

**Numerische Simulation der thermisch bedingten Werkstück-
Abweichungen beim Drehen mit unterschiedlichen Kühl-
schmiermethoden**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. Viktor Sukaylo

geb. am 18.01.1970 in Kiew, Ukraine

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. mult. F. Lierath

Prof. Dr.-Ing. habil. J. Schmidt

Prof. Dr.-Ing. habil. A. Grabtsenko

Promotionskolloquium am 30.01.2003

Danksagung.

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Graduerter an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. mult. Friedhelm Lierath, dem Leiter des Instituts für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung, möchte ich für seine großzügige und sehr hilfreiche Unterstützung bei der Anfertigung dieser Arbeit sowie für die eingehende Durchsicht und die wertvollen Anregungen sowie fruchtbaren Gespräche ganz besonders danken.

Für die vielen fachlichen Diskussionen und die organisatorische Aufgabenbewältigung gebührt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Herbert Popke und Herrn Dr.-Ing. Thomas Emmer mein Dank.

Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Prof. Grabschenko, Herrn Prof. Veresub, Herrn Dr.-Ing. Grey, Herrn Dipl.-Ing. Paal, Frau Dr.-Ing. Dübner, Herrn Dr.-Ing. Frohmüller für die vielfältige Unterstützung bedanken.

Mein Dank gilt weiter den Mitarbeitern des Lehrstuhls für Abtrenntechnik und des Versuchsfelds, welche zum Gelingen dieser Arbeit beitrugen.

Ganz herzlich möchte ich mich bei meiner Mutter bedanken, ohne deren großzügiges Wesen und unermüdliche Arbeit meine Entwicklung nicht diesen erfolgreichen Weg genommen hätte.

Inhaltsverzeichnis

<u>Abbildungsverzeichnis</u>	3
<u>Formelzeichen und Abkürzungen</u>	8
<u>1. Einleitung</u>	14
<u>2. Stand der Erkenntnisse</u>	17
<u>3. Aufgabenstellung und –abgrenzung</u>	39
<u>4. Experimentelle Ermittlung der Kühlfähigkeit der eingesetzten Kühlschmiermittel</u>	43
<u>4.1. Aufbau und Prinzip des Analogie-Modell-Versuchs</u>	43
<u>4.2. Kühlschmiermittel und –bedingungen</u>	45
<u>4.3. Ergebnis-Analyse, -Auswertung und –Diskussion</u>	46
<u>4.4. Mathematisch-analytische Modellierung der Kühlfähigkeit</u>	50
<u>4.5. Übertragung der Ergebnisse des Analogie-Modell-Versuches auf den realen Zerspanprozess</u>	58
<u>4.5.1. Versuchsplanung und –durchführung</u>	59
<u>4.5.2. Ergebnisaus- und –bewertung</u>	63
<u>5. Prozessmodell zur Simulation der thermisch bedingten Werkstückabweichungen</u>	78
<u>5.1. Lösungsweg und –ziel</u>	78
<u>5.2. Versuchs- und Auswertemethodik zur Ermittlung der Wärmekenngrößen</u>	80
<u>5.3. Experimentell-analytische Ermittlung der Wärmeaustausch-Koeffizienten</u>	83
<u>5.4. Experimentell-analytische Ermittlung der Wärmeleistung</u>	88
<u>5.5. Simulations-Modell und –Ergebnisse zur Ermittlung der thermisch bedingten Werkstück-Deformationen</u>	90
<u>6. Validierung des Simulations-Modells anhand eines praktischen Beispiels</u>	99
<u>6.1. Realwerkstück und –drehprozess</u>	99
<u>6.2. Versuchsergebnisse und Diskussion</u>	101

<u>7. Zusammenfassung und Ausblick</u>	111
<u>8. Literatur</u>	115
<u>9. Anlage</u>	124
<u>Anlage 1: Grundprinzip des Analogie-Modell-Versuchs</u>	124
<u>Anlage 2: Versuchsplanmatrix mit der Codierung der einzelnen Versuche, wie sie in den Bildern des Textteils benutzt wurde</u>	126

Abbildungsverzeichnis

Bild 2.1:	Einflussfaktoren auf die Arbeitsgenauigkeit einer Werkzeugmaschine [1]	17
Bild 2.2:	Verteilung der Zerspanarbeit	19
Bild 2.3:	Einflussgrößen auf den Wärmeübergang in das Werkstück	19
Bild 2.4:	Oberflächentemperatur beim Längsdrehen zum Zeitpunkt $t = t_1$ (qualitativ)	20
Bild 2.5:	Abhängigkeit des Wärmeverteilungskoeffizienten von den Schnittparametern nach [8]	25
Bild 2.6:	Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Temperatur nach [9]	26
Bild 2.7:	Gesamtschmierstoff- und Kühlschmierstoffverbrauch im Jahr 1994 [66]	30
Bild 3.1:	Strukturierung eines kombinatorischen experimentell-theoretischen Methodenansatz	42
Bild 4.1:	Vergleich des Analogie-Modell-Versuchs mit dem realen Zerspanvorgang	44
Bild 4.2:	Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei einer Erwärmung bis 200°C	47
Bild 4.3:	Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei einer Erwärmung bis 500°C	47

Bild 4.4:	Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei Erwärmung bis 500 ⁰ C unter Anwendung eines vernebelten Luft-Wasser-Gemisches	49
Bild 4.5:	Erwärmungs- und Abkühlungskurven unter Anwendung eines flüssigen Kältesprays	50
Bild 4.6:	Einfluss des Düsenabstandes zum Werkstück und des Luft-/Gasverbrauchs auf die Kühlfähigkeit	54
Bild 4.7:	Einfluss des Flüssigkeitsverbrauchs auf die Kühlfähigkeit	57
Bild 4.8:	Schema der Drehbearbeitung der Welle bei der Anwendung verschiedener Kühlschmierverfahren (TB, MST, MKT und VSKS)	59
Bild 4.9:	Prinzip des optischen und Kalibrierungssystems [102]	61
Bild 4.10:	Kalibrier-Diagramme	62
Bild 4.11:	Vergleich der Werkstück-Temperaturen bei der Anwendung verschiedener Kühlschmiermethoden beim Längsdrehen. (Schnittdaten: $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0.2\text{mm/U}$)	64
Bild 4.12:	Wärmeerzeugungs- und Wärmeflussbedingungen in ihrem Einfluss auf die Werkstück-Oberflächentemperatur	67
Bild 4.13:	Korrelation zwischen den mechanisch-physikalischen Wärmevergängen und den entstehenden Werkstück-Oberflächentemperaturen	68
Bild 4.14:	Einfluss der Minimalschmierung und -kühlung auf die Werkstück-Oberflächentemperatur	70
Bild 4.15:	Korrelation zwischen der Werkstücktemperatur und den wärmeerzeugenden und temperaturbeeinflussenden Größen	71

Bild 4.16: Beim Drehen entstehende Verlustgrößen (Maß- und Formabweichungen) am Werkstück	72
Bild 4.17: Einfluss verschiedener Kühlschmiermethoden auf die Genauigkeit des Bauteils beim Drehen. (Schnittdaten: $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0,2\text{mm/U}$)	74
Bild 4.18: Vergleich des Einflusses der wärmephysikalischen und mechanischen Eigenschaften auf die Durchmesserabweichung für verschiedene Werkstoffe	75
Bild.4.19: Einfluss der Werkstücktemperaturen auf die thermisch bedingten Abweichungen	76
Bild 5.1: Methodologisches Schema zur Lösung der Inversaufgaben	78
Bild 5.2: Physikalisches Modell	79
Bild 5.3: Methodik der Durchführung des Experimentes	84
Bild 5.4: Ermittlung des globalen Wärmeübergangs-Koeffizienten	86
Bild 5.5: Globaler Wärmeübergangs-Koeffizient (Luft-Umgebung) exemplarisch für die TB	87
Bild 5.6: Lokaler Wärmeübergangs-Koeffizient (Luft-Medienstrahl)	88
Bild 5.7: Versuchs- und Berechnungsmethodik zur Ermittlung der Wärmeleistung	89
Bild 5.8: Momentaufnahme der Modellierung der thermischen Prozesse am Ende des 5. Schnittes	94

Bild 5.9:	Momentaufnahme der Modellierung der thermischen Prozesse am Bearbeitungsende nach dem 24. Schnitt	94
Bild 5.10:	Modellierter Temperaturverlauf über die Zahl der Schnitte sowie im Vergleich unterschiedlicher Kühlschmier-Medien	95
Bild 5.11:	Fragmente der Modellierung der thermisch bedingten Deformationen	95
	a) am Ende des 1. Schnittes	
	b) am Ende des 5. Schnittes	
	c) am Ende des 24. Schnittes	
Bild 5.12:	Modellierter Verlauf der thermisch bedingten Abweichungen über die Zahl der Schnitte sowie im Vergleich unterschiedlicher Kühlschmiermethoden	97
Bild 5.13:	Vergleich aller im Modell und im Experiment ermittelten thermisch bedingten Abweichungen	98
Bild 6.1:	Skizze der Sonnenwelle und Einspannung des Werkstücks	99
Bild 6.2:	Versuchsmethodik, Schnittaufteilung und -folge	101
Bild 6.3:	FE-Modellstruktur mit einer konstanten Knoten- und Elementenzahl:	102
	a) Gesamt- Modell,	
	b) Ausschnitt mit Netzstruktur	
Bild 6.4:	Fragmente der Simulation der Werkstück-Oberflächentemperaturen	103
Bild 6.5:	Durch thermographische Untersuchungen gemessene Werkstück-Temperaturen beim Hart-Trocken-Drehen (1 Schnitt)	104

- Bild 6.6:** Vergleich der entstehenden Werkstück-Temperaturen in der zerspannahen Zone in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Werkzeugverschleißes 105
- Bild 6.7:** Vergleich der Wärmeleistung der Wärmequelle und der dem Werkstück zugeführten Wärme in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und vom Werkzeugverschleiß 106
- Bild 6.8:** Vergleich der thermisch bedingten Abweichungen in der zerspannahen Zone in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Werkzeug-Verschleißes 107
- Bild 6.9:** Vorbereitung des Werkstücks für den Vergleich der experimentellen mit den simulierten Abweichungen 108
- Bild 6.10:** Vergleich der rechnerisch und experimentell ermittelten Abweichungen am Real-Werkstück 109

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Formel- Zeichen	übliche Einheit	Größe
--------------------	--------------------	-------

Lateinische Buchstaben

A	mm^2	Fläche
$A_{1,2,3,4}$	-	Proportionalitätskoeffizienten
A_i	-	Proportionalitätskoeffizient
A_ϑ	m^2/s	Temperaturleitkoeffizient
$B_{1,2,3,4}$	-	Exponentenkoeffizienten
B_i	-	Exponentenkoeffizient
$C_{1,2,3,4}$	-	Koeffizienten
C_i	-	Koeffizient
c	$\text{J}/(\text{kgK})$	spezifische Wärmekapazität
c_{C45}	$\text{J}/(\text{kgK})$	Wärmekapazität von Stahl C45
$c_{kal+Wasser}$	J/K	kalorische Kapazität des Kalorimeters beim i . Versuch
$C_{kal+Wasser}$	J/K	kalorische Kapazität des Kalorimeters
c_{Was}	$\text{J}/(\text{kgK})$	spezifische Wärmekapazität von Wasser
D	-	Exponentenkoeffizient
$D_{2,3,4}$	-	Koeffizienten
d	mm	Durchmesser
F	$^\circ\text{C}$	Koeffizient

F_C	N	Schnittkraft
f	mm/U	Vorschub
H_ϑ	WJ/m ⁴ K ²	Wärmewert
h	mm	Spanungsdicke
I	A	Stromstärke
i	1,2,3,...	Nummer des Versuches
K	%	Kühlfähigkeits-Koeffizient
k_C	N/mm ²	spezifische Schnittkraft
k_{1C}	-	Koeffizient der Kienzle-Schnittkraft-Gleichung
k_{2C}	-	Koeffizient der Kienzle-Schnittkraft-Gleichung
$L(\lambda, T)$	W/m ² sr	spektrale Strahldichte
$L_S(\lambda, T)$	W/m ² sr	spektrale Strahldichte des schwarzen Körpers
l_W	mm	Länge des Werkstücks
m_{Was}	kg	Masse des Wassers im Kalorimeter
m_{Werk}	kg	Masse des Werkstückes
P	-	Eingangsparameter für FE-Modell (allgemeine Bezeichnung)
P_{el}	W	elektrische Leistung
Q_{ab}	J	durch KS-Verfahren abgeführte Wärme
Q_{ab_Exp}	J	durch Konvektion abgeführte und im Experiment ermittelte Wärme

Q_{ab_TR}	J	durch Luft bei der TB abgeführte Wärme
Q_{bl_Exp}	J	im Experiment ermittelte resultierende Wärme, die im Werkstück nach der Zerspanung verblieben ist
Q_{bl_Mod}	J	im Modell berechnete resultierende Wärme, die im Werkstück nach der Zerspanung verblieben ist
Q_E	J	im Experiment ermittelte Wärme
Q_{el}	J	die durch elektrische Energie entstehende Wärme
Q_{el_i}	J	die durch elektrische Energie entstehende Wärme beim i . Versuch
Q_{gebl}	J	Wärme, die im Versuchskörper verblieben ist
Q_{Konv_Mod}	J	durch Konvektion abgeführte und im Modell berechnete Wärme
Q_M	J	im Modell berechnete Wärme
Q_q_Mod	J	durch die Zerspanung zugeführte und im Modell berechnete Wärme
Q_q_Exp	J	durch die Zerspanung zugeführte und im Experiment ermittelte Wärme
Q_W	J	Wärme, die in das Werkstück fließt
Q_{zu}	J	durch die Heizpatrone zugeführte Wärme
Q_{zu_Of}	J	im Ofen zugeführte Wärme
q	W/m ²	Wärmeleistung der Wärmequelle

R	-	Proportionalitätskoeffizient
R_{el}	Ω	elektrischer Widerstand des Tauchsieders
r_W	mm	Radius des Werkstückes
$r_{W \max}$	mm	maximaler Radius des Werkstückes
S	-	Bezeichnung der beweglichen Grenze, bei der die Wärmegenerierung des Meißels entsteht
S_1	-	Grenze, bei der der Wärmeaustausch des Werkstückes mit der Luft entsteht
S_2	-	bewegliche Grenze, bei der der Wärmeaustausch des Werkstückes mit dem Kühlschmiermittelstrahl entsteht
t	s	Zeit
t_1	s	untere Integrationsgrenze (Prozessbeginn)
t_2	s	obere Integrationsgrenze (Prozessende)
U	J	obere Integrationsgrenze (Prozessende)
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
W_C'	J/mm ³	spezifische Schnittenergie
z	mm	Koordinate des Werkstückes
z_{\max}	mm	maximale Koordinate des Werkstückes

Griechische Buchstaben

$\alpha(\lambda, T)$	-	Absorptionsgrad
a_{Ausd}	K ⁻¹	thermischer Ausdehnungskoeffizient

α_{W1}	W/m ² K	globaler Wärmeübergangs-Koeffizient
α_{W2}	W/m ² K	lokaler Wärmeübergangs-Koeffizient
Δd	mm	Durchmesseränderung
Δl	mm	Längenänderung
$\Delta \vartheta_i$	°C	Temperaturdifferenz beim i -Versuch
$\Delta \vartheta_W$	K	Temperaturänderung
Δw	mm	partieller Schnittweg
$\varepsilon(\lambda, T)$	-	Emissionsgrad
λ	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeit
ϑ_0	°C	Anfangstemperatur (Raumtemperatur)
ϑ_1	°C	Temperatur des Versuchskörpers bei der Erwärmung im Vakuum
$\vartheta_1(t)$	°C	Erwärmungstemperaturkurve des durch das Heizelement im Vakuum aufgeheizten Probenkörpers für den Idealfall (nur Wärmeaufnahme ohne Wärmeabgabe)
ϑ_2	°C	Temperatur des Versuchskörpers bei der Abkühlung in der Luft mit Berücksichtigung der Kühlung
$\vartheta_2(t)$	°C	charakteristische Basiskurve bis zur angestrebten Erwärmungstemperatur des Probenwerkstücks
$\vartheta_{\text{äqW}}$	°C	äquivalente Temperatur des Versuchskörpers
ϑ_{Auszg}	°C	die nach der Berechnung eines Schnittes sich ergebende adiabate Ausgleichstemperatur (kalorische Mitteltemperatur)

ϑ_{Med}	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur des Mediums (Kühlschmierstoff oder Luft)
$\vartheta_n(t)$	$^{\circ}\text{C}$	resultierende reale Temperatur des Versuchskörpers bei der Anwendung verschiedener KS-Verfahren
$\vartheta_{TR}(t)$	$^{\circ}\text{C}$	resultierende reale Temperatur des Versuchskörpers bei der Trockenbearbeitung
ϑ_{Umg}	$^{\circ}\text{C}$	Umgebungstemperatur
ϑ_W	$^{\circ}\text{C}$	Werkstücktemperatur
ϑ_{Was}^{Anf}	$^{\circ}\text{C}$	Ausgangstemperatur im Kalorimeter
ϑ_{Was}^{End}	$^{\circ}\text{C}$	Endtemperatur im Kalorimeter
ϑ_{Werk_Of}	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur der Werkstückerwärmung (60°C , 90°C , 120°C , 150°C)
ρ	kg/m^3	Dichte

Abkürzungen

Al	Aluminiumlegierung
C45	Stahl C45
GG	Gusseisen
HL	hochlegierter Stahl
MST	Minimalschmiertechnik
MKT	Minimalkühltechnik
MKST	Minimalkühlschmiertechnik
TB	Trockenbearbeitung
VSKS	Vollstrahlkühlschmierung

1. Einleitung

Innerhalb des Produktentwicklungs- und -erzeugungsprozesses besitzt die Fertigungstechnik einen hohen Stellenwert, der durch einen immer schneller sich vollziehenden Bedürfniswandel der menschlichen Gesellschaft und daraus resultierende immer kürzere Produktlebenszyklen weiter zunimmt.

Diese Fertigungstechnik stellt sich als ein Ensemble vieler hoch leistungsfähiger Verfahren dar, die eindeutig dominiert werden von der Zerspantechnik.

Auf einem einfachen mechanischen Wirkprinzip basierend –

... ein keilförmiger Schneidkeil dringt unter der Wirkung einer Kraft und einer Geschwindigkeit, mithin einer mechanischen Energie, in die Randschicht eines Werkstücks ein und trennt diese in der Form eines Spanes ab ... –

beansprucht sie gegenwärtig, trotz der Bedeutungszunahme anderer, ebenfalls seit langem etablierter Verfahrenstechniken (Urform- und Umformtechnik), aber auch neu hinzugekommener Verfahren (Lasertechnik) immer noch ca. 1/3 des Anwendungsumfangs aller Fertigungsverfahren und trägt mit bis zu 70 % zum Wertzuwachs eines Bauteils bei.

Die große Bedeutung der Zerspantechnik resultiert aus dem unübertroffenen Anspruch,

jeden Werkstoff beliebiger mechanischer Eigenschaften und jede beliebige geometrische Werkstück-Außen- und –Innenkontur bei Abweichungs- und Rauheitsstrukturen, die heute bereits bis in den Nanometerbereich hineinreichen,

spanend bearbeiten zu können.

Ausgangspunkt für die ständige Weiterentwicklung der spanenden Verfahren auf das heutige Leistungsniveau war immer wieder der Schneidstoff mit seinen verbesserten Eigenschaftsprofilen, durch die immer wieder Werkzeugmaschinen-, Werkzeug- und Spannzeugentwicklungen mit der Konsequenz der Verbesserung der technischen Leistungsparameter, aber auch denen angepasster Kühlschmiermittel- und –methodenentwicklungen zwingend ausgelöst wurden.

Parallel dazu vollzog sich die Integration der Computer- und Automatisierungstechnik in die Werkzeugmaschine – insgesamt mit dem Ergebnis, dass sich der heutige Zerspanvorgang als

hochleistungsfähig, hochgenau, hochcomputerisiert, hochautomatisiert, hochflexibilisiert und neuerdings auch hochökologisch

darstellt.

Seine wissenschaftliche Durchdringung begann frühzeitig auf der Basis empirischer und axiomatischer Modellansätze zur Bestimmung der sich mit dem Zerspanvorgang verbindenden äußeren, technologisch unerwünschten Phänomene wie Kraft, Verschleiß, Temperatur und Rauheit.

Neuerdings werden verstärkt auch numerische Simulationsmethoden zur Aufklärung der komplizierten Mechanismen der Spanbildung eingesetzt.

Im Zuge des gesicherten Trends zur spanenden End- und Feinbearbeitung gewinnen die durch den spanenden Vorgang verursachten Abweichungen von der Sollgeometrie des Werkstücks zunehmend an Bedeutung. Ihre vor allem mechanischen und thermischen Ursachen sind bekannt und können experimentell-empirisch exakt erfasst werden.

Bislang unzureichend gelingt es, durch analytische und numerische Methoden die geometrischen Abweichungen verursachungsgerecht-wahrheitsgetreu vorauszusagen. Daraus resultieren zugleich Motiv und Zielstellung der vorliegenden Arbeit, unter der Anwendung moderner Werkzeuge und Methoden der Simulation zur Berechnung

der thermisch bedingten Werkstück-Abweichungsstrukturen, exemplarisch für das Drehen und unter Variation der Kühlschmierbedingungen, beizutragen.

2. Stand der Erkenntnisse

Die Arbeitsgenauigkeit einer spanenden Werkzeugmaschine, so auch einer Drehmaschine, wird von den Relativbewegungen zwischen Werkzeug und Werkstück bestimmt, die zu Abweichungen (Maß-, Form-, Lage- und Oberflächenabweichungen) am gefertigten Bauteil führen. Sie wird nach [1] (**Bild 2.1**) durch vielfältige Faktoren beeinflusst, die an den Gesamtabweichungen prozentual unterschiedlich beteiligt sind.

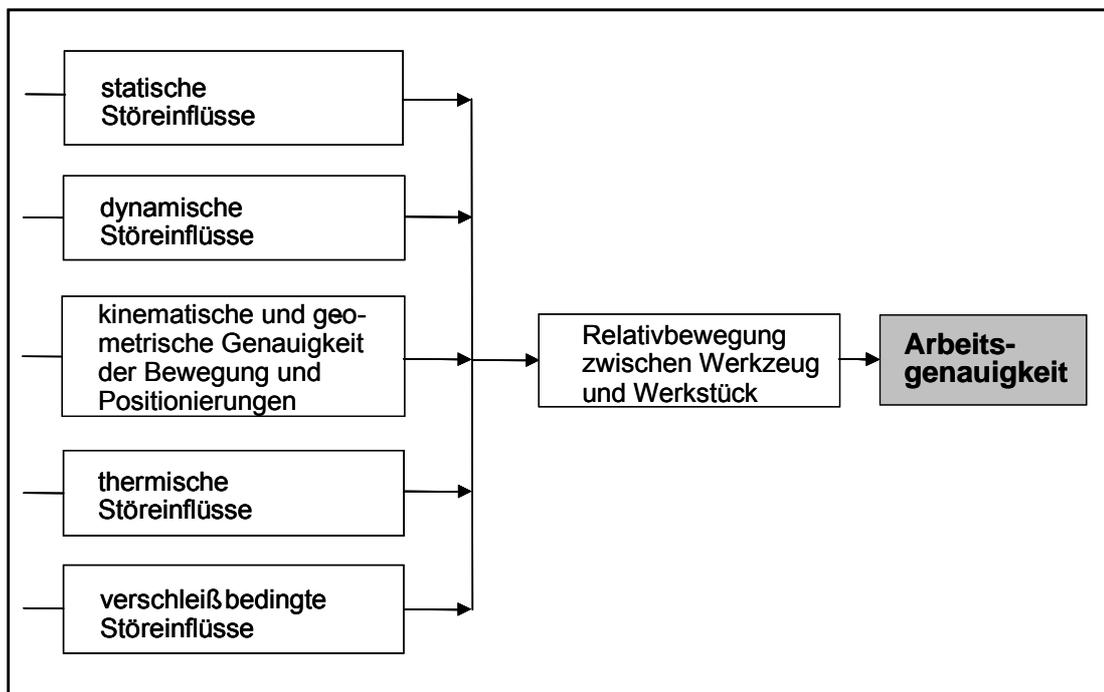


Bild 2.1: Einflussfaktoren auf die Arbeitsgenauigkeit einer Werkzeugmaschine [1]

Während durch moderne Werkzeugmaschinenentwicklungen vor allem die statischen und dynamischen, aber auch die aus den Bewegungs- und Positionierungsgenauigkeiten resultierenden Störeinflüsse wesentlich verringert werden konnten, erlangen die thermischen Einflüsse, bedingt durch den zunehmenden Trend zur Minimal-schmiertechnik (MST) und Trockenbearbeitung (TB) an Bedeutung.

Dieser thermische Anteil kann bei heutigen Drehprozessen bereits mehr als 50 % betragen und wird umso größer, je höher die Genauigkeitsanforderungen gestellt sind – insgesamt ein Motiv, die Ursachen dieser thermischen Abweichungen zu

analysieren, sie in ihrem Auftreten zu vermeiden bzw. zu verringern und sie auf dem Wege der Simulation möglichst exakt vorauszuberechnen.

Die thermisch bedingten Verformungen und daraus resultierenden Maß- und Formabweichungen auf einer Drehmaschine werden durch die Wirkung innerer und äußerer Wärmequellen verursacht. Äußere Wärmequellen bilden die sich in der Umgebung und im Arbeitsraum der Werkzeugmaschine befindlichen Objekte, u. a. Heizkörper, Hallenwände, Hallenluft, Schmieröle und auch Kühlschmiermittel.

Der größte Anteil wird jedoch aus den inneren Wärmequellen generiert, überwiegend aus der Umwandlung der dem Zerspanvorgang zugeführten mechanischen Energie in Wärme, ergänzt durch mechanische, Flüssigkeitsreibung- und elektrische Widerstandsverluste der Getriebe, Antriebsmotoren und elektrischen Ausrüstung der Werkzeugmaschine. Daraus resultiert, dass die Energieverteilung von der jeweiligen Werkzeugmaschine und den konkreten Bearbeitungs- und Umgebungsbedingungen abhängt.

Die Zerspanarbeit ist dominant am Wärmegang einer Werkzeugmaschine beteiligt. Entsprechend **Bild 2.2** teilt sie sich in die Verformungsarbeit in der Scher- und Trennzone sowie in die Reibungsarbeit auf den Frei- und Spänflächen des Werkzeugs auf. Diese Anteile können in Anlehnung an VIEREGGE [2, 3] aus den zugehörigen Kraft- und Geschwindigkeitskomponenten, den Schnittzeiten und den Werkstoffkenngrößen berechnet werden. Die Anteile der Verformungs- und der Reibarbeit sind abhängig von den Schnittbedingungen (Werkzeuggeometrie, Spanungsgrößen, Schnittgeschwindigkeit) dem Werk- und Schneidstoff und von den Umgebungsbedingungen (**Bild 2.3** nach Schmidt [4], Schwerdt [5], Vieregge [3], Chowaniec [6]).

Die Frage nach den Anteilen der entstehenden Wärme und deren Verteilung auf die Späne, das Werkstück und das Werkzeug wird uneinheitlich beantwortet. Quantitative Angaben über die Energieaufteilung unterscheiden sich z. T. stark voneinander. Allgemein kann eingeschätzt werden, dass mit kleiner werdenden Vorschubgeschwindigkeiten und mit wachsenden negativen Spanwinkeln die Werkstückoberflächentemperatur zunimmt. Bei höheren Schnittgeschwindigkeiten werden niedrigere Werkstückoberflächentemperaturen registriert. Kleine Scherwinkel und eine große

Temperaturleitfähigkeit des Werkstoffs vergrößern den Anteil der in das Werkstück übertragenden Wärme (**Bild 2.3**).

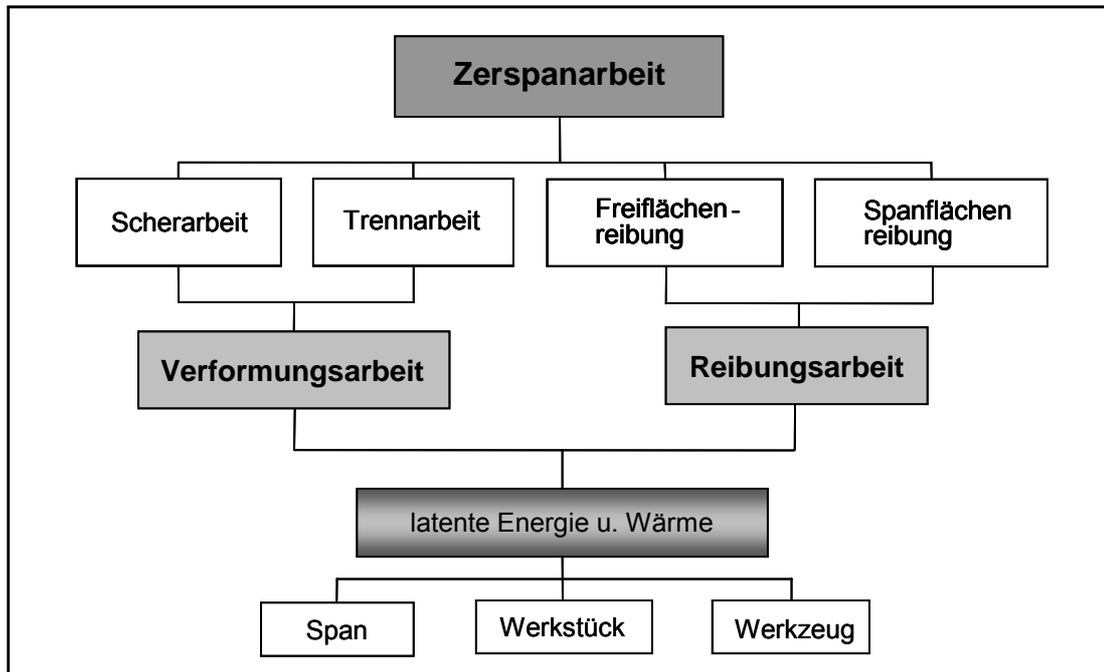


Bild 2.2: Verteilung der Zerspanarbeit

Einflußgröße	Größenordnung des Einflusses
Scherwinkel	groß
Vorschub	groß
Schnittgeschwindigkeit	groß
Wärmeleitfähigkeit	klein
Spanwinkel	groß
Spanstauchung	klein
Konvektion (Kühlung)	groß
Verschleißmarkenbreite	klein
Verhältnis Spanungsbreite/Spanungsdicke	groß

Bild 2.3: Einflußgrößen auf den Wärmeübergang in das Werkstück

Die meisten Autoren vertreten die Meinung, dass dem Werkstück von den drei Hauptwärmequellen, Scher-, Trenn- und Reibungszone an der Freifläche, ca. 2 bis 20 % der gesamten Zerspanwärme zufließen. Die Hauptwärmequelle wird oft vereinfachend als eine punktförmige Wärmequelle, die sich, bezogen auf ein stillstehendes Werkstück, beim Längsdrehen schraubenförmig entlang des Werkstückumfangs bewegt, dargestellt [1980 WERSTTEMP].

In **Bild 2.4** ist beispielsweise die quantitative Temperaturverteilung auf der Werkstückoberfläche veranschaulicht [1980 WERK].

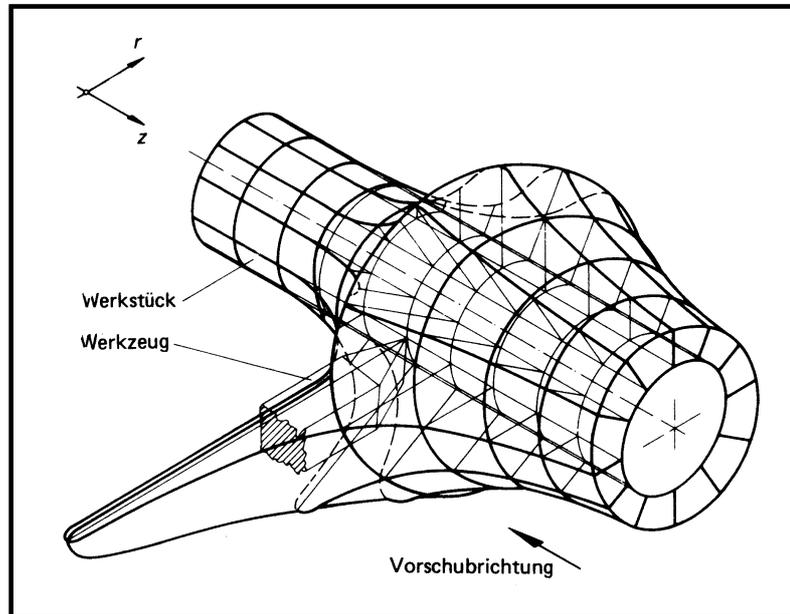


Bild 2.4: Oberflächentemperatur beim Längsdrehen zum Zeitpunkt $t = t_1$ (qualitativ)

Für die Berechnung der werkstückerwärmungsbedingten Durchmesserzunahme wurde auf vereinfachende Gleichungen der Mechanik, der Thermodynamik und der Zerspanungslehre zurückgegriffen, u. a. nach [1980 WERK]:

$$\Delta d_w = \frac{4 \times a_{\text{Ausd}}}{c_w \times \rho_w} \times \frac{Q_w}{1 - \left(\frac{d_w + \Delta d_w}{d_w} \right)^2} \times \frac{F_c}{f} \quad (2.1)$$

Dieser Modellansatz verdeutlicht zwar die Wirkung der die Durchmesserabweichung verursachenden wärmephysikalischen, zerspantechnischen und werkstückgeometrischen Größen, lässt aber auf Grund der getroffenen vereinfachenden Annahmen, u. a.

- der sich vollständig in Wärme umsetzenden Zerspanenergie,
- der linear ablaufenden Prozesse,
- der von Zeit und Ort unabhängigen Bauteilausdehnung

eine μm -exakte Berechnung nicht zu.

Seit Mitte der 90er Jahre gestattet die sich stark entwickelnde Computerhard- und -software derartige Modellberechnungen unter der Berücksichtigung aller erforderlichen Einflussfaktoren.

Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) kann auf diese Weise die thermoelastische Verformung eines Werkstücks infolge mechanischer und thermischer Einflüsse berechnet werden.

BAEHRE und PLAPPER [7] haben in ihrer Arbeit die Idee und das Prinzip der Modellierung thermoelastischer Werkstückverformungen für das Drehen unter den Bedingungen der TB entwickelt.

Der Wärmefluss in das Werkstück oder die Temperatur im Bereich der Schneidkante sowie die Zerspankraft sind die Eingangsgrößen für dieses Modell.

Die Berechnung der thermoelastischen Verformung teilt sich in zwei Stufen auf:

- Berechnung der Temperaturfelder in der Welle – thermische Rechnungen
- Berechnung der durch Temperaturänderung verursachten Verformung – thermoelastische Rechnungen.

Die Autoren stellen ihren Modellansatz für einen konkreten Bearbeitungsfall des Außenlängsdrehens einer massiven Welle dar:

- * Werkstoff: Stahl Ck 70 N
- * Werkstück: Welle
Durchmesser: 100 mm
Länge: 500 mm
- * Schnittbedingungen: $v_c = 80 \text{ m/min}$
 $a_p = 2 \text{ mm}$
 $f = 0,2 \text{ mm/U}$
- * Kühlschmierbedingungen: trocken

Als Eingangsgröße für die FE-Modellrechnungen dient die experimentell mittels der Strahlungspyrometrie ermittelte Werkstücktemperatur jeweils im Eingriffsbereich der Werkzeugschneidkante.

Im Ergebnis der thermischen und thermoelastischen Berechnungen wird der Nachweis geführt, dass

- die Verformungen der Elemente des FE-Gitters zeit- und ortsabhängig sind und dass
- die nach dem Abkühlprozess bis auf Raumtemperatur im Werkstück verbleibenden Formabweichungen werkstoffabhängig sind, also von den thermodynamischen und –mechanischen Eigenschaften, wie Dichte, Wärmeleitwert, Wärmeausdehnungskoeffizient und Querkontraktionszahl beeinflusst werden.

Es wird die Möglichkeit gesehen, die modellierten thermoelastischen Verformungen und daraus resultierenden Abweichungen in definierte Verlagerungen der Werkzeugschneidkante relativ zum Werkstück umzurechnen und, eine ausreichende Führungsgenauigkeit der Werkzeugmaschine vorausgesetzt, durch eine Korrektur der Werkzeugbahn im NC-Programm zu kompensieren. Auf diese Weise kann die Fertigungsgenauigkeit gesteigert werden, so dass sich auch Werkstücke mit hohen Anforderungen an die Maß- und Formgenauigkeit trocken bearbeiten lassen.

Es wurden die typischen Arbeiten beschrieben. Es gibt noch viele andere Arbeiten, in denen sich die Autoren mit der Simulation von thermischen Prozessen und thermisch bedingten Deformationen usw. befassen [10 - 64], aber die meisten Autoren konzentrieren sich auf die Simulation der Prozesse in der Zerspanzone. Einige der interessantesten Untersuchungen wurden von japanischen Wissenschaftlern dargestellt. Z.B. Obikawa und Usui [23] haben ein FEM-Modellierungsverfahren für die Berechnung des Drehens der Titanlegierung Ti6Al4V entwickelt. Die Spanbildung beim Metallbearbeiten ist eines der wichtigen Deformationsprobleme, deswegen wurde bei der Formulierung der elastisch-plastischen Verformungsanalyse geometrische Nicht-linearität entsprechend der großen Formänderung der finiten Elemente berücksichtigt und die Überlagerung der Inkompressibilität der Verformung der normalen finiten Elemente im plastischen Bereich vernachlässigt, um die Elemente im realen Konti-

num deformierbar zu machen. Ein duktiler Bruchkriterium auf der Basis von Dehnung, Dehnungsrate, hydrostatischem Druck und Temperatur wurde für das Risswachstum während der Spanabtrennung verwendet. Das Temperaturfeld in dem abfließenden Span, dem Werkstück und dem festen Werkzeug wurde gleichzeitig durch eine unsteady Wärmeleitungsanalyse und eine Neugenerierung der Werkzeugelemente berechnet. Die sägezahnähnlichen Späne, die vom Rechenmodell ermittelt wurden, zeigten eine erstaunliche Ähnlichkeit in Form und unregelmäßiger Teilung mit denen, die beim Drehen erhalten wurden. Die mittleren Zerspankräfte und die Amplitude der Zerspankraftänderungen haben im Vergleich eine gute Übereinstimmung von Rechenmodell und tatsächlichem Drehversuch gezeigt.

Andere japanische Wissenschaftler (Maekawa und Shirakashi [24]) haben die Fortschritte in den Rechnerleistungen zur Simulation von Spanfluss und Werkzeugschädigung bei der spanenden Metallbearbeitung genutzt. Sie behaupten, dass die bei der spanenden Bearbeitung auftretenden Phänomene eng mit den elastisch-plastischen Deformationen und dem elastisch-plastischen Bruch des Werkstoffs bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten und Temperaturen verknüpft sind. In die Simulation muss außerdem der Temperaturanstieg von Werkzeug und Werkstück an der Kontaktstelle eingeschlossen werden. Die Ergebnisse der Simulation werden im Vergleich mit Versuchsergebnissen vorgestellt, die u.a. die zweidimensionale kontinuierliche und diskontinuierliche Spanbildung, den Verschleiß und den Bruch des Werkzeugs betreffen, aber auch den der Praxis angemesseneren dreidimensionalen Schnitt. Ein neues Konzept virtueller spanender Bearbeitung durch Rechnersimulation im Lichte der Weiterentwicklung der Möglichkeit der rechnergestützten Simulation wird vorgestellt. Basierend auf den in der Übersicht über den gegenwärtigen Stand dargestellten theoretischen Grundlagen ergeben sich drei Anwendungsfelder - die Fertigung, die halbzeugfertigende Industrie und die Werkzeugherstellung. Besonders wichtig erscheint die Umorientierung der Fertigungsingenieure, die bei der Wahl eines Fertigungsverfahrens heute noch stark ausgeprägt ihrem Erfahrungspotenzial vertrauen. Versuche auf virtuellen Fertigungsstationen werden den Fertigungsingenieuren helfen, die physikalischen Hintergründe der Verfahrens- und Parameterwahl zu erkennen, woraus eine Verfeinerung der eigenen Erfahrungen resultieren wird. Als erforderlich erscheinen, neben einem umfassenden Simulationsprogramm, eine

Datenbasis mit verlässlichen Werkstoffparametern sowie eine enge Kooperation der Betroffenen mit der Industrie.

Bäker, Rösler und Siemers [44] haben ebenfalls mit der Titanlegierung Ti6Al4V gearbeitet und FEM-simuliert, aber bei hohen Geschwindigkeiten. Sie stellen dar, dass die Zerspanung von Titanlegierungen wegen ihrer schlechten Bearbeitbarkeit mit hohem Zeit- und Kostenaufwand verbunden ist. Eine Optimierung des Zerspanprozesses verbunden mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit soll Abhilfe schaffen. Sie stellen ein Finite-Element-Modell vor, mit dem Voraussagen über die bei der Hochgeschwindigkeitszerspanung der Titanlegierung Ti6Al4V auftretenden Prozeßgrößen wie Schnittkraft und Temperaturfelder getroffen werden können. Zur Aufklärung der genauen Spanbildungsmechanismen wurden spezielle Modelle entwickelt, die die Entstehung von Lamellenspänen abbilden können.

Leopold und Klocke [45, 46] haben in ihren Arbeiten andere Aspekte und Besonderheiten der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung mit Hilfe der FEM-Modellierung betrachtet. Leopold hat für die Analyse von Hochgeschwindigkeits-Kugelpfhräs- und Hochgeschwindigkeits-Bohr-Prozessen ein komplexes 3D-Modell zum Ansatz gebracht.

Klocke hat sich mit der 2D-Spanbildungs-Simulation beschäftigt. Er vertiefte die schon bekannten Ergebnisse und hat darüber hinaus Vergleiche der Spanbildungsmechanismen für verschiedene Werkstoffe (Ck45N, AlZnMgCu1.5, TiAl6V4) ausgetestet.

Eine weitere interessante Anwendung der numerischen Simulation wurde für das geometrisch und kinematisch komplizierte Zahnflankenschleifen bekannt (HNILICA [8]) – dort allerdings nicht, um Abweichungsstrukturen auf der Zahnflanke vorzubestimmen, sondern um thermomechanisch bedingte Oberflächenschädigungen zu vermeiden. Dieser Modellansatz macht ebenfalls die Berechnung der Temperaturfelder in den oberflächennahen Bereichen der Zahnflanke, verursacht durch den Teil der Gesamtwärme, die im Ergebnis des Schleifvorgangs in das Werkstück eindringt, erforderlich (**Bild 2.5**).

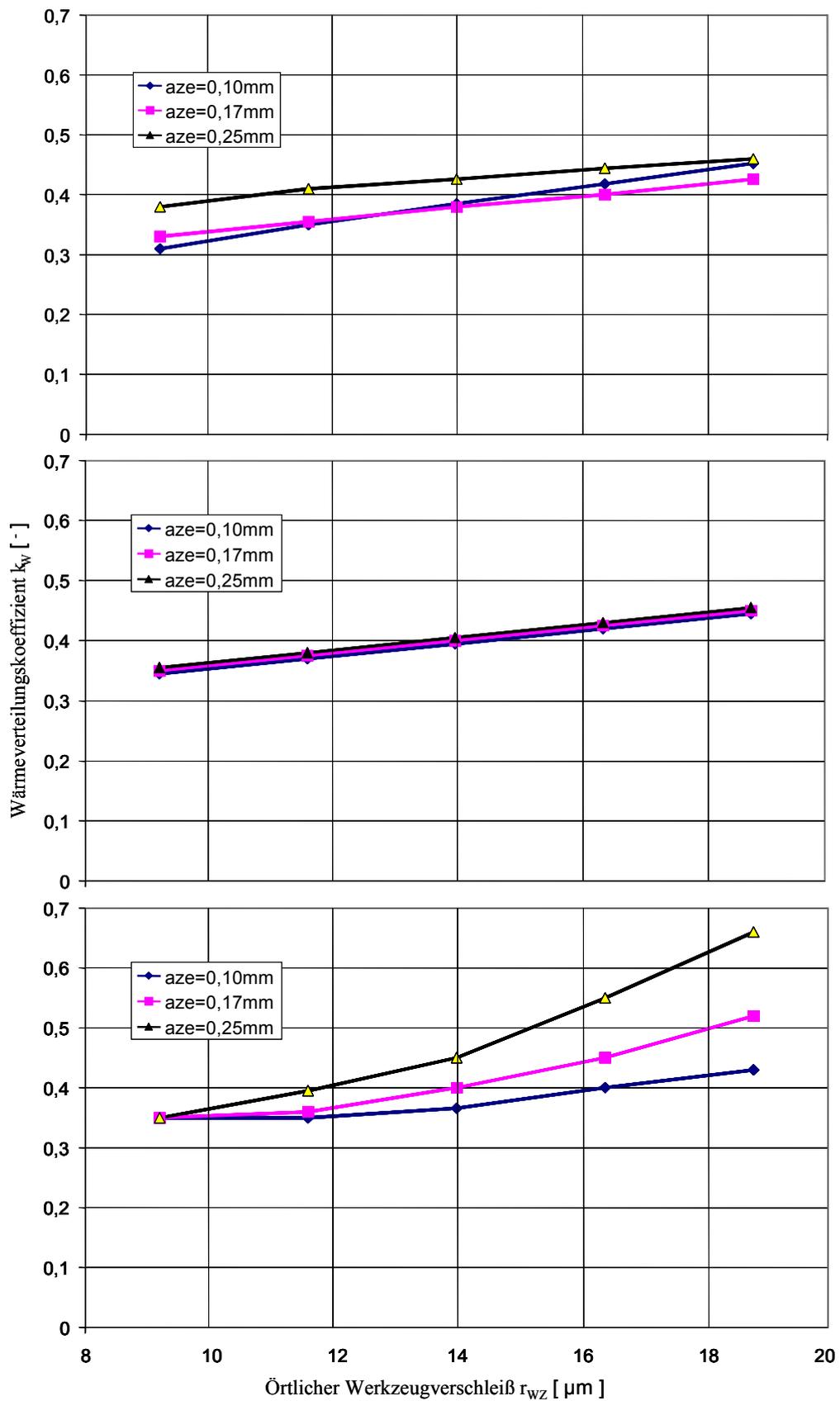


Bild 2.5: Abhängigkeit des Wärmeverteilungskoeffizienten von den Schnittparametern nach [8]

Auch hier zeigt sich die Wichtigkeit der möglichst exakten Vorausbestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten, der nicht konstant, vielmehr von zahlreichen Parametern des Schleifprozesses (wärmephysikalische Werkstoffkenngrößen, Schleifkörper-Spezifikation, Kühlschmierbedingungen, Abrichtbedingungen, Maschineneinstellwerte – Schnittgeschwindigkeit, Vorschubgeschwindigkeit, Eingriffsgröße) abhängig und deshalb nicht einfach zu ermitteln ist.

Auch WEBER [9] befasst sich mit der Simulation der Temperaturen beim Flachprofil schleifen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode und erkennt dabei ebenfalls die Bedeutung des Wärmeverteilungsfaktors. Neben den Schnitt- und Maschineneinstellwerten werden auch die Einflüsse der Werkstoffkenngrößen und unterschiedlicher Kühlschmierbedingungen auf die Temperaturfeldverteilung betrachtet (**Bild 2.6**).

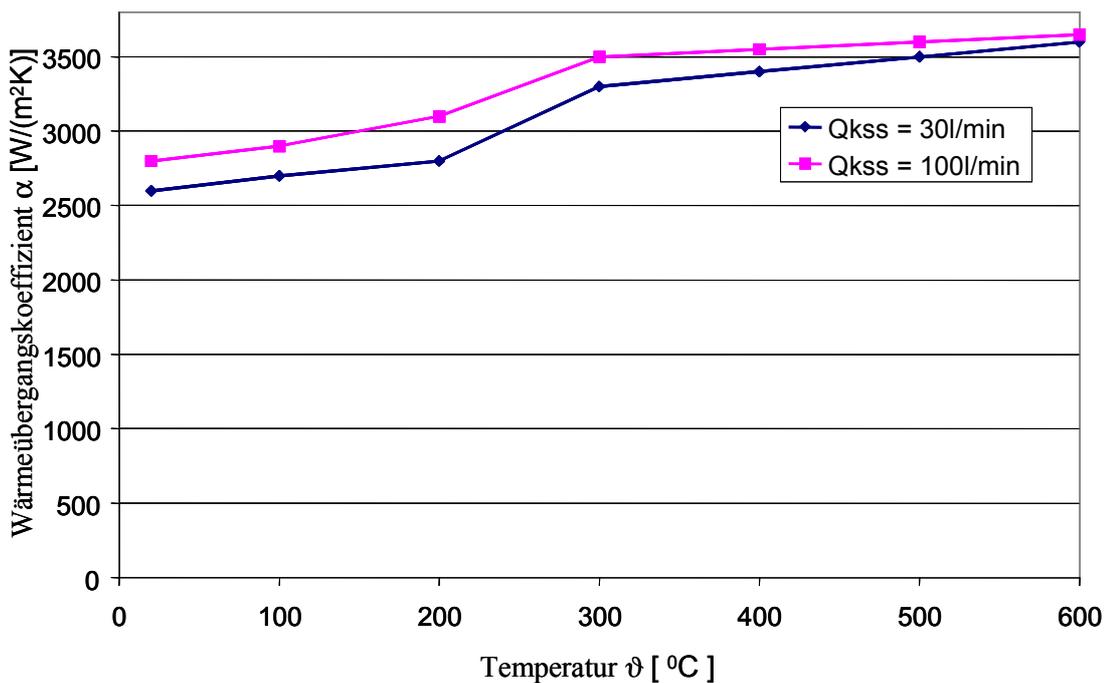


Bild 2.6: Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Temperatur nach [9]

Wie bereits angedeutet, sind es die Kühlschmiermittel, die aus der Kategorie der äußeren Wärmequellen auf die Energieverteilung eines spanenden Vorgangs und damit auf den Wärmegang einer Werkzeugmaschine einen ganz wesentlichen Einfluss ausüben, wobei in der Regel nicht Wärme abgegeben, sondern aufgenommen und schnell abgeführt werden soll.

Seit dem 18. Jahrhundert in der Zerspantechnik auf der Basis von tierischen Fetten und natürlichen Ölen zum Zwecke der Erhöhung der Werkzeugstandzeiten und Bauteilqualitäten aktiv eingesetzt, sind die heutigen synthetischen Kühlschmiermittel damit nicht mehr vergleichbar und bilden nach DIN 51385 [65] als wassermischbare Emulsionen und Fluide sowie nichtwassermischbare (Mineral-)Öle mit Zusätzen an verschleißschutzbildenden EP-Additives, Bakteriziden, Antischaummitteln und Korrosionsinhibitoren ein kompliziertes Flüssigstoffsystem, an das vielfältige physikalisch-chemische, tribologische und technische Funktionen gestellt werden.

Zu den 3 Hauptfunktionen zählen das Schmieren, das Kühlen und das Spülen, wobei

- der Schmierungsmechanismus im speziellen tribologischen System Werkzeug – Werkstück – Kühlschmiermittel insgesamt auf komplizierten, in mikroskopischen und submikroskopischen Bereichen ablaufenden tribo-physikalischen und –chemischen, auch mit der Bildung reibungsmindernder Schutzschichten verbundenen Vorgängen, basiert,
- der Kühlungsmechanismus auf dem Wärmeaufnahmevermögen des Kühlschmiermittels, das sehr wesentlich von der Zuführart (Fallstrahl- bzw. Druckstrahlkühlschmierung), Zuführmenge/Zeiteinheit, Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit, Form und Richtung des Kühlschmiermittels zur Wirkzone sowie von der spezifischen Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit der Mittel abhängig ist, beruht,
- der Spülungsmechanismus, der über die Viskosität und Benetzungsfähigkeit beeinflussbar ist, dem schnellen Abtransport der Späne dient.

Als Nebenfunktionen fungieren das Temperieren, Reinigen, Binden von Stäuben und Partikeln sowie der Korrosionsschutz.

Die Zielfunktionen sind technischer und ökonomischer, neuerdings auch ökologischer Art:

Aus zerspantechnischer Sicht stehen mit dem Kühlschmiermitteleinsatz

- eine Verringerung der Zerspankräfte und des Energiebedarfs,
- eine Erhöhung der Werkzeugstandzeiten,
- eine Verringerung der geometrischen Abweichungen am Werkstück,
- eine Vermeidung thermisch bedingter Werkstück-Oberflächenschädigungen,
- eine Verbesserung der Späneabfuhr – insgesamt also
- eine verbesserte Zerspanbarkeit

in einer hohen, durchaus realistischen Erwartung. Die Ökonomie erhofft sich Produktivitätssteigerungen und Kostensenkungen.

Dagegen gewinnen bei der Gestaltung fertigungstechnischer Prozesse Aspekte der Ökologie zunehmend an Bedeutung, die in aller Regel zunächst zu Einschränkungen der Wirtschaftlichkeit führen, denen durch technologische Maßnahmen, beispielsweise durch die TB- oder MS-Technik, gezielt entgegen zu wirken ist.

Die Entwicklung der Kühlschmiermittel der letzten fünf Jahrzehnte war ganz eng gekoppelt an die Entwicklung der technischen Leistungsparameter der Werkzeugmaschinen, die sich sprunghaft-revolutionär und angepasst an die ganz beträchtlichen Eigenschaftsverbesserungen der Schneidstoffe (Hartmetalle, Cermets, Keramiken, Bornitride) und deren Veredlung durch Hartstoffbeschichtung vollzogen. Verbesserte Spindellagerungen, statische und dynamische Steifigkeiten und Antriebssysteme ließen vor allem die Schnittgeschwindigkeiten bis hin zur HSC-Tauglichkeit und daraus resultierend die Schnitt- und Motorleistungen in die Höhe schnellen – eine Entwicklung, mit der sich folgerichtig ein ganz neues Anforderungsprofil an die Kühlschmiermittel und Systeme ihrer Zuführung an die Zerspanungsstelle verband. Die entstehende Schnittenergie sollte minimiert, die Ableitung der in Wärme umgewandelten Energie maximiert werden.

Dafür wurden zwei Entwicklungsschritte gleichzeitig eingeleitet:

- Der 1. Schritt einer Erhöhung des Kühlschmiermittelumsatzes/Zeiteinheit zur Steigerung des Wärmeaufnahmevermögens vollzog sich problemlos.

Während noch in der Mitte der fünfziger Jahre des vorigen Jahrhunderts 5 bis maximal 10 l/min die Menge des im Fallstrahl über das Werkzeug und Werk-

stück einer völlig ungekapselten Werkzeugmaschine geleiteten Kühlschmiermittels ausmachte - manchmal war auch schon die das Werkzeug benetzende „Pinsel“-Kühlschmierung ausreichend -, hat sich dieser Umsatz bis heute dramatisch um den Faktor 20 bis 25 auf bis zu 250 l/min beim Hochleistungsschleifen sogar auf bis zu 350 l/min mit zusätzlicher Druckbeaufschlagung (10 – 20 bar) einer Vollstrahlkühlschmierung erhöht.

Die Werkzeugmaschinenindustrie ist dieser Anforderung durch eine Vollkapselung der Maschinen und durch angepasste KSM-Versorgungs- und –Entsorgungsaggregate schnell gerecht geworden.

Der Werkzeugmaschinenanwender hat die damit verbundenen Vorzüge der Produktivitäts- und Werkzeug-Lebensdauererhöhungen ebenso gern angenommen wie die geringe thermische Belastung und Temperaturkonstanz des Arbeitsraumes, mit denen sich engere Fertigungstoleranzen erzielen ließen. Die gesteigerten Aufwendungen und Kosten für die KSM-Aufbereitung und –entsorgung wurden zunächst in Kauf genommen.

- Der 2. Schritt der Verbesserung der Gebrauchseigenschaften der Kühlschmiermittel vor allem bezüglich ihres Schmiervermögens gestaltete sich wesentlich anspruchsvoller. Für die Ausprägung dieser Eigenschaften zeichnen die Zusatzstoffe verantwortlich, darunter hauptsächlich die EP-Additive, basierend auf chemischen Verbindungen der Elemente Chlor, Phosphor und Schwefel.

In Abhängigkeit vom prozentualen Anteil dieser EP-Additive, aber auch anderer physikalischer Additive, Korrosionsschutzmittel, Antinebelstoffe, Schauminhibitoren, Dispersionsmittel, Emulgatoren, Biozide, ..., konnte die schmierende, reibungs- und verschleißmindernde Wirkung dieser komplexen Stoffgemische überzeugend nachgewiesen werden.

Diese Kühlschmierstoffentwicklung war bewusst auf eine Leistungssteigerung des Zerspanprozesses ausgelegt und ließ wenig Raum für die Beachtung möglicher Gefährdungspotenziale für den Menschen, die Umwelt und die Maschinen, deren Auftreten jedoch vorprogrammiert war:

- Anfang der 90-er Jahre überschritt der Kühlschmierstoffverbrauch die 1 Mio-t-Grenze (**Bild 2.7**).

Bundesweit fallen schätzungsweise jährlich ca. 350 000 t Altemulsion und Öl-Wasser-Gemische sowie eine nicht exakt abschätzbare Menge an Schleifschlamm und mit Öl verunreinigter Filtervliese und Filterhilfsmittel an, die aufbereitet und richtliniengerecht (VDI-Richtlinie 3397) und kostenpflichtig entsorgt werden müssen. Durch Ausschlepp- und Leckageverluste, Emissionen, halogenierte Reinigungsmittel und giftige Schadstoffe, die bei der Herstellung, dem Transport und dem Gebrauch sowie der Entsorgung üblicherweise durch Verbrennung entstehen, stellen die Kühlschmiermittel eine beachtliche Gefährdung für Boden, Wasser und Luft mit steigender Tendenz dar.

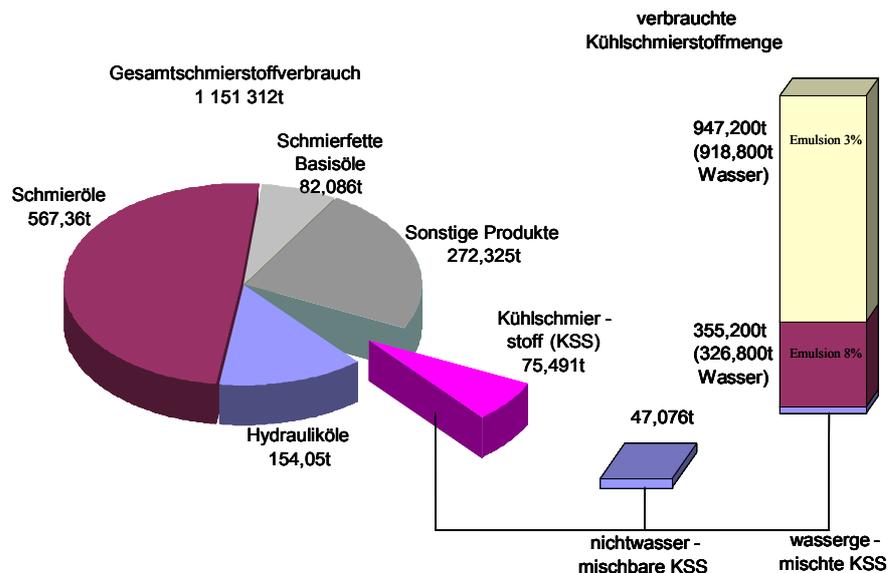


Bild 2.7: Gesamtschmierstoff- und Kühlschmierstoffverbrauch im Jahr 1994 [66]

- Mehr noch als die mittelbare Umweltbelastung sind die KSM-Zusatzstoffe, Bakterizide und Fungizide sowie die sich bildenden Reaktionsprodukte teilweise toxischen Charakters und auf dem Wege der Benetzung und Inhalation unmittelbar Verursacher von bösartigen Erkrankungen der Haut und Atemwege. Wie von den Eisen- und Berufsgenossenschaften [67] festgestellt wurde, haben 30 % der schweren, erstmals angezeigten oder wiederholt rückfälligen Hauterkrankungen ihre Ursache in den Kühlschmierstoffen. Für die betroffene

Berufsgruppe können daraus ganz einschneidende Negativfolgen resultieren, die bis zum Arbeitsplatzwechsel oder auch zur Berufsaufgabe reichen. Für das Unternehmen bedeuten sie ausfall- und umsetzungsbedingte Mehrkosten.

Zusammenfassend kann resümiert werden, dass die Entwicklung der Kühlschmiermittel nach Menge und stofflicher Zusammensetzung die ökologische und Gesundheitsgefährdung ebenso dramatisch vergrößert hat wie die mit ihrem Einsatz verbundenen finanziellen Belastungen. Eine Geringschätzung und Vernachlässigung der KSM-Kosten sind längs nicht mehr vertretbar. Wie eine Analyse der werkstückbezogenen Fertigungskostenstrukturen im Automobilbau gezeigt hat [68, 69, 70], belaufen sich die KSM-Kosten in der Gesamtheit aller Bestandteile auf 7 – 17 % und liegen damit wesentlich über den Werkzeugkosten, die nur noch 2 – 4 % betragen.

Beide Aspekte, die der Gefährdung und der Kostenbelastung, haben notwendigerweise zu einem Umdenken im Umgang mit dem Kühlschmiermittel geführt.

Der Gesetzgeber hat sich in die Pflicht genommen, die Gefahrstoffe im Kühlschmiermittel zu begrenzen oder völlig zu untersagen, wie beispielsweise das generelle Verbot für Chlorparaffine, Nitrosamine, Biozide, ... oder die limitierten Grenzwerte für die Konzentrationen an KSM-Dämpfen und Aerosolen am Arbeitsplatz der Werkzeugmaschine zeigen. Sie fanden Eingang in eine Vielzahl technischer Regeln, Gefahrstoffverordnungen und Vorschriften für den Umgang mit den Kühlschmiermitteln und für vorbeugende Schutzmaßnahmen [71, 72, 73].

Diese Maßnahmen haben nicht zuletzt ihren Niederschlag in zunächst progressiv sich erhöhenden Entsorgungskosten auf bis zu 400 EUR/m³ bei wenig verunreinigten und bis zu 1500 EUR/m³ bei stark verunreinigten und als Sondermüll deklarierten Kühlschmiermitteln [74] gefunden, die sich erst jetzt beginnen, auf diesem hohen Niveau zu stabilisieren.

Die produzierenden Unternehmen stellen sich der zunehmenden Sensibilisierung für die Umwelt und der damit einhergehenden immer geringeren Akzeptanz für Produkte mit ökologischen Gefährdungspotenzialen und betrachten den Schutz der Umwelt als eine neue Herausforderung, Ökonomie und Ökologie eines Fertigungsprozesses verstärkt gleichberechtigt in die unternehmerischen Zielbetrachtungen – Gewinnerzielung, wirtschaftliche Herstellung verkaufsfähiger Produkte, Behauptung im Wettbewerb, Image des Unternehmens – einzubeziehen.

Neben vielfältigen Möglichkeiten der Modifizierung der Kühlschmiermittel durch die Verwendung biologisch abbaubarer, toxisch unbelasteter und umweltverträglicher Grundöle und Zusatzstoffe, der verstärkten Orientierung auf den Einsatz nichtwasmischbarer Kühlschmiermittel als Substitution für Emulsionen und Fluide oder auch der Verringerung der KSM-Durchflussmenge durch eine optimierte Gestaltung der Zufuhrdüsen, wie z. B. durch angepasste Schuidüsen beim Hochgeschwindigkeitsschleifen (= Mindermengenschmierung) [75], erweist sich der Übergang zur TB und zur „Quasi“-Trockenbearbeitung, der Minimalmengenschmierung, als der konsequenteste Schritt für eine ganzheitliche Gefährdungsvermeidung, der allerdings nicht ohne begleitende technologische Anpassungsmaßnahmen gegangen werden kann.

Durch den vollständigen Verzicht auf das Kühlschmiermittel entfallen bei der TB die drei Haupt- bzw. Primärfunktionen des Kühlens, Schmierens und Spülens. Im Ergebnis dessen verändern sich die Wärmemengen und –ströme. Bedingt durch verschlechterte Reibungs- und Adhäsionsbedingungen zwischen dem Werkzeug und dem Werkstoff vergrößert sich die durch den Zerspanvorgang erzeugte Wärme. Daraus resultiert eine höhere thermische Belastung

- des Werkzeug-Schneidkeils mit der Folge eines erhöhten Werkzeugverschleißes,
- der Werkstück-Randzone, verbunden mit der Gefahr des Auftretens thermisch bedingter Schädigungen sowie größerer Werkstückgeometrieabweichungen,
- der Werkzeugmaschine und ihres Arbeitsraumes mit negativen Auswirkungen auf die thermische Stabilität und auf den Wärmegang sowie wiederum auf die Bauteilgenauigkeit.

Geeignete technologische Maßnahmen zur Kompensation dieser Negativeffekte sind zielführend und komplex auf alle am Zerspanvorgang unmittelbar und mittelbar beteiligten Komponenten zu richten [74]:

- Alternativlos sind nur Schneidstoffe mit hoher Warmhärte und –verschleißfestigkeit (PM-Schnellarbeitsstähle, Hartmetalle, Cermets, Schneidkeramiken, Bornitride) einzusetzen.

- Angepasste Schichtsysteme fungieren als mechanische und thermische Barrieren zur Reduzierung des Wärmeflusses in den Schneidkeil ((Ti (Al, N)-Schicht)) sowie als „Festschmierstoff“ zur Reibungs- und Adhäsionsminderung (DLC-, WC/C-Schichten).
- Optimierte Schneidengeometrien (angepasste Gestaltungen der Werkzeugspanfläche führen zu einer Minimierung der Kontaktflächen Span-Werkzeug) und Spanleitstufenabmessungen verringern die Scher- und Reibungsenergien und tragen zur Verbesserung der Spanabfuhr bei.
- Durch eine Optimierung der Schnittbedingungen kann über eine gezielte Beeinflussung der Kontaktzeit und der Spanbildung Einfluss auf die Wärmeverteilung genommen werden. Eine Vergrößerung der Schnittgeschwindigkeit und der Vorschubgeschwindigkeit verringert beispielsweise den Anteil der Zerspanwärme, der in das Werkstück fließt, in umgekehrter Richtung wirkt eine Vergrößerung der Schnitttiefe und der Anzahl der Schnitte [10].
- Die Werkzeugmaschine muss auf die TB anforderungsgerecht angepasst werden. Zu diesen Anforderungen zählen u. a.:
 - eine schnelle und möglichst vollständige Abfuhr der hoch aufgeheizten Späne aus dem gekapselten Arbeitsraum durch geneigte Flächen, Späneabprall-, -abdeck- und -ablenkeinrichtungen sowie auf die Spanform und auf das Spanvolumen optimal dimensionierte Absaugvorrichtungen,
 - ein thermosymmetrischer Aufbau der Werkzeugmaschine mit ggf. Temperaturkompensations-Einrichtungen bei nicht tolerierbaren Wärmedehnungen,
 - Metallstaub- und Emissionsabsaugeinrichtungen, schließlich
 - Brand- und Explosionsschutzsensoren und –geräte.

Werden diese Vorkehrungen getroffen, dann lassen sich gegenwärtig bereits zahlreiche spanende Verfahren der geometrisch bestimmten Schneide, u. a. das Drehen, Fräsen, Bohren, Wälzfräsen, trocken durchführen.

Trotz erhöhter Spindel-, Werkzeug- und Werkstücktemperaturen im Trockenschnitt können auch enger tolerierte Passungen mit wenigen Korrekturschritten reproduzierbar erzeugt werden, wie praktische Beispiele bei der Fertigung eines Lagerdeckels [66] und eines Zahnrades beim Wälzfräsen mit beschichteten PM-Schnellarbeitsstahl-Fräsern [77, 78] zeigen.

Für einige spanende Prozesse, insbesondere solche, bei denen verfahrens- und werkzeugbedingt die Späne nicht ungehindert ablaufen können (Gewindebohren, (Tief-)Bohren, Reiben, Schafffräsen, ...), werkstoffbedingt die Späne zum Verkleben und zum Zusetzen der Spanräume neigen (Aluminium-Knetlegierungen) oder auch die Zufuhr eines Kühlschmiermittels keine wirtschaftliche bzw. gar keine spanende Bearbeitung gewährleisten kann (Nickelbasislegierungen), bietet die Minimalmengenkühschmierung (MMKS) eine ökonomisch und ökologisch vertretbare Lösungsalternative zur TB.

Durch die Minimalmengenkühschmierung, Mindermengenkühschmierung oder auch Minimalschmierung wird der Volumenstrom des zugeführten Schmiermittels definitionsgemäß auf ≤ 50 ml/h begrenzt. Vielfach reichen bereits 35 - 40 ml/h aus. Diese Mindermenge des Schmiermittels wird während des Zerspanvorgangs fast völlig verbraucht. Die Späne, das Werkzeug und das Werkstück bleiben „quasi“ trocken und bedürfen keiner weiteren Nachbehandlung. Die Späne können direkt dem Recycling zugeführt werden. Deshalb benutzen einige Autoren auch den Begriff Verbrauchs- oder Verlustschmierung.

Die kühlende Funktion ist aufgrund der niedrigen Wärmekapazität der als Trägermedium benutzten Druckluft vernachlässigbar klein. Sie muss durch die Reibungsmin- derung des Schmiermittels kompensiert werden.

Die Forschungs- und Entwicklungsschwerpunkte zur MMKS waren seit ihrer Er- steinführung vor ca. 5 Jahren auf die Optimierung der Schmiermittel und der Geräte- und Düsenteknik für ihre gesicherte Zuführung bis in die Zerspanzone gerichtet [79] – [93].

Die für die MMKS eingesetzten Schmiermittel unterscheiden sich prinzipiell nicht von denen der Vollstrahlkühlschmierung. Sie bestehen ebenfalls aus Basis- und Zusatzstoffen, wobei neben einer primär hohen Schmierwirkung Sekundäranforderungen an die toxikologische und dermatologische Unbedenklichkeit, die biologische Abbaubarkeit, die Benetzungs- und Haftfähigkeit, das Vernebelungs-, Staubbindungs- und Verharzungsverhalten zu berücksichtigen sind.

Auf Pflanzenölen und tierischen Fetten basierende natürliche und synthetische additivierte Fettsäureester sowie Fettalkohole werden den genannten Anforderungskomplexen am besten gerecht.

Die Dosier- und Zuführerätetechnik hat sich bereits optimal auf diese Methode der MMKS eingestellt. Seitens der Art der Zuführung des Mittels wird in eine äußere und innere Zuführung unterschieden. Geräte mit äußerer Schmiermittelzufuhr sind konstruktiv relativ einfach aufgebaut und an einer Werkzeugmaschine leicht nachzurüsten. Über eine flexible Gestaltung der Düsen hinsichtlich ihrer Anzahl und Ausrichtungsmöglichkeiten erfolgt im Arbeitsraum eine variable Anpassung an die geometrischen Abmessungen des Wirkpaares Werkzeug – Werkstück.

Die Notwendigkeit einer inneren Schmiermittelzufuhr ergibt sich immer dann, wenn die im Eingriff befindlichen Werkzeugschneiden nicht zugänglich (z. B. Werkzeuge zur Bohrungsbearbeitung) oder sich bildende Luftmäntel beispielsweise beim HSC-Spanen mit umlaufenden Werkzeugen von außen nur schwer durchlässig sind. Dafür bietet der Werkzeugmaschinenhersteller bereits Spindeln mit innerer Zuführung an, bei der ein druckbeaufschlagter Luftstrom mit einem dosierten Schmiermittel so angereichert wird, dass dieses durch die Spindel und durch das Werkzeug hindurch sicher auch bis an die Schneide gelangt.

Nach der Art der Schmierstoffdosierung und Gemischaufbereitung unterschieden, befinden sich die folgenden Sprühsysteme im Angebot:

- **Niederdruck-Sprühsysteme,**

die nach dem Injektorprinzip mit geringen Luftüberdrücken von 0,2 bis 0,6 bar arbeiten und einen nur geringen Luftverbrauch von ca. 2 bis 3 l/min bedingen.

Dazu ist es erforderlich, dass der Vordruck aus der Druckluftversorgung mit 6 bar mittels eines Druckminderers auf den o. a. Arbeitsdruck reduziert wird. Das Schmiermittel wird angesaugt und in feinsten Tröpfchenform zerstäubt. Bis zu 8 Düsenköpfe lassen sich mit ihren Ausführungsvarianten auf jede Aufgabenstellung anpassen und garantieren einen vielseitigen Einsatz für einen punktuellen bis flächenhaften Flüssigkeitsauftrag [94]. Ein elektrisches Steuerventil gewährleistet ein kontinuierlich-gleichmäßiges Sprühen und gestattet die Einstellung des Mengenstroms. Das Gerätesystem ist kompakt aufgebaut, lässt sich sehr schnell nach- und umrüsten und sorgt für ein sauberes Arbeitsumfeld.

Überdruck-Sprühsysteme,

bei denen der Schmierstoff und die Luft in der Regel bis zum Düsenaustritt separat geführt und erst dort zum Sprühstrahl vermischt werden. Dieses System eignet sich insbesondere zum Versprühen von Ölen mittlerer Viskositäten. Aufgrund der getrennten Schmierstoff- und Luftmengenregelung bietet es dem Anwender sehr gute Dosiermöglichkeiten und den besten Wirkungsgrad. Eine konventionelle Düse lässt den Luft-Öl-Sprühstrahl mit einem Öffnungswinkel von ca. 15° austreten. Eine spezielle Düsenentwicklung funktioniert nach dem Zweistoff-Düsenprinzip [95], bei dem der Gemischstrahl über eine Ringdüse zusätzlich von einem Luftstrahl mantelförmig umgeben wird, so dass der Schmierstoff auch bei größerer Entfernung zur Wirkstelle richtungsstabil aufgetragen wird, ohne dass Flüssigkeitströpfchen in die Umgebungsluft abgegeben werden.

Die direkte Kopplung der Drücke von Luft und Medium ermöglicht es, die Stoffströme und Luftmischungsverhältnisse auf einfache Weise mit Nadelventilen einzustellen. Komplizierte Druckregelungs- und Pumpensysteme sind nicht erforderlich [95].

Überdruck-Sprühsysteme sind gegenwärtig am weitesten verbreitet.

Airless-Sprühsysteme

oder auch Tropfendosiersysteme, die das reine Schmiermittel dosierdiskontinuierlich ohne Luftbeimischung an die Zerspanstelle lenken [96]. Das Öl fließt aus einem Behälter drucklos in die Dosiereinheit, aus der es mittels eines Kolbendruckes in Tröpfchenform aus der Düse herausgedrückt wird.

In Abhängigkeit von der Düsenbohrung, dem Kolbendruck und der Viskosität des Schmiermittels können Tröpfchengrößen von 0,01 bis 0,8 mm³ bei Hüben bis zu 120 Hüben/min erzielt werden. Die Entfernungen zwischen dem Düsenausgang und dem Auftreffort können, beeinflusst von der Oberflächenspannung des Öls, zwischen 60 bis 500 mm betragen. Mittels an die Düse ansetzbarer Sprühdüsen lassen sich die verschiedensten Sprühbilder – Voll-, Kegel-, Ring-, Flach- und 90°-Winkelstrahl – erzeugen und auf die jeweiligen Anwendungsbedingungen optimal ausrichten [94].

- **Sprüh- und Dosiersystem für pastöse Medien**

dienen dem Auftrag von pastösen Schmierstoffen, Fetten und auch inhomogenen Hochtemperatur-Schmierpasten, wobei für das betrachtete Beispiel [97] das Medium mit einer Dichte von ca. 1,65 g/ml an der Düse mittels Druckluft in kleine Partikel zerlegt und in einem homogenen Sprühstrahl auf den Zielort beispielsweise einer Werkzeugschneide aufgetragen wird. Die Dosierung ist von 2 ml/h bis 100 ml/h einstellbar. Der Sprühstrahl mit einem Sprühkegel-Öffnungswinkel von 3 bis 45° kann zwischen einem Dauer- oder Taktbetrieb variiert und von der SP-/CNC-Steuerung der Werkzeugmaschine angesteuert werden.

Der erreichte Stand der Minimalmengenschmierung und der ihrer technischen Realisierung zeigen, dass diese Kühlschmiermethode bereits hoch entwickelt ist und alternativ dort eingesetzt werden kann, wo eine TB nicht möglich ist.

Besonders vorteilhaft hat sich ihr Einsatz, gestützt auf zahlreiche wissenschaftliche Erkenntnisse und Erfahrungen, erwiesen:

- **schneidstoffseitig** vor allem bei Hochleistungs-, auch PM-Schnellarbeitsstählen, während Hartmetalle, Schneidkeramiken und Bornitride aufgrund ihrer hohen Warmfestigkeit trockenbearbeitungsfähig sind;
- **verfahrensseitig** bevorzugt bei den spanenden Verfahren zur Bohrungsbearbeitung, beim Sägen, Wälz-, Schaft- und Profilfräsen, selten beim Drehen und Fräskopffräsen, gar nicht beim Schleifen, bei dem auf die Primärfunktionen einer Kühlschmierung noch nicht verzichtet werden kann;

- **fertigungsmittelseitig** bei konventionellen und CNC-gesteuerten Werkzeugmaschinen, die im allgemeinen problemlos mit der erforderlichen Geräte- und Düsenteknik ausgerüstet werden können, jedoch stark eingeschränkt bei Bearbeitungszentren, flexiblen Fertigungssystemen und fest verketteten Taktstraßen infolge von Integrations-, Positionier- und Ansteuerungsproblemen in der Regel mehrerer Düsen auf engstem Raum.

Im Gegensatz zur Minimalschmiertechnik (MST) befindet sich die Minimalkühltechnik (MKT) unter der Verwendung vorwiegend kühlend wirkender Emulsionen mit großer Wärmeaufnahmekapazität in einer noch geringen Verbreitung. Primär nicht auf die Werkzeugschneidkante, sondern auf das Werkstück gerichtet, kann die Kühlwirkung ganz bewusst zur Verringerung der thermischen Belastung der Werkstück-Randzonenbereiche eingesetzt werden [98] – [101].

In einen abschließenden Vergleich zur Vollstrahlkühlschmierung gestellt, werden durch die TB und die MMKS überwiegend keine Einbußen an Produktivität und Bauteilqualität erzielt, die Fertigungskostenstrukturen verbessern sich, die Werkzeugstandzeiten bleiben gleich oder erhöhen sich sogar, die Gefährdungspotenziale für die Umwelt und für die betroffenen Menschen werden überwältigend verringert.

3. Aufgabenstellung und –abgrenzung

Die Aus- und Bewertung des wissenschaftlichen Erkenntnisstandes hat gezeigt, dass sich die Zerspantechnik gegenwärtig auf einem hohen Produktivitäts- und Qualitätsniveau bewegt. Dazu haben die leistungsverbesserten Werkzeugmaschinen, Werkzeuge und Spannzeuge, ausgelöst durch eigenschaftsverbesserte Schneidstoffe, Beschichtungen und Kühlschmiermittel, immer wieder beigetragen.

Die Gestaltung spanender Prozesse vollzieht sich auf der Basis gut approximierender empirischer Kraft-, Werkzeug-Standzeit- und Rauheitsmodelle. Zum besseren Verständnis der beim Spanbildungsvorgang ablaufenden Verformungs- und Reibungsmechanismen, der auftretenden Spannungen, Kräfte und Temperaturen leistet die numerische Simulation dank gesteigerter Computerrechenleistungen und verbesserter FE-Methodenansätze einen wertvollen Beitrag.

Abgesehen von einzelnen Ansätzen zur Modellierung der Werkstückrauheit standen die Maß- und Formabweichungen zurückliegend nicht in der ganz großen Aufmerksamkeit der zerspantechnischen Forschung – einerseits bedingt durch Maschinen- und Vorrichtungsentwicklungen hin zu hohen statischen und dynamischen Steifigkeiten, durch die die mechanisch verursachten Abweichungsanteile auf ein beherrschbares Minimum reduziert wurden, andererseits durch optimale Kühlschmierbedingungen einer Vollstrahl- oder so auch bezeichneten Überflutungskühlschmierung ohne und mit Druckbeaufschlagung, durch die das Werkstück auf ein geringes und vor allem konstantes Temperaturniveau heruntergekühlt wurde, so dass für das Auftreten thermischer Abweichungen keine physikalisch begründbaren Voraussetzungen gegeben waren.

Diese Situation hat sich mit dem Übergang der Vollstrahlkühlschmierung zur Trockenbearbeitung und Minimalmengenkühlschmierung grundlegend geändert. Das Kühlpotenzial fällt weg, die durch das Werkstück abgestrahlte Wärme vergrößert sich ebenso wie das Temperaturniveau im Werkstück und im Arbeitsraum der Werkzeugmaschine, thermisch bedingte Deformationen treten messbar in Erscheinung und sind nicht mehr vernachlässigbar. Es besteht ein spontaner Bedarf für wissen-

schaftlich begründete Untersuchungen des Einflusses dieser ökologiefreundlichen Kühlschmiermethoden auf die Genauigkeitsabweichungen spanend hergestellter Werkstücke.

Die vorliegende Arbeit leistet dazu einen Beitrag und macht es sich zur Aufgabe,

die durch den Zerspanvorgang verursachten Wärmeströme vor allem in das Werkstück und in die Umgebung (Kühlschmiermittel, Luft) zu erfassen und die daraus resultierenden thermischen Abweichungsstrukturen unter der besonderen Berücksichtigung der Variation der Kühlschmierbedingungen zu bestimmen.

Exemplarisch dafür wird der Drehprozess gewählt, der von allen spanenden Verfahren mit mehr als 30 % den größten Anwendungsumfang aufweist. Dieser zu untersuchende Drehprozess ist dadurch charakterisiert, dass

- hinsichtlich der Werkstückgeometrie keine Einschränkungen gemacht werden, allein ihre Rotationssymmetrie wird vorteilhafterweise vorausgesetzt,
- die Schneidstoffe und Werkzeuge, letztere in der Schneiden- und Spanflächengeometrie, veränderlich eingesetzt werden,
- die Werkstück-Werkstoffe auf Konstruktionsstähle mit allerdings unterschiedlichen mechanischen und wärmephysikalischen Eigenschaften eingegrenzt werden,
- schließlich die technologischen Schnitt- und Maschineneinstellwerte (Schnittgeschwindigkeit, Vorschub, Schnitttiefe) in den für das Drehen bekannten Bereichen variiert werden.

Die größte Aufmerksamkeit wird jedoch den Kühlschmierbedingungen gewidmet. Unterschieden wird zwischen den beiden extremen Kühlschmiermethoden, der Vollstrahlkühlschmierung und der Trockenbearbeitung. Dazwischen ordnen sich die Minimalmengenschmierung und die Minimalmengenkühlung als Kompromissvarianten ein.

Der Lösung dieser komplexen Aufgabe zur Ermittlung der thermisch bedingten Werkstückabweichungen beim Drehen wurde ein kombinatorischer experimentell-theoretischer Methodenansatz zugrunde gelegt, der entsprechend **Bild 3.1** eine Strukturierung in 5 Schwerpunktkomplexe vorsieht:

1. Experimentelle Bestimmung der Kühlfähigkeit der für die einzelnen Kühlschmiermethoden zum Einsatz gelangenden unterschiedlichen Kühlschmiermittel und –medien auf der Basis eines Analogieversuchs.
2. Experimentelle Bestimmung des globalen und lokalen Wärmeübergangskoeffizienten „Werkstück – Umgebung“ auf der Basis des realen Zerspanprozesses.
3. Experimentelle Bestimmung der Werkstück-Wärmeleistung unter der besonderen Berücksichtigung des Einflusses unterschiedlicher Kühlschmierbedingungen ebenfalls auf der Basis des realen Zerspanprozesses.
4. Entwicklung eines mathematischen Prozessmodells zur Beschreibung des thermischen Zustandes des Werkstücks in einem 1. Schritt und des daraus resultierenden Deformationszustandes in einem 2. Schritt auf der Basis der Anwendung der numerischen FE-Simulationsmethodik.
5. Validierung des Prozessmodells anhand eines realen Bauteils aus der Praxis,

wobei die aus dem Experiment gewonnenen Ausgangsgrößen notwendigerweise der FE-Simulation als unverzichtbare Eingangsgrößen sowie des Soll-Ist-Ergebnis-Abgleichs dienen.

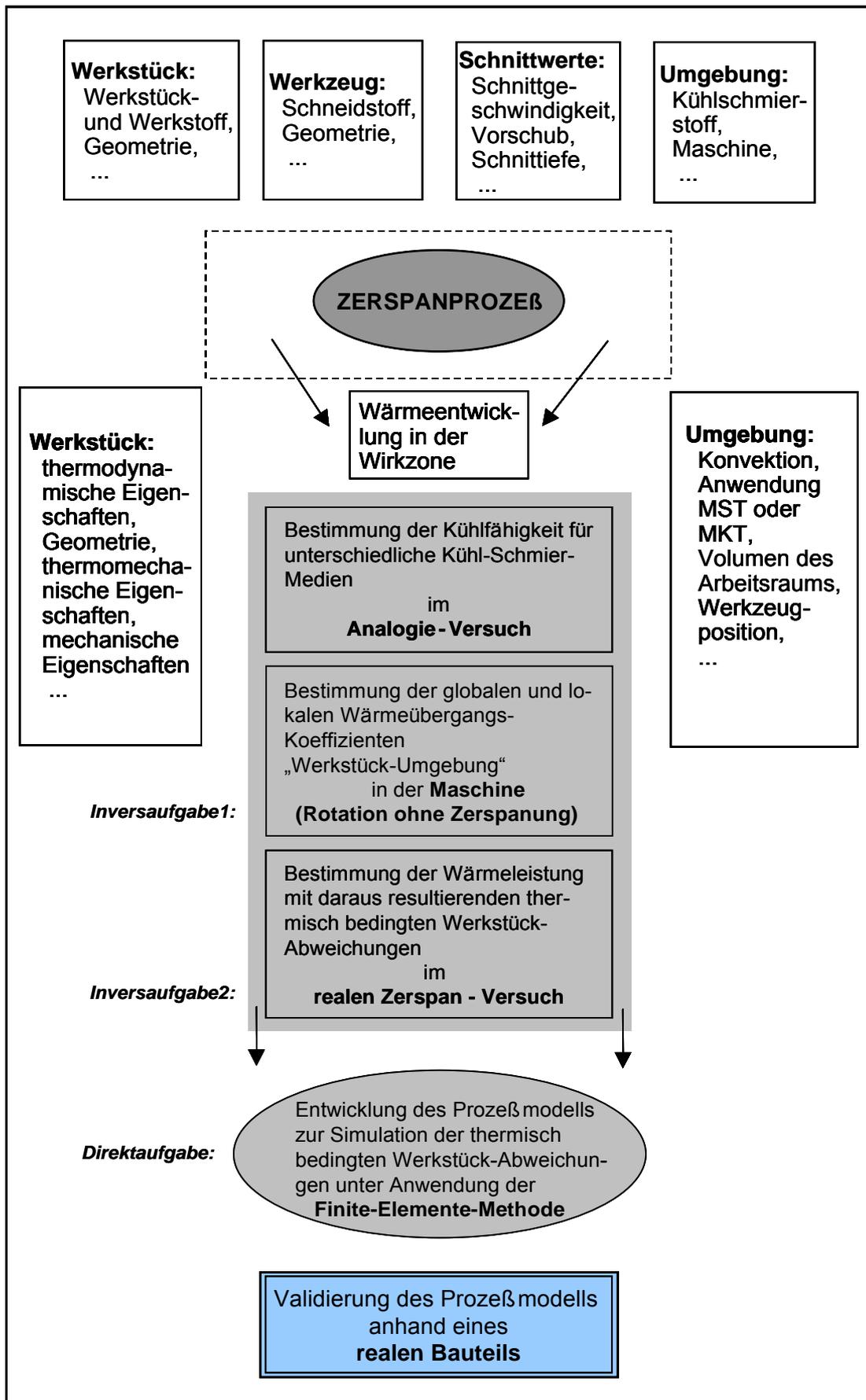


Bild 3.1: Strukturierung eines kombinatorischen experimentell-theoretischen Methodenansatzes

4. Experimentelle Ermittlung der Kühlfähigkeit der eingesetzten Kühlschmiermittel

Die Notwendigkeit, Kenntnis über die Kühlfähigkeit eines Kühlschmiermittels (Emulsion, Öl) oder eines anderen Mediums (Luft, Luft-Öl-, Luft-Wasser-Gemisch) zu haben, resultiert aus dem besonderen Anspruch an die eingangs formulierte Aufgaben- und Zielstellung, einen möglichst umwelt- und gesundheitsverträglichen Einsatz dieser Mittel zu gewährleisten.

Diese Fähigkeit, Wärme aufzunehmen und möglichst schnell abzuführen und damit kühlend zu wirken, hängt von zahlreichen Einflussgrößen ab, u. a. von den wärme-physikalischen Eigenschaften des Kühlschmiermittels (spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit) und der Kühlschmiermittelmenge bei einer Vollstrahlkühlschmierung sowie dem Luft-Öl-/Emulsions-Verbrauch, dem Düsen-Zuführdruck und –Abstand bei der Minimalschmier- oder –kühltechnik, und beeinflusst ganz wesentlich die thermischen Prozesse und die dadurch bedingten Werkstückabweichungen. Sie wird quantifizierbar in einem einfachen Analogie-Modell-Versuch ermittelt.

4.1. Aufbau und Prinzip des Analogie-Modell-Versuchs

Für den angestrebten Bestimmungszweck ist es aus Gründen des geringsten versuchstechnischen Aufwandes legitim, den methodischen Zugang über einen Analogie-Modell-Versuch zu finden, durch den der reale Zerspanvorgang ausreichend genau angenähert wird.

Das einfache Grundprinzip des in der Anlage 1 ausführlich dokumentierten Versuchsstandes basiert auf der kontinuierlichen Erwärmung durch ein in ein Probewerkstück eingebautes Heizelement auf festgelegte Temperaturen und Temperaturintervalle zwischen 60 °C bis maximal 500 °C während einer limitierten Aufheizzeit (300 s bzw. 600 s), dem Abschalten des Heizelementes nach Erreichen der angestrebten Temperatur und der dann einsetzenden Abkühlung mit der messtechni-

schen Erfassung des jeweiligen Erwärmungs- und Abkühlungs-Zeit-Verlaufs durch ein in die Randzone des Probewerkstücks eingesetztes Thermoelement.

Ein Vergleich des Analogie-Modell-Versuchs mit dem realen Zerspanvorgang (**Bild 4.1**) weist eine Reihe übereinstimmender und abweichender Merkmale auf.

Die Analyse zeigt, dass die wohl wichtigste und alles entscheidende Übereinstimmung darin besteht, dass die Vektoren der Wärmeströme für beide Vorgänge zwar unterschiedlichen Vorzeichens, dennoch aber gleichgerichtet sind und senkrecht auf dem Werkstück bzw. Probekörper stehen, der Wärmestrom also maximal ist:

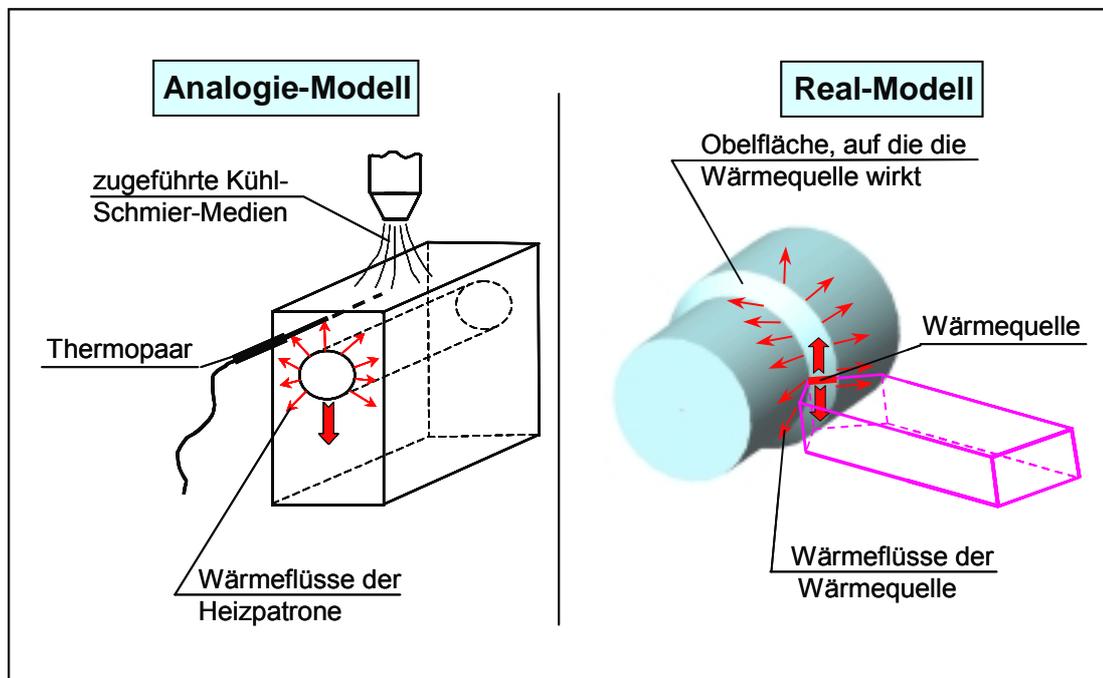


Bild 4.1: Vergleich des Analogie-Modell-Versuchs mit dem realen Zerspanvorgang

Die Abweichungen hinsichtlich der Charakterisierung der Wärmequelle und der Versuchsbedingungen

- im Modellversuch eine zylindrische, d. h. kontaktflächige Heizpatrone mit ortskonstanter Wärmeleistung und mit reproduzierbaren Versuchsabläufen, jeweils beginnend bei der Umgebungstemperatur, demgegenüber
- im Realprozess eine punkt- bzw. linienförmige, ortsveränderliche Wärmequelle mit zeitveränderlicher Kapazität und andere,

lassen zwar den großen Abstraktionsgrad des Modellversuchs erkennen, die dennoch nicht relevant sind für das angestrebte Ergebnis, die Kühlfähigkeit der eingesetzten Medien unter den verschiedensten Kühlschmierbedingungen nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ miteinander vergleichen zu können, wie auch die nachfolgenden Modellrechnungen zeigen.

4.2. Kühlschmiermittel und –bedingungen

Die Auswahl der Kühlschmiermittel erfolgte prioritär unter dem Aspekt ihres optimalen Einsatzes für die Minimalschmier- und -kühltechnik und sekundär in Abhängigkeit ihrer Gefährdungspotenziale für den Menschen und für die Umwelt (Gesundheits-, Explosions-, Entzündungsgefahr, ...) sowie ökonomischer Gesichtspunkte.

- **Kuschmiermittel**

Aus der Liste der Kühlschmiermittel wurde aus den genannten Gründen der flüssige Stickstoff, obwohl er auf Temperaturen bis – 180 °C heruntergekühlt werden kann, für eine industrielle Nutzung ausgeschlossen.

Statt dessen wurden die folgenden, ausschließlich kühlend wirkenden Mittel in diese Untersuchungen einbezogen:

- Superkältespray 75, das beim Auftreffen auf die Oberfläche des Probekörpers diese durch schnelle Verdunstung und Wärmeableitung auf – 40 °C kühlt,
- Kältespray FRE 4000, das auf der Probenoberfläche Temperaturen ebenfalls bis zu – 42 °C erreichen lässt,
- komprimierter Stickstoff,
- komprimiertes Kohlendioxidgas,
- Wasser mit Rostschutzmittel, das mittels des Gerätes MMST „MINI-COOL“ als vernebeltes Luft-Wasser-Gemisch auf den abzukühlenden Probekörper gesprüht wird.

In der Verwendung für die Minimalschmiertechnik erwies sich ein additiviertes Rapsöl mit vorwiegend schmierender Wirkung als besonders geeignet.

- **MKT-Bedingungen**

Die Kühl- und Schmierwirkung eines Mediums wird nicht allein von seinen physikalischen Eigenschaften bestimmt, sondern auch von der Zuführart und –menge, die sich in Abhängigkeit von der verfügbaren Gerätetechnik veränderlich gestalten lässt:

- Bei der Anwendung der Methode der MKST wurde der Verbrauch des Kühl-/Schmiermittels auf 5 - 10 ml/min konstant eingestellt, um auf diese Weise den Bedingungen einer „Quasi“-Trockenbearbeitung gerecht zu werden. Die Abstände Düse – Werkstückprobe wurden in den Bereichen 10 mm, 50 mm und 100 mm variabel gestaltet sowie der Luft- bzw. Gasverbrauch in den Stufen

12 l/min; 24 l/min; 40 l/min

gewählt.

- Die Kältesprays und die Kohlensäure wurden dem Probenkörper als Flüssigkeit zugereicht, wobei ebenfalls auf einen Verbrauch von

5 ml/min (maximal 10 – 20 ml/min)

orientiert wurde.

4.3. Ergebnis-Analyse, -Auswertung und –Diskussion

Die im Ergebnis der Analogieversuche erhaltenen Erwärmungs- und Abkühlungskurven haben erwartungsgemäß den gleichen qualitativen Verlauf, wie in den **Bildern 4.2** und **4.3** exemplarisch dargestellt.

Die Versuchsplanmatrix mit der Codierung der einzelnen Versuche, wie sie in den nachfolgenden Diagrammen benutzt wurde, ist der Anlage 2 zu entnehmen.

Charakteristisch für diese Temperatur-Zeit-Verläufe ist

- die degressiv ansteigende Erwärmungskurve bis zum Erreichen der festgelegten Abschalttemperatur sowie
- die sich anschließende progressiv abfallende Abkühlkurve, die sich asymptotisch der Zeitachse annähert.

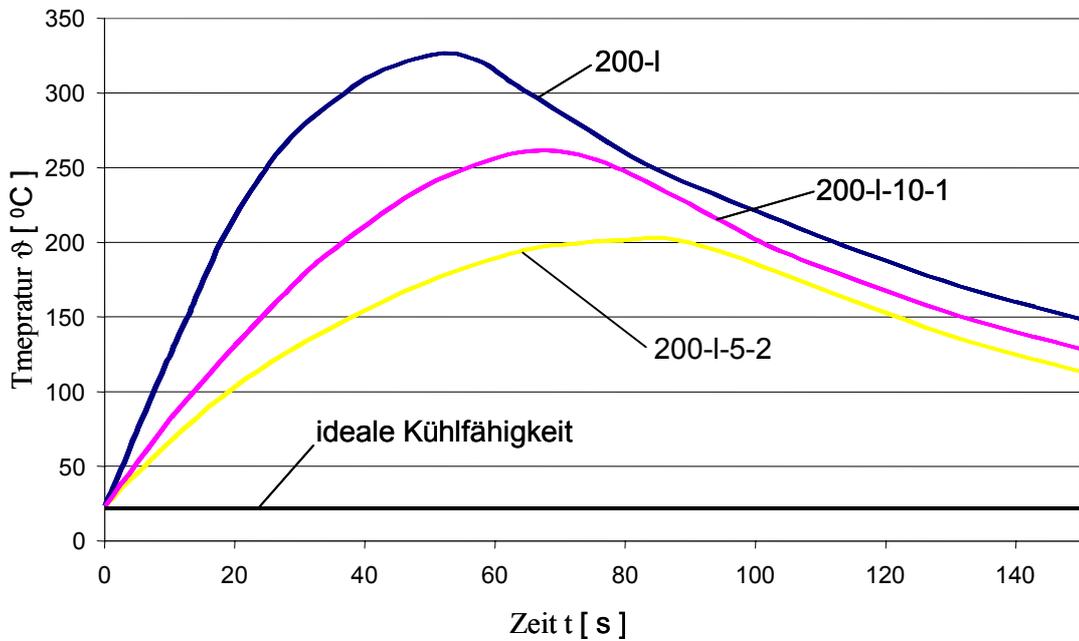


Bild 4.2: Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei einer Erwärmung bis 200°C

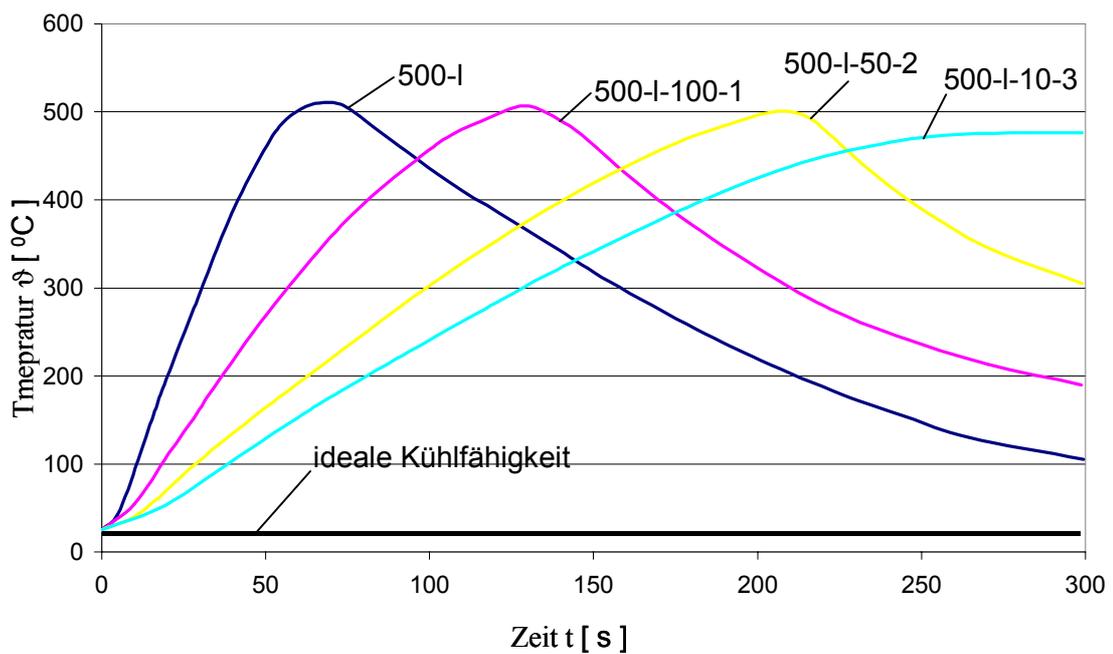


Bild 4.3: Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei einer Erwärmung bis 500°C

Dieser Funktionsverlauf lässt sich qualitativ wie folgt interpretieren:

Die Kühlfähigkeit eines Mediums drückt sich im Tangens der Neigungswinkel beider Kurvenzweige aus. Je größer die Kühlfähigkeit, desto kleiner der Tangens der Neigungswinkel im aufsteigenden Funktionsverlauf.

Das ideale Kühlmittel besitzt einen linearen Funktionscharakter, verläuft mit einem Neigungswinkel von 0° parallel zur Zeit-Achse auf der Höhe der Ausgangs-/Umgebungstemperatur, was gleichbedeutend damit ist, dass die Kühlkapazität des Kühlmittels gleich der Wärmekapazität der Wärmequelle ist.

Beobachtete Abweichungen von diesen charakteristischen Funktionsverläufen haben ihre Ursache in physikalisch begründbaren, teilweise sehr spontan auftretenden thermischen Reaktionen auf der Oberfläche der Werkstückprobe:

- Zu einer solchen Abweichung kommt es bereits, wenn mit einem vernebelten Luft-Wasser-Gemisch gekühlt und die Erwärmungstemperatur 100°C erreicht und überschreitet (**Bild 4.4**).

Der steile Anstieg der Erwärmungskurve in der Anfangsphase deutet auf die geringe Kühlkapazität der komprimierten Luft hin, die durch das mitgeführte Wasser nur gering beeinflusst wird. Ein Teil des Wassers setzt sich infolge auftretender Oberflächenspannungen auf der Probenoberfläche fest und feuchtet diese an. Wird der Siedepunkt des Wassers erreicht, dann kommt es zu einer spontan-heftigen Abkühlung infolge Wasserverdampfung. Die Kennlinie verändert ihren Funktionscharakter. Dieser Vorgang des „Abdampfens“ des Wassers bei Temperaturen von $90 - 100^\circ\text{C}$ ist allerdings nur von kurzzeitigem Charakter und dauert nur wenige Sekunden. Danach setzt die Erwärmungsfunktion ihren normalen Verlauf fort.

- Geradezu eine Kälteschockwirkung rufen die eingesetzten flüssigen Kältesprays und das sich bei seinem Austritt aus dem Absperrventil ebenfalls verflüssigende Kohlendioxid aus, wenn sie auf das Probenwerkstück auftreffen. Ihre Kühlwirkung ist so groß, dass die Umgebungstemperatur schnell unter-

schritten und die Oberflächentemperatur sogar in den Bereich der Minusgrade abfällt (**Bild 4.5**).

Die aus dem Inneren des Heizelementes mit einer gewissen Verzögerung zugeführte Wärme wird von der Kühlkapazität der Kühlmedien fast vollständig absorbiert.

Wird die Kühlflüssigkeitszufuhr spontan durch Abschalten oder stochastisch durch das einfrierende Absperrventil gestoppt, dann reagiert der Temperatur-Kennlinien-Verlauf darauf mit einer spontanen Reaktion des Temperaturanstiegs.

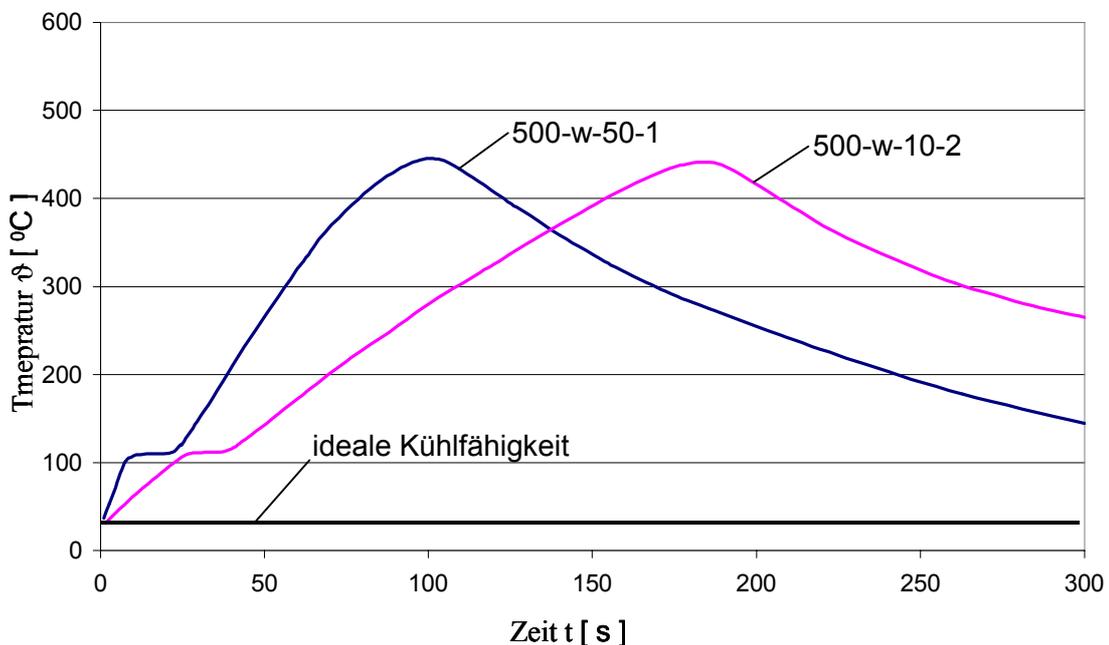


Bild 4.4: Erwärmungs- und Abkühlungskurven bei Erwärmung bis 500°C unter Anwendung eines vernebelten Luft-Wasser-Gemisches

Ohne eine weitere Vertiefung dieser, auch von dem realen Zerspanprozess stärker abweichenden Erwärmungs- und Abkühlungsvorgänge kann resümiert werden, dass aus der Analyse der Funktionsverläufe auf die Kühlfähigkeit der untersuchten Medien sicher geschlossen werden kann und dass diese in eine Rangfolge steigender bzw. abfallender Kühlfähigkeit eingeordnet werden können, die insgesamt allerdings nur auf einer qualitativen Bewertung basiert.

Dieser Anspruch ist nicht ausreichend und soll nachfolgend durch ein mathematisch-analytisches Modell auf eine höhere Ebene der auch quantitativ-wertmäßigen Einschätzung der Kühlfähigkeit angehoben werden.

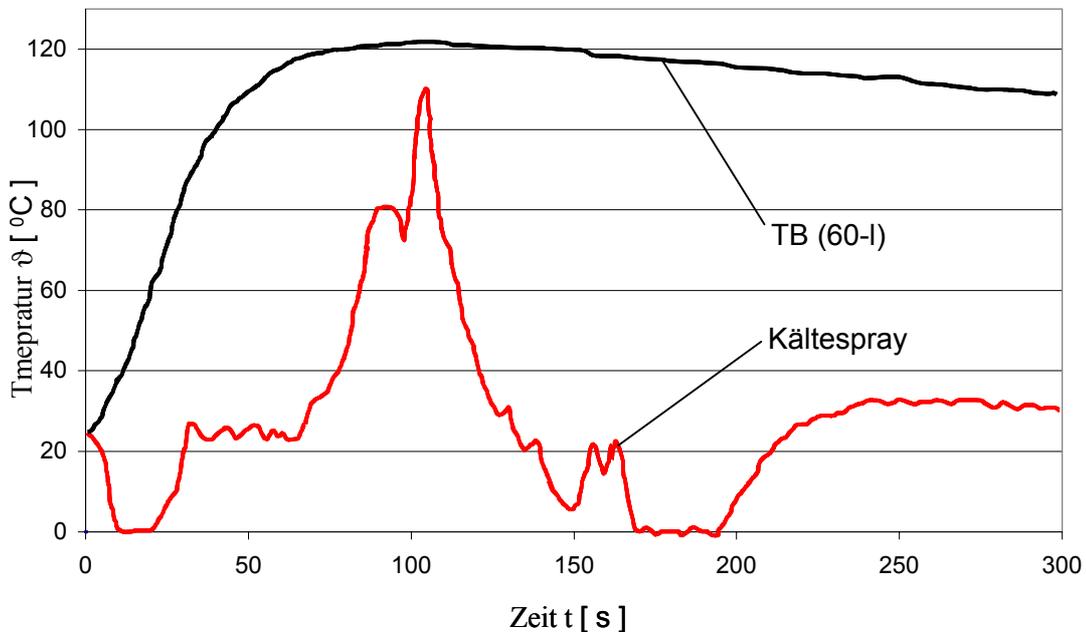


Bild 4.5: Erwärmungs- und Abkühlungskurven unter Anwendung eines flüssigen Kältesprays

4.4. Mathematisch-analytische Modellierung der Kühlfähigkeit

Für die mathematisch-analytische Modellierung der Kühlfähigkeit soll die Betrachtung auf den Teil der Funktion begrenzt werden, der den Erwärmungsvorgang widerspiegelt. Während dieser Aufheizphase, die so intensiv auch während des realen Zerspanvorgangs auftritt, entstehen die Temperaturen im Werkstück, die für die thermisch bedingten Abweichungen verantwortlich sind. Der dem Spanen nachfolgende Abkühlprozess spielt eine vernachlässigbare Nebenrolle.

Die Energiebilanz für diesen Erwärmungsprozess des Analogieversuches wird theoretisch veranschaulicht:

Darin stellt $\vartheta_1(t)$ die Erwärmungskurve des durch das Heizelement im Vakuum aufgeheizten Probenkörpers für den Idealfall sehr guter innerer Wärmeleitung ($Bi \rightarrow 0$) und nur der Wärmeaufnahme ohne Wärmeabgabe dar. Sie ist durch einen großen Tangens des Neigungswinkels charakterisiert und kann durch eine Geraden-Funktion in der Form

$$dU = P_{el} * dt \quad (4.1)$$

$$\vartheta_1 - \vartheta_0 = \frac{P_{el}}{m_{Werk} * c} (t - t_0) \quad (4.2)$$

$$\vartheta_1 = \frac{P_{el}}{m_{Werk} * c} t - \frac{P_{el}}{m_{Werk} * c} t_0 + \vartheta_0 \quad (4.3)$$

$$\vartheta_1(t) = A_1 * t + C_1 \quad (4.4)$$

beschrieben werden. Sie strebt im theoretischen Fall gegen unendlich (praktisch gegen die Schmelztemperatur).

Berücksichtigt man den Wärmeverlust des Körpers \dot{Q}_{ab} , so gilt

$$dU = P_{el} * dt - \left| \dot{Q}_{ab} \right| dt \quad (4.5)$$

$$m_{Werk} * c * d\vartheta = (-A * \alpha * (\vartheta - \vartheta_{Umg}) + P_{el}) * dt \quad (4.6)$$

und die Temperatur strebt im stationären Zustand $t \rightarrow \infty$:

$$\frac{dU}{dt} = 0 \quad (4.7)$$

$$P_{el} = \dot{Q}_{ab} = A * \alpha * (\vartheta_{\infty} - \vartheta_{Umg}) \rightarrow \quad (4.8)$$

$$\vartheta_{\infty} = \vartheta_{Umg} + \frac{P_{el}}{A * \alpha} \quad (4.9)$$

$$\vartheta_{\infty} = \vartheta(t \rightarrow \infty) = \vartheta_{\max} \quad (4.10)$$

einen Maximalwert $\vartheta_{\infty} = \vartheta_{\max}$ zu.

Der zeitliche Verlauf der Temperatur $\vartheta_2(t)$ mit Berücksichtigung der Kühlung folgt aus der Lösung der Gleichung (4.5).

$$m_{\text{Werk}} * c * d\vartheta_2 = P_{el} * dt - A * \alpha * (\vartheta_2 - \vartheta_{\text{Umg}}) * dt \quad (4.11)$$

$$\frac{d\vartheta_2}{\vartheta_2 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha}} = -\frac{A * \alpha}{m_{\text{Werk}} * c} * dt \quad (4.12)$$

$$\ln \frac{\vartheta_2 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha}}{\vartheta_0 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha}} = -\frac{A * \alpha}{m_{\text{Werk}} * c} * t \quad \text{mit } t_0 = 0 \quad (4.13)$$

$$\vartheta_2 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha} = \left(\vartheta_0 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha} \right) * e^{-\frac{A * \alpha}{m_{\text{Werk}} * c} * t} \quad (4.14)$$

$$\vartheta_2 - \vartheta_0 = \left(\vartheta_0 - \vartheta_{\text{Umg}} - \frac{P_{el}}{A * \alpha} \right) * \left(e^{-\frac{t}{t_R}} - 1 \right) \quad (4.15)$$

$$\vartheta_2 = A_2 * \left(1 - e^{-\frac{t}{B_2}} \right) + C_2 \quad (4.16)$$

Die Exponentialfunktionen beschreiben das Aufheiz- und Abkühlverhalten homogener Körper ($\vartheta \neq f(x, y, z)$) unter der Voraussetzung konstanter Stoffwerte und insbesondere konstanter Wärmeübergangskoeffizienten (für freie Konvektion und zweiphasigen Wärmeübergang tritt jedoch eine starke Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Temperatur auf $\alpha(\vartheta)$).

Die Anwendung unter den gegebenen Bedingungen kann aber im Sinne einer empirischen Anpassung an die experimentellen Verläufe erfolgen.

Für die quantitative Bestimmung der Kühlfähigkeit muss nunmehr eine geeignete Kenngröße gefunden werden.

Das kann der Tangens des Neigungswinkels sein, der die Geschwindigkeit der Wärmeabfuhr aus dem Probenkörper in das Kühlschmiermittel charakterisiert.

Je besser die Kühlung ist, desto kleiner sind die Anstiege der Kurve $\vartheta_2(t)$ und die erreichte Temperatur ϑ_{\max} (siehe Gleichung 4.9).

Da der Anstieg der Kurve von der Zeit abhängig ist, erscheint ein integraler Wert, der hier in Form des Flächensintegrals $\int_0^t (\vartheta_2 - \vartheta_0) dt$ verwendet wird.

Dieses Integral ist proportional der abgeführten Wärme

$$\int_{t_0}^{t_{yTB}} (\vartheta_2(t) - \vartheta_0(t)) dt = \frac{Q_{ab} \Big|_{t_0}^{t_{END}}}{A * \alpha}, \quad (4.17)$$

wenn man den Wärmeübergangskoeffizienten näherungsweise konstant betrachtet. Je geringer der Wert des Integrals ist, desto besser ist die Kühlwirkung. Für eine qualitative Betrachtung der unterschiedlichen Kühlverfahren wird deshalb der Koeffizient K definiert

$$K = \frac{\int_{t_0}^{t_{END}} \vartheta_{TR}(t) dt - \int_{t_0}^{t_{END}} \vartheta_n(t) dt}{\int_{t_0}^{t_{END}} (\vartheta_{TR}(t) - \vartheta_0) dt} * 100\%, \quad (4.18)$$

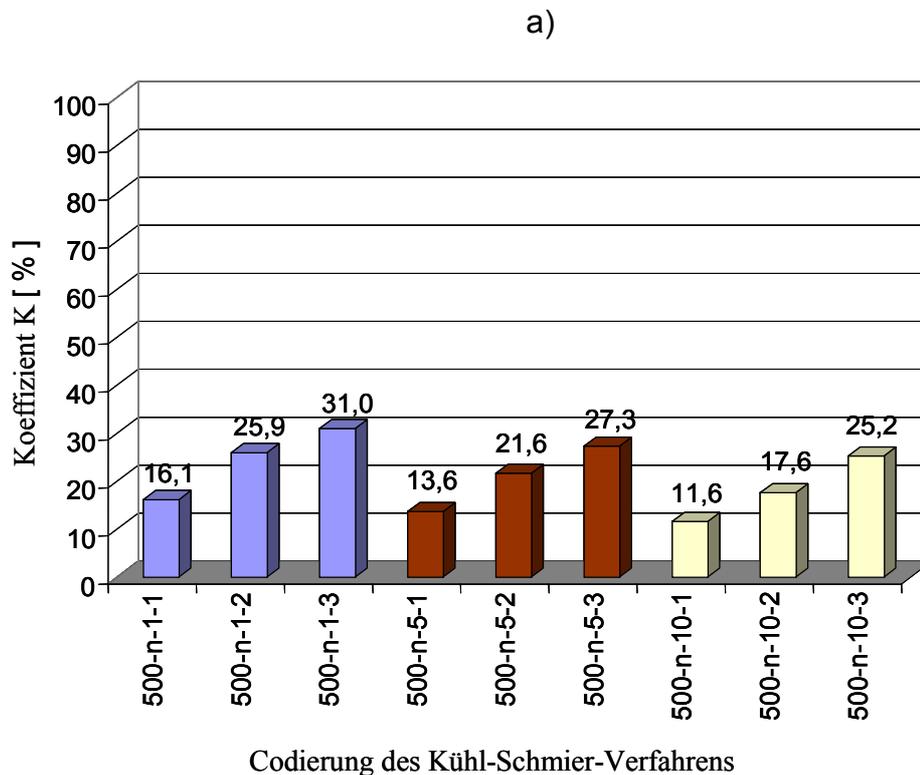
der eine Bewertung des jeweiligen Kühlverfahrens (ϑ_n) im Vergleich zur Trockenbearbeitung (ϑ_{TR}) ermöglicht.

Dieser Kühlfähigkeits-Koeffizient wurde für alle Erwärmungskurven bis t_{END} mittels eines Rechenprogramms berechnet und der nachfolgenden kurz gefassten Ergebnisbewertung zugrunde gelegt.

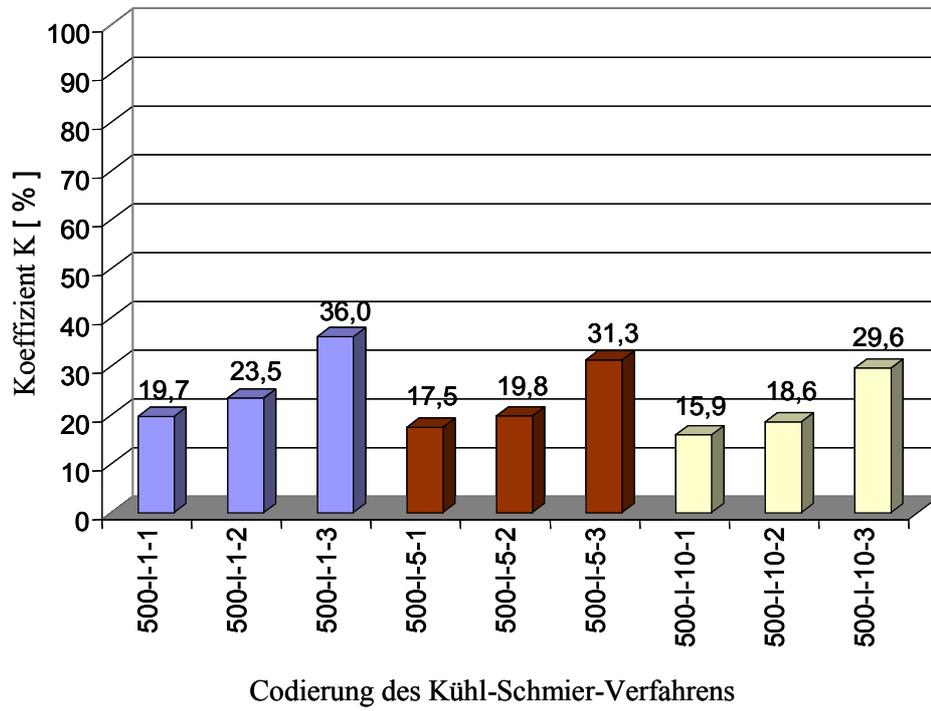
Die Versuchsplanmatrix mit der Codierung der einzelnen Versuche, wie sie in den nachfolgenden Diagrammen benutzt wurde, ist der Anlage 2 zu entnehmen.

- **Einfluss des Kühlschmierverfahrens und –mittels (Bilder 4.6 a bis c)**

Die MKT erweist sich unter allen Bedingungen u. a. des Düsenabstandes und des Verbrauchs der gasförmig zugeführten Mittel als das wirksamste Kühlschmierverfahren, was auf das hohe Wärmeaufnahmevermögen des Luft-Wasser-Gemisches insbesondere im Verbindung mit der Verdampfung des Wassers zurückzuführen ist. Dieses Gemisch übertrifft in seiner Kühlfähigkeit die anderen Kühlschmiermittel um das 2,5- bis 3fache.



b)



c)

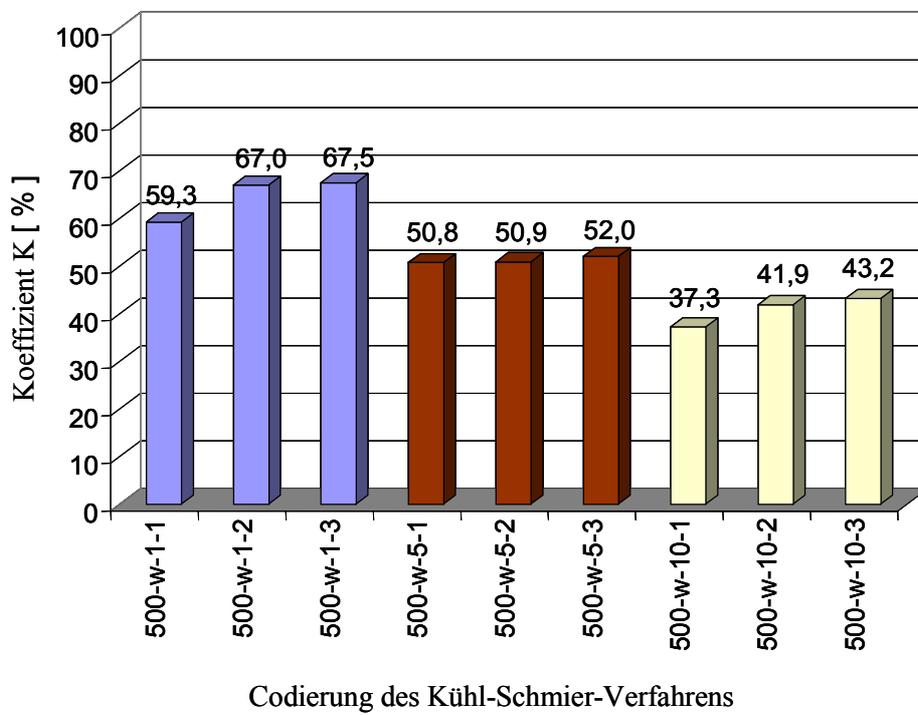


Bild 4.6: Einfluss des Düsenabstandes zum Werkstück und des Luft-/Gasverbrauchs auf die Kühlfähigkeit

Die Erwartung, dass der Luft-Öl-Nebel der MST aufgrund seiner schmierenden Wirkung die fehlende Kühlkomponente würde kompensieren können, kann im vorliegenden Modellversuch nicht nachgewiesen werden. Die MST rangiert deshalb deutlich hinter der MKT, vergleichbar mit den Gasen Stickstoff und Kohlendioxid.

- **Einfluss des Düsenabstandes zum Werkstück (Bilder 4.6 a bis c)**

Die gleichen Diagramme dokumentieren auch den Einfluss des Düsenabstandes auf den Kühlfähigkeitskoeffizienten, der sich mit der Vergrößerung des Abstandes Düse zu kühlendes Objekt verringert.

- **Einfluss des Luft-/Gasverbrauchs**

Die Kühlleistung vergrößert sich mit der Erhöhung des Luft- oder Gasverbrauchs, also auch des Druckes des aus der Düse austretenden Gases, Luft-Öl- oder Luft-Wasser-Nebels.

Diese Tendenz ist besonders stark bei der Verwendung des Stickstoffgases (**Bild 4.6-a**) und des Luft-Öl-Nebels der MST (**Bild 4.6-b**) ausgeprägt. Im Gegensatz dazu wird diese Gesetzmäßigkeit bei der Kühlung mit einem Luft-Wasser-Gemisch gestört (**Bild 4.6-a**). Eine Erklärung wird darin gesehen, dass sich in der Luft-Wasser-Mischkammer durch Verwirbelungs- und Zerstäubungseffekte die Flüssigkeitsschwebeteilchen mit der Steigerung des Luftdrucks zu kleineren Durchmessern verändern, deshalb die geringere Bewegungsenergie aufweisen und beim Aufprall auf

die zu kühlende Werkstückoberfläche in ihrer Funktion der Aufnahme und Ableitung der Wärme durch Verdunstung beeinträchtigt sind. Insofern strebt der Luftverbrauch bei der MKT schnell einem Optimum zu (≤ 24 l/min).

- Einfluss des Flüssigkeitsverbrauchs (Bild 4.7)

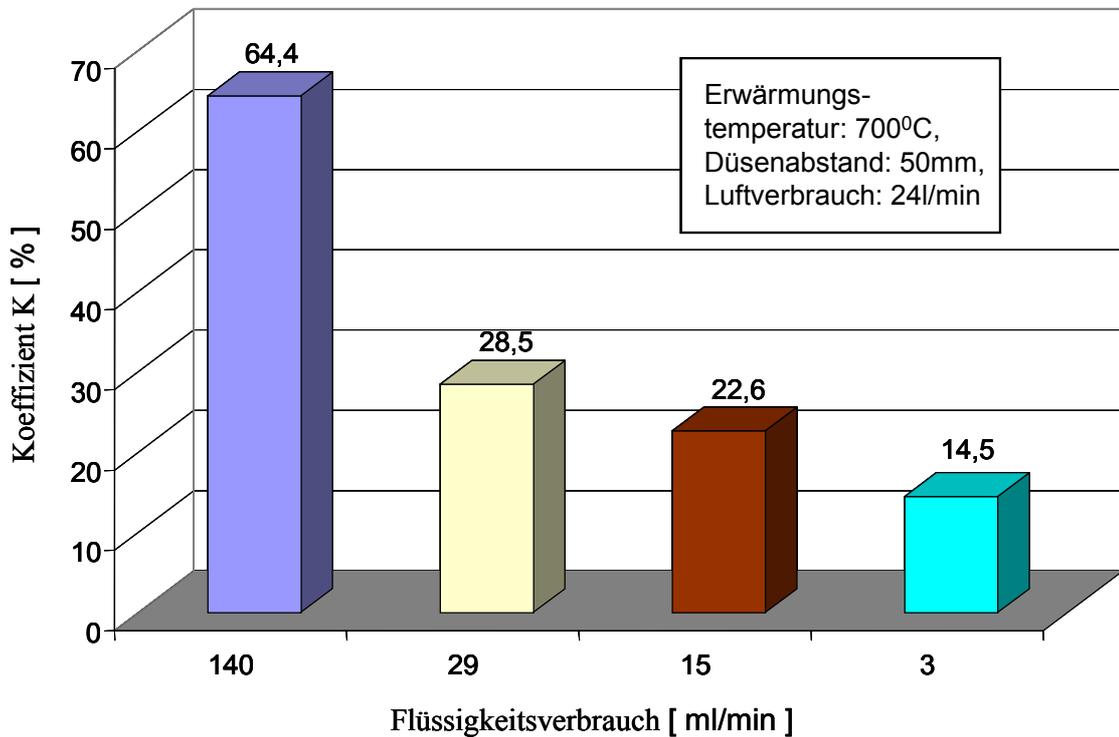


Bild 4.7: Einfluss des Flüssigkeitsverbrauchs auf die Kühlfähigkeit

Zum besseren Verständnis der beim Spanen ablaufenden wärmephysikalischen Prozesse der Kühlung des Werkstücks wurde am Beispiel der MKT der Einfluss des Wasserverbrauchs untersucht. Es zeigt sich, dass die Wärmeabfuhr des Kühlmittels mit der unter Druck gezielt zugeführten Menge nicht linear, sondern degressiv zunimmt.

Allerdings verlässt der Kurvenverlauf bereits bei 20 ml/min den Definitionsbereich der MKT.

Zusammenfassend kann zur Kühlfähigkeit der untersuchten Kühlschmiermittel und zu den Methoden ihrer Zuführung an die Wirkstelle festgestellt werden, dass

- die ausschließlich kühlend wirkenden Medien wie Stickstoff, Kohlendioxid und Kältespray erwartungsgemäß über ein großes Wärmeaufnahmevermögen ver-

fügen, aber aus der Sicht des hohen Preises, der nicht ausgereiften Gerätetechnik und thermischer Schockwirkungen für einen industriellen Einsatz z. Z. nicht infrage kommen, deshalb im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter verfolgt werden,

dass sich vergleichsweise dazu

- unter den Gesichtspunkten der Kosten, der Ökologie, der Wärmeleistung und des beherrschbaren Einflusses auf die Qualität der oberflächennahen Bereiche des Werkstücks die MKT und die MST als optimal erweisen und eine zu verfolgende Alternative sowohl zur VSKS als auch zur TB darstellen.

4.5. Übertragung der Ergebnisse des Analogie-Modell-Versuches auf den realen Zerspanprozess

Die im Modellversuch für verschiedene Kühlschmiermittel sowie für unterschiedliche Methoden ihrer Zuführung ermittelten Kühlfähigkeiten, dargestellt durch die jeweiligen Koeffizienten der Kühlfähigkeit, müssen auf ihre Übertragbarkeit auf den realen Zerspanprozess überprüft werden.

Das Hauptinteresse galt dabei der Ermittlung der Temperaturen auf der Werkstückoberfläche sowie der daraus resultierenden Maß- und Formabweichungen des Werkstücks nach seiner endgültigen Abkühlung auf Umgebungstemperatur. Weitere nachgeschaltete experimentelle Untersuchungen zur Zerspankraft und -leistung, zur Werkstück-Rauheit, zur Härte und Metallographie in der Werkstückrandzone wurden begleitend mit dem Ziel durchgeführt, um die Auswirkungen vor allem der ökologischen Kühlschmierbedingungen auf die rauheitsgeometrischen und mechanischen Eigenschaften abzuklären und diesbezüglich funktionsbedingt-unerwünschte Ereignisse zu vermeiden.

4.5.1. Versuchsplanung und –durchführung

Gewählt wurde ein Versuchsaufbau für die Drehbearbeitung einer Welle nach **Bild 4.8**, der durch eine kompakte, ganz sicher zu spannende Welle, die mittels einer Vielschnittbearbeitung in ihre Endform überführt wird, charakterisiert ist. Dieses Aufbauschema stellt sicher, dass die thermisch bedingten Abweichungen groß und alle anderen, an den Gesamtabweichungen beteiligten Bestandteile (u. a. mechanisch verursachte Durchbiegungen des Werkstücks, Aufspannabweichungen, ...) vernachlässigbar klein werden.

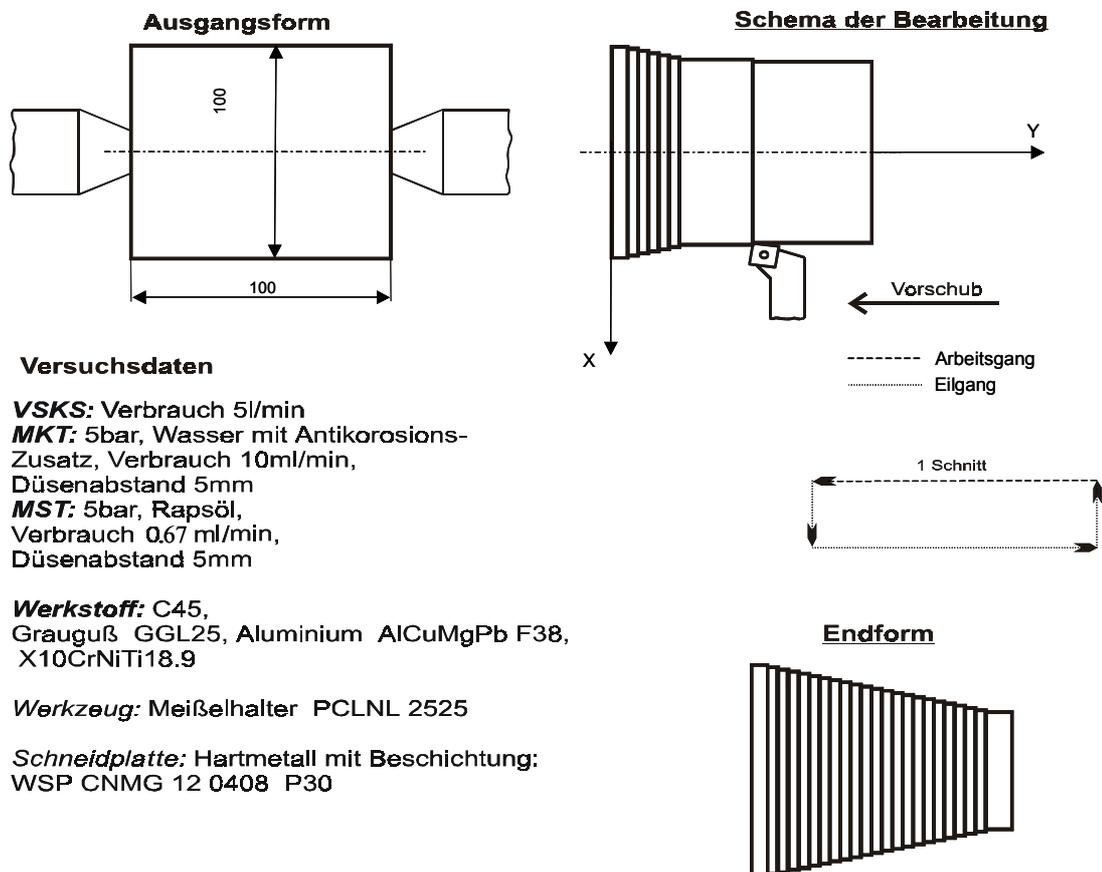


Bild 4.8: Schema der Drehbearbeitung der Welle bei der Anwendung verschiedener Kühlschmierverfahren (TB, MST, MKT und VSKS)

Außerdem besitzt die fertig bearbeitete Welle eine ausreichend komplizierte geometrische Form, um gegenüber der Einschnittbearbeitung einer einfachen Werkstückgeometrie, wie sie in der Fachliteratur [36] - [41] u.a. bereits ansatzweise model-

liert wurde, dem Anspruch gerecht zu werden, einen komplex-universellen Methodenansatz entwickeln zu wollen, der industrietauglich ist.

Seitens der Kühlschmierbedingungen wurden für den Realprozess Einschränkungen gemacht. Auf die Kühlmittel mit Kälte- bzw. Thermoschockwirkung wurde ganz bewusst verzichtet, da ihr industrieller Einsatz trotz größter Kühlfähigkeit technisch und ökonomisch nicht vertretbar wäre.

Gegen die TB als Basisvariante wurde die Vollstrahlkühlschmier-, Minimalschmier- und Minimalkühltechnik gefahren.

Die Werkstück-Werkstoff-Palette wurde auf 4 Werkstoffe mit genügend weit gefächerten mechanischen und wärmephyikalischen Eigenschaften begrenzt. Das Drehwerkzeug mit beschichteter Hartmetall-Wendeschnidplatte blieb konstant.

Zur Messung der Temperatur auf der Werkstückoberfläche kam ein Infrarot-Strahlungsmessgerät „Thermalert 30“ zur Anwendung, dessen Funktionsprinzip auf dem Kirchhoff'schen Strahlungsgesetz basiert:

$$\varepsilon(\lambda, T) = \frac{L(\lambda, T)}{L_s(\lambda, T)} \quad (4.19)$$

wobei der Absorptionsgrad $\alpha(\lambda, T) \cong$ Emissionsgrad $\varepsilon(\lambda, T)$

ist. Darin bedeuten:

$L(\lambda, T)$ - spektrale Strahldichte;

$L_s(\lambda, T)$ - spektrale Strahldichte des Schwarzen Körpers.

Dieses Strahlungsgesetz gilt für alle Strahler und führt die von deren Stoffeigenschaften in komplizierter Weise abhängigen Strahlungseigenschaften auf die eines schwarzen Körpers zurück. Sichtbar wird auch die Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Temperatur und von dem Reflexionsgrad des Strahlers.

Kernstück des eingesetzten Strahlungsmessgerätes ist ein optisches System mit einem Infrarot-Detektor (**Bild 4.9**), der die Wärmestrahlung im Wellenlängenbereich

von $1\mu\text{m}$ bis $4,5$ aufnimmt und in ein elektrisches Signal umwandelt, das sowohl analog als auch digital angezeigt und ausgegeben wird.

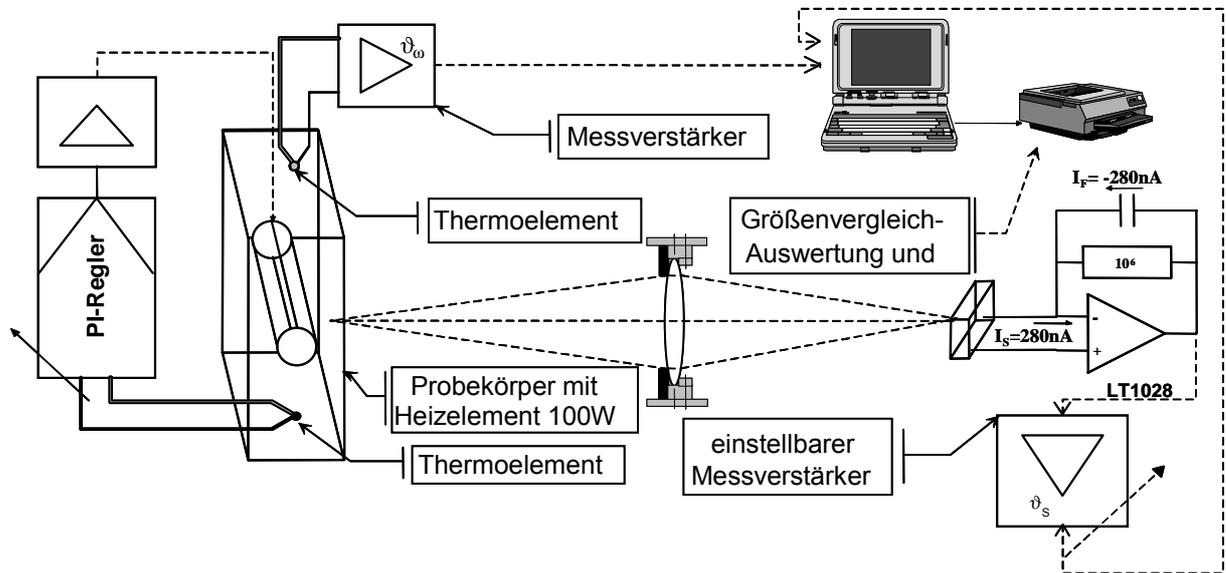


Bild 4.9: Prinzip des optischen und Kalibrierungssystems [102]

Wie alle kommerziellen Wärmestrahlungsmessgeräte muss auch diese Infrarotkamera auf die spezifischen Anwendungsbedingungen kalibriert werden, d. h.

auf die konkreten Strahlungseigenschaften der vier untersuchten Werkstoffe mit ihren realen Rauigkeitskenngrößen in einem Erwartungsbereich der Werkstückoberflächentemperaturen bis ca. $200\text{ }^\circ\text{C}$ in Schritten von $50\text{ }^\circ\text{C}$, weil davon ausgegangen werden muss, dass zwischen der Intensität der Infrarotstrahlung und der Temperatur kein linearer Zusammenhang besteht.

Abgeschätzt werden musste auch der Temperaturmessfehler, der durch das Vorhandensein eines Luft-Wasser- bzw. Luft-Öl-Nebels entsteht. Er übertraf nicht 2% für das Luft-Öl- und nicht 5% für das Luft-Wasser-Nebelmischung, deren Unterschiede aus dem unterschiedlichen Strahlbeugungsverhalten beider Medien resultieren.

Die erhaltenen Kalibrier-Diagramme nach **Bild 4.10** sind Ausdruck der diskutierten Abhängigkeiten zwischen der Intensität der Infrarotstrahlung, die von den vier Werkstoffen unterschiedlich ausgeht, und der Temperatur. Die Temperaturen zwischen den Intervallen wurden mittels Interpolation linearisiert.

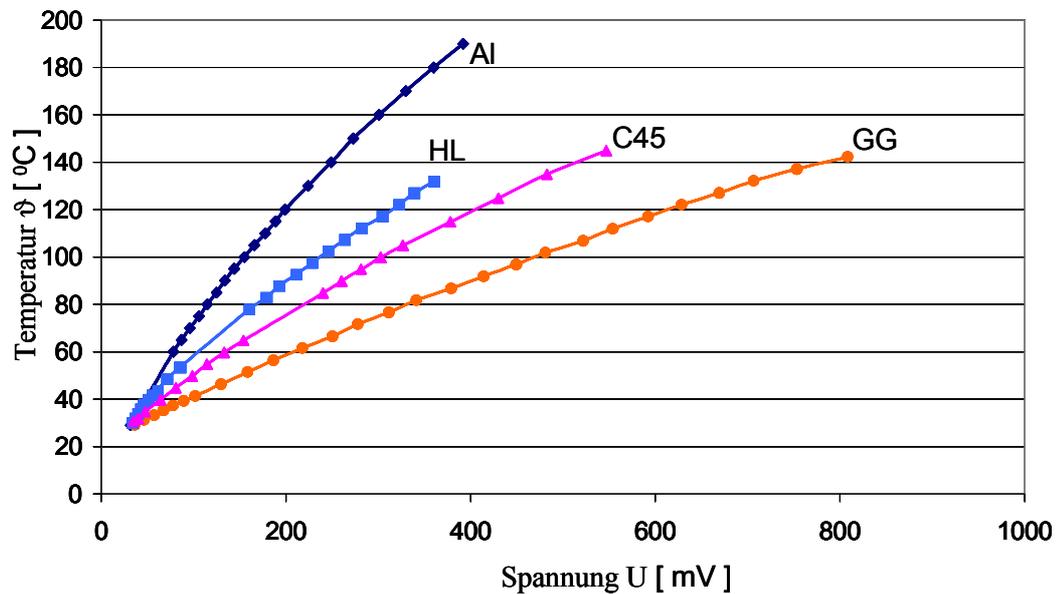


Bild 4.10: Kalibrier-Diagramme

Die Gerätetechnik zur messtechnischen Erfassung der weiteren, in die Betrachtungen einbezogenen geometrischen, physikalischen und mechanischen Kenngrößen wurde bedarfsgerecht wie folgt ausgewählt und eingesetzt:

- 3D-Koordinatenmessmaschine des Typs Leitz PMM 866 mit einer Messgenauigkeit von $0,67 \mu\text{m}$ in horizontaler und $1 \mu\text{m}$ in vertikaler Richtung (bezogen auf einen Prüfdurchmesser von 100 mm) zur Ermittlung der temperaturbedingten Werkstück-Maß- und Formabweichungen,
- Rauheitsmessgerät „TALYSURF“ mit einer Messgenauigkeit von 5% ,
- Härteprüfgerät „ARK-600“ zur Überprüfung der makroskopischen Werkstückrandzonenhärte,
- metallographische Ätzverfahren zur Beurteilung der Randzonen-Mikrostruktur des Werkstücks,
- 3-Komponenten-KISTLER-Messplattform zur Ermittlung der Zerspankraft-Komponenten beim Drehen,
- Leistungsmessgerät „HIOKI 3165“ zur Bestimmung der sich in Wärme umsetzenden Schnittleistungsenergie.

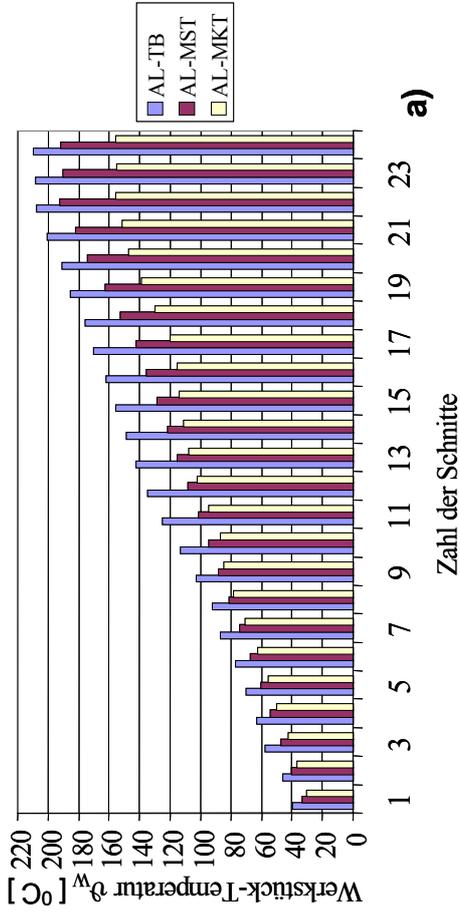
4.5.2. Ergebnisaus- und –bewertung

- **Temperatur der Werkstückoberfläche**

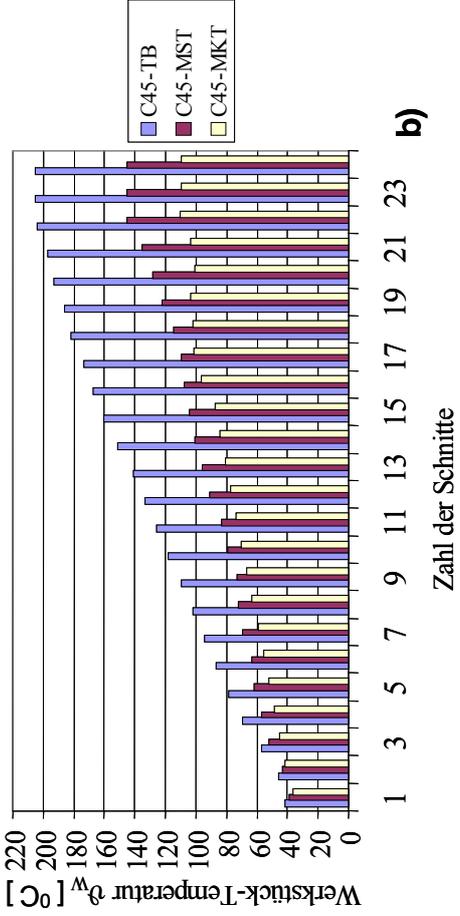
Wie exemplarisch anhand der **Bilder 4.11-a bis 4.11-d** gezeigt wird, bestätigen sich die aus den Kühlfähigkeitsuntersuchungen erwarteten Einflüsse auf die Werkstückoberflächentemperaturen:

- Die TB führt zur größten thermischen Beanspruchung der Werkstückoberfläche, weil sich die Wärmeaufnahme und –ableitung in die umgebende Luft nur allein als Ergebnis der Konvektion vollzieht.
- Die Wärmekapazität, die vom Luft-Wasser-Gemisch der MKT erzeugt wird, ist auch unter den Bedingungen des realen Zerspanvorgangs größer als die der MST.
- Der Einfluss des Werkstoffs auf die verbleibende Werkstücktemperatur kann aus den Temperaturschaubildern nach **Bild 4.11-a bis 4.11-d** nicht sinnfällig abgeleitet werden, weil die den Experimenten zugrunde gelegte Schnittwertbasis, insbesondere hinsichtlich der Schnittgeschwindigkeit, nach Richtwerten der industriellen Praxis ausgewählt wurde, sich deshalb nicht einheitlich darstellt.
- Begründbar wird dieser Einfluss ohnehin nur aus dem komplexen Zusammenspiel mehrerer wärmephysikalischer und mechanischer Eigenschaften, von denen drei besonders herausragen:
 1. das Reflexionsvermögen, das sich für die vier Werkstoffe in Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung, der Kristallaufbau- und Rauheitsstruktur ganz wesentlich unterscheidet.
 2. das Leistungserzeugungsvermögen , das von den Festigkeits- und Verformbarkeitseigenschaften dieser Werkstoffe abhängig ist.

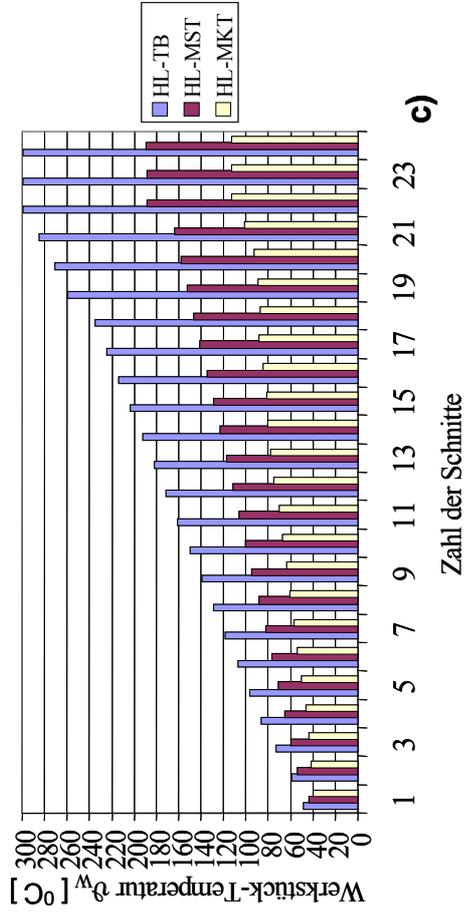
Aluminium $v_c = 500\text{m/min}$



Stahl - C45 $v_c = 250\text{m/min}$



hochlegierter Stahl $v_c = 150\text{m/min}$



Grauguss $v_c = 150\text{m/min}$

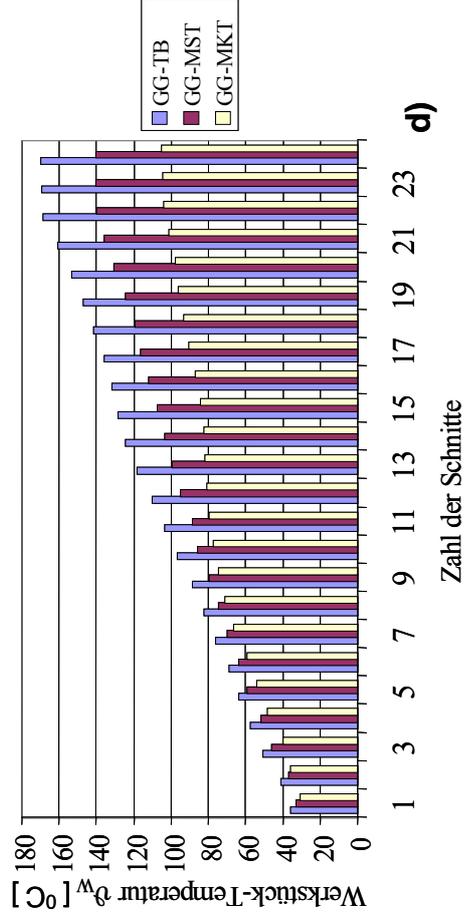


Bild 4.1 1: Vergleich der Werkstück-Temperaturen bei der Anwendung verschiedener Kühlschmiermethoden beim Längsdrehen. (Schnittdaten: $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0.2\text{mm/U}$)

3. das Wärmeleit- bzw. besser das Temperaturleitvermögen, das die Wärmeaufnahme und -ableitung in das Werkstück, vor allem auch den Temperaturgradienten, mitbestimmt und das ebenfalls von der chemischen Grundstruktur (Zusammensetzung, Legierungselemente, Wärmebehandlungszustand, ...) beeinflusst wird.

Während das unterschiedliche Reflexionsvermögen der Werkstoffe über den Kalibrierungsvorgang des Temperaturmessgerätes bereits in der Temperaturmessgröße Berücksichtigung findet (**Bild 4.10**), wirken die beiden zuletzt genannten Kenngrößen unabhängig voneinander auf die Zielgröße Werkstücktemperatur ein und überlagern einander.

Es soll deshalb versucht werden, beide Prozesse und Kenngrößen auf der Basis einer physikalischen Interpretierbarkeit in ihrem Einfluss auf die Werkstückoberflächentemperatur zusammenzuführen.

Die spezifische Schnittenergie, definiert als Schnittenergie bezogen auf das abgespannte Volumen, ist wertmäßig identisch mit der spezifischen Schnittkraft, wie leicht nachgewiesen werden kann:

$$W_c' = \frac{F_c \times \Delta w}{A \times \Delta w} = \frac{k_c \times A \times \Delta w}{A \times \Delta w} = k_c \quad (4.20)$$

Die spezifische Schnittkraft zeichnet also für die Wärmeentstehung, resultierend aus dem Zerspanvorgang, verantwortlich, ist dieser direkt proportional, wobei sich nach KIENZLE/VICTOR die spezifische Schnittkraft

$$\text{aus } k_c = k_{1c} \times h^{k_{2c}} \quad (4.21)$$

berechnet. In den Koeffizienten dieser Potenzfunktion drückt sich der Einfluss der Werkstoffe auf die leistungsbestimmende Schnittkraft und somit Schnittleistung aus:

$$k_{1c}, k_{2c} = f \text{ (mechanische Festigkeit, Verformbarkeit)} \quad (4.22)$$

Der Wärmefluss in das Werkstück wird bestimmt von der Wärmeleitfähigkeit und von der spezifischen Wärme, mithin von der Temperaturleitzahl

$$A_{\vartheta} = \frac{\lambda}{c \times \rho} \quad (4.23)$$

oder vom Wärmewert

$$H_{\vartheta} = \lambda \times c \times \rho \quad (4.24)$$

die ausschließlich von den wärmephysikalischen Eigenschaften des Werkstück-Werkstoffs abhängen und der Temperatur umgekehrt proportional sind.

Dieser gegenläufige Zusammenhang zwischen der mechanischen Energie und den Wärmekenngrößen in ihrer Wirkung auf die Werkstück-Temperatur wird für eine willkürlich gewählte Schnittanzahl in **Bild 4.12** bereits besser sichtbar.

In dieser Darstellung, in der die Temperaturen für alle 4 Werkstoffe zum Zwecke der Vergleichbarkeit der Ergebnisse experimentell auf eine einheitliche Schnittgeschwindigkeitsbasis von $v_c = 150 \text{ m/min}$ gestellt wurden, wird deutlich erkennbar, dass

einerseits für den hochlegierten Stahl durch die Überlagerung der größten mechanischen Energie mit den kleinsten Wärmekennwerten die größte Werkstücktemperatur erzielt wird und dass sich andererseits der kleinste spezifische Schnittkraftwert mit den größten Wärmekennwerten erwartungsgemäß zur kleinsten Werkstücktemperatur verbindet.

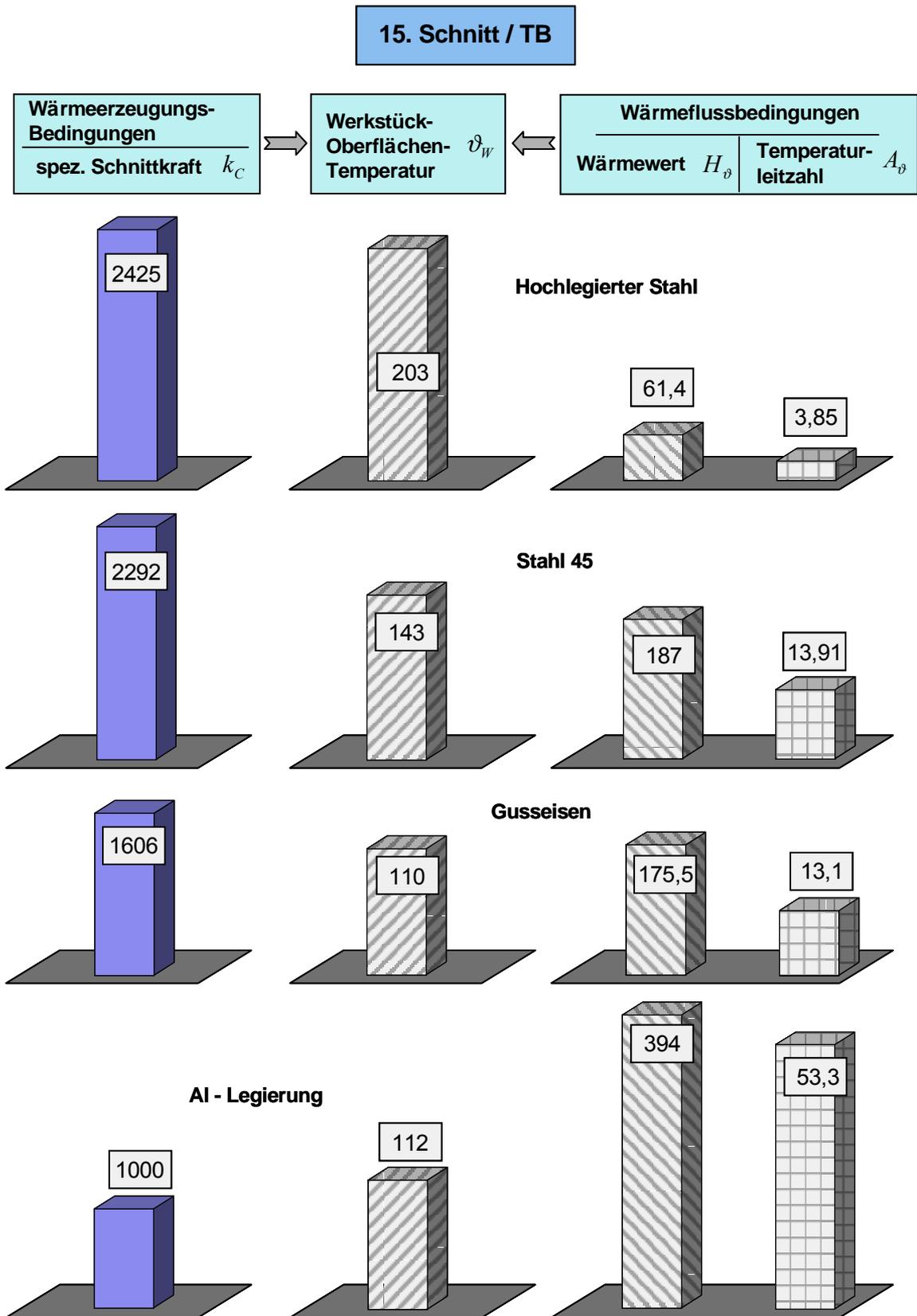


Bild 4.12: Wärmeerzeugungs- und Wärmeflussbedingungen in ihrem Einfluss auf die Werkstück-Oberflächentemperatur

Diese Einflussgrößenkomplexe über eine Mehrfachregression mit einem logarithmischen Funktionsansatz zusammengeführt, bedeutet für die Werkstückoberflächentemperatur:

$$\vartheta_w = f(k_C, A_\vartheta) = A \times \ln\left(\frac{k_C}{A_\vartheta}\right) + B \quad (4.25)$$

jeweils für die im Experiment ermittelten Zielgrößen und spezifischen Schnittkräfte sowie der Fachliteratur entliehenen wärmephysikalischen Kenngrößen.

Gleichung 4.26, graphisch in **Bild 4.13** veranschaulicht, zeigt für die untersuchten vier Werkstoffe, einen dennoch die ablaufenden mechanisch-physikalischen Wärmeprozesse ausreichend exakt widerspiegelnden Zusammenhang.

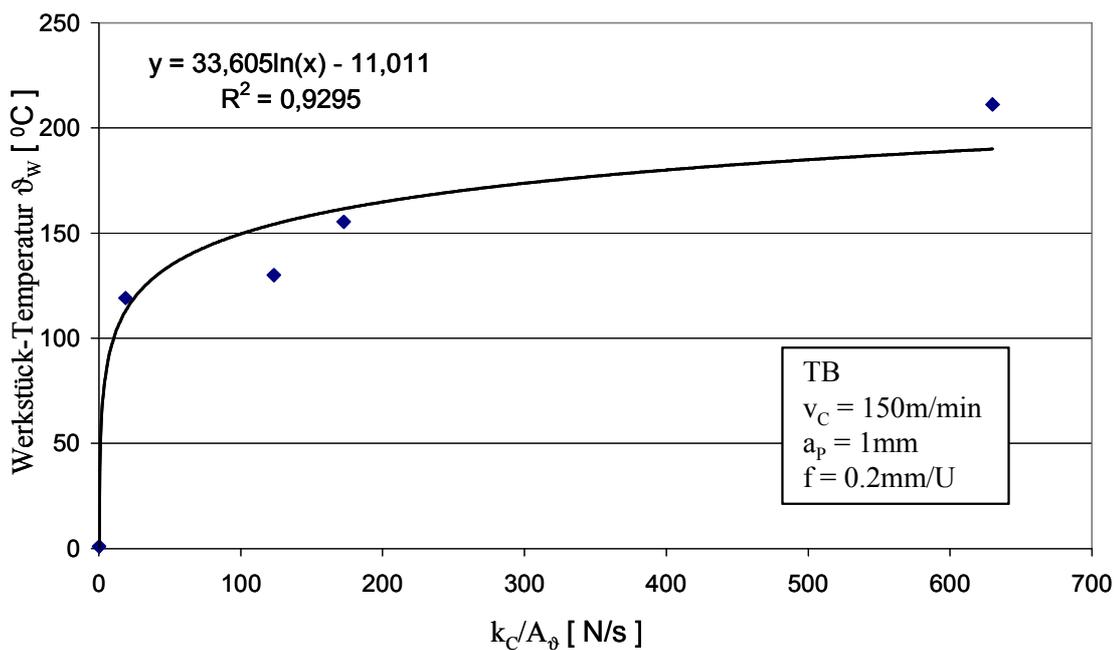


Bild 4.13: Korrelation zwischen den mechanisch-physikalischen Wärmeprozessen und den entstehenden Werkstück-Oberflächentemperaturen

Eine noch engere Korrelation zwischen der Werkstücktemperatur als Funktion der in Wärme umgesetzten mechanischen Energie und der werkstoffabhängigen Wärmekenngröße kann durch fehlerbehaftete Annahmen nicht erwartet werden:

Erstens weichen die der Fachliteratur entnommenen Wärmekennwerte mehr oder weniger stark von denen der Realwerkstoffe ab. Dies trifft insbesondere für die Guss- und Aluminiumwerkstoffe zu, bei denen die Wärmeleitfähigkeitswerte in weiten Bereichen schwanken.

Zweitens unterliegt die Temperaturmessung stochastischen Störeinflüssen, resultierend aus dem Spanablaufprozess, die die Messsignalauswertung bei den langspanenden Stahlwerkstoffen mit größeren Unsicherheiten behaften lassen als bei den kurzspanenden Gusswerkstoffen.

Diese Betrachtungen gelten für konstante Kühlschmierbedingungen –hier zunächst für den Trockenschnitt.

Wird der Zerspanvorgang zusätzlich gekühlt oder geschmiert, wie durch die Methoden der MKT oder MST, dann wird dem Werkstück Wärme entzogen und dies entsprechend der Kühlfähigkeit der untersuchten Kühlschmiermethoden. Sie ist am größten bei der Minimalkühltechnik, durch deren Kühlwirkung die Werkstücktemperatur um beachtliche ca. 25 bis 45 % gegenüber der Trockenbearbeitung abgesenkt wird (**Bild 4.14**).

Die erwartete Minderung der spezifischen Energie durch die Mindermengenzufuhr eines Ölnebels bei der MST findet fast nicht statt. Aus der Anwendung der MST resultiert eine Temperaturabsenkung von ca. 15 bis 35 %. Dabei ist auffällig, dass die Kühlfähigkeit der eingesetzten Kühlschmiermittel nicht nur von ihrem Wärmeaufnahmevermögen abhängt, sondern auch von den wärmephysikalischen Kenngrößen des Werkstückwerkstoffs. Je größer der Wärmeleitwert bzw. die Temperaturleitzahl, umso kleiner die Kühlfähigkeit, denn der Temperaturgradient in das Werkstück vergrößert sich. Die Wärme wird schneller durch das Werkstück abgeleitet, als sie durch das Kühlschmiermittel aufgenommen werden kann. Insofern ist die Wirksamkeit einer Kühlschmierung am größten beim hochlegierten Stahl mit den kleinsten Wärmewerten und am geringsten bei der Al-Legierung, die von allen 4 Werkstoffen den größten Wärmeleitwert bzw. die größte Temperaturleitzahl aufweist.

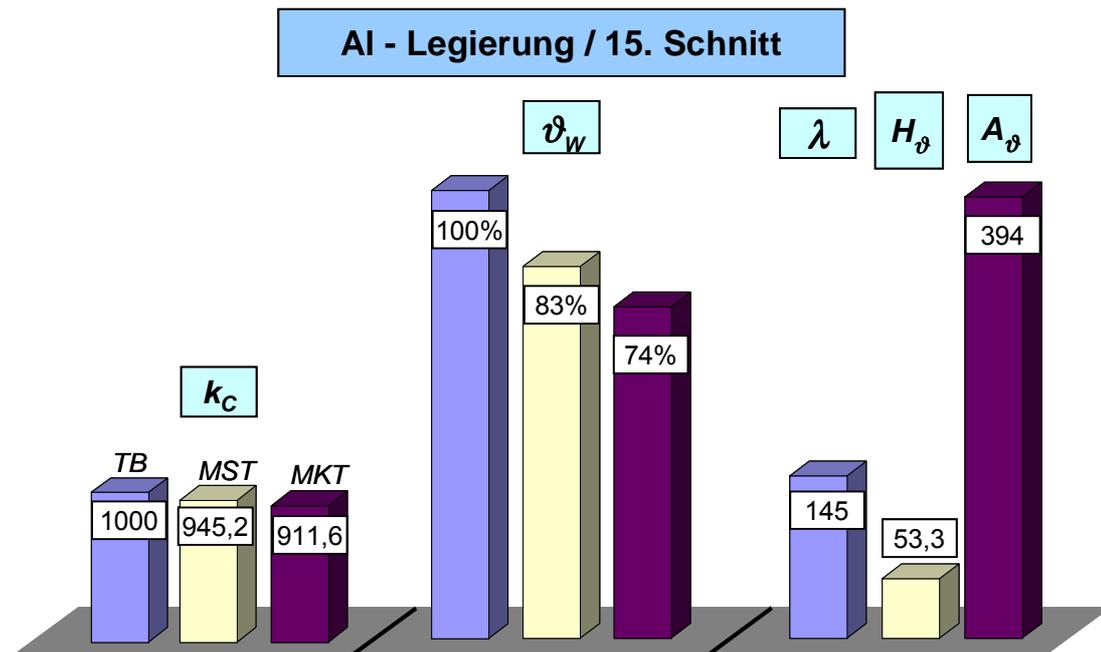
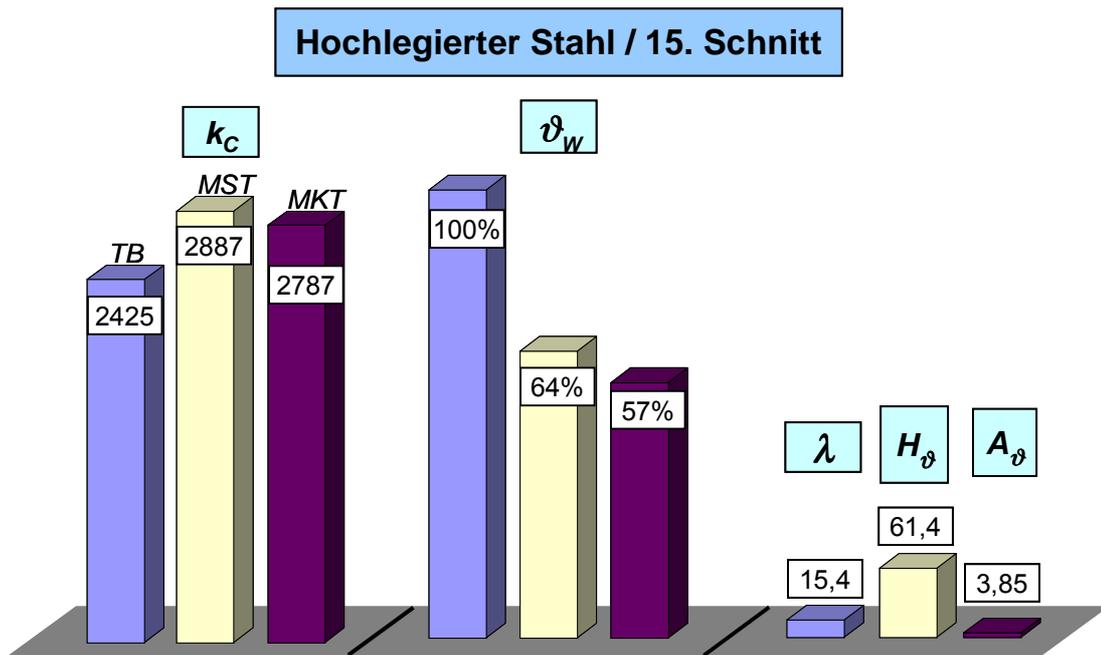


Bild.4.14: Einfluss der Minimalschmierung und -kühlung auf die Werkstück-Oberflächentemperatur

Eine Korrelation zwischen der Werkstücktemperatur und den wärmeerzeugenden und temperaturbeeinflussenden Größen, spezifische Schnittkraft und Temperaturleit-zahl, lässt sich auch, jeweils getrennt, für den minimalgekühlten und -geschmierten

Zerspanvorgang nachweisen (**Bild 4.15**). Die Kühlfähigkeitsunterschiede drücken sich in den Koeffizienten der Regressionsfunktion aus.

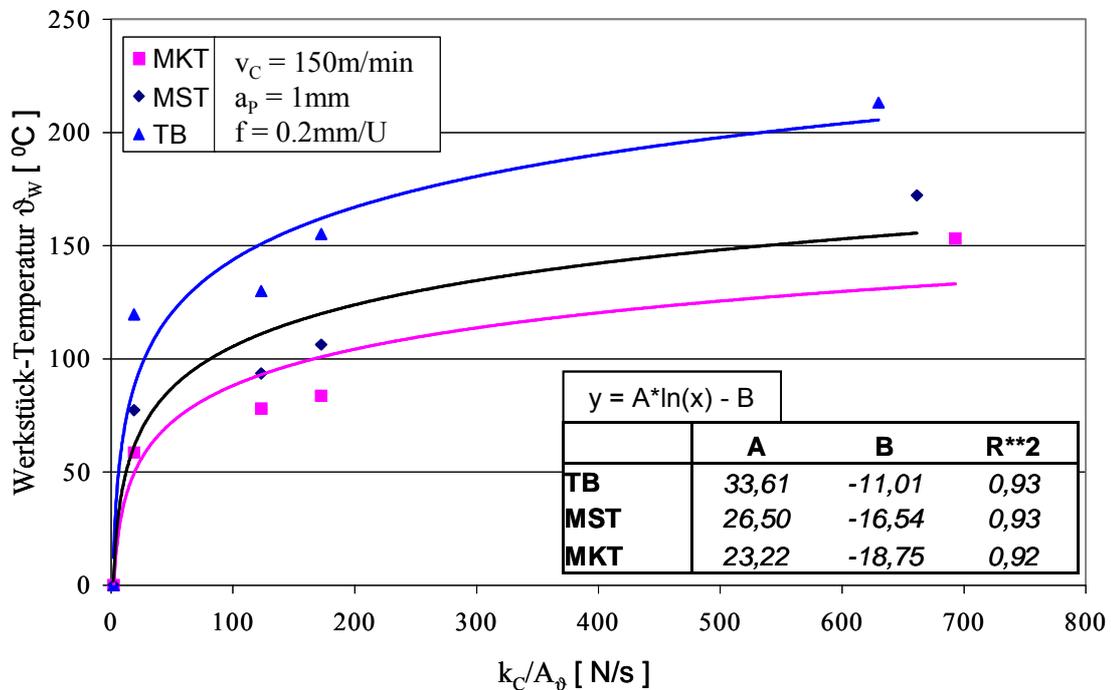


Bild 4.15: Korrelation zwischen der Werkstücktemperatur und den wärmeerzeugenden und temperaturbeeinflussenden Größen

Werkstück-Abweichungen

Die Ermittlung der thermisch bedingten Werkstückmaß- und –formabweichungen in Abhängigkeit der verschiedenen Kühlschmiermittel und –methoden zählt im Ergebnis dieser realen Zerspanuntersuchungen zu den wichtigsten Betrachtungen, in die auch die Vollstrahlkühlschmiermethodik wiederum einbezogen wurde, auf die bei der Werkstücktemperaturbestimmung mittels des Infrarotmesssystems noch verzichtet werden musste.

Mit der Vollstrahlkühlschmierung (VSKS) wird zweifelsohne die größte Kühlwirkung erzielt. Nahezu die gesamte dem Werkstück zugeführte Wärme wird von dem Kühlschmiermittel aufgenommen, zumal eine Emulsion verwendet wurde, die, wasserbasiert, über eine große Wärmekapazität verfügt.

Der andere Extremfall, nur auf der Konvektion der Luft basierend, wird durch die TB dargestellt. Dazwischen ordnen sich, entsprechend ihrer unterschiedlichen Kühlfähigkeiten, die MKT und die MST ein. Ihre Wirkung auf die Genauigkeitsverluste muss deshalb deutlich unterschiedlich ausfallen.

Die Verlustgrößen, die Maß- und Formabweichungen, werden nach **Bild 4.16** wie folgt verursacht:

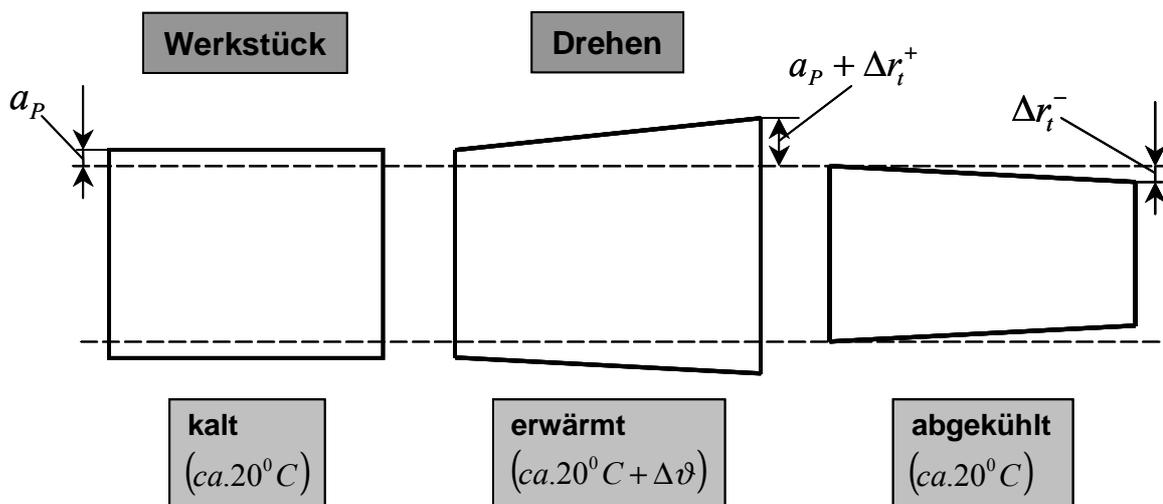


Bild 4.16: Beim Drehen entstehende Verlustgrößen (Maß- und Formabweichungen) am Werkstück

Das Werkstück erwärmt sich während eines Schnittes und ruft eine lineare Ausdehnung hervor, um die sich die eingestellte Schnitttiefe vergrößert. Der Grad der Erwärmung hängt, wie gezeigt, von der zugeführten Schnittleistung, den mechanischen und wärmephysikalischen Eigenschaften des Werkstücks, wohl auch, obwohl nicht untersucht, von seiner geometrischen Gestalt und von den Kühlfähigkeiten der Kühlschmiermittel und -methoden ab.

Nach der Beendigung des Schnittvorgangs und der Abkühlung des Werkstücks auf Umgebungstemperatur verbleibt eine mit der Werkstücklänge in Vorschubrichtung zunehmende negative Durchmesserabweichung ($-\Delta r_i^-$), die definitionsgemäß eine Maßabweichung darstellt.

Aus der Gesamtheit aller Maßabweichungen entsteht eine kegelige Abweichung von der Zylinderform.

Widerspiegelung dieser Zusammenhänge sind die messtechnisch erfassten Maßabweichungen über insgesamt 24 Schnitte des Probenwerkstücks, in den **Bildern 4.17-a bis 4.17-d** veranschaulicht nicht in der Darstellungsform der abweichungsbehafteten Werkstückdurchmesser, sondern der Durchmesser-differenzen.

Verantwortlich für diesen Abweichungsverlauf ist das thermische Wärmedehnungsgesetz, wonach die thermisch bedingte Längenänderung eines festen Körpers direkt proportional seiner Länge, seines vom Werkstoff abhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten und der beaufschlagten Temperaturdifferenz ist:

$$\Delta l = l \times \alpha_{\text{Ausd}} \times \Delta \vartheta_W \quad (4.26)$$

Diese direkte Abhängigkeit der Maßabweichungen von der Temperaturdifferenz und der Wärmedehnung vermittelt **Bild 4.17** noch nicht. Allerdings bestätigen sich die bekannten Tendenzen hinsichtlich der Abweichungsstrukturen in Abhängigkeit der eingesetzten Kühlschmierverfahren:

Die Vollstrahlkühlschmierung (VSKS) ist in der Lage, dem Werkstück die größte Wärme zu entziehen und dessen Temperatur auch über der Bearbeitungszeit des gewählten Schnittregimes auf ein nahezu konstant niedriges Niveau abzusenken. Ausdruck dafür sind minimale Maßabweichungen, auch als Funktion der Zeit, durch die sich dieser Drehprozess aus der Sicht der Einhaltung der geforderten Genauigkeiten reproduzierbar und leicht steuerbar darstellt – insgesamt ein Vorzug der VSKS, der von der industriellen Praxis gern angenommen, zunehmend jedoch von ökologischen, Gesundheitsgefährdungs- und Entsorgungsaufwands-Problemen überschattet wird.

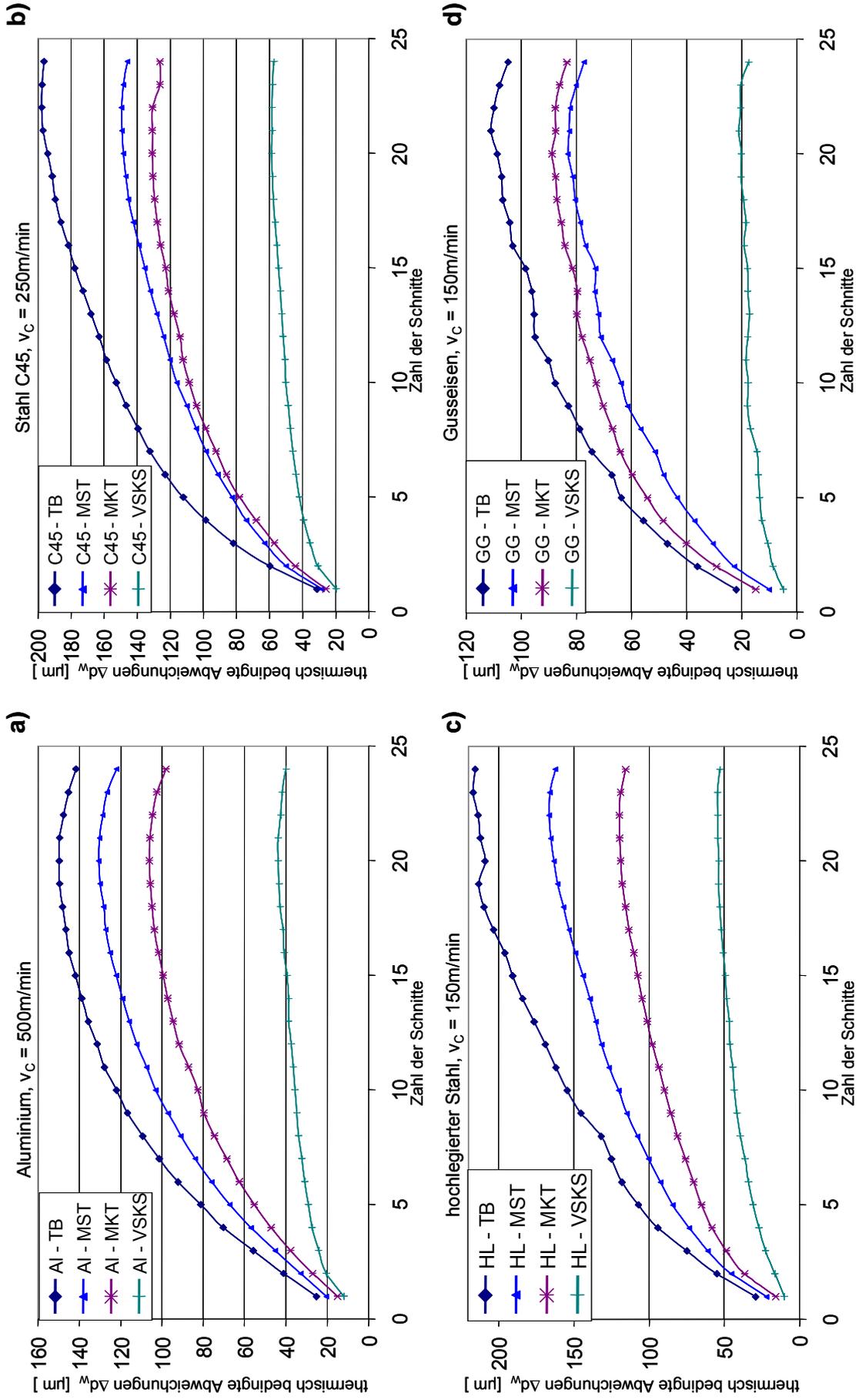


Bild 4.17: Einfluss verschiedener Kühlschmiermethoden auf die Genauigkeit des Bauteils beim Drehen. (Schnittdaten: $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0,2\text{mm/U}$)

Dem gegenüber dokumentiert die andere Extremvariante, die Trockenbearbeitung (TB), einen Verlauf der Maßabweichungen, der höchste Anforderungen an den Qualitätssicherungsprozess stellt. Die Kühlwirkung der Luft ist gering, die resultierenden Abweichungen sind nach ihrer Größe und zeitlichen Veränderung maximal und deshalb schwer beherrschbar.

Zwischen den Abweichungskurven der beiden extremen Kühlschmierv Verfahren ordnen sich die der MKT und der MST ein – mit Vorteilen für die MKT, die im Vergleich zur MST über die größere Kühlfähigkeit verfügt. Sie bestätigen insofern, alternativ zur VSKS und TB eingesetzt werden zu können.

Im Vergleich der Maßabweichungsverläufe der vier untersuchten Werkstoffe wird wiederum die Al-Legierung auffällig, deren Abweichungsniveau sich nur wenig von den Stahlwerkstoffen unterscheidet, sogar über dem des Gusswerkstoffs liegt.

Dafür liefern nicht nur die großen Wärmewerte für die Al-Legierung und die daraus resultierenden vergleichsweise hohen Werkstücktemperaturen, sondern auch der Wärmeausdehnungskoeffizient eine plausible Erklärung. Die Wärmedehnung der Al-Legierung übersteigt die der Stahl- und Gusswerkstoffe um mehr als das Doppelte, wie **Bild 4.18** exemplarisch im Vergleich zum Gusseisenwerkstoff auszugsweise zeigt.

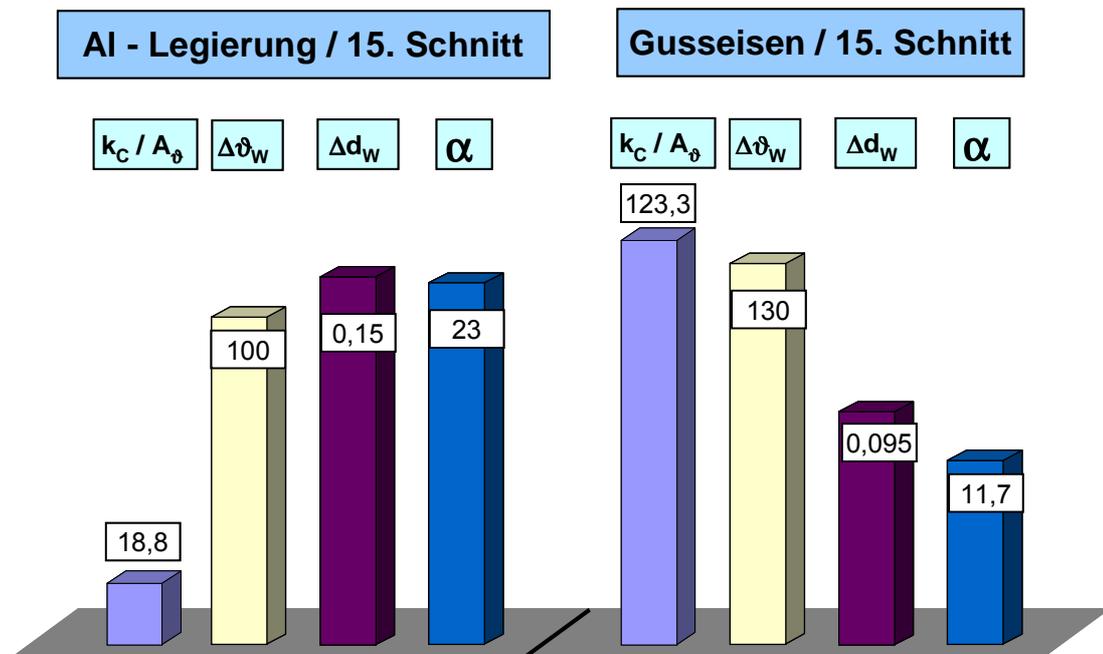


Bild 4.18: Vergleich des Einflusses der wärmephysikalischen und mechanischen Eigenschaften auf die Durchmesserabweichung für verschiedene Werkstoffe

Trotz geringster zugeführter Schnittenergie für die Al-Legierung dominieren der Wärmeausdehnungskoeffizient und die Temperaturleitzahl die großen Abweichungen dieses Werkstoffs.

Der Versuch, die Gültigkeit des thermischen Ausdehnungsgesetzes für feste Körper nach Gl. 4.28 experimentell nachweisen zu wollen, gelingt nur ansatzweise dahingehend, dass die Linearität dieses Zusammenhangs, trotz nicht auszuschließender stochastischer Fehlereinflüsse bei der Vorbereitung und praktischen Durchführung der spannungstechnischen Experimente und der komplizierten Messvorgänge zur Erfassung der Werkstücktemperaturen und Maßabweichungen, sehr wohl dokumentiert werden kann (**Bild 4.19**). Auch die Unterschiede in den Anstiegswerten, wie sie durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten verursacht werden, spiegeln sich tendenzmäßig richtig wider.

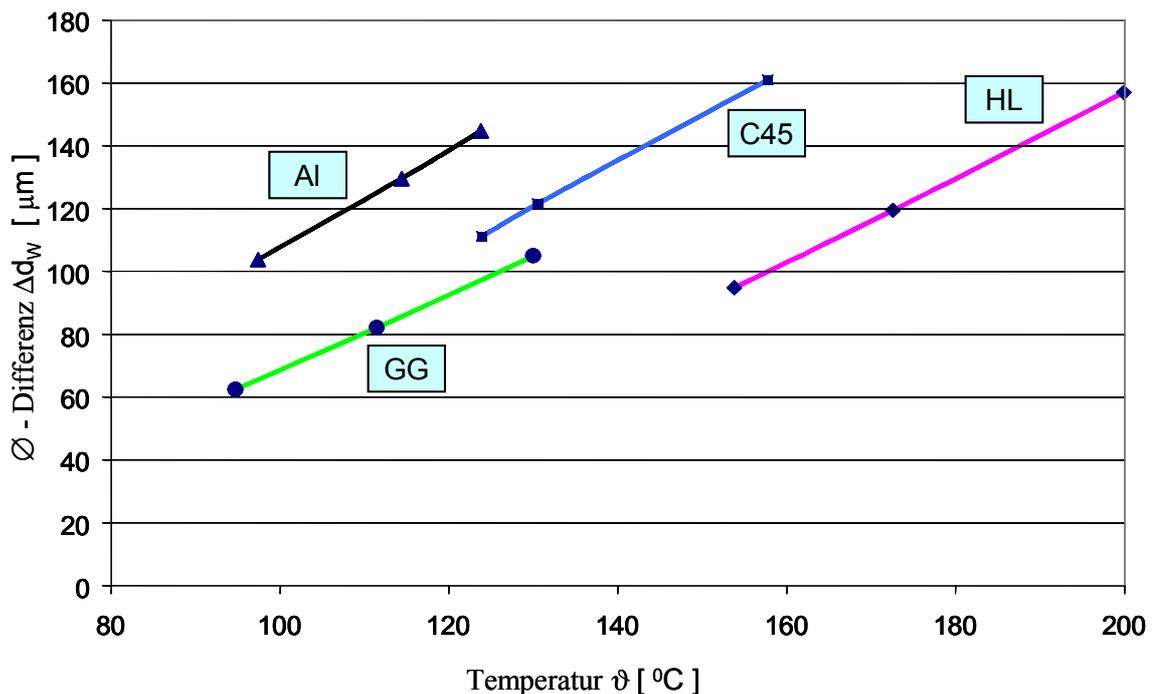


Bild.4.19: Einfluss der Werkstücktemperaturen auf die thermisch bedingten Abweichungen

Der größte Fehler jedoch wird dadurch gemacht, dass die experimentell ermittelte und in die Rechnung eingestellte Temperaturdifferenz so nur auf der Werkstückoberfläche vorherrscht und nicht die gesamte, kompakt gestaltete Werkstückprobe erfasst. Der Temperaturgradient in das Innere des Werkstücks verläuft abfallend mit

unterschiedlicher, von der Temperaturleitzahl abhängiger Ausbreitungsgeschwindigkeit.

Aus diesen Genauigkeitsuntersuchungen kann resümierend eingeschätzt werden, dass

mit der angestrebten Substitution der VSKS durch die TB der Ökologie und dem Gesundheitsschutz zwar am konsequentesten Rechnung getragen wird, damit aber unvermeidlich auch ganz beachtliche thermisch verursachte Abweichungsprobleme einhergehen, die der Erzeugung enger Toleranzen vor allem der Fein- und Präzisionsbearbeitung restriktiv entgegen stehen. Die alternativ dazu eingesetzten Methoden der MKT und MST werden dem Anspruch, eine „Quasi“-Trockenbearbeitung zu gewährleisten, zwar voll gerecht, ohne jedoch ihren Einfluss auf die geometrischen Abweichungsparameter des Werkstücks gänzlich zu verlieren. Dieser Einfluss (**Bild.4.19**) nimmt im Vergleich zur TB ganz wesentlich ab, bleibt aber beachtenswert und für jede technologische Verfahrensgestaltung eine anspruchsvolle Aufgabe, die durch die nachfolgende Simulationsmethode einer Lösung zugeführt werden soll, die insofern nochmals ihre hohe Bedeutung und Aktualität für die schnelle Einführung dieser umweltverträglichen Kühlschmiermethoden unterstreicht.

5. Prozessmodell zur Simulation der thermisch bedingten Werkstückabweichungen

5.1. Lösungsweg und –ziel

Der Simulation der thermisch bedingten Werkstückabweichungen beim Drehen für alle im Vorfeld untersuchten Kühlschmiermethoden wird ein universell anwendbarer experimentell-numerischer Methodenansatz zugrunde gelegt (**Bild 5.1**).

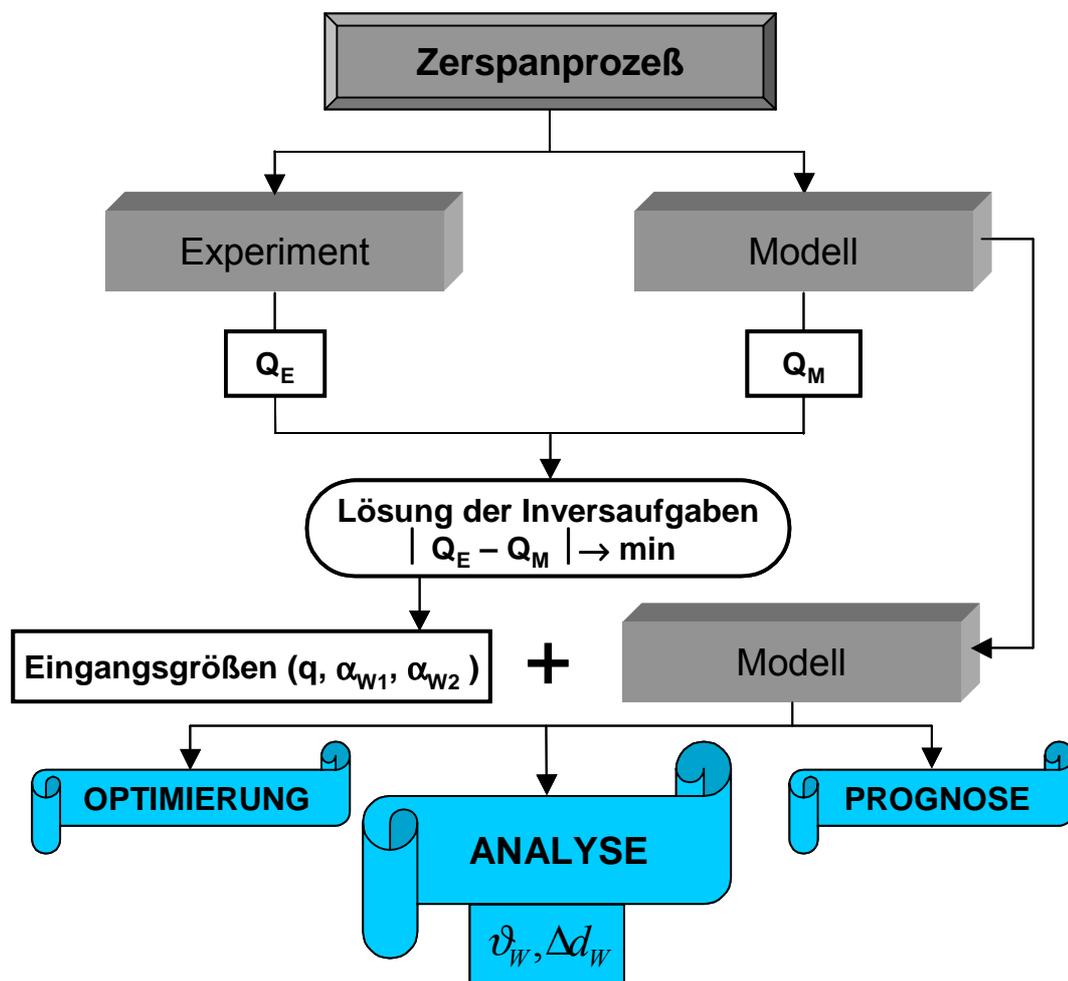


Bild 5.1: Methodologisches Schema zur Lösung der Inversaufgaben

Wie die Voruntersuchungen überzeugend gezeigt haben, bestimmen die Wärmeentstehungsprozesse in der Kontaktzone Werkzeugschneide – Werkstück sowie die Wärmeaustauschprozesse zwischen dem Werkstück und seiner Umgebung (Luft, Kühlschmiermittel) das thermische Zustandsmodell, aus dem die thermischen Deformationen des Werkstücks erwachsen.

Diese Wärmeprozesse werden im realen Zerspanvorgang experimentell beschrieben und bilden ganz wichtige, objektiv notwendige Eingangsgrößen für die sich anschließende numerische Simulation.

Aus der Analyse des thermischen Werkstückzustandes wird das der FE-Simulation hinterlegte physikalische Modell entsprechend **Bild 5.2** wie folgt entwickelt:

- Das Werkstück mit seinen geometrischen Abmessungen wird durch zwei Planflächen und eine zylindrische Oberfläche S_1 begrenzt.
- Auf diesen Oberflächen vollzieht sich der Wärmeaustausch mit der Umgebung, ausgedrückt durch den „globalen“ Wärmeaustausch-Koeffizienten α_{w1}
- Auf einem eng begrenzten Oberflächenbereich des Werkstücks S_2 vollzieht sich ein zusätzlicher, intensiverer Wärmeaustausch zwischen dem Werkstück und den sich mit der Werkzeugschneide mit gleicher Vorschubgeschwindigkeit fortbewegenden Kühlschmiermittelstrahlen, wie sie nur bei der MKT und MST auftreten, der durch den „lokalen“ Wärmeübergangs-Koeffizienten α_{w2} quantifizierbar wird.
- Die im Eingriff befindliche Schneidkante stellt eine Wärmequelle q mit der Wärmeleistung dar, die auf die Hauptschnittfläche S wirkt und sich entlang der Werkstück-z-Achse bewegt.

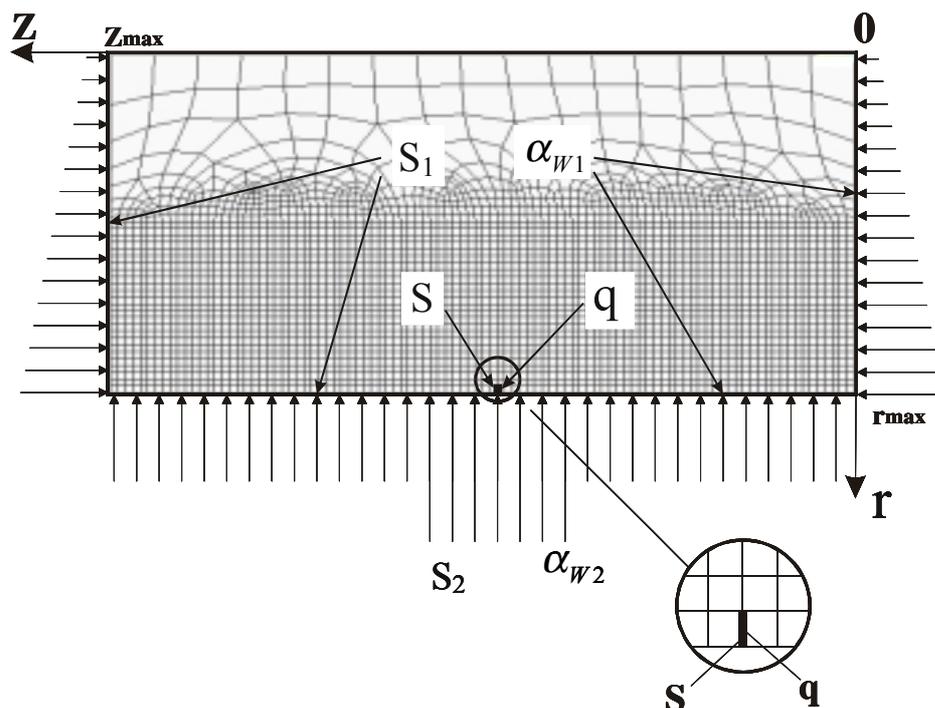


Bild 5.2: Physikalisches Modell

Die auf diese Weise experimentell-mathematisch gewonnenen Modellparameter der Wärmeerzeugungs- und Wärmeaustauschprozesse dienen im letzten Schritt dieses Lösungsweges der „Ansteuerung“ der FE-Simulation, für die das Programmsystem ANSYS 5.5.3 mit dem Ziel ausgewählt wurde, die Temperaturen und die dadurch bedingten thermischen Abweichungen des Werkstücks allgemeingültig für jede beliebige Drehverfahrensvariante, Werkstückgeometrie und Kühlschmiermethode zu prognostizieren, sie mit den Ergebnissen des realen Zerspanversuchs abzugleichen und an einem realen Bauteil aus der Praxis zu validieren.

5.2. Versuchs- und Auswertemethodik zur Ermittlung der Wärmekenngrößen

Die genannten Wärmekenngrößen - Wärmeleistung, globaler und lokaler Wärmeaustauschkoefizient – wurden mit einem speziellen, an diese Aufgabe angepassten Kalorimeter, bestehend aus

- einem Vakuumgefäß mit einem Fassungsvermögen von 20 l,
- einem Glasrührer zum Vermischen der Flüssigkeit,
- einem Tauchsieder mit einer Leistung von 300 W und
- einem Thermometer mit einer Genauigkeit von $\pm 0,001$ °K,

ermittelt.

Zum Zwecke der Kalibrierung wurde das Kalorimeter mit Wasser ($m_{Was} = 18,75317\text{kg}$) gefüllt, definiert erwärmt ($t = 30$ s) und abgekühlt ($t = 300$ s), wobei die Temperatur gemessen wurde. Die von der Rührwärme und deren Wärmeaustausch ausgehenden Störeinflüsse wurden mittels graphischer Verfahren (lineare Extrapolation/Flächenausgleichsverfahren) eliminiert.

Die elektrische Energie, die in Wärme umgewandelt wird, wurde nach folgenden Gleichungen ermittelt:

$$Q_{el} = R_{el} \times I^2 \times t \quad (5.1)$$

$$c_{kal+Wasser} = \frac{Q_{el_i}}{\Delta\vartheta_i} \quad (5.2)$$

$$\Delta\vartheta = \vartheta_{Was}^{End} - \vartheta_{Was}^{Anf} \quad (5.3)$$

$$C_{kal+Wasser} = \sum_i c_{ikal} \quad (5.4)$$

Die gewonnenen Ergebnisse der Kalibrierung sind Tabelle 5.1 zu entnehmen:

i	I	$\Delta\vartheta_i (K)$	$Q_{el_i} (J)$	$c_{ikal} (J / K)$
1.	1,3555	0,695	55959,252894	80517
2.	1,3511	0,675	55596,551171	82365
3.	1,3588	0,685	56232,053072	82091
4.	1,3628	0,704	56563,609273	80346
				$C_{kal+Wasser} = 81330J/K$
				$c_{kal+Wasser} = 4,337kJ/kgK$

Tabelle 5.1: Ergebnisübersicht der Kalibrierung

Der reale Zerspanvorgang zur Durchführung dieser Experimente ist durch folgende konstante Eingangsparameter und Versuchsbedingungen charakterisiert:

- Werkstück-Werkstoff:
 - C45
 - Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 55 \text{ W/mK}$
 - Wärmekapazität $c = 460 \text{ J/kgK}$
 - linearer Ausdehnungskoeffizient $a_{Ausd} = 11,9 \times 10^{-6} \text{ 1/k}$
 - Dichte $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$
 - Elastizitätsmodul $E = 212 \text{ Pa}$
- Werkstück-Abmessungen:

- Länge $l_w = 100$ mm
- Durchmesser $d_w = 53 - 100$ mm
- Werkzeugmaschine:
 - CNC-Drehmaschine INDEX
- Verfahrensvariante:
 - Längsdrehen / 1 Schnitt
 - Schnitttiefe $a_p = 1$ mm
 - Vorschub $f = 0,2$ mm/U
 - Schnittgeschwindigkeit $v_c = 250$ m/min
 - bzw. Drehzahl $n_w = 1500$ min⁻¹

Ausgehend vom physikalischen Modell des Zerspanvorgangs nach **Bild 5.2** wurden für die FE-Simulationsrechnungen zur Verringerung der Rechenzeiten bei trotzdem ausreichender Genauigkeit die folgenden vereinfachenden Annahmen getroffen:

- Das räumliche Geometrie-Modell des Werkstücks und des Drehvorgangs wird aufgrund der Rotations-Symmetrie auf ein 2-dimensionales Modell reduziert. Die durch den spanenden Vorgang erzeugte Wärme verteilt sich gleichmäßig auf die abzutragende Kreisringquerschnittsfläche. Sie bildet die Wärmequelle, die linear auf die Kontaktlinie der im Eingriff befindlichen Werkzeugschneidkante wirkt. Die Temperatur in dieser Zerspanzone erreicht je nach dem Werkstoff und den Schnittbedingungen schnell Temperaturen von 600 bis 800°C und darüber hinaus. Jedoch durch die Drehbewegung des Werkstücks verteilt sich diese Wärme ausgehend von und entlang dieses Kreisrings. Die Legitimation dieser Annahme wurde am Beispiel eines einfachen „Einschnitt“-Drehvorgangs nachgewiesen. Der Wärmefluss wurde mittels des FE-Programms ANSYS so modelliert und simuliert, wie er im realen Zerspanprozess abläuft – also dreidimensional. Dabei wurde die Drehzahl variiert. Bei einer, im Vergleich zum realen Drehprozess, kleineren Drehzahl wurde die Ausbreitung eines ungleichmäßigen Temperaturfeldes im Werkstückvolumen beobachtet. Mit der Vergrößerung der Rotationsbewegung begann die Wärme, sich gleichmäßig zu verteilen.

Das Temperaturfeld nahm einen rotationssymmetrischen Charakter an, d. h. selbst beim größten Werkstückdurchmesser (150 mm) und kleinen Schnittgeschwindigkeiten (80m/min.) entstand ein Feld gleicher Temperaturen auf der abzuspannenden Kreisringschnittfläche, die durch das begleitende Experiment der Temperatur-Messung mit einer Infrarotmess-Kamera auf dieser Ringfläche bestätigt werden konnte.

- Der Prozess des Wärmetransportes verwirklicht sich allgemein durch Konvektion und Strahlung. Bei niedrigen Temperaturen wird der Hauptteil der Wärme durch Konvektion und bei hohen Temperaturen durch Strahlung transportiert. Für den Zerspanvorgang wird angenommen, dass die allmähliche Erwärmung des Werkstücks durch hauptsächlich Konvektion geschieht. Durch einen effektiven Wärmeübergangs-Koeffizient $\alpha_{eff} \approx \alpha_{Konv} + \alpha_{Strahl}$ wird aber auch den Wärmeübergang durch Strahlung berücksichtigt.

Zum Zwecke der Fehlerabschätzung wurde der Modellierung des Wärmetransportes mit Konvektion und Strahlung das vereinfachte Modell der Benutzung des wirksamen Wärmeaustausch-Koeffizienten gegenübergestellt.

Der Fehler für einen Durchgang des Werkzeugs war kleiner als 0,2 %. Der Fehler für die volle Bearbeitung des Werkstücks belief sich auf maximal 3,5 %. Auf diesen vereinfachenden Annahmen basieren alle nachfolgenden numerischen Berechnungen.

5.3. Experimentell-analytische Ermittlung der Wärmeaustausch-Koeffizienten

- **Globaler Wärmeübergangs-Koeffizient**

Während des Zerspanvorgangs vollzieht sich eine allmähliche Erwärmung des Werkstücks. Nach dem 2. Hauptsatz der Thermodynamik beginnt der erwärmte Körper, die Wärme an die Umgebung zurückzugeben, deren Temperatur niedriger ist als die Körpertemperatur des Werkstücks.

Die Methodik der Durchführung des Experimentes sieht nach **Bild 5.3** vor, dass

- das Werkstück anfangs im Ofen auf eine von insgesamt 4 gewählten Temperaturen (60 °C, 90 °C, 110 °C, 150 °C) erwärmt, anschließend in die Drehmaschine eingespannt und in eine Rotationsbewegung versetzt wurde, ohne einen Span abzuheben,
- dem rotierenden Werkstück über eine definierte Zeit jeweils eines der 4 Kühlschmierverfahren (TB, VSKS, MKT, MST) ausgesetzt wurde,
- das Werkstück nach Ablauf der definierten Zeiten (300 s für die TB, 69 s für die anderen Kühlschmiermethoden) dem Kalorimeter zugeführt wurde, um die Restwärme zu bestimmen, die im Werkstück nach dem Wärmeaustausch noch verblieben ist (Q_{bl_Exp}).

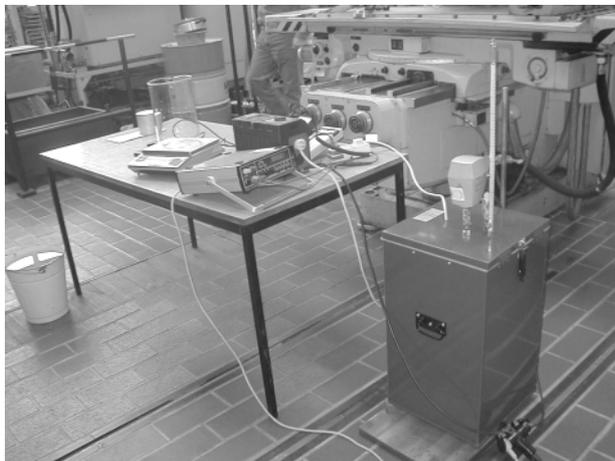


Bild 5.3: Methodik der Durchführung des Experimentes

Ausgehend von der Wärme, die dem Werkstück bei seiner Ofenerwärmung auf die vorgegebene Temperatur zugeführt wurde

$$Q_{zu_Of} = c_{C45} \times m_{C45} \times (\vartheta_{Werk_of} - \vartheta_{Was}^{End}) \quad (5.5)$$

und der Restwärme Q_{bl_Exp} , kann die Wärme berechnet werden, die durch das abkühlend wirkende Medium der jeweiligen Kühlschmiervariante (Luft, Emulsion, Luft-Öl, Luft-Emulsion) aus dem Werkstück übernommen wurde:

$$Q_{bl_Exp} = c_{Was} \times m_{Was} \times (\vartheta_{Was}^{End} - \vartheta_{Was}^{Anf}) \quad (5.6)$$

$$Q_{ab_Exp} = Q_{zu_Of} - Q_{bl_Exp} \quad (5.7)$$

Die Ermittlung des globalen Wärmeübergangs-Koeffizienten basiert auf einer Berechnungsvorschrift entsprechend **Bild 5.4** unter Verwendung des FE-Programmsystems ANSYS:

1. Erzeugung des geometrischen Modells des Werkstücks und Zuordnung der thermischen und mechanischen Parameter sowie Modellierung des Wärmeaustausches auf der zylindrischen Oberfläche des Werkstücks und Rechnung des Temperaturfeldes des Werkstücks unter einer Annahme der ungefähren Größe des Wärmeaustauschkoeffizienten für die TB nach einer Ablaufzeit von 300 s, im Ergebnis derer im Werkstück ein ungleichmäßiges Temperaturfeld entstand.
2. Vollständige Isolation des Werkstücks, durch die auch die Konvektion auf der Zylinder-Oberfläche ausgeschaltet wird, Bestimmung einer ausgleichenden mittleren Integraltemperatur und Durchführung einer zweiten Rechnung mit einer Einwirkzeit von nunmehr 120 min, die für einen Ausgleich der Temperatur im gesamten Werkstückvolumen ausreichend sein sollte.
3. Berechnung der „Modellwärme Q_{ab_Mod} “, die auf der Basis der mittleren Integraltemperatur durch die Wirkung der Konvektion abgeführt wurde:

$$Q_{ab_Mod} = Q_{zu_Of} - Q_{bl_Mod} \quad (5.8)$$

$$Q_{zu_Of} = c_{C45} \times m_{C45} \times (\vartheta_{Werk_Of} - \vartheta_0) \quad (5.9)$$

$$Q_{bl_Mod} = c_{C45} \times m_{C45} \times (\vartheta_{Ausg} - \vartheta_0) \quad (5.10)$$

4. Abgleich der mit dem FE-Modell berechneten Wärme mit der im Experiment ermittelten sowie Präzisierung des Wärmeaustausch-Koeffizienten im Ergebnis dieses Abgleichs mit einem Abbruchkriterium, das mit

$$\left| Q_{ab_Mod} - Q_{ab_Exp} \right| \leq \frac{Q_{ab_min}}{100} \quad (5.11)$$

gewählt wurde.

Experiment



1. Aufheizen des Werkstücks im Ofen



2. Abkühlen des Werkstücks an der Luft bei Rotation des Werkstücks in der Maschine ohne Zerspanungsvorgang

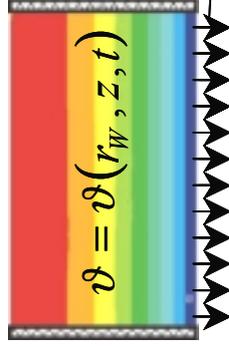
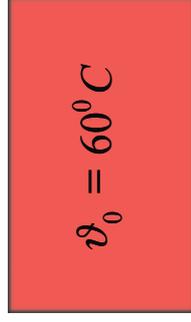


3. Kalorimetrische Messungen der Restwärme

$$Q_{bl_Exp} = c_{Was} \times m_{Was} \times (\vartheta_{Was}^{End} - \vartheta_{Was}^{Anf})$$

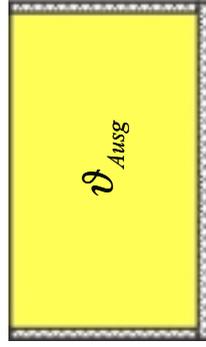
(Qe)

Berechnung



1. Modellierung der transienten Werkstückabkühlung unter Nutzung des Koeffizienten der Konvektion (α)

α



2. Modellierung des Temperaturausgleiches im Werkstück ohne Konvektion

3. Berechnung der Restwärme (**Qm**)

$$Q_{bl_Mod} = c_{C45} \times m_{C45} \times (\vartheta_{Ausg} - \vartheta_0)$$

Bestimmung der Koeffizienten der Konvektion für die gilt:

Methodik

Inversaufgabe

$$Q_e = Q_m$$

Bild 5.4: Ermittlung des globalen Wärmeübergangs-Koeffizienten

Das Resultat dieser Invers-Aufgabe vermittelt **Bild 5.5** in Form des globalen Wärmeübergangs-Koeffizienten α_{w1} in Abhängigkeit von der Werkstücktemperatur exemplarisch für die TB und den Werkstoff C45.

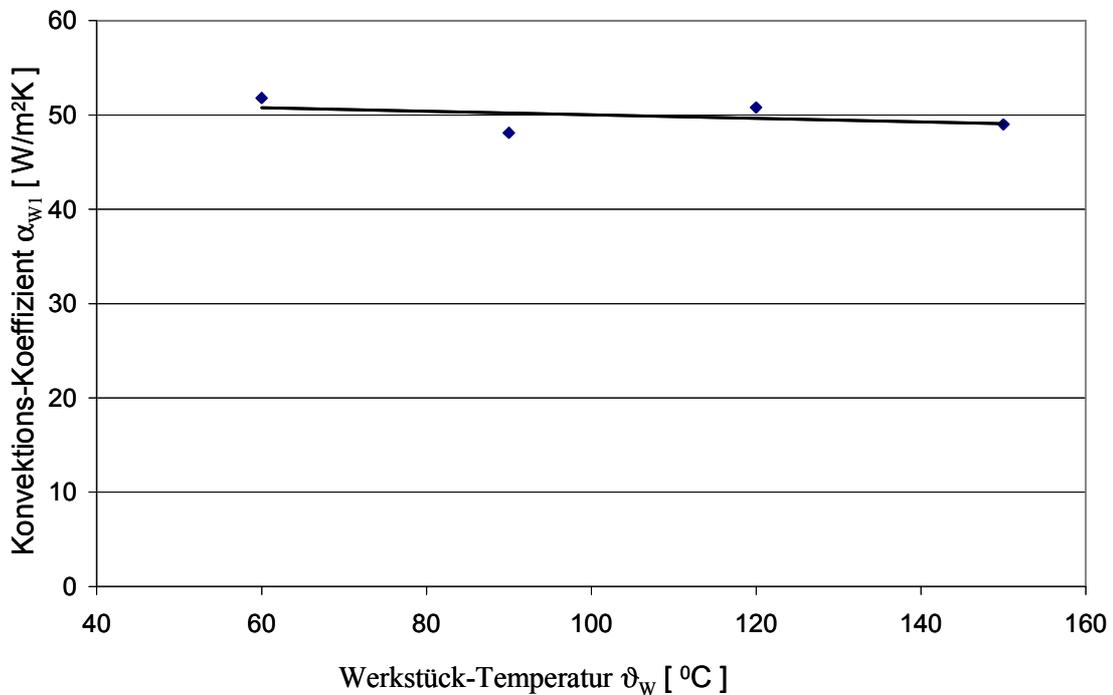


Bild 5.5: Globaler Wärmeaustausch-Koeffizient (Luft-Umgebung) exemplarisch für die TB

- Lokaler Wärmeübergangs-Koeffizient

Nachdem der Wärmeübergangs-Koeffizient Werkstück – umgebende Luft (TB) ermittelt wurde, ist es in Anlehnung daran leicht möglich, den Wärmeübergangsprozess bei einer MST- und MKT-Anwendung zu modellieren. Im Unterschied zum globalen Wärmeaustausch erstreckt sich eine zusätzliche Wirkung der Düsen der MS- bzw. MK-Gerätetechnik, die das Luft-Öl- bzw. Luft-Emulsions-Gemisch in die Zerspanszone ausreichen, auf einen partiellen Oberflächenbereich S_2 , während die übrige Oberfläche S_1 dem Wärmeaustausch mit der Luft und dem bereits ermittelten Koeffizienten α_{w1} unterliegt. Es verbleibt als zu suchende Unbekannte der „lokale“ Wärmeaustausch-Koeffizient α_{w2} , der nach dem gleichen Algorithmus für die TB so-

wie unter Berücksichtigung der Besonderheiten der MST und MKT bestimmt wurde (Bild 5.6).

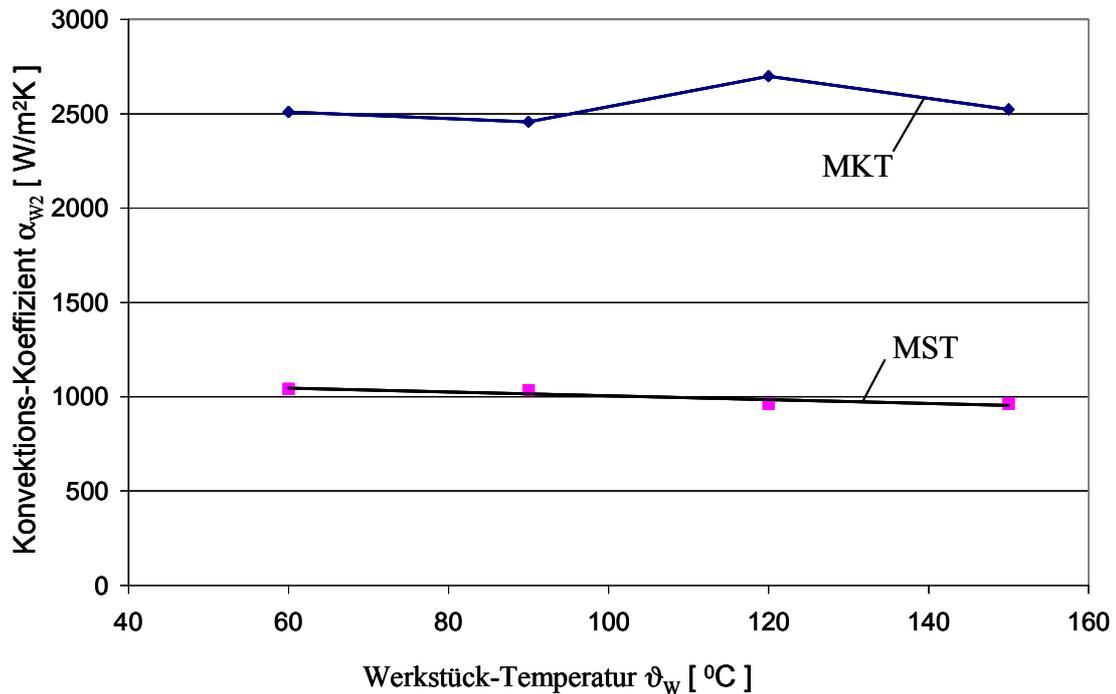


Bild 5.6: Lokaler Wärmeaustausch-Koeffizient (Luft-Medien-Strahl)

5.4. Experimentell-analytische Ermittlung der Wärmeleistung

Die experimentelle Basis entspricht der unter Pkt. 5.2 aufgeführten. Die Versuchs- und Berechnungsmethodik veranschaulicht **Bild 5.7**:

Das im Kalorimeter auf die Wassertemperatur abgegliche Werkstück wird in einem Schnitt auf der Drehmaschine „trocken“ bearbeitet und anschließend dem Kalorimeter zur Restwärmebestimmung zurückgeführt, die sich nach erfolgter Wärmezufuhr durch die Wärmequelle q und der Wärmeableitung in die umgebende Luft einstellt.

Die FE-Modellierung basiert auf einem Prozess der Überlagerung des Wärmeaustausches der Werkstückoberfläche S_1 mit der umgebenden Luft und der Wirkung der Wärmequelle q entsprechend der jeweiligen Werkzeug- bzw. Schneidkantenposition, der sich anschließenden Berechnung der zugeführten Wärme, nachdem bei voller Wärmeisolation des Werkstücks ein Temperaturausgleich realisiert wurde:

Experiment



1. Drehen des Werkstücks
(1 Schnitt, Trockenbearbeitung)

2. Kalorimetrische Messung
der dem Werkstück
zugeführten
Wärme **(Qe)**

$$Q_{bl_Exp} = (\vartheta_{Was}^{End} - \vartheta_{Was}^{Anf}) \times C_{Was} \times m_{Was}$$

Berechnung



1. Modellierung der transienten
Werkstückaufheizung infolge
der Wärmequelle (Werkzeug)
und der Konvektion (TB)



2. Modellierung des
Temperatursgleiches im
Werkstück ohne Konvektion

3. Berechnung der zugeführten
Wärme **(Qm)**

$$Q_{bl_Mod} = (\vartheta_{Ausg} - \vartheta_0) \times C_{C45} \times m_{C45}$$

Suche nach der
Wärmeleistung einer
Wärmequelle für die gilt:
Qe = Qm

Methodik

Inversaufgabe

Bild 5.7: Versuchs- und Berechnungsmethodik zur Ermittlung der Wärmeleistung

$$Q_q_{Mod} = Q_{bl_Mod} + Q_{ab_Mod} \quad (5.12)$$

$$Q_{bl_Mod} = (\vartheta_{Ausg} - \vartheta_0) \times c_{C45} \times m_{C45} \quad (5.13)$$

$$Q_{bl_Exp} = (\vartheta_{Was}^{End} - \vartheta_{Was}^{Anf}) \times c_{Was} \times m_{Was} \quad (5.14)$$

Die im Modell berechnete Temperatur wurde mit der des Experiments solange abgeglichen, bis die Gleichheit der Wärme

$$Q_{bl_Exp} \equiv Q_{bl_Mod} \quad (5.15)$$

erreicht war.

Im Ergebnis wurde die Wärmeleistung des Werkzeugs für das konkret dargestellte Bearbeitungsbeispiel (C45/TB) mit

$$q = 2,5 * 10^6 \text{ W/m}^2 \quad (5.16)$$

ermittelt.

5.5. Simulations-Modell und –Ergebnisse zur Ermittlung der thermisch bedingten Werkstück-Deformationen

Das Simulations-Modell beschreibt und berechnet nach der Lösung der Inversaufgaben und dem Vorliegen aller erforderlichen Eingangsparameter in seinem ersten Teil den thermischen Zustand des Werkstücks und in seinem zweiten Teil den Deformationszustand.

Dem thermischen Zustand des Werkstücks liegt die Hauptgleichung der Wärmeleitung zugrunde:

$$c \rho \frac{\partial \vartheta_W}{\partial t} = \frac{1}{r_W} \frac{\partial}{\partial r_W} \left[r_W \lambda \frac{\partial \vartheta_W}{\partial r_W} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda \frac{\partial \vartheta_W}{\partial z} \right] \quad (5.17)$$

mit den Bereichsgrenzen für das Lösungssystem

$$t \geq 0, \quad 0 < r_W < r_{W \max}, \quad 0 < z < z_{\max}, \quad \vartheta_W = \vartheta_W(r_W, z, t) \quad (5.18)$$

und

$$c = c(r_W, z, t, \vartheta_W), \quad \rho = \rho(r_W, z, t, \vartheta_W), \quad \lambda = \lambda(r_W, z, t, \vartheta_W) \quad (5.19)$$

Die Zeit t ist immer größer oder gleich 0. Der Werkstück-Radius r_W und die Werkstück-Länge z ändern sich von 0 bis zu ihren maximalen Werten. Die Werkstück-Temperatur ϑ_W hängt von diesen Weg-Koordinaten und der Zeit ab. Auch die mechanischen und wärmephysikalischen Kenngrößen des Werkstückwerkstoffs (Dichte ρ , Wärmekapazität c , Wärmeleitfähigkeit λ) sind Funktionen dieser Wegkoordinaten, der Temperatur und der Zeit.

Die Ausgangs- oder Anfangsbedingungen wurden so gewählt, dass die Anfangstemperatur des Werkstücks der Temperatur der Umgebung oder der Erwärmungstemperatur im Ofen je nach der zutreffenden Berechnungs-Methodik gesetzt wurde:

$$\vartheta_W(r_W, z, 0) = \vartheta_0 \quad (5.20)$$

Die weiteren, den Simulations-Rechnungen hinterlegten Randbedingungen wurden, wie folgt, charakterisiert:

- Auf der Grenze S des physikalischen Modells wird die Stromdichte q generiert, die einen Wärmefluss erzeugt, der gleich ist dem Produkt aus Wärmeleitfähigkeit und dem partiellen Differentialquotienten der Temperatur nach dem z -Weg. Die Grenze S ist beweglich und hängt deshalb von den Weg-Koordinaten und der Zeit ab:

$$-\lambda \frac{\partial \vartheta_W(r_W, z, t)}{\partial z} = q \quad (5.21)$$

$$S = S(r_W, z, t) \quad (5.22)$$

$$\left(v_f = \frac{0.1327}{r_W} \right) \quad (5.23)$$

- Auf der Grenze S_1 vollzieht sich der Wärmeaustausch des Werkstücks mit der umgebenden Luft, der mit drei Gleichungen beschrieben wird:

$$-\lambda \frac{\partial \vartheta_W(r_{W_{\max}}, z, t)}{\partial r_W} = \alpha_{W1} \cdot [\vartheta_W(r_{W_{\max}}, z, t) - \vartheta_{\text{Med}}] \quad (5.24)$$

für die zylindrische Werkstück-Oberfläche

$$-\lambda \frac{\partial \vartheta_W(r_W, 0, t)}{\partial z} = \alpha_{W1} \cdot [\vartheta_W(r_W, 0, t) - \vartheta_{\text{Med}}] \quad (5.25)$$

und

$$-\lambda \frac{\partial \vartheta_W(r_W, z_{\max}, t)}{\partial z} = \alpha_{W1} \cdot [\vartheta_W(r_W, z_{\max}, t) - \vartheta_{\text{Med}}] \quad (5.26)$$

für die beiden Planflächen des Werkstücks.

- Die Grenze S_2 , auf der der Wärmeaustausch des Werkstücks mit dem Kühlschmiermittelstrahl der MS-bzw. MK-Gerätetechnik erfolgt, hat die Besonderheit, dass sie von der z-Koordinate und von der Zeit abhängt, aber nicht vom Radius, der mit $r_W = r_{W_{\max}}$ konstant bleibt. Es wird davon ausgegangen, dass die Längsbewegung des Kühlschmiermittelstrahls gleich ist der Vorschubbewegung des Werkzeugs in dieser Richtung:

$$-\lambda \frac{\partial \vartheta_W(r_{W_{\max}}, z, t)}{\partial r} = \alpha_{W2} \cdot [\vartheta_W(r_{W_{\max}}, z, t) - \vartheta_{\text{Med}}] \quad (5.27)$$

mit

$$S_2 = S_2(r_{W \max}, z, t) \quad (5.28)$$

Der Simulation der thermisch bedingten Werkstück-Deformationen liegt das lineare Wärmeausdehnungsgesetz für feste Körper zugrunde:

$$dr_W = \alpha_{Ausd}(\vartheta) \times r_W \times d\vartheta \quad (5.29)$$

und

$$dz_W = \alpha_{Ausd}(\vartheta) \times z_W \times d\vartheta \quad (5.30)$$

Das eingesetzte Programm – System ANSYS basiert auf einem adaptiven FE-Modell bezüglich des Netzaufbaus und der Anzahl an Elementen und Knoten. Ausgehend von der Makrogeometrie des Werkstücks (Länge = 100 mm, Durchmesser = 100 mm), das in maximal 24 Durchgängen (Schnitten) spanend bearbeitet wurde, sowie einer konstant gewählten Schnitttiefe von 1 mm, wurde auch die Zahl der Elemente in der z-Achse auf 100 festgelegt, d. h., das Werkzeug wird bei jedem Schnitt um 1 mm² der Fläche eines Elements in dieser Richtung verschoben. Die maximale Zahl der Elemente beträgt 3502, die der Knoten 4015. Das Programm verringert die Elementen- und Knotenzahl mit der Verkleinerung der Anzahl der Schnitte. Die durch das Spanen abgearbeiteten Elemente werden mit ihren wärmephysikalischen Eigenschaften auf „0“ gesetzt und aus dem Lösungsbereich ausgeschlossen.

Vor jeder FE-Modell-Rechnung wurde die Qualität des FE-Netzes nach den Kriterien der Konvergenz abgeprüft. Es hat sich gezeigt, dass der FE-Netzaufbau korrekt an die Lösung der Aufgabe mit der erwarteten hohen Genauigkeit angepasst wurde.

Ausgewählte Ergebnisse der FE-Simulation sind nachfolgend fragmenthaft dargestellt:

- Die Modellierung der thermischen Prozesse wird anhand zweier Momentaufnahmen verdeutlicht. **Bild 5.8** zeigt das Temperaturfeld, wie es sich am Ende des 5. Schnittes aufgebaut hat. Am Bearbeitungsende nach dem 24. Schnitt des sich gestuft darstellenden Werkstücks (**Bild 5.9**) erreicht die Temperatur in

der Zerspanzone maximale 195 °C und sinkt auf minimale 87 °C am gegenüberliegenden Werkstückprobenende ab.

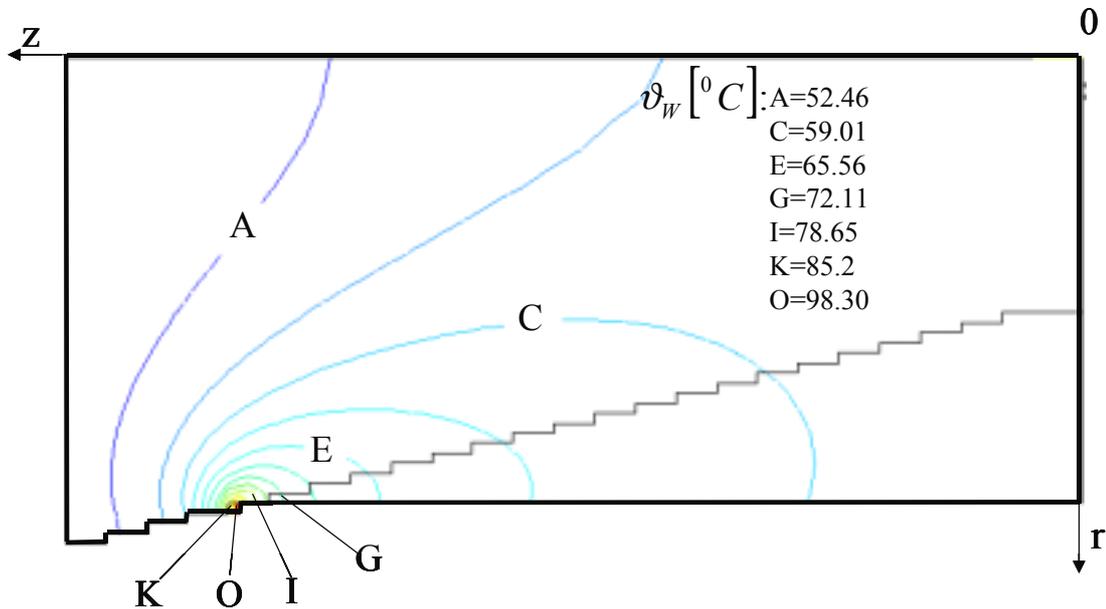


Bild 5.8: Momentaufnahme der Modellierung der thermischen Prozesse am Ende des 5. Schnittes

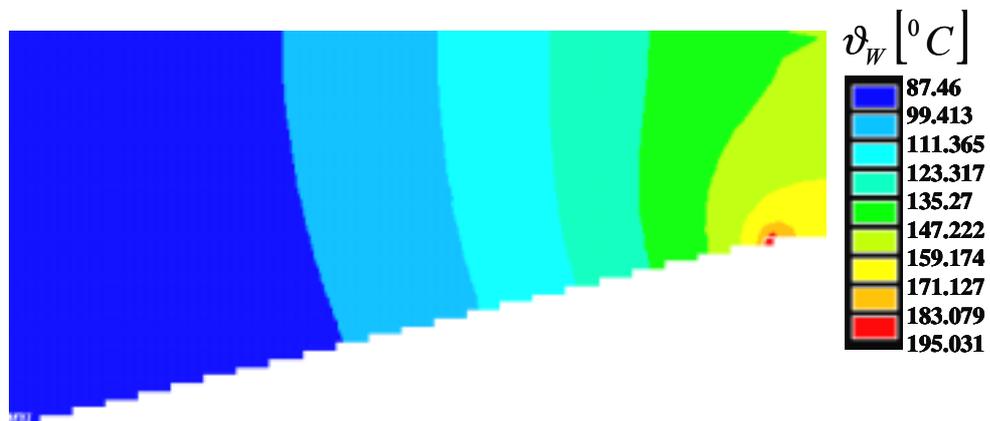


Bild 5.9: Momentaufnahme der Modellierung der thermischen Prozesse am Bearbeitungsende nach dem 24. Schnitt

Ebenso exemplarisch, hier für den Werkstoff C45, zeigt sich ein modellierter Temperaturverlauf über die Zahl der Schnitte sowie im Vergleich der Trockenbearbeitung mit der MK- und MS-Technik, wie er im Experiment gefunden und diskutiert wurde (**Bild 5.10**).

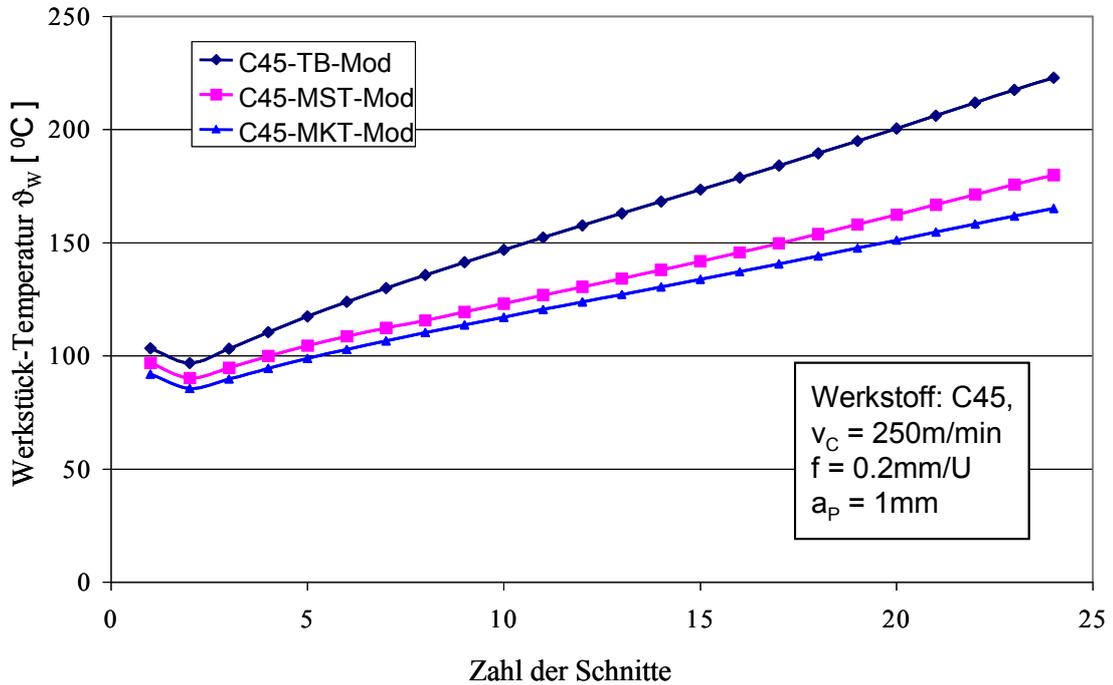
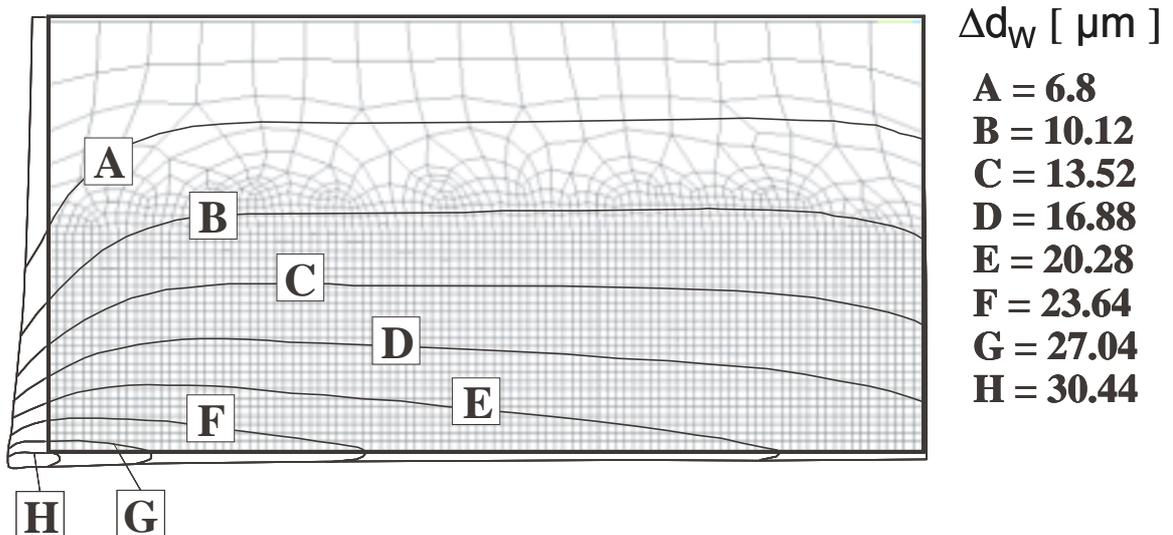


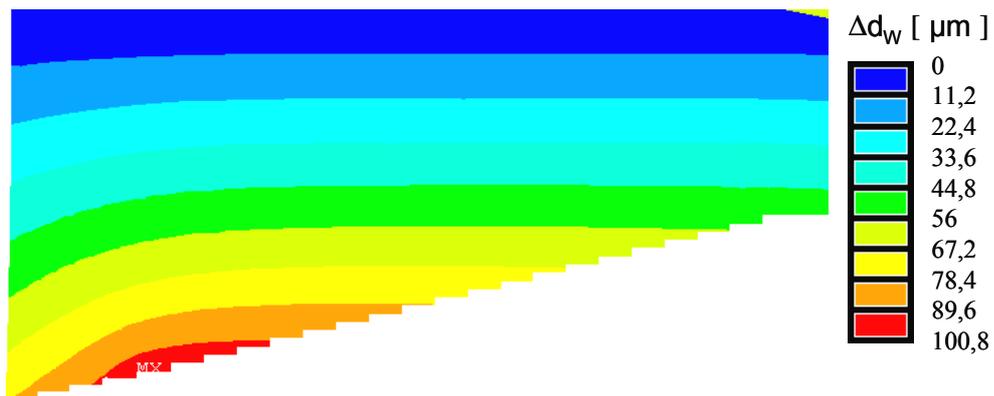
Bild 5.10: Modellierter Temperaturverlauf über die Zahl der Schnitte sowie im Vergleich unterschiedlicher Kühlschmier-Medien

- Fragmente der thermisch verursachten Deformationen werden durch **Bild 5.11** a-c veranschaulicht.

a)



b)



c)

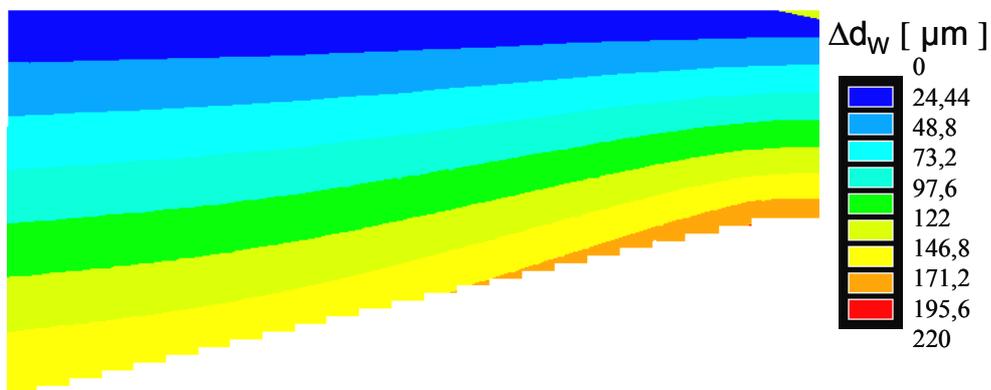


Bild 5.11: Fragmente der Modellierung der thermisch bedingten Deformationen

- d) am Ende des 1. Schnittes
- e) am Ende des 5. Schnittes
- f) am Ende des 24. Schnittes

Korrespondierend mit dem Werkstück-Temperatur-Verlauf nach **Bild 5.10** stellen sich die daraus resultierenden thermischen Abweichungen ein – am Ende des jeweiligen der insgesamt 24 Schnitte gemessen und mit der Zahl der Schnitte degressiv ansteigend (**Bild 5.12**).

In gleicher Weise wird der abweichungsvermindernde Einfluss der Minimalkühl- und –schmiertechnik sichtbar, der sich mit zunehmender Bearbeitungsdauer erwartungsgemäß stärker ausprägt.

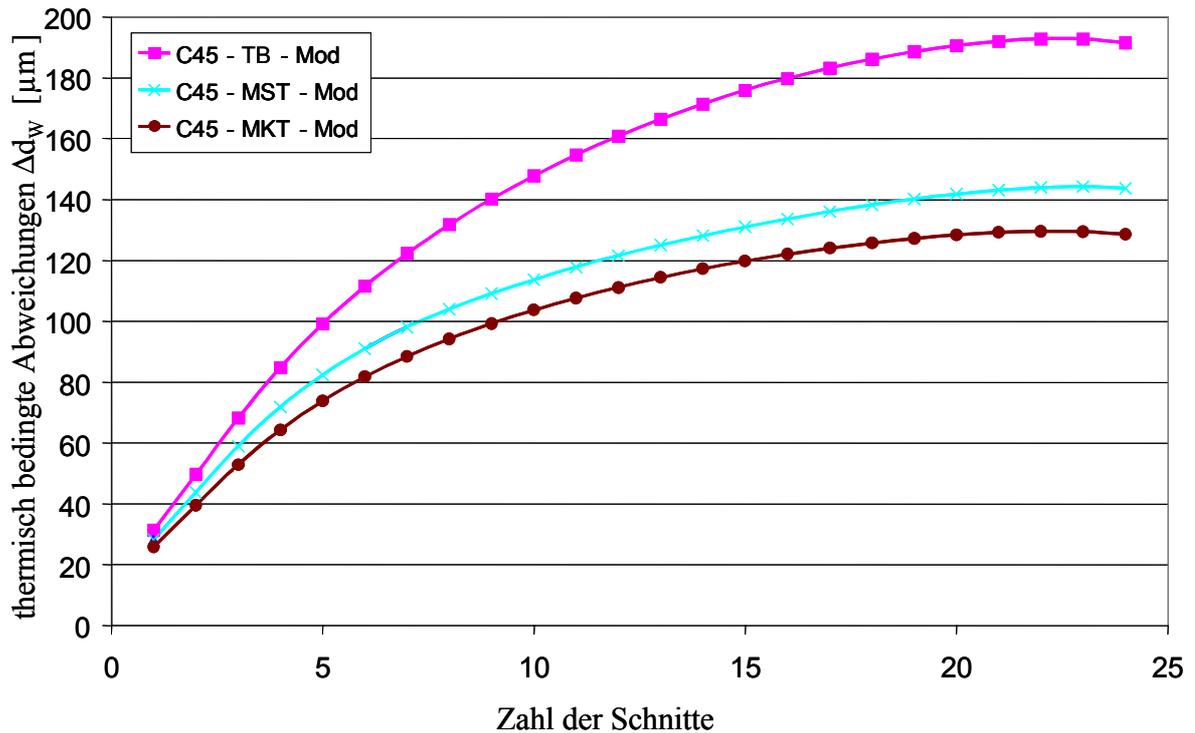


Bild 5.12: Modellierter Verlauf der thermisch bedingten Abweichungen über die Zahl der Schnitte sowie im Vergleich unterschiedlichen Kühlschmiermethoden

Der abschließende Ergebnis-Vergleich Modell-Experiment, nunmehr über alle in die Untersuchungen einbezogenen Kühlschmiermethoden, verdeutlicht überzeugend die erreichte hohe Approximationsgenauigkeit der FE-Simulations-Methodik (**Bild 5.13**).

Die Abweichungen überschreiten nicht 15 %, liegen zumeist weit darunter und entsprechen damit ingenieurmäßigen Anforderungen an derartige komplizierte Aufgabenstellungen. Die erzielten Genauigkeiten widerspiegeln die Richtigkeit der auf den wärmephysikalischen und mechanischen Gesetzmäßigkeiten basierenden Modellansätze zur Beschreibung der beim Drehen ablaufenden Wärme- und Deformationsprozesse sowie deren ausreichend exakte Umsetzung durch das FE-Programmsystem ANSYS.

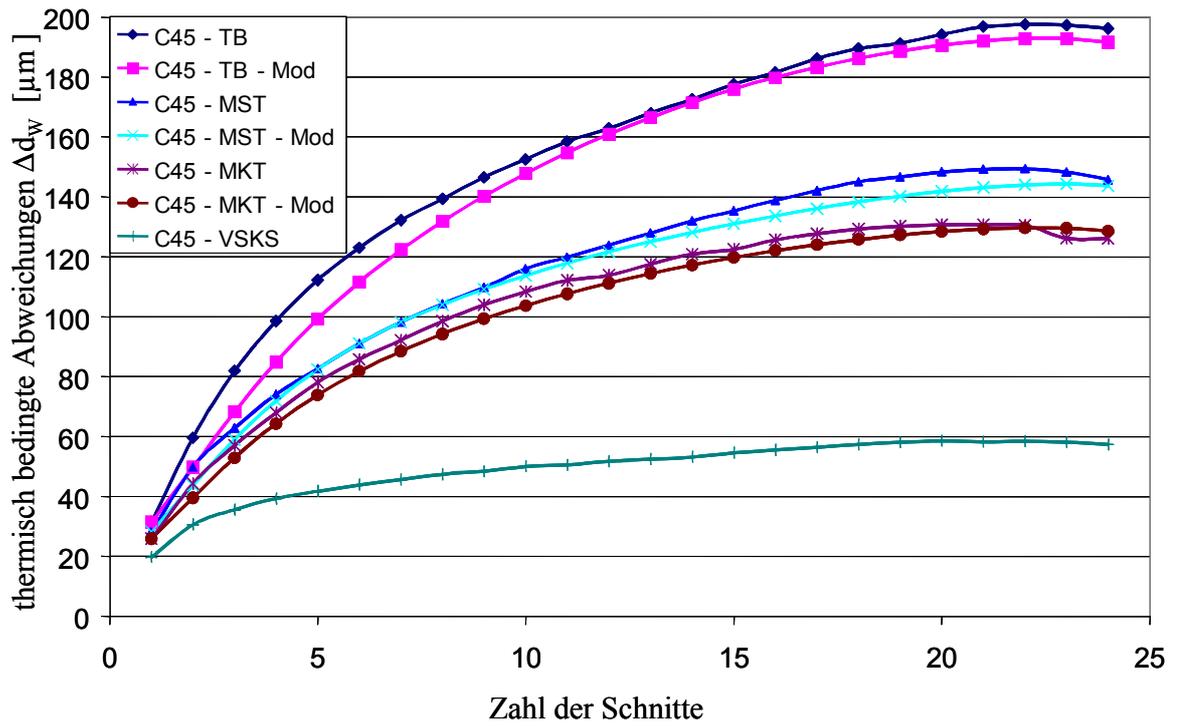


Bild 5.13: Vergleich aller im Modell und im Experiment ermittelten thermisch bedingten Abweichungen

- Erhöhung der Produktivität

steht jedoch der mögliche Nachteil der Erhöhung der Prozesstemperaturen gegenüber. Eine erfolgreiche Substitution des Schleifens durch das Hartdrehen muss deshalb von der Prognose der Werkstücktemperaturen und –abweichungen abhängig gemacht werden.

Neben den geometrischen Werkstückabmessungen lagen dem Hartdrehprozess die folgenden konstanten Verfahrens- und Schnittbedingungen zugrunde:

Werkstück:	Werkstoff 20 Mo Cr S4, HRC 57
Werkzeugmaschine:	CNC-Drehmaschine GU 600, Index-Werke KG
Werkzeug:	Klemmdrehmeißel-Halter PCLNR 2020 K12/ 25610-20 Wendeschnidplatte mit CBN-Einsatz D-CNMA 120408
Kühlschmiermethode:	Trockenbearbeitung
Schnittwerte:	Schnitttiefe $a_p = 0,3 \text{ mm}$ Vorschub $f = 0,1 \text{ mm/U}$ Schnittgeschwindigkeit $v_c = 90 - 180 \text{ m/min}$

Die Versuchsmethodik (**Bild 6.2**) zur experimentell-analytischen Ermittlung der Wärmeaustausch- und –leistungs-Kenngrößen als Eingangsparameter für die FE-Simulation wurde so gewählt, wie sie für die Hauptuntersuchungen entwickelt wurde und sich bewährt hat.

Parallel zu den kalorimetrischen Untersuchungen wurde eine Infrarotkamera AGEMA mit dem Ziel eingesetzt, die momentanen Werkstück-Oberflächentemperaturen auch während des Drehprozesses erfassen zu können.

Die Schnittaufteilung und –folge wurde entsprechend den realen praktischen Bedingungen realisiert.

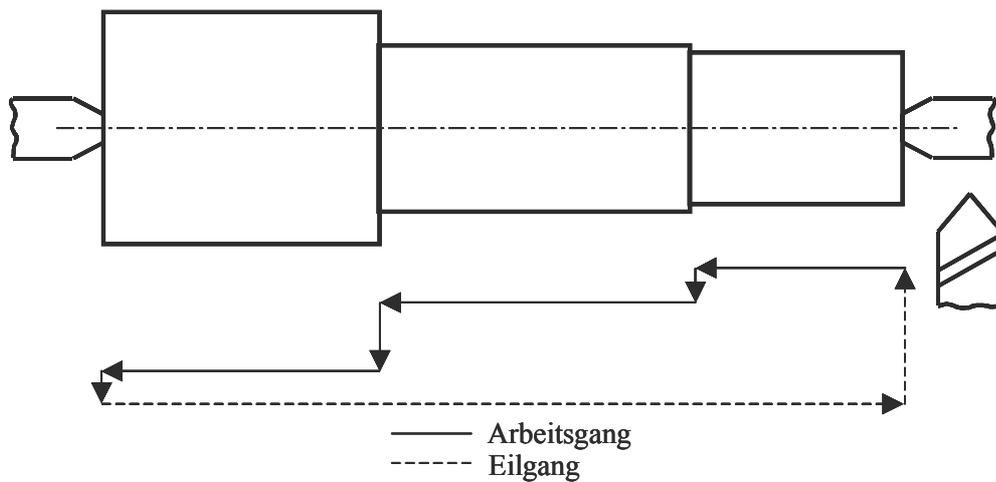


Bild 6.2: Versuchsmethodik, Schnittaufteilung und -folge

6.2. Versuchsergebnisse und Diskussion

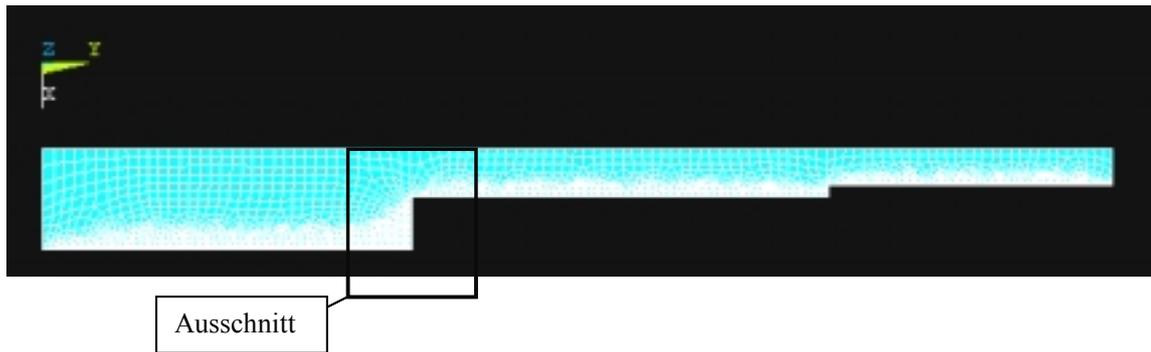
Der globale Wärmeübergangskoeffizient wurde zu

$$\alpha_{w1} = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$$

ermittelt. Da nur die Trockenbearbeitung betrachtet wurde, konnte auf die Ermittlung des lokalen Wärmeübergangskoeffizienten verzichtet werden.

Da sich das Real-Werkstück im Vergleich zum „akademischen“ Erprobungs-Werkstück als geometrisch unkompliziert erweist, kann auf eine adaptive FE-Modellanpassung verzichtet werden. Entwickelt wurde deshalb eine FE-Modellstruktur mit einer konstanten Knoten- und Elementenzahl (**Bild 6.3**).

a)



b)

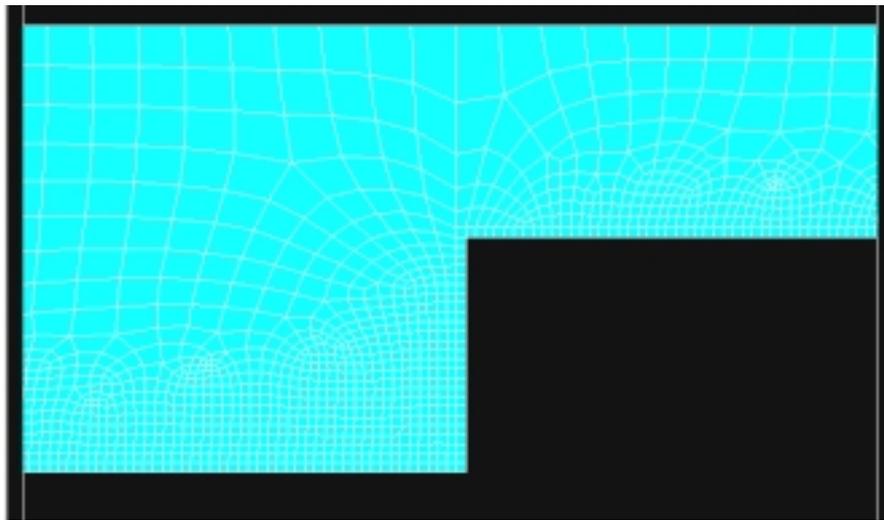


Bild 6.3: FE-Modellstruktur mit einer konstanten Knoten- und Elementenzahl:

- a) Gesamt- Modell,
- b) Ausschnitt mit Netzstruktur.

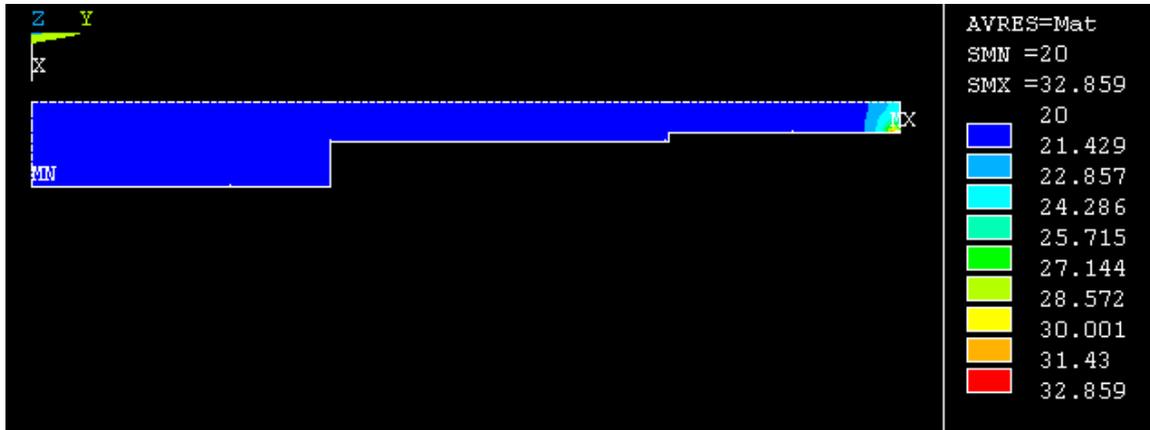
Ergebnisse des thermischen Simulationsprozesses

Fragmente der Simulation der Werkstück-Oberflächentemperaturen werden durch das **Bild 6.4** dokumentiert:

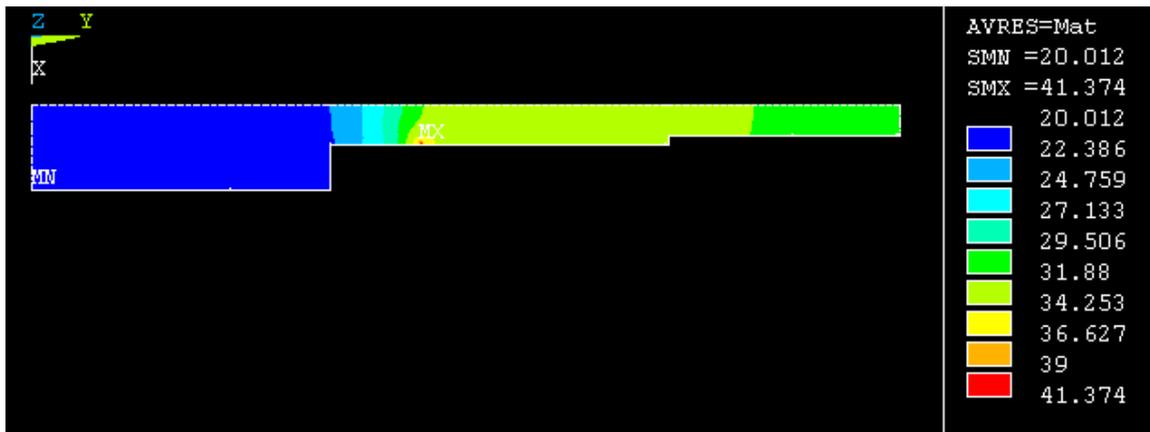
- Am Prozessanfang nach dem 5. Simulationsschritt auf dem kleinsten Werkstückdurchmesser baut sich das Temperaturfeld schnell auf und erreicht im Maximum dieses Simulationsschrittes $32,9^{\circ}\text{C}$
- Nach ca. der hälftigen Bearbeitungszeit auf dem mittleren Durchmesser nach dem 270. Simulationsschritt hat sich die Temperatur auf maximal $41,4^{\circ}\text{C}$ erhöht.

- Kurz vor dem Bearbeitungsende auf dem größten Werkstückdurchmesser nach dem 470. Simulationsschritt wird die maximale Temperatur mit $44,1^{\circ}\text{C}$ prognostiziert.

a)



b)



c)

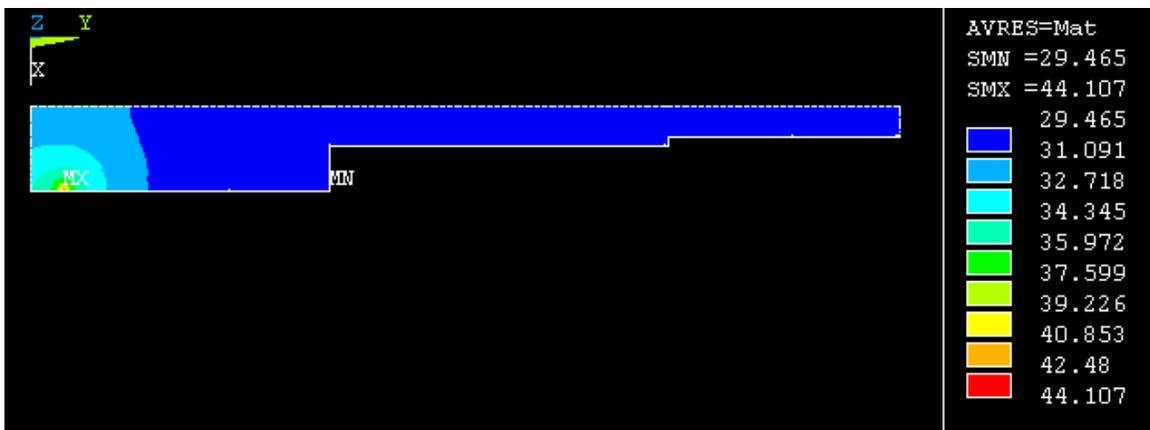


Bild 6.4: Fragmente der Simulation der Werkstück-Oberflächentemperaturen

Insgesamt erweist sich das simulierte Werkstück-Temperatur-Niveau für einen Trocken-Hart-Drehprozess als erstaunlich niedrig und ist hauptsächlich geschuldet der großen Wärmeleitfähigkeit des Schneidstoffs Bornitrid, die dafür mit verantwortlich zeichnet, dass der größte Teil der in der Zerspanzone entstehenden Wärme durch den Span und durch das Werkzeug abfließt.

Die begleitenden Thermographie-Messungen bestätigen die durch die Simulation ermittelten geringen Werkstück-Temperaturen (**Bild 6.5**).

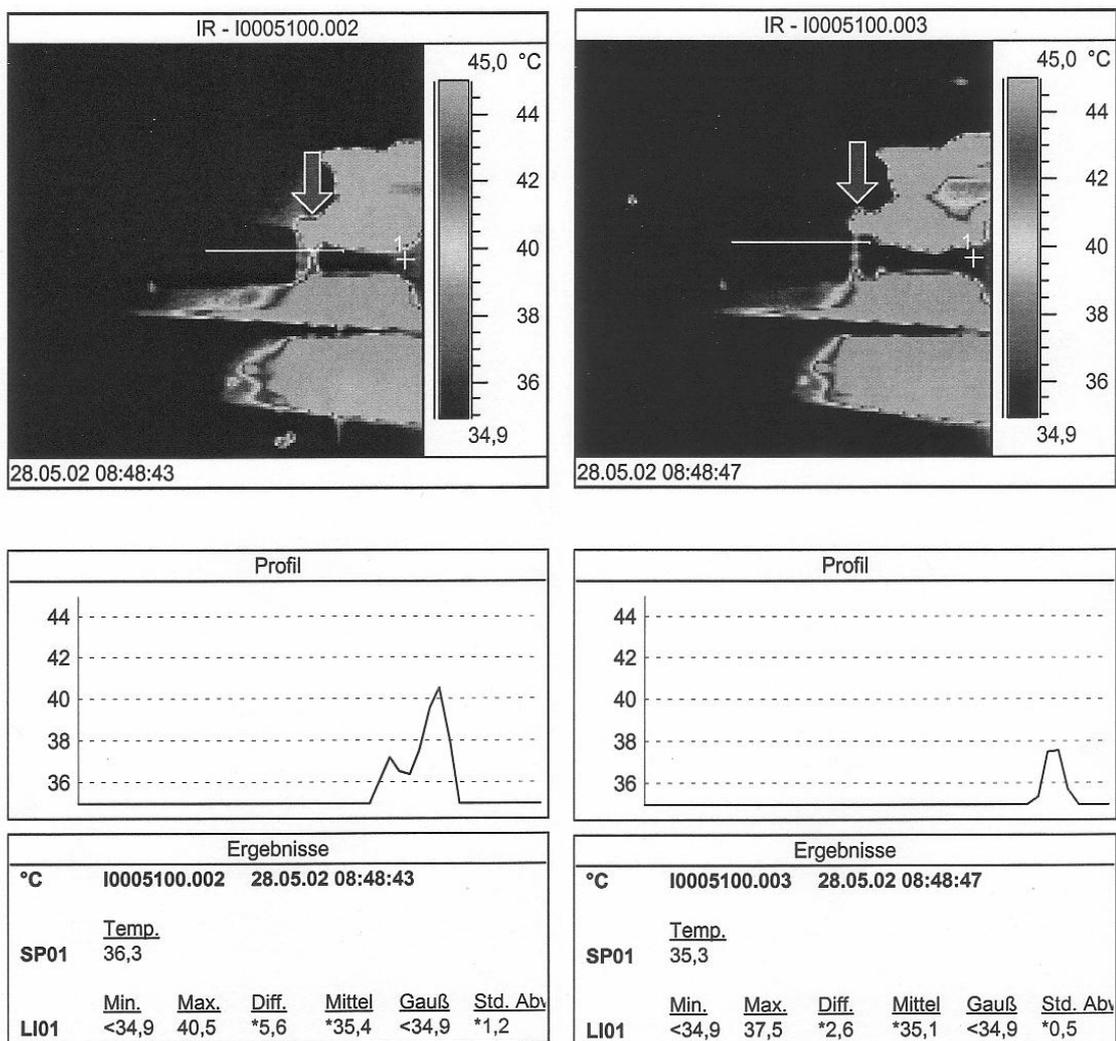


Bild 6.5: Durch thermographische Untersuchungen gemessene Werkstück-Temperaturen beim Hart-Trocken-Drehen (1 Schnitt)

Auch eine Verdopplung der Schnittgeschwindigkeit über den in der industriellen Praxis eingesetzten Richtwert von 90m/min hinaus sowie die Berücksichtigung eines

Werkzeugverschleißes, zugelassen bis $V_{BE} = 0,4\text{mm}$, lässt die Werkstück-Temperaturen nur moderat, nicht jedoch proportional ansteigen (**Bild 6.6**), obwohl sich die Wärmeleistungen der Wärmequelle nahezu linear mit der Schnittgeschwindigkeit und dem Verschleiß erhöhen (**Bild 6.7**).

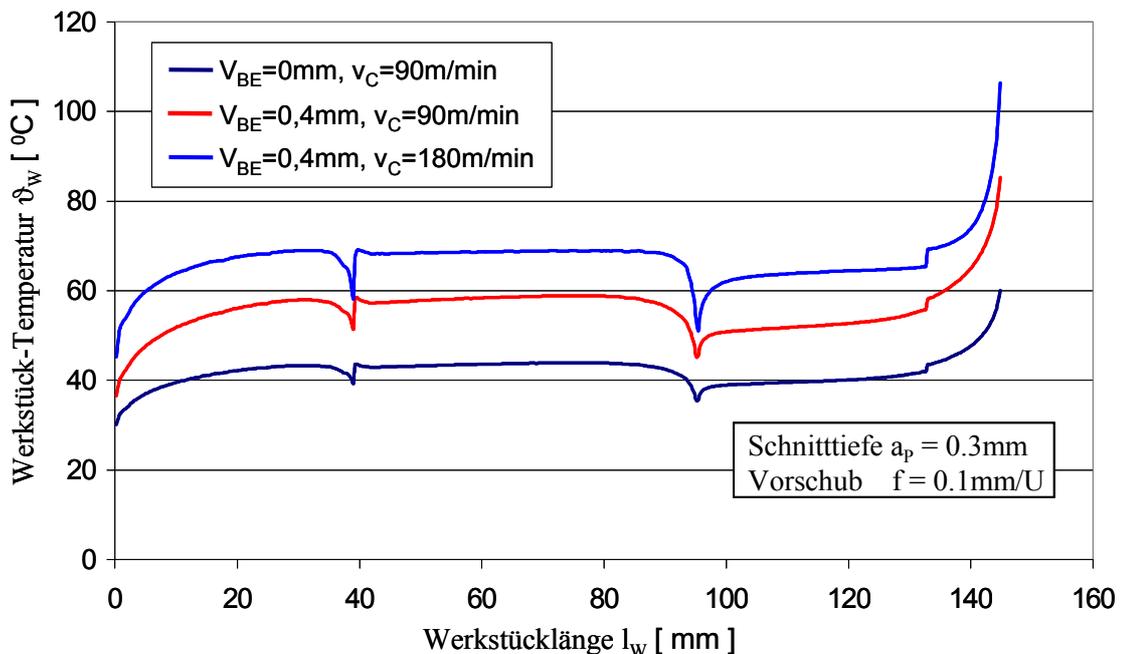


Bild 6.6: Vergleich der entstehenden Werkstück-Temperaturen in der zerspannahen Zone in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Werkzeugverschleißes

Ausgehend von der hohen Wärmeleitfähigkeit des bornitridischen Schneidstoffs sowie der sich mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit verringernden Kontaktzeit geben darauf die dem Werkstück zugeführten Wärme, aus der sich die Temperaturfelder auf der Werkstück-Oberfläche aufbauen, eine plausible Erklärung (**Bild 6.7**).

Mit dem Verschleiß sehr wohl ansteigend, zeigen diese Wärme in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit sogar eine leicht abfallende Tendenz.

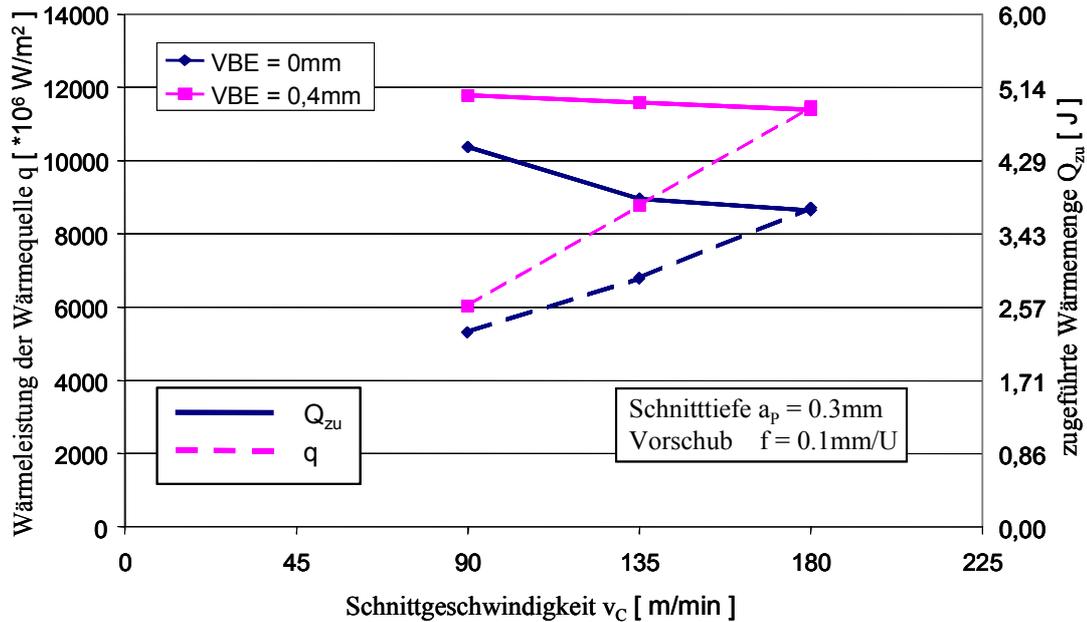


Bild 6.7: Vergleich der Wärmeleistung der Wärmequelle und der dem Werkstück zugeführten Wärme in Abhängigkeit von der Schnittgeschwindigkeit und vom Werkzeugverschleiß

Mit diesem Ergebnis der ermittelten Werkstück-Temperaturen kann zugleich, korrespondierend mit Untersuchungen von Diersen [103] beim Hartreiben mit Bornitrid unter vergleichbaren Zerspanparametern, gesichert ausgeschlossen werden, dass sich mit diesem Hartbearbeitungsprozess Randzonenbeeinflussungen in der Form von Neuhärtungszonen, weißen Schichten oder unzulässigen Resteigenspannungen verbinden.

Im Temperatur-Weg-Verlauf nach **Bild 6.6** sind einige Unstetigkeiten zu erkennen, die sowohl an den sprunghaft sich ändernden Durchmesserabsätzen als auch am Werkstückende auftreten. Sie haben ihre Ursache in den spontanen Veränderungen der Wärmeströmungsbedingungen.

Bei der Annäherung der Werkzeugschneide an das Werkstückende verringert sich das die Wärme aufnehmende Werkstoffvolumen schlagartig mit der Folge einer progressiven Temperaturerhöhung bezogen auf den partiell begrenzten Ort des Werkstücks.

Im Gegensatz dazu kommt es an den Durchmesserabsätzen infolge einer Vergrößerung des Werkstoffvolumens, das zur Aufnahme und Ableitung der Wärme zur

Verfügung steht, sprunghaft zu einer Temperaturabsenkung, die außerdem von den konkreten geometrischen Abmessungen abhängig ist.

Insofern spielt auch die Bearbeitungsrichtung eine ganz entscheidende Rolle und entscheidet darüber, ob sich die Werkstücktemperatur, wie im Beispiel gezeigt, absenkt oder bei einer Umkehr der Bearbeitungsrichtung, analog den Verhältnissen am Werkstück- bzw. Bearbeitungsende, ansteigt.

Ergebnisse der Simulation der thermischen Abweichungen

Die thermisch bedingten Abweichungen korrelieren erwartungsgemäß mit dem Temperatur-Weg-Zeit-Verhalten (**Bild 6.8**), so auch an den beiden Absätzen sowie am Werkstückende, an dem die Abweichungen ebenso progressiv zunehmen wie die Werkstück-Temperaturen.

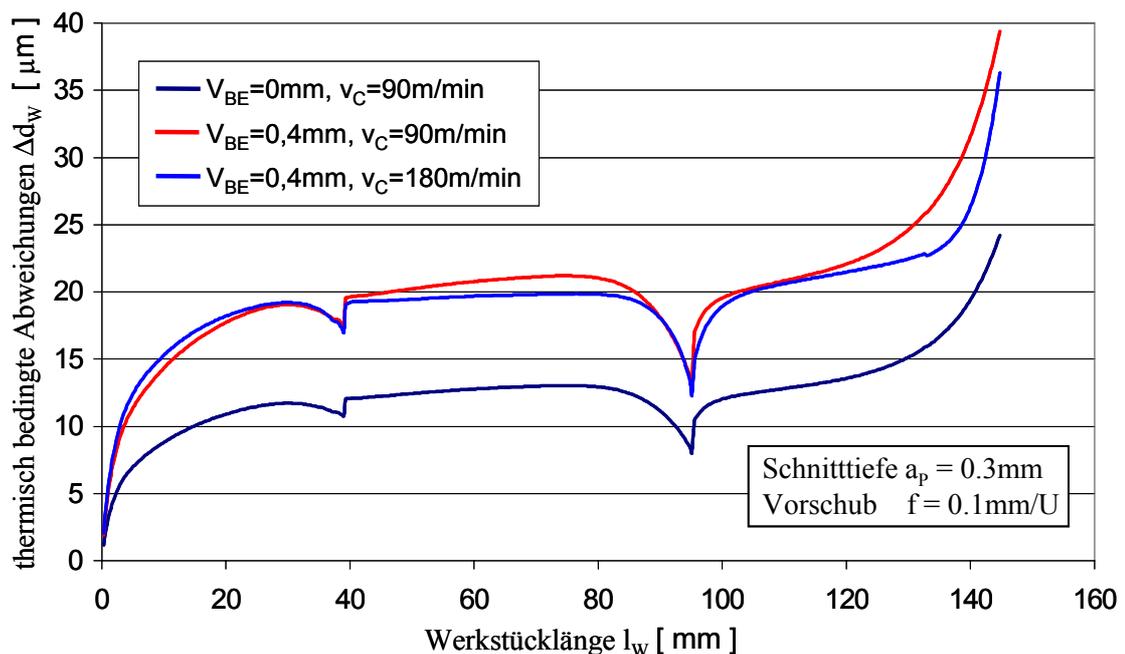


Bild 6.8: Vergleich der thermisch bedingten Abweichungen in der zerspannahen Zone in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und des Werkzeugverschleißes

Bevor ein Vergleich der numerischen Simulation mit dem Experiment vollzogen werden konnte, musste eine Versuchsmethodik entwickelt werden, mit der die thermischen Abweichungen von den anderen Abweichungen gleicher Ordnung (mechani-

sche, elastische Verformungen) abgegrenzt werden konnten. Diese Methodik basiert auf dem Einbringen einer Trennnut minimaler Breite in den linksseitigen Werkstück-Abmessungsbereich (**Bild 6.9**). Der noch verbleibende Bereich wird mit den gewählten Schnittparametern auf den geforderten Durchmesser abgedreht. Die Werkzeug-Eingriffszeit ist kurz, das Werkstück bleibt kalt, der thermisch bedingte Fehler geht gegen „0“, die erfassten Abweichungen sind mechanisch-elastischen Ursprungs.

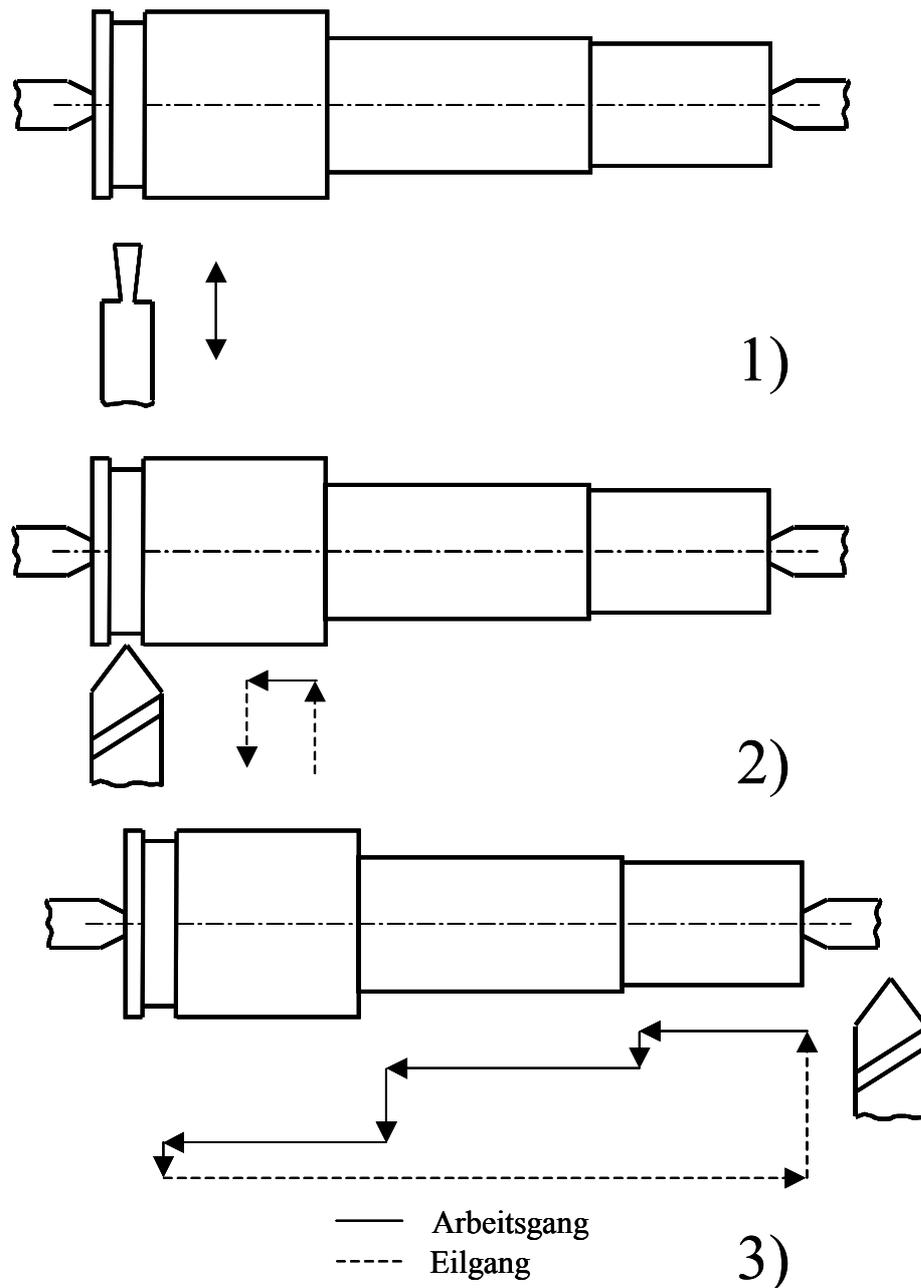


Bild 6.9: Vorbereitung des Werkstücks für den Vergleich der experimentellen mit den simulierten Abweichungen

Die Gesamtabweichungen, einschließlich der thermisch verursachten, erreichen rechtsseitig von der Nut ihr Maximum (**Bild 6.10**). Es zeigt sich, dass sich die mechanisch-elastischen Abweichungen in der Größenordnung der thermisch bedingten Abweichungen bewegen. Die prozentualen Abweichungen zwischen dem Simulations-Modell und dem Experiment belaufen sich auf kleiner 10 %.

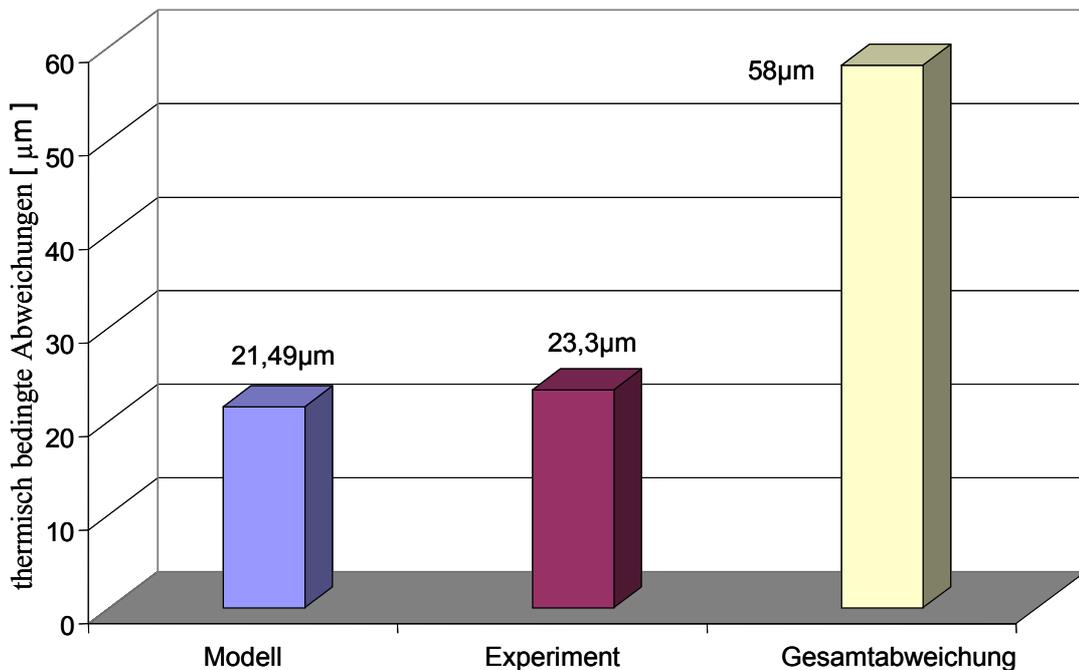


Bild 6.10: Vergleich der rechnerisch und experimentell ermittelten Abweichungen am Real-Werkstück

Dieses Ergebnis bestätigt hinreichend die Richtigkeit und praktische Anwendbarkeit des gewählten experimentell-theoretischen Simulations-Ansatzes zur Prognose der beim Drehen mit unterschiedlichen Kühlschmiermethoden, einschließlich der Trockenbearbeitung, verursachten Werkstück-Temperaturen und daraus resultierenden thermisch bedingten Abweichungen. Diese Methode ist besonders geeignet zur Planung und Gestaltung, perspektivisch auch zur Steuerung des End- und Feinbearbeitungsprozesses, wenn die mechanisch-elastisch gegenüber den thermisch verursachten Abweichungen klein oder gar vernachlässigbar sind.

Es ist kennzeichnend für diesen Methodenansatz, dass seine Abbildungsgenauigkeit sowohl von der Genauigkeit als auch von der Verfügbarkeit der Eingangsparameter abhängt.

Eine ausreichend hohe Genauigkeit der Eingangsdaten kann, wie gezeigt wurde, durch eine anforderungsgerecht ausgewählte Experimentiertechnik gesichert werden. Eine ausreichende Verfügbarkeit dieser Daten ist zur Zeit nicht gegeben und kann vor dem Hintergrund der Vielfalt an Werkstoffen, Schneidstoffen, Kühlschmiermitteln und anderen veränderlichen Randbedingungen ganz schnell auch nicht gewährleistet werden – dies kann und sollte einem kontinuierlichen Prozess des Ermitteln und des Einspeicherns von Eingangsdaten in eine Datenbank vorbehalten bleiben, denn soviel kann abschließend resümierend festgestellt werden:

Die Zerspantechnik wird sich der numerischen Prozesssimulation

trotz

der komplexen, dreidimensional und bei extrem hohen Umformgeschwindigkeiten ablaufenden Verformungs- und Trennvorgänge

und trotz

der komplizierten Wärmefluss-, Wärmeübergangs- und Kontaktbedingungen zwischen Werkzeug, Werkstück, Span und Umgebung

nicht entziehen können. Sie hat die Signale dieser progressiv sich entwickelnden FE-Simulationsmethodiken verstanden und befindet sich damit zwar erst am Anfang, aber auf einem guten Weg.

Die vorgelegte Arbeit möchte dazu, einem Mosaiksteinchen gleich, beitragen und Denkanstöße für weiter zu führende Arbeiten geben.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Die Zerspantechnik verzeichnete in der 2. Hälfte des 20. Jahrhunderts im Ergebnis aufeinander abgestimmter Schneidstoff-, Werkzeug- und Werkzeugmaschinenentwicklungen einen herausragenden Zuwachs an Effektivität und Qualität, der allerdings begleitet wurde mit einem ebenso starken Anstieg der Umlaufmengen an Kühlschmiermitteln. Die daraus resultierenden Belastungen der Umwelt und der Gefährdungen der Menschen und Maschinen wurden in Kauf genommen – ein Prozess, der so ungebremst hätte nicht weiter fortgeführt werden können.

Ein erfreulicher Umdenkprozess setzte ein und führte zur Trendwende beim Einsatz von ökologisch und gesundheitlich unbedenklichen Kühlschmiermitteln und –methoden, in Form der Trockenbearbeitung, Minimalschmier- und –kühltechnik. Die technologische Nachweisführung für die Anwendung dieser „nachhaltigen“ Kühlschmiermethoden ist im Grundsatz erfolgt, an der technischen Umsetzung wird maschinen- und werkzeugseitig konsequent gearbeitet.

Noch wenig wissenschaftlich erforscht und fundiert sind dagegen die Negativauswirkungen, die sich mit diesen Methoden hinsichtlich der veränderten Wärmefluss- und Wärmedeformationsbedingungen vorrangig bezogen auf das Werkstück verbinden.

Dazu leistet die vorgelegte Arbeit einen Beitrag, in dem sie exemplarisch für das Drehen, für eine ausreichende Anzahl an Werkstoffen mit unterschiedlichen mechanischen und wärmephysikalischen Eigenschaften (hochlegierter Stahl, Konstruktionsstahl, Gusseisen, Aluminiumlegierung) sowie für eine breite Palette an Kühlschmiermitteln und Kühlschmiermethoden (Vollstrahlkühlschmierung, Minimalkühltechnik, Minimalschmiertechnik und Trockenbearbeitung), nachvollziehbar darstellt, wie auf der Basis eines experimentell-theoretischen Methodenansatzes die Werkstück-Temperaturen und die sie auslösenden, also thermisch bedingten Abweichungen prognostiziert werden können.

Den FE-Simulationsrechnungen vorangestellt wurden zunächst kalorimetrische Untersuchungen zur Ermittlung der Kühlfähigkeit verschiedenster Kühlschmiermittel und –methoden ihrer Zuführung an die Zerspantstelle anhand eines Analogie-Modell-

Versuchs – erstmals quantifiziert-wertmäßig in der Form eines Kühlfähigkeitsfaktors. Nicht unerwartet waren es die ausschließlich kühlend wirkenden Medien wie Stickstoff, Kohlendioxid und Kältespray, die über die größte Wärmeabführvermögen verfügen, für einen industriellen Einsatz allerdings aus Kosten- und gerätetechnischen Gründen noch nicht infrage kommen. Von den praxistauglichen Kühlschmiermitteln und –methoden ragte insbesondere die bislang noch nicht so verbreitete Minimal-kühlungs-Methode heraus, deren Wärmeaufnahmevermögen, basierend auf einem Luft-Wasser-Gemisch minimaler Menge, das der Minimalschmierung weit übertrifft. Sie empfiehlt sich deshalb besonders als Alternative zur Vollstrahlkühlschmierung und Trockenbearbeitung.

Bestätigung fanden diese im Modell-Versuch ermittelten Unterschiede in der Kühlfähigkeit der eingesetzten Kühlschmiermethoden im realen Zerspanprozess an einem bewusst geometrisch kompakt gestalteten „akademischen“ Erprobungs-Werkstück, an dem die thermisch verursachten Abweichungen gegenüber den mechanisch-elastischen dominieren.

Die Werkstück-Temperaturen, experimentell mittels der Strahlungsmesstechnik erfasst, stellten sich entsprechend der Rangfolge der Kühlfähigkeiten der Kühlschmiermethoden ein – ansteigend beginnend mit der VSKS, über die MKT und MST bis zur TB. Außerdem konnte eine Abhängigkeit der Kühlfähigkeiten von den wärme-physikalischen Kenngrößen der Werkstückwerkstoffe festgestellt werden, d. h. die Wirksamkeit einer Kühlschmierung ist am größten bei Werkstoffen mit den kleinsten Wärmekenngrößen und umgekehrt.

Insgesamt korreliert die Werkstück-Temperatur mit der zugeführten und in Wärme umgesetzten Energie (\equiv spezifische Schnittkraft) und der werkstoffabhängigen Wärmekenngröße (\equiv Temperaturleitzahl). Die thermisch bedingten Maß- und Formabweichungen folgen, dem Wärmedehnungsgesetz entsprechend, direkt proportional den beaufschlagten Temperatur-Differenzen und den wiederum werkstoffabhängigen Wärmedehnungs-Koeffizienten.

Für die Hauptuntersuchungen der Simulation der Werkstück-Temperaturen und –Abweichungen musste in einem 1. Schritt das thermische Zustandsmodell, aus dem die thermischen Abweichungen erwachsen, entwickelt werden.

Dazu zählt vor allem die quantitative Beschreibung der Wärmeaustauschbedingungen zwischen dem Werkstück mit der Umgebung bzw. mit dem Kühlschmiermittelstrahl nur der MKT und MST durch einen „globalen“ und „lokalen“ Wärmeübergangskoeffizienten sowie der dem Werkstück zugeführten Wärmeleistung, jeweils experimentell mittels kalorimetrischer Messmethodik und analytisch unter Anwendung mathematischer Methoden zur Lösung von Inversaufgaben.

Diese und die mechanischen und wärmephysikalischen Kenngrößen des Werkstoffs fanden Eingang in das FE-Simulations-Programm-System ANSYS, das sich für den 2. Schritt der Prognose von Temperaturen und Deformationen fester Körper als sehr gut geeignet erwies.

Das System ANSYS basiert auf einem adaptiven FE-Modell bezüglich des Netzaufbaus, das an die Randbedingungen der zu lösenden realen Bearbeitungsaufgabe mit der erwarteten hohen Approximations-Genauigkeit korrekt angepasst wurde. Die erzielten Genauigkeiten sind Widerspiegelung der Richtigkeit der auf den hinterlegten wärmephysikalischen und mechanischen Gesetzmäßigkeiten basierenden Modellansätze zur Beschreibung der beim Drehen ablaufenden Wärme- und Deformationsprozesse. Die im Vergleich Modell-Experiment über alle Werkstoffe und Kühlschmiermethoden erzielten Abweichungen betragen maximal 15 %, lagen zumeist weit darunter und entsprachen damit ingenieurmäßigen Anforderungen an derartige komplexe Aufgabenstellungen.

Abschließend wurde die vorgestellte Simulations-Methode anhand eines realen Bauteils aus der industriellen Praxis – eine Sonnenwelle, die durch einen Hart-Trocken-Drehprozess mit einem Bornitrid-Werkzeug endbearbeitet wird – validiert.

Die Versuchsmethodik erwies sich als reproduzierbar. Die FE-Simulations-Ergebnisse korrelierten sowohl temperatur- als auch abweichungsseitig sehr eng mit

den im Experiment ermittelten und dokumentierten die Praxistauglichkeit dieser Methodik.

Ein kurzer Ausblick auf perspektivisch weiter zu führende und diese Simulations-Methode zu fundierende Arbeiten kann in den folgenden 4 Schwerpunkten dargestellt werden:

1. Aufbau und kontinuierliche Entwicklung einer Datenbank der Eingangs-Parameter über möglichst viele Werkstoffe und Schneidstoffe mit hoher Genauigkeit, wie sie für das Drehen praxisrelevant zum Einsatz kommen und für eine FE-Modellierung der vorgestellten Art unentbehrlich sind.
2. Entwicklung eines adaptiven Steuerungs-System, das sich der Werkstücktemperatur als Messgröße, der daraus zu berechnenden Abweichungen als Istwert einer geometrischen Regelgröße und der Schnittwerte als Stellgrößen eines Regelkreises bedient, um die geforderte Genauigkeit als Funktion der Temperatur zu sichern. Dieses System erfordert eine anforderungsgerechte Temperatur-Sensorik (Infrarot-Messtechnik), wie sie gegenwärtig mit der notwendigen Robustheit noch nicht existent ist.
3. Ergänzung des FE-Modells zur Simulation der thermisch bedingten Abweichungen um den mechanisch-elastisch verursachten Abweichungsanteil, der zur Prognose der Gesamtabweichungen letztlich zwingend notwendig wäre.
4. Übertragung des am Beispielverfahren Drehen entwickelten Modell-Ansatzes auf andere spanende Verfahren mit komplizierten Wärmeentstehungs-, -fluss- und -übertragungsbedingungen (Bohren, Tiefbohren, ...) mit komplizierter Verfahrenskinematik und -geometrie (Fräsen, Wälzfräsen, ...) sowie auf Verfahren der geometrisch unbestimmten Werkzeug-Schneide (Schleifen).

8. Literatur

- [1] *Zangs, L.*: Berechnung des thermischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen. Dissertation TH Aachen, (1975).
- [2] *Vieregge, G.*: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. 2. Auflage, Band 16. Düsseldorf: Verlag Stahleisen, (1970).
- [3] *Vieregge, G.*: Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. Werkstatt und Betrieb, Bd. 86 (1953) Nr. 11, S. 691.
- [4] *Schmidt, A. O.*: Temperaturmessungen am Werkstück, Werkzeug und Span. Werkstatttechnik und Maschinenbau, Bd. 43 (1953) Nr. 8, S. 345.
- [5] *Schwerdt, F.*: Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf. VDI-Z Bd.77 (1933) Nr. 9, S. 211.
- [6] *Chowaniec, W.; Jedzowski, J.*: Zerspanungswärme und Genauigkeit. Werkzeugmaschine international, (1973) Nr. 6, S. 29.
- [7] *Bähre, D.; Plapper, V.*: Thermoelastische Werkstückverformung beim Trokendreihen kompensieren. Maschinenmarkt, Würzburg 102 (1996) 15, S. 40 – 45.
- [8] *Hnilica, J.*: Modellgestützte Simulation des Teilwälzschleifens von Stirnrädern im Einflankenschliff. Dissertation TU Magdeburg, (1996).
- [9] *Weber, T.*: Simulation des Flachprofilschleifens mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Dissertation TU Braunschweig, (2001).
- [10] *Nicolai, M.; Hegler, R. P.*: Werkstücktemperatureinflüsse beim Drehen. VDI-Z 122 (1980), Nr. 6 – März (II), S. 225 – 228.
- [11] *Warnecke, G.; Dollmeier, R.*: Drehbearbeitung harter Werkstoffe. VDI – Z 142 (2000), Nr. 9/10 – September / Oktober, S. 53 – 56.
- [12] *Warnecke, G.; Dollmeier, R.*: Drehbearbeitung harter Werkstoffe. wt Werkstatttechnik 90 (2000) H. 4, S. 127 –132.
- [13] *Xiaoping, Li*: Study the jet-flow of cooling in machining. Journal of Materials Processing Technology 62 (1996), S. 157 – 162.
- [14] *Kops, L.; Arenson, M.*: Determination of Convective Cooling Conditions in Turning. Annals of the CIRP Vol. 48/1, (1999), S. 47 – 52.
- [15] *Ramesh, M.V.; u.a.*: Finite element modeling of heat transfer analysis in machining of isotropic materials. International Journal of Heat and Mass Transfer 42, (1999), S. 1569 – 1586.

- [16] *Warnecke, G.; u.a.:* Modeling of thermo-elastic workpiece deformation during. *Production Engineering*, Vol. IV/2 (1997), S. 51 – 54.
- [17] *Bähre, D.; Dollmeier, R.; Warnecke, G.:* Modeling of thermo-elastic workpiece deformation for compensation of dimensional errors in turning of hard metals. *Transactions of NAMRI/SME*, Volume XXVI, Atlanta, Georgia, 1998, S. 123 – 128.
- [18] *Moriwaki, T.; u.a.:* Effect of Cutting Heat on Machining Accuracy in Ultra-Precisions Diamond Turning. *Annals of the CIRP* Vol. 39/1, (1990), S. 81 – 89.
- [19] *Stephenson, D.A.; u.a.:* Thermal Expansion of the Workpiece in Turning. *Journal of Engineering for Industry*, November (1995), Vol.117. S. 542 – 550.
- [20] *Wallbank, J.:* Determination of the temperature of a machined surface. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Band 120, (1998), Heft 2, S. 259 – 263.
- [21] *Maekawa, K.; Ohhata, H.:* Simulation analysis of three-dimensional continuous chip formation processes (Part 3). Influence of physical properties of work and tool materials. *International Journal Society for Precision Engineering*, Band 31, (1997), Heft 2, S 103 – 108.
- [22] *Maekawa, K.; Nakano, Y.; Kitagawa, T.:* Finite element analysis of thermal behavior in metal machining (1 st report, influence of thermophysical properties on cutting temperature). *JSME International Journal*, Series C (Dynamics, Control, Robotics, Design and Manufacturing), Band 39, (1996), Heft 4, S. 857 – 863.
- [23] *Obikawa, T.; Usui, E.:* Computational machining of titanium alloy – finite element modeling and a few results. *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Band 118, (1996), Heft 2, S. 208 – 215.
- [24] *Maekawa, K.; Shirakashi, T.; Obikawa, T.:* Recent progress of computer aided simulation of chip flow and tool damage in metal machining. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B (Journal of Engineering Manufacture)*, Band 210, (1996), Heft B3, S. 233 – 242.
- [25] *Billatos, S. B.; Basaly, N. A.:* Design and analysis of fluidless cooling devices for high speed machining. *Proc. of the (1995) Design Engineering Tech. Conf.*, Vol. 2, Boston, USA, Sep 17-20,(1995), Band DE-83, S 799-807.

- [26] *Ng, E.G.; u.a.:* Modeling of temperature and forces when orthogonal machining hardened steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 39, (1999), Heft 6, S. 885 – 903.
- [27] *Ceretti, E.; u.a.:* Turning simulations usign a three-dimensional FEM code. *Journal of Materials Processing Technology*, Band 98, (2000), Heft 1, S. 99 – 103.
- [28] *Yang, J.; u.a.:* Thermal error mode analysis and robust modeling for error compensation on a CNC tuning center. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 39, (1999), Heft 9, S. 1367 – 1381.
- [29] *Jaeger, V.E.; u.a.:* The influence of thermal expansion of the cutting tool during ultraprecision diamond turning of electroless nickel on the accuracy of the workpiece and a simple method of correction. *Precision Engineering Nanotechnology*, 1 st Internet. Conf. And General Meeting of the European Soc., Vol. 1, Bremen, D, May 31 Jun 4, (1999), Ber. Aus der Fertigungstechnik, Band 1 (1999), S. 143 – 146.
- [30] *Kim, K.W.; u.a.:* A finite element analysis for the characteristics of temperature and stress in micro-machining considering the size effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 39, (1999) Heft 9, S. 1507 – 1524.
- [31] *Ng, E.G.; Aspinwall, D.K.:* Evaluation of cutting and temperature when turning hardened die steel with Amborite AMB90 and DBC50 tooling. *Industrial Diamond Review*, Band 59, (1999), Heft 582, S. 183, 185, 187 – 188, 190, 192 – 193, 195, 240.
- [32] *Lin, Z.C.; u.a.:* The study of ultra-precision machining and residual stress for NiP alloy with different cutting speeds and depth of cut. *International Journal of Materials Processing Technology*. Band 97, (2000), Heft 1-3 Complete, S. 200 – 210.
- [33] *Oezel, T.; Altan, T.:* Process simulation usign finite element method – prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high-speed flat end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Band 40, (2000), Heft 5, S. 713 – 738.
- [34] *Behrens, A.; Westhoff, B.:* Finite element modeling of high speed machining processes. *High Speed Machining*, 2 Internet. German and French Conf., Darmstadt, D, Mar 10-11, (1999), S. 185 – 190.

- [35] *Yang, G.; u.a.*: Determination of residual stresses induced by hardened steel turning using finite element methods. Proc. of the 1995 Design Engineering Tech. Conf., Vol. 2, Boston, USA, Sep 17 – 20, (1995), Band DE-83 (1995), S. 205 – 211.
- [36] *Attia, M.H.; Fraser, S.*: A generalized modeling methodology for optimized real-time compensation of thermal deformation of tools and CMM structures. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Band 39, (1999), Heft 6, S. 1001 – 1016.
- [37] *Lei, S.; u.a.*: Thermo-mechanical modeling of orthogonal machining process by finite element analysis. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Band 39, (1999) Heft 5, S. 731 – 750.
- [38] *Mills, B.; u.a.*: Formation of an adherent layer on a cutting tool studied by micro-machining and finite element analysis. International Journal on the Science and Technology of Friction, Lubrication and Wear, Band 208, (1997), Heft 1/2, S. 61 – 66.
- [39] *Fallboehmer, P.*: Advanced cutting tools for the finishing of dies and molds. VDI, Reihe 2:Fertigungstechnik, Band 498, (1997). S. 1 – 186.
- [40] *Tieu, A.K.; Fang, X.D.; Zhang, D.*: FE analysis of cutting tool temperature field with adhering layer formation. International Journal on the Science and Technology of Friction, Lubrication and Wear, Band 214, (1998), Heft 2, S. 252 - 258.
- [41] *Wu, J.S.; Dillon, O.W.; Lu, W.Y.*: Thermo-viscoplastic modeling of machining process using a mixed finite element method. Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Band 118 (1996), Heft 4, S. 470 – 482.
- [42] *Li, X.*: Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 2. Simulation study. International Journal of Materials Processing Technology, Band 62 (1996), Heft 1 – 3, S. 157 – 165.
- [43] *Bäker, M.; Siemers, C.*: Simulation der Lamellenspanbildung mit ABAQUS/Standard. ABAQUS Anwendertreffen, Essen, 1999.
- [44] *Bäker, M.; Rösler, J.; Siemers, C.*: Spanbildung bei der Hochgeschwindigkeitszerspannung von Titan-Legierungen. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der deutschen Forschungsgemeinschaft, Bonn, 18/11, (1999), S. 10 – 15.

- [45] *Leopold, J.; Hoyer, K.*: Numerische Modellierung des Hochgeschwindigkeitsfräsens und Hochgeschwindigkeitsbohrens. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der deutschen Forschungsgemeinschaft, Bonn, 18/11, (1999), S. 186 – 197.
- [46] *Klocke, F.; Hoppe, S.*: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Spanbildungsvorgang bei der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. Kolloquium des Schwerpunktprogramms der deutschen Forschungsgemeinschaft, Bonn, 18/11, (1999), S. 238 – 247.
- [47] *Tönshoff, H. K.; Brinksmeier, E.; Choi, M.o.S.*: Messung und Berechnung mechanischer und thermischer Werkstoffbeanspruchungen beim Schleifen, Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan Verlag, Essen, (1985), S. 31-47.
- [48] *Lavine, A. S.*: A Simple Model for Convective Cooling During the Grinding Process. Trans. ASME, J.Eng.Ind., (1988), 110, S. 1-6.
- [49] *Moriwaki, T. et al.*: Thermal Deformation and Its On-Line Compensation of Hydrostatically Supported Precision Spindle, Annals of the CIRP, Vol. 37, No.1: 3; (1988), S. 393-396.
- [50] *Tönshoff, H.K.; Peters, J.; Paul, T.*: Modeling and Simulation of Grinding Processes, Annals of the CIRP, Vol. 41/2 (1992).
- [51] *Zitt, U. R.*: Modellierung und Simulation von Hochleistungsschleifprozessen. Dissertation Universität Kaiserslautern, (1999).
- [52] *Bock, R.*: Orthogonale Schleifprozesse – Vergleichende Betrachtung und Prozessmodellierung. Dissertation TU Braunschweig, (1994).
- [53] *Zheng, H. W.; Gao, H.*: A General Thermal Model for Grinding with Slotted or Segmented Wheel. Annals of the CIRP Vol. 43/1, (1994), S. 287-289.
- [54] *Baehr, H.D.; Stephan, K.*: Wärme- und Stoffübertragung. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1998.
- [55] *Mischra, A.; Prasad, T.; Sinha, F.*: Modeling the influence of residual stress on crack parameter by finite element method. Engineering Fracture Mechanics 25, (1986), 2, S. 157-166.
- [56] *Subramani, G.; Whitmore, M.C.; Kapoor, S.G.; DeVor, R.E.*: Temperature Distribution in a Hollow Cylindrical Workpiece During Machining: Theoretical

- Model and Experimental Results, Trans. ASME, J. Eng. Ind., (1991), 113, S. 373-380.
- [57] *Young, H., T.; Liou, Y.:* On the analysis of chip temperature distribution in orthogonal cutting. International Journal of Machine Tools Manufacture Design Research and Applications 34, (1994), S. 73-84.
- [58] *Ostafiev, A.N.:* Numerical analysis of three-dimensional heat exchange in oblique cutting. Annals of the CIRP 34, (1985), S. 137-140.
- [59] *Bimschas, K.:* Verbesserung der Werkstückqualität durch Simulation des Bearbeitungsprozesses. Dissertation TH Darmstadt, (1994).
- [60] *Agapio, J. S.; DeVries, B. M.:* On the Determination of Thermal Phenomena During Drilling Process. Part I-Analytical Models Tools Manuf. Vol. 30, (1990) S. 203-215.
- [61] *Chan, C.L., and Chandra, A.:* A Boundary Element Method Analysis of the Thermal Aspects of Metal Cutting Process. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol 113, (1991), S. 311-319.
- [62] *Stephenson, D.A.:* Assessment of Steady State Metal Cutting Temperature Models Based on Simultaneous Infrared and Thermocouple Data. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, (1991), S. 121-128.
- [63] *Stephenson, D.A.:* An Inverse Method for Investigation Deformation Zone Temperatures in Metal Cutting. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, (1991), S. 129-136.
- [64] *Stephenson, D.A.:* Tool-Work Thermocouple Temperature Measurements-Theory and Implementation Issues. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 115, (1993), S. 121-128.
- [65] DIN 51385: Schmierstoffe – Kühlschmierstoffe, Begriffe. Berlin: Beuth – Verlag, Juni 1991.
- [66] Aachener WZM-Kolloquium, (1996), S. 4 – 56.
- [67] *N.N.:* Kühlschmierstoffe. 3. Auflage, HRSG.: Maschinenbau- und Kleinindustrie Berufsgenossenschaft, Düsseldorf, (1993).
- [68] *Tönshoff, H. K.; Karpuschewski, B.; Lierse, T.:* Potentiale und Grenzen umweltgerechter Fertigung; in Neue Möglichkeiten umweltgerechter Fertigung. Seminar Universität Hannover, IFW, (1996).

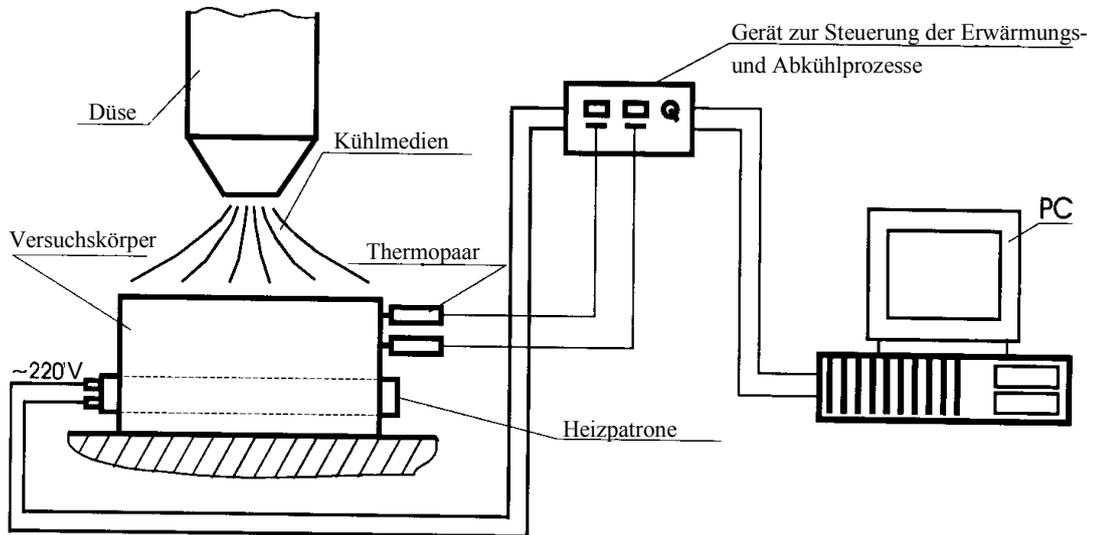
- [69] *Zielasko, H.*: Trockenzerspanung in der Großserienfertigung; in: Auf dem Weg zur Trockenbearbeitung – Herausforderung an die Fertigungstechnik. VDI Berichte 1240, VDI Verlag Düsseldorf, (1996), S. 93-110.
- [70] *Weinert, K.; Adams, F.-J.; Thamke, D.*: Was kostet die Kühlschmierung? Technika, 7, (1995), S.19-23.
- [71] Verordnung über gefährliche Stoffe (Gefahrstoffverordnung - GefStoffV) vom 26.08.19986 (BGBl. I, S. 1470), in der Fassung vom 25. September (1991); Carl Heymanns Verlag, Köln, (1991).
- [72] Technische Regeln für Gefahrstoffe: TRGS 611 Verwendungsbeschränkung für wassermischbare bzw. wassergemischte Kühlschmierstoffe bei deren Einsatz N-Nietrosamine auftreten können; April (1993); TRGS 900 Grenzwerte in der Luft am Arbeitsplatz, Ausgabe April (1995)/ Fassung März (1996), Carl Heymanns Verlag, Köln.
- [73] Technische Regeln für Gefahrstoffe: TRGS 552 Nitrosamine; März (1989), Carl Heymanns Verlag, Köln.
- [74] Aachener WZM-Kolloquium, (1993), S. 5 – 24.
- [75] Aachener WZM-Kolloquim, (1999), S. 5 – 40.
- [76] *Weinert, K.*: Trockenbearbeitung und Minimalmengen Kühlschmierung. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, (1999).
- [77] *Knoche, H.; Herzhof, P.*: Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen mit HSS-Werkzeugen. Vortrag auf der Arbeitskreis-Sitzung: „Trockenbearbeitung metallischer Werkstoffe“, Forschungszentrum Karlsruhe, 30/05, (2001).
- [78] *Knoche, H.; Herzhof, P.*: Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen mit HSS-Werkzeugen. Zerspanungstechnisches Kolloquim des wissenschaftlichen Nachwuchses: „Innovative Grundlagenforschung für die industrielle Praxis“, Magdeburg, 20/09, (2001).
- [79] *Bohrmeister; Gühring, 30. Jg., Ausgabe 42/97, Albstadt*: Gottlieb Gühring KG, (1997), S.19.
- [80] Steidle Pulsomat P 10, P 25. Firmenschriften der Fa. Steidle GmbH, Langenfeld.
- [81] *Klocke, F.; Lung, D.; Eisenblätter, G.*: Einsatzmöglichkeiten der Minimalmengen Kühlschmierung; in: VDI-Bericht 1339 „Umweltfreundlich Zerspanen“. Aachen, 23 - 24.Juni, (1997), Düsseldorf: VDI-Verlag, (1997), S.137-158.

- [82] *Link, E.:* Im Mantel – Sprühkühlung mit Zweistoffdüse ermöglicht zielsicheres Kühlschmierer und verlängert die Standzeit. *Maschinenmarkt*, (1995), 10, S. 30 - 31.
- [83] TKM S100 Minimalschmiersystem. Firmenschrift der Fa. T.K.M. Sprüh- und Dosiergeräte GmbH, Karlsruhe.
- [84] Indutec MS. Firmenschrift der Fa. Menzel Metallchemie GmbH, Kuchen.
- [85] VDI-Bericht 1339 „Umweltfreundlich Zerspanen“. Aachen, 23-24. Juni, (1997), Düsseldorf: VDI-Verlag, (1997).
- [86] *Doerfel, O.:* Applikationstechnologie Minimalmengenschmierung. Vortrag und interner Bericht beim Abschluss-Meeting zum BMBF-Projekt „Trockenzerspannung von Alu-Knetlegierungen-Teilprojekte Fräsen, Bohren und Reiben“. Daimler-Benz Forschungszentrum Ulm, 16-17.Juli, (1997), S. 144 - 153.
- [87] *Eisenblätter, G.; Thamke, D.:* Gerätetechnik zur Minimalmengenschmierung. Vortrag und interner Bericht zur Abschlusspräsentation des BMBF-Vorhabens. „Trockenbearbeitung prismatischer Teile – Teilprojekt Trockentiefbohren“. Daimler-Benz AG, Mercedes-Benz Verfahrensentwicklung Zerspanen, Stuttgart, 4-5.November, (1997).
- [88] Firmenschriften der Fa. Innovatec GmbH, Zweibrücken.
- [89] *Horn, W.:* Versuche zum Bohren und Gewinden von Aluminiumlegierungen mit innerer Minimalmengenschmierung. Fachgespräch „Bohrverfahren im modernen Produktionsprozess“, Dortmund, 21-22.Februar, (1995), S.27-33.
- [90] Innere Minimalmengenschmierung. Firmenschrift der Fa. GAT Gesellschaft für Antriebstechnik mbH, Wiesbaden.
- [91] *Joksch, S.:* Neue in Mindermengen einsetzbare Kühlschmierer für die Metallbearbeitung. In: Bartz, W.J. (Hrsg.): 11 International Colloquium Industrial and Automotive Lubrication. 13-15.Januar, (1998). Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, Band II, (1998), S. 1531-1539.
- [92] *Zielasko, W.; Thamke, D.:* Einlippentiefbohren mit Druckluft und minimalen Kühlschmierstoffmengen. *Maschinenmarkt* 103 (1997) 29. S 20-25.
- [93] VDI-Bericht 1375 „Trockenbearbeitung prismatischer Teile“. Aachen, 30-31. März, (1998), Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, (1998).
- [94] N.N.: Pfeiffer Technik Micro-Sprühsysteme, Firmen-Prospekt der Pfeiffer Technik GmbH, (1995).

- [95] N.N.: Micro-Dosiersystem LI-Spray Master, Firmenprospekt der Semer Anlagen-Technik GmbH, (1995).
- [96] *Leiseder, L.M.:* Kühlschmierstoffe für die Metallzerspanung. Verlag Moderne Industrie Ag & Co, (1991).
- [97] *Emmer, T; u a.:* Erarbeitung von Handlungsempfehlungen für den Einsatz der Minimalschmiertechnik in der Zerspanung, Magdeburg, April, (1996).
- [98] *Sukaylo, V.:* Thermische Verhältnisse bei der Anwendung der Minimalkühltechnik. Vortrag. Internationale Konferenz. Hochtechnologien im Maschinenbau, Alushta, (1999).
- [99] *Sukaylo, V.:* Besonderheiten der Anwendung der Minimalkühltechnik bei der Zerspanung. Printed scientific works KSPU. High technologies of machine – Building, Charkow, (1999), S. 312.
- [100] *Sukaylo, V.; Veresub, N.; Kundrak, J.; Emmer T.:* Vergleich und Analyse des Einflusses von umweltfreundlichen und traditionellen Kühlverfahren auf die Qualität der Randschicht von bearbeiteten Bauteilen. High Technologies of Machine – Building, S.249. Sammelband der wissenschaftlichen Werke. – Charkov, Ausgabe 1(3), (2000), S. 320S.
- [101] *Sukaylo, V.; Veresub, N.; Kundrak, J.; Emmer, T.:* Besonderheiten der Anwendung von umweltfreundlichen Technologien beim Drehen. Vortrag, Interpartner – 2000, September, Alushta, (2000).
- [102] *Frohmlüller, R.:* Entwicklung, Aufbau und Funktionserprobung von Strahlungsmesstechnik zur Messung der Temperaturen in der Wirkzone bei hochdynamischen Zerspanvorgängen. Dissertation TU Magdeburg, (2002).
- [103] *Diersen, T.:* Hartdrehen – Bohrungsfinebearbeitung durch Hartreiben. FVA – Abschlussbericht. Heft 632, 2001.

9. Anlage

Anlage 1: Grundprinzip des Analogie-Modell-Versuchs



Unter Berücksichtigung der Besonderheiten einer spanenden Bearbeitung wurden die folgenden Bedingungen der Durchführung der Experimente gewählt:

- Das untersuchte Objekt wurde mit Hilfe eines Heizelementes bis zu der festgelegten Temperatur – 60°C, 100°C, 200°C, 500°C - erwärmt. Das vorgegebene Niveau der Temperaturen wurde für die Simulation der thermischen Prozesse, wie sie unter den verschiedenen Zerspanbedingungen entstehen, gewählt. Gleichzeitig mit dem Beginn der Prozesswärmerzeugung setzte die Abkühlung ein. Wenn die Temperatur auf der Oberfläche des untersuchten Objektes die entsprechenden Werte erreicht hatte, wurde das Heizelement vom Oberthermoelement, das sich innerhalb des Objektes, 1mm von der Oberfläche entfernt, befand, automatisch ausgeschaltet.
- Der Abstand der Düse des MST-Gerätes bzw. der anderen Geräte zur Abkühlung bis zum untersuchten Objekt wurde variiert: 10mm, 50mm, 100mm.
- Der Verbrauch der Pressluft oder des Gases betrug: 12l/min, 24l/min, 40l/min. Die Regulierung des Luftverbrauchs verwirklichte sich mit Hilfe des MST-Gerätes und der Pressluft mit Hilfe eines Abschlussventils. Da-

bei blieb der Druck im stationären Hauptnetz konstant. Das Kohlendioxidgas wurde in die Abkühlungszone als Flüssigkeit gereicht.

- Bei der Benutzung der Kühlflüssigkeit wurde ihr Verbrauch auf 5ml/min eingestellt. Dieser Wert stellt sicher, dass das untersuchte Objekt immer trocken (\equiv Philosophie der Quasitrockenbearbeitung) bleibt. Das Kohlendioxidgas, Super Kältespray 75, Kältespray FRE4000 wurden in die Zone der Abkühlung als Flüssigkeit gereicht. Bei der Anwendung des Super Kältesprays 75 und des Kältesprays FRE4000 war es unmöglich, den Verbrauch auf 5ml/min fest einzustellen, da vom Hersteller keine passende Regeleinrichtung vorgesehen wurde. Deshalb wurde der ungefähre Verbrauch $m = 10 - 20\text{l/min}$ aus dem Verhältnis $m = V/T$ berechnet, mit m (ml/min) - der Verbrauch der Kühlflüssigkeit, V (ml)- das Gasvolumen, T (min)- die Zeit seiner Benutzung.

Anlage 2: Versuchsplanmatrix mit der Codierung der einzelnen Versuche, wie sie in den Bildern des Textteils benutzt wurde

Kurzbezeichnung der verschiedenen Kühlschmiervverfahren	Erläuterung der Kurzbezeichnungen
60-w-1-3	1. Position: Erwärmungstemperatur des Heizkörpers. 60=60 ⁰ C, 100=100 ⁰ C, 200=200 ⁰ C, 500=500 ⁰ C
60-w-1-3	2. Position: Art der Kühlschmiervverfahren. w – Wasser-Luft-Nebel (MKT) n – Stickstoff (N ₂) c – flüssiges Kohlendioxid (CO ₂) k – Kältespray FRE4000 s – Superkältespray 75 l – normale Luft (Trockenbearbeitung) oder Luft-Öl-Nebel (MST)
60-w-1-3	3. Position: – Abstand Oberfläche - Düse des MST-Gerätes 1 - 10mm, 5 – 50mm, 10 – 100mm
60-w-1-3	4. Position: Verbrauch der gasförmigen Medien 1 – 12l/min, 2 – 24l/min, 3 – 40l/min

Beispiel 60-w-1-3: Anwendung der Minimalkühltechnik (MST) mit Erwärmungstemperatur 60⁰C, Abstand Oberfläche - Düse des MST-Gerätes - 10mm, Verbrauch der gasförmigen Medien – 40l/min

Beispiel 60-l: Wenn die Bezeichnung nur aus zwei Positionen besteht, bedeutet es Trockenbearbeitung, Erwärmungstemperatur 60⁰C.

Lebenslauf

Name, Vorname: Sukaylo, Viktor

Geburtsdatum: 18. Januar 1970

Geburtsort: Kiew (Ukraine)

Familienstand: geschieden

Kinder: 1 Sohn, 7 Jahre

Abgeschlossene Schulbildung:

1977-1987 Mittelschule Nr. 123, Kiew

Abgeschlossene Berufe:

1988 Zerspanungsfacharbeiter Betrieb "Artjema" in Kiew

1995 Diplomingenieur, Polytechnische Universität in Charkow

Berufliche Entwicklung:

Okt. 1987-Aug. 1988 Lehre und Facharbeitertätigkeit als Zerspaner Betrieb „Artjema“ in Kiew

Sept. 1988-Aug. 1990 Student, Institut für Luft- und Raumfahrttechnik in Charkow

Sept. 1990-Okt. 1995 Student, Polytechnische Staatliche Universität Charkov / incl. Militärdienst

Nov. 1994-Aug. 1995 Diplompraktikum an der Universität Magdeburg;

Okt. 1995-Feb. 1996 Diplomingenieur, Polytechnische staatliche Universität, Charkow

Febr. - Juli. 1996 Lokalberater, TOB (Treuhand Osteuropa Beratungsgesellschaft mbH)

Seit Sept. 1996 Aspirant, Polytechnische staatliche Universität Charkov

Okt. 1997 – Juli. 1998 DAAD – Stipendiat, IFQ, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg

Seit Aug. 1998 externer Aspirant (finanziert aus Drittmitteln), IFQ, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg

Seit Okt. 1999 Doktorand (Landesstipendium), IFQ, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg

Sprachen:

Russisch

Ukrainisch

Deutsch

Englisch (Grundkenntnisse)