y. C., Tay, A. O.: On the measurement of surface grinding temperature, International Journal of Machine Tool Design, Vol. 21/3/4, S. 279-291, 1981
- [Ng-99] Ng, E. G., Aspinwall, D. K., Brazil, D., Monaghan, J.: Modelling of Temperature and Forces when Orthogonally Machining Hardened Steel, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 39, S. 885-903, 1999
- [Ng-00] Ng, E. G., Sharman, A. R. C., Dewes, R. C., Lee, D. W., Aspinwall, D.: High Speed Ball Nose End Milling of Inconel 718, Annals of the CIRP, Vol. 49, S. 41-46, 2000

- [Ng-04] Ng, E. G., Dumitrescu, M., El-Bestawi, M. A., Szablewski, D., Sokolewski, J. H.: High Speed Face Milling of a Aluminium Silicon Alloy Casting, Annals of the CIRP, Vol. 53, S. 69-72, 2004
- [Nic-01] Nicholas, J. V., White, D. R.: Traceable Temperatures: An introduction to temperature measurement and calibration, 2. ed., John Wiley & Sons, Ltd., Chichester, 2001
- [O'S-02] O'Sullivan, D., Cotterell, M.: Workpiece temperature measurement in machining, Proceedings of the I MECH E Part B Journal of Engineering Manufacture, Vol 126/1, S 311-316, 2002
- [Oka-06] Okada, M., Hosokawa, A., Tanaka, R., Ueda, T.: In-process Monitoring of Tool Temperature in End Milling by Newly Developed Compact Two-color Pyrometer, Proceedings of 8th International Conference on Progress of Machining Technology (ICPMT2006), S. 281-284, 2006
- [Ols-04] Olson, L., Throne, r., Rost, E.: Improved inverse solutions for on-line machine tool monitoring, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 126, S. 311-316, 2004
- [Oph-98] Ophey, L.: Trockenbearbeitung: Bearbeitung metallischer Werkstoffe ohne Kühlschmierstoffe, Kontakt und Studium Band 548, expert-Verlag, Renningen-Malmsheim, ISBN 3-8169-1518-3, 1998
- [Opi-52] Opitz, H., Kob, J.: Richtwerte, Schnittkräfte und Schnitttemperaturen beim Fräsen mit Hartmetallwerkzeugen, Werkstatt und Betrieb, Vol. 85, Nr. 3, S. 81-85, 1952
- [Opi-55] Opitz, H.: Temperature field of a cutting tool and the reaction in the zone of contact, Microtechnic, Vol. 8/4, S. 183, 1955
- [Ost-99] Ostafiev, V., Kharkevich, A., Weinert, K., Ostafiev, S.: Tool heat transfer in orthogonal metal cutting, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 121, S. 541-549, 1999
- [Out-04] Outeiro, J.C., Dias, A. M., Lebrun, J. L.: Experimental Assessment of Temperature Distribution in Three-Dimensional

- Cutting Process, Machining Science and Technology, Vol. 8/3, S. 357-376, 2004
- [Out-52] Outwater, J. O., Shaw, M. C.: Surface temperatures in grinding, Transactions of the ASME, Vol. 74, S. 73-86, 1952
- [Ozc-06] Ozelik, B., Bagci, E.: Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach, Materials and Design, Vol. 27/10, S. 920-927, 2006
- [Pau-96] Pauksch, E.: Zerspantechnik, Vieweg-Verlag, Braunschweig, Wiesbaden, 11. Auflage, 1996
- [Pau-99] Pauly, H., Engel, F.: Das Pyrometer Kompendium, Firmenschrift der IMPAC Electronic GmbH, ISBN 3-00-003953-8, 1999
- [Pek-57] Peklenik, J.: Ermittlung von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens, Dissertation, RWTH Aachen, 1957
- [Pek-58] Peklenik, J.: Der Mechanismus des Schleifens und die Überschleißzahl, Industrieanzeiger, Vol. 80/1, S. 10-17, 1958
- [Pfe-97] Pfefferkorn, F. E., Rozzi, J. C., Incropera, F. P., Shin, Y. C.: Surface temperature measurement in laser assisted machining processes, Experimental Heat Transfer, Vol. 10/4, S. 291-313, 1997
- [Pfe-04] Pfefferkorn, F. E., Shin, Y. C., Tian, Y., Incropera, F. P.: Laser-Assisted Machining of Magnesia-Partially-Stabilized Zirconia, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 126/1, S. 42-51, 2004
- [Pot-03] Potdar, Y. K., Zehnder, A. T.: Measurements and Simulations of Temperature and Deformation Fields in Transient Metal Cutting, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 125, S. 645-655, 2003
- [Pre-77] Preger, K.-T.: Zerspantechnik. 1977, Braunschweig: Vieweg
- [Pri-71] Prins, O. D.: The influence of wear on the temperature distribution at the rake face, Annals of the CIRP, Vol. 19/3, S. 579, 1971

- [Pu-88] Pu, X. F., Xu, H. J., Hu, X. F., Zhang, Y. Z.: Workpiece Burn and its Prediction in Creep Feed Grinding – Experimental Research of the Temperature Variance Process in Contact Zone, *Annals of the CIRP*, Vol. 37/1, S. 541-544, 1988
- [Pya-54] Pyatt, E. C.: Some considerations of the errors of brightness and two-colour types of spectral radiation pyrometer, *British Journal of Applied Physics*, Vol. 5, S. 264-268, 1954
- [Qui-83] Quinn, T. J.: *Temperature*. Academic Press Inc., Orlando Florida, USA, 1983
- [Qur-65] Qureshi, A. H.: An Investigations into the Problem of Measuring the Temperature Distribution on the Rake Face of a Cutting Tool, Ph. D. Thesis, Manchester, 1965
- [Rap-54] Rapier, A.C.: A Theoretical Investigation of the Temperature Estimation in Machining: A Basic Framework, *Journal of Material Processing Technology*, 38, 613-632, 1954
- [Rec-04] Rech, J., Kusiak, A. Battaglia, J. L.: Tribological and thermal functions of cutting tool coatings, *Surface & Coatings Technology*, Vol. 186, S. 364-371, 2004
- [Rec-05] Rech, J., Battaglia, J. L., Moisan, A.: Thermal influence of cutting tool coatings, *Journal for Materials Processing Technology*, Vol. 159/1, S. 119-124, 2005
- [Rec-06] Rech, J.: Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning, *Surface & Coatings Technology*, Vol. 200, S. 5132-5139, 2006
- [Rei-58] Reichenbach, G. S.: Experimental Measurement of Metal Cutting Temperature Distribution, *Transactions of the ASME*, Vol. 80, 1958
- [Rei-05] Reis, D. D., Abrao, A. M., The machining of aluminium alloy 6351, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Teil B: Journal of Engineering Manufacture*, ISSN: 0954-4054, Vol. 219, Nr. 1, S. 27-33, 2005
- [Ren-04] Ren, X. J., Yang, Q. X., James, R. D., Wang, L.: Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with

- PCBN tooling, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 147, S. 38-44, 2004
- [Ric-53] Richter, A.: Die Zerspankräfte beim Drehen im Bereich des Fließspans., *Wiss. Zeitung der TH Dresden*, 2(4), 1953
- [Ric-06] Richardson, D.J., Keavey, M.A., Dailami, F.: Modelling of cutting induced workpiece temperatures for dry milling, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol 46, Elsevier Science, S. 1139–1145, 2006
- [Ris-06] Risse, K.: Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl, *Dissertation, RWTH Aachen*, 2006
- [Rog-84] Rogov, V. V., Denisenko, A. P., Rublev, N. D., Shchipanov, V. V., Suranov, A. P., A Study of the Temperature in the Contact Zone and the Power Consumed in Polishing Glass With a Tool having a Bonded Abrasive, *Soviet Journal of Superhard Materials*, Vol. 6/3, S. 58-62, 1984
- [Row-95] Rowe, W. B., Black, S. C. E., Mills, B., Qi, H. s. Morgan, M.N.: Experimental investigation of heat transfer in grinding, *Annals of the CIRP*, Vol. 44/1, S. 329-332, 1995
- [Row-01] Rowe, W. B., Jin, T.: Temperatures in High Efficiency Deep Grinding (HEDG), *Annals of the CIRP*, Vol. 50/1, S. 205-208, 2001
- [Sad-69] Sadowy, M., Käss, P.: Bestimmung eines Schnittkraftgesetzes für das Drehen und Hobeln durch Variation der Parameter, *VDI-Z*, Vol. Jahrgang 111, Vol. 16, S. 1160-1166, 1969
- [Sag-07] Saglam, H., Yaldiz, S., Unsacar, F.: The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature, *Materials and Design*, Vol. 28, S. 101-111, 2007
- [Sak-98] Sakagami, T., Madhavan, V., Harish, G., Krishnamurthy, K., Ju, Y.: Full-field IR measurement of subsurface grinding temperatures, *Thermosense XX*, Vol. 3361, S. 234-245, 1998
- [Sal-68] Salmon, r., McCulloch, g. D., Rice, W. B.: Isothermal patterns in cutting tools of different face lengths, *Annals of the CIRP*, Vol. 16/3, S. 217-222, 1968

- [Sat-07] Satoa, M., Uedab, T., Tanaka, H.: An experimental technique for the measurement of temperature on CBN tool face in end milling, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 47, S. 2071-2076, 2007
- [Sch-42] Schmidt, E.: Das Differenzenverfahren zur Lösung von Differentialgleichungen der nicht-stationären Wärmeleitung, Diffusion und Impulsausbreitung, Forsch.-Ing.-Wes., 13, 177, 1942
- [Sch-33] Schwerd, F.: Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf, VDI-Z, Vol. 77, Nr. 9, S 211-216, 1933
- [Sch-43] Schallbroch, H., Lang, M.: Messung der Schnitttemperatur mittels temperaturanzeigender Farbanstriche, VDI-Z, Vol. 87, Nr. 1/2, S. 15-19, 1943
- [Sch-49] Schmidt, A. O., Roubik, J. R.: Distribution of Heat Generated in Drilling, Transaction of the ASME, Milwaukee, 1949
- [Sch-53_1] Schmidt, A. O.: Temperaturmessungen am Werkstück, Werkzeug und Span, Werkstatttechnik und Maschinenbau, Vol. 43, Nr. 8, S. 346-350, 1953
- [Sch-53_2] Schmidt, A. O.: Werkstück- und Oberflächentemperaturen beim Fräsen, Werkstatttechnik und Maschinenbau, Vol. 43, Nr. 10, S. 438-442, 1953
- [Sch-92] Schnadt-Kirschner, R.: Werkstoffeigenschaften und Verschleiß beim Stirnplanfräsen von Edelbaustählen. VDI-Verlag GmbH. Düsseldorf 1992, ISBN 3-18-144602-5
- [Sch-99] Schulte, K., Thamke, D.: Wirtschaftlichkeitsbetrachtung zur Trockenbearbeitung, VDI-Berichte Nr. 1458, S. 171-189, 1999
- [Sch-00] Schmidt, J., Hühsam, A., Dyck, M.: Technologienetz Trockenbearbeitung – Wege zur angewandten Trockenbearbeitung in der Produktion, VDI Berichte Nr. 1532, S. 229-244, ISBN 3-18-091532-3, 2000
- [Sch-05] Schmidt, C., Marsolek, J., Fleischer, J., Schermann, T.: Simulation von Zerspanungsprozessen mit ABAQUS, ABAQUS Benutzerkonferenz am 19./20.9.2005 in Nürnberg

- [Sch-07] Schermann, T., Marsolek, J., Piendl, S., Steinicke, M.: Simulation des Drehens in ABAQUS, Abschlussbericht des Verbundforschungsprojekts „SindBap – Simulation industrieller Bearbeitungsprozesse“, Tagungsband zum Abschlusskolloquium, Aachen, 24.05.2007
- [Sek-03_1] Seker, U., Korkut, İ., Turgut, Y., Boy, M.: The Measurement of temperature during machining, International Conference of Power Transmissions 03, 2003
- [Sek-03_2] Seker, U., Korkut, İ., Boy, M., Karacan, I.: Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters, Materials and Design, Vol. 28, S. 2329-2335, 2007
- [Sha-58] Shaw, M., C., Cook, N. H., Smith, P. A.: Report on the Cooling Characteristics of Cutting Fluid, ASTM Research Report Nr. 19, 1958
- [Sha-84] Shaw, M., C.: Metall cutting principles, Oxford University Press, 1984
- [Sha-05] Shaw, M., C.: Metall cutting principles, 2. Auflage, Oxford University Press, New York/ Oxford, 2005
- [She-97] Shen, Q., Lee, T., Lau, W.: A Finite-Element Analysis of Temperature Distribution in spade Drilling, Journal of Materials Processing Technology, Vol.66, S. 112-122, 1997
- [Sho-24] Shore, H.: Tool an Chip Temperatures in Machine Shop Practice, M.I.T. Thesis, 1924
- [Sko-03] Skopecek, T., Svoboda, J., Hofmann, P.: Wärmebeeinträchtigung beim Hart-HSC-Fräsen, Werkstatt und Betrieb, Heft 5, S. 10-14, 2003
- [Smi-81] Smith, A.J.F., Armarego, E.J.A.: Temperature Prediction in Orthogonal Cutting with a Finite Difference Approach, Annals of the CIRP, Vol. 30/1, S. 9-13, 1981
- [Söh-03] Söhner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode, In: Band 118 : Forschung aus dem Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebstechnik der Universität Karlsruhe (TH), 2003

- [Spu-68] Spur, G.: Wärmeentwicklung und Wärmeaustausch an Werkzeugmaschinen, Werkstattstechnik. 58 (Heft 6) , 1968
- [Sta-04] Staudinger, M.: Wärmeeintrag bei der Trockenbearbeitung, Diplomarbeit, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2004
- [Ste-91] Stephenson, D. A.: Assessment of steady-state metal cutting temperature models based on simultaneous infrared and thermocouple data, Journal of Engineering for Industry, Vol: 113, S. 121-128, 1991
- [Ste-92_1] Stephenson, D. A., Ali, A.: Tool Temperatures in Interrupted Cutting, Journal of Engineering Industry, Vol. 114, S. 127-136, 1992
- [Ste-92_2] Stephenson, D. A.: Tool-Work Thermocouple Temperature Measurements: Theory and Implementation Issues, presented at Winter Annual Meeting of ASME, Anaheim, CA, 1992
- [Ste-93] Stephenson, D. A.: Tool-Work Thermocouple Temperature Measurements – Theory and Implementation Issues, Journal of Engineering for Industry, Vol: 115, S. 432-437, 1993
- [Ste-99_1] Stein, D. J., Hetherington, D. L., Cecchi, J. L.: Investigation of the kinetics of tungsten chemical mechanical polishing in potassium iodate-based slurries I. Roles of alumina and potassium iodate, Journal of the Electromechanical Society, Vol. 146/1, S. 376-381, 1999
- [Ste-99_2] Stein, D. J., Hetherington, D. L., Cecchi, J. L.: Investigation of the kinetics of tungsten chemical mechanical polishing in potassium iodate-based slurries II. Roles of colloid species and slurry chemistry, Journal of the Electromechanical Society, Vol. 146/5, S. 1934-1938, 1999
- [Ste-06] Stephenson, D. A., Agapiou, J. S.: Metal Cutting Theory and Practice, Second Edition, Taylor & Francis Group, ISBN 0-8247-5888-9, 2006
- [Stö-79] Stöferle, G.S.T.: Handbuch der Fertigungstechnik. Vol. Bd. 3. Spanen Teil 1., München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1979

- [Str-04] Strenkowski, J.S., Hsieh, C.C., Shih, A.J.: An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, S. 1413-1421, 2004
- [Sug-95] Sugimoto, F., Arimoto, Y., Ito, T.: Simultaneous temperature measurement of wafers in chemical mechanical polishing of silicon dioxide layer, *Japanese Journal of Applied Physics*, Vol. 34, S. 6314-6320, 1995
- [Suk-03] Sukaylo, V.: Numerische Simulation der thermisch bedingten Werkstück-Abweichungen beim Drehen mit unterschiedlichen Kühlschmiermethoden, Dissertation, Universität Magdeburg, 2007
- [Sus-03] Suslov, D., Kopp, W., Oschwald, M.: Zu Temperaturmessung mit Hilfe von Thermoelementen im Tieftemperaturbereich, *Temperatur 2003, Verfahren und Geräte in der Temperatur- und Feuchtemesstechnik*, VDI Berichte, Nr. 1784, 2003
- [Sut-03] Sutter, G., Faure, L., Moinari, A., Ranc. N., Pina, V.: An Experimental Technique for the Measurement of Temperature Fields for the Orthogonal Cutting in High Speed Machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42, S. 671-678, 2003
- [Sut-07] Sutter, G., Faure, L., Ranc. N.: Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting - An experimental investigation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, S. 1507-1517, 2007
- [Tan-88] Tank, V.: Infrarottemperaturmessung mit selbsttätiger Berücksichtigung des Emissionsgrads, Forschungsbericht, Deutsche Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt, DFVLR-FB 88-22, 1988
- [Tay-07] Taylor, F. W.: On the Art of Metal Cutting, *Transactions of the ASME*, Vol. 28, S. 31-35, 1907
- [Tha-00] Thamke, D.: Wirtschaftlichkeit der Trockenbearbeitung, VDI Berichte Nr. 1532, S. 205-227, ISBN 3-18-091532-3, 2000

- [Tön-90] Tönshoff, H. K.: Spanen mit geometrisch bestimmten Schneiden, Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, W. B. u. K.-H. Küttner, ed., Springer-Verlag, Berlin, 1990
- [Tön-92] Tönshoff, H. K., Spintig, W.: Verschleißvorgänge an beschichteten Hartmetallbohrern, In: Grewe, H.: Reibung und Verschleiß, DGM, Informationsgesellschaft mgH, Oberursel, 1992
- [Tön-00] Tönshoff, H. K., Arendt, C., Ben Amor, R.: Cutting of hardened steel, *Annals of the CIRP*, Vol. 49/2, S. 547-566, 2000
- [Tön-02] Tönshoff, H. K., Friemuth, T., Becker, J. C.: Process monitoring in grinding, *Annals of the CIRP*, Vol. 51/2, S. 551, 2002
- [Tön-04] Tönshoff, H. K., Denkena, B.: Spanen, Grundlagen, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 2004
- [Tou-99] Toussaint, D., Michler, T.: Ökologische und ökonomische Aspekte der Trockenbearbeitung - Fallstudie, VDI-Berichte Nr. 1458, S. 191-214, 1999
- [Tri-49] Trigger, K. J.: Progress Report No. 2 on Tool-Chip Interface Temperatures, *Transactions of the ASME*, Vol. 71, S. 163-174, 1949
- [Tri-51] Trigger, K. J., Chao, B. T.: An Analytical Evaluation of Metal-Cutting Temperatures, *Transactions of the ASME*, Vol. 73, S. 57-68, 1951
- [Ued-85] Ueda, T., Hosokawa, A., Yamamoto, A.: Studies on Temperature of Abrasive Grains in Grinding – Application on Infrared Radiation Pyrometer, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 107, S. 127-133, 1985
- [Ued-86] Ueda, T., Hosokawa, A., Yamamoto, A.: Measurement of Grinding Temperature Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 108, S. 247-251, 1986
- [Ued-92] Ueda, T., Yamada, K., Sugita, T.: Measurement of Grinding Temperature of Ceramics Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fiber, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 114, S. 317-322, 1992

- [Ued-93] Ueda, T., Tanaka, H., Tori, A., Sugita, T.: Measurement of grinding temperature of active grains using infrared radiation pyrometer with optical fiber, *Annals of the CIRP*, Vol. 42/1, S. 405-408, 1993
- [Ued-95] Ueda, T., Sato, M., Sugita, T., Nakayama, K.: Thermal Behaviour of Cutting Grain in Grinding, *Annals of the CIRP*, Vol. 44/1, S. 325-328, 1995
- [Ued-96] Ueda, T., Sato, M., Nakayama, K.: Cooling Characteristics of Cutting Grain in Grinding, *Annals of the CIRP*, Vol. 45/1, S. 293-298, 1996
- [Ued-98] Ueda, T., Sato, M., Nakayama, K.: The Temperature of a Single Crystal Diamond Tool in Turning, *Annals of the CIRP*, Vol. 47/1, S. 41-44, 1998
- [Ued-99] Ueda, T., Kudo, H., Al Huda, M., Yamada, K., Nakayama, K.: Temperature Measurement of CBN Tool in Turning of High Hardness Steel, *Annals of the CIRP*, Vol. 48/1, S. 63-66, 1999
- [Ued-01] Ueda, T., Hosokawa, A., Oda, K., Yamada, K.: Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling, *Annals of the CIRP*, Vol. 50/1, S. 37-40, 2001
- [Ued-06] Ueda, T., Hosokawa, A., Yamada, K.: Effect of Oil Mist on Tool Temperature in Cutting, *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 128/1, S. 130-135, 2006
- [Umb-07] Umbrello, D., Filice, L., Rizzuti, S., Micari, F., Settineri, L.: On the effectiveness of Finite Element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 189, S. 284-291, 2007
- [Usu-78] Usui, E., Shirakashi, T., Kitagawa, T.: Analytical prediction of three-dimensional cutting processes – Part 3: cutting temperatures and crater wear in a carbide tool, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 100, S. 236-243, 1978

- [Van-73] Van Dijck, F.: Physico-Mathematical Analysis of the Electro Discharge Machining Process, Dissertation, Katholische Universität Leuven, 1973
- [VDI-95] VDI/VDE 3511 Blatt 4, Technische Temperaturmessungen–Strahlungsthermometrie, 1995-01
- [Ver-20] Verbeek, H., DRP Nr. 359477, Klasse 49a, Gruppe 3601, 1920
- [Vic-82] Victor, H.M., M., Opferkuch, R., Zerspantechnik (Teil I), Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1982
- [Vie-53_1] Vieregge, G.: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. Werkstatt und Betrieb (Heft 11), S. 691–703, 1953
- [Vie-53_2] Vieregge, G.: Wärmequellen des Zerspanvorgangs, Warmzerspannung und Kühlung, Industrieanzeigert, Essen, 45, 615-619, 1953
- [Vie-55] Vieregge, G., Temperaturfeld und Wärmebilanz des Schervorgangs bei der Zerspanung, Werkstatt und Betrieb, (Heft 5), S. 227-230, 1955
- [Vie-70] Vieregge, G., Zerspanung der Eisenwerkstoffe, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1970
- [Wan-96] Wang, L., Saito, K., Jawahir, I. S.: Infrared temperature measurement of curled chip formation in metal machining, Transactions of the NAMRI, Vol. XXIV, S. 87-92, 1996
- [Wan-98] Wang, Y.-L., Liu, C., Feng, M.-S., Tseng, W.-T.: The exothermic reaction and temperature measurement of tungsten CMP technology and its application on endpoint detection, Materials Chemistry and Physics, Vol. 52, S. 17-22, 1998
- [Wan-97] Wang, Z. Y., Rajurker, K. P.: Wear of CBN Tool in Turning of Silicon Nitride with Cryogenic Cooling, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 73/3, S. 319-326, 1997
- [Wan-05] Wanigarathne, P. C., Kardekar, A. C., Dillon, O. W., Poulachon, G., Jawahir, I. S.: Progressive Tool-Wear in Machining with Coated Grooved Tools and its Correlation with Cutting Temperature, Wear, Vol. 259/7-12. S. 1215-1224, 2005

- [War-74] Warnecke, G., Spanbildung bei metallischen Werkstoffen, ed. technischer Verlag Resch., München, 1974
- [wbk-06] Vorlesungsskript: Produktentstehung-Fertigung, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2006
- [Wei-55] Weiner, J.H.: Shear-Plane temperature distribution in Orthogonal Cutting, Transaction of ASME, 77, S. 1331-1341, 1955
- [Wei-98] Weinert, K.: Trockenbearbeitung und Minimalmengen-kühlschmierung: Einsatz in der spanenden Fertigung, Springer-Verlag, Berlin, ISBN 3-540-64739-7, 1998
- [Wei-02_1] Weinert, K., Loichinger, A.; Prozessoptimierung thermisch bedingter Bauteildeformation – Einfluss der Bearbeitungswärme auf die Bauteilqualität – Analyse und Prozessoptimierung, wt Werkstattstechnik online, Jahrgang 92, Heft 5, S. 259-263, 2002
- [Wei-04_1] Weinert, K., Hammer, N.: Analyse der spanenden Bohrbearbeitung an Space-Frame-Strukturen, Aluminium, Jahrgang 80, S. 1382-1387, 2004
- [Wei-04_2] Weinert, K., Peters, C., Kersting, M.: FEM-Analyse der Bauteilbeeinflussung dünnwandiger Profile durch spanende Bearbeitung, Aluminium, Jahrgang 80, S. 1408-1412, 2004
- [Wei-05_1] Weinert, K., Tillmann, W., Hammer, N., Kempmann, C., Vogli, E.: Werkzeugbeschichtung als Thermoelement, Werkstatt und Betrieb, Nr. 6, S. 27-30, 2005
- [Wei-05_2] Weinert, K., Hammer, N.: Die thermischen Effekte des Gewindebohrens, Werkstatt und Betrieb, Nr. 12, S. 46-49, 2005
- [Wei-06_1] Weinert, K., Grünert, S.: Wärmeverteilung beim Bohren, wt Werkstattstechnik online, Vol. 96/10: 778-781, 2006
- [Wei-06_2] Weinert, K., Grünert, S.: Wärmeentwicklung beim Bohren-Auswirkungen bei Variation von Bearbeitungsparametern, Werkstoffen und Werkzeugdurchmessern, ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Vol. 101/9, S. 500-504, 2006

- [Wei-06_3] Weinert, K., Tillmann, W., Hammer, N., Kempmann, C., Vogli, E.: Tool Coatings as Thermocouple for the Monitoring of Temperatures in Turning Processes, *Advanced Engineering Materials*, Vol. 8, Nr. 10, S. 1007-1010, 2006
- [Wei-06_4] Weinert, K., Kempmann, C., Brinkel, F.: Temperaturbelastung beim Bohren, *Kunststoffe*, Vol. 12, S. 72-77, 2006
- [Wei-07] Weinert, K., Grünert, S.: Thermische Simulation des Bohrprozesses – FEM-Simulation der thermischen Bauteilbelastung beim Bohren, *wt Werkstattstechnik online*, Vol. 97, S. 30-34, 2007
- [Wri-00] Wright, P. K., Trent, E. M.: *Metal Cutting*, 4. Auflage, Elsevier LTD, ISBN-13: 978-0750670692, 2000
- [Xie-04] Xie, L.J.: Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method, *Dissertation*, Band 120 : Forschung aus dem wbk Institut für Produktionstechnik der Universität Karlsruhe (TH), 2004
- [Xu-83] Xu, H. J., Tong, X. C., Zhao, X. S., Zhang, Y. Z., Peklenik, J.: Investigation on high heating rate and precision calibration of the thermoelectric characteristics of the tool and work materials, *Annals of the CIRP*, Vol. 32/1, S. 47-50, 1983
- [Xu-01] Xu, X., Malkin, S.: Comparison of methods to measure grinding temperatures, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 123, S. 191-195, 2001
- [Yvo-06] Yvonnet, J., Umbrello, D., Chinesta, F., Micari, F.: A simple inverse procedure to determine heat flux on the tool in orthogonal cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46/7-8, S. 820-827
- [Zan-07] Zanger, F.: Mathematische Modellierung des Wärmeeintrags bei der Fräsbearbeitung von EN-GJL-260 Cr, *Diplomarbeit*, FT2909, wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), 2007
- [Zei-06] Zeilmann, R. P., Weingaertner, W. L.: Analysis of temperature during drilling of TiAl6V4 with minimal quantity of lubricant, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 179/1-3, S.

Lebenslauf

Persönliches

Name: Rüdiger Pabst
Geburtsdatum: 20. September 1977
Geburtsort: Mannheim
Familienstand: verheiratet
Staatsangehörigkeit: deutsch

Berufstätigkeit

Seit 2008 OBERINGENIEUR DER GRUPPE FERTIGUNGSTECHNOLOGIE
DES ZENTRUMS FÜR MATERIALBEARBEITUNG AM WBK
INSTITUT FÜR PRODUKTIONSTECHNIK, UNIVERSITÄT
KARLSRUHE (TH)

2004 – 2008 WISSENSCHAFTLICHER MITARBEITER AM WBK
INSTITUT FÜR PRODUKTIONSTECHNIK,
UNIVERSITÄT KARLSRUHE (TH)

2002 – 2004 WISSENSCHAFTLICHE HILFSKRAFT AM WBK
INSTITUT FÜR PRODUKTIONSTECHNIK,
UNIVERSITÄT KARLSRUHE (TH)

Zivildienst

1997 – 1998 VEREIN FÜR KÖRPER- UND MEHRFACHBEHINDERTE E.V.
MANNHEIM, INDIVIDUELLE SCHWERSTBEHINDERTE
BETREUUNG

Ausbildung

1999 – 2004 STUDIUM DES MASCHINENBAUS AN DER UNIVERSITÄT
KARLSRUHE (TH)

1999 PRAKTIKUM KSB AKTIENGESELLSCHAFT, FRANKENTHAL

1998 PRAKTIKUM KS METALLBEARBEITUNG GMBH, MANNHEIM

1988 – 1997 GYMNASIUM IN LADENBURG

1984 – 1988 GRUNDSCHULE IN HEDDESHEIM

Forschungsberichte aus dem **wbk** Institut für Produktionstechnik Universität Karlsruhe (TH)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahlgeregelten
Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

**Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und
Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen**

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

**Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten
Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik**

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

**Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme
durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen**

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

**Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel
automatisierte Fertigung von Abkantteilen**

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

**Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue
rechnergestützte Verfahren**

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünfachsigem Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme: Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung im Bereich der Montagesystemplanung

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch Rückführung von Qualitätsinformationen

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung in verteilten Strukturen

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der Werkstattregelung

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer Untersuchungen beim Fräsen

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

**Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungs-
elementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem**

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

**Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und
(teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse**

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

**Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungs-
steigerung**

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

**Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometri-
schen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen**

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

**Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen
Wasserstrahlwerkzeuges**

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

**Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der
Demontage- und Recyclingeignung von Produkten**

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindeltriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkbaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

**Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten
Entwicklung von Prozessen**

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

**Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer
Least-Squares-Estimation**

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

**Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf
Basis von Software-Agenten**

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

**Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspansprozess beim Fräsen: Beitrag
zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen**

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

**Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung
kultureller Einflüsse**

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

**Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren
Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung**

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossman

**Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitäts-
methodenverbund und Qualitätsmethodenintegration**

Band 91
Dr.-Ing. Martin Plass

Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung

Band 92
Dr.-Ing. Titus Konold

Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung

Band 93
Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94
Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95
Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96
Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97
Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98
Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungsintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99
Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmälzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Management- Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

**Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser
Abrasive-Strahl-Schneiden**

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

**Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des
Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine**

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

**Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen
Applikationsprotokollen**

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönninger

**Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in
Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung**

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

**Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungs-
organisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)**

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikromauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschälen

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen von Mikrostrukturen in Stahl

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und ganzheitlichen Produktionssystemen

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen in Trockenbearbeitungsprozessen

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere geometrische Maschinenbeurteilung

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspanung auf den Bereich der Mikrobearbeitung

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

**Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation
des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung**