

LASER IN DER MATERIALBEARBEITUNG

Peter Müller-Hummel

**Entwicklung einer Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung
zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung**

B.G. Teubner Stuttgart

Laser in der Materialbearbeitung
Forschungsbericht des IFSW

P. Müller-Hummel

Entwicklung einer Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung
zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung

Entwicklung einer Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung

von Dr.-Ing. Peter Müller-Hummel
Universität Stuttgart

B.G. Teubner Stuttgart 1998

Als Dissertation genehmigt von der Fakultät für Konstruktions- und Fertigungstechnik der Universität Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Uwe Heisel

Kurzfassung

Mit Hilfe der laserunterstützten Warmzerspanung kann durch die Ausnützung der hohen Energiedichte und der exakten Positionierbarkeit des Laserstrahls der Werkstoff unmittelbar vor der Schneide erwärmt werden [1]. Dadurch vermindert sich die Festigkeit des Werkstoffs an dieser Stelle und erleichtert so die spanabhebende Bearbeitung. Dies führt zu einem geringeren Verschleiß am Zerspanungswerkzeug und ermöglicht so die Steigerung der Zerspanungsleistung, insbesondere bei schwerzerspanbaren Materialien. Dabei wird eine technische Oberfläche erzeugt, deren geometrische Struktur und physikalische Beschaffenheit die Funktionseigenschaften wie Dauerfestigkeit, statische Tragfähigkeit, Korrosionsverhalten, Verschleißfestigkeit und Formänderungsvermögen entscheidend beeinflusst. Der Einfluß auf diesen, im angelsächsischen Sprachgebrauch mit „Surface Integrity“ [2] bezeichneten, Komplex wird insbesondere durch den prozeßbedingten Wärmeeintrag in das Werkstück verursacht.

Die Optimierung der laserunterstützten Zerspanung muß unter strenger Beachtung der Bauteilzielgrößen Oberflächenintegrität, Oberflächenrauheit, Maß- und Formhaltigkeit erfolgen. Die dazugehörigen Meßverfahren sind in der Regel außerhalb des Fertigungsprozesses angeordnet und lassen sich nicht zur schnellen Optimierung oder zur Inprozeßkontrolle während der Bearbeitung heranziehen. Insbesondere die Beurteilung der Oberflächenintegrität, welche meistens durch die Charakterisierung von Gefügeschliffbildern erfolgt, ist mit erheblichem Präparationsaufwand verbunden und läßt sich nicht zerstörungsfrei durchführen. Prozeßkraft und -temperatur sind physikalische Größen, die während der laserunterstützten Zerspanung meßbar sind. Für die Bestimmung der Prozeßkräfte gibt es im Sinne der Problemstellung hinreichend genaue Meßverfahren und kommerziell verfügbare meßtechnische Geräte. Die Messung der Prozeßtemperatur ist nach dem derzeitigen Stand der Technik hingegen nur mit unzulässig großen Vereinfachungen im Versuchsaufbau denkbar. Die hohen Temperaturgradienten ($d\vartheta/ds > 500 \text{ K/mm}$), die extrem geringe geometrische Ausdehnung ($A_{\text{Kontakt}} < 0.005 \text{ mm}^2$) und die hohe mechanische Beanspruchung ($p > 10^9 \text{ Pa}$) in der Werkzeugkontaktzone erschweren die Temperaturmessung an dieser Stelle. Deshalb konnte in der Werkzeugkontaktzone oder in ausreichender Nähe keine Temperaturmessung erfolgen. Es ist somit von besonderer Bedeutung, unter relevanten Prozeßbedingungen möglichst nahe an der Wirkzone die Werkstücktemperatur zu messen. Darüberhinaus muß auch die Zerspanung von hochwarmfesten und schwerzerspanbaren Werkstoffen ohne Einschränkung bei der Wahl des Schneidstoffs, der Schnittbedingungen und der Werkzeugschneidengeometrie möglich sein.

Im Rahmen der Konzeption und der Entwicklung des Temperaturmeßsystems mit Infrarotmeßtechnik zeigten sich insbesondere der niedrige Emissionsgrad der Meßoberfläche und die Störstrahlung einer wesentlich heißeren Umgebung mit besseren Emissionseigenschaften als besondere Schwierigkeitspunkte in dieser Arbeit. Die ausführliche theoretische und experimentelle Betrachtung des Emissionsgrads und seiner Einflußgrößen und diverse Maßnahmen zur Abschirmung der Störstrahlung brachten für diese Meßmethode mit einem Meßfehler von $\Delta\vartheta < 4 \%$ den Durchbruch.

Ergebnisse zur Inprozeßtemperaturmessung während der laserunterstützten Zerspanung zeigen eine signifikante Korrelation zwischen dem Ausmaß einer Oberflächenrandzonenbeeinflussung und dem Betrag der Werkstück-Oberflächentemperatur. Mit Hilfe dieser Inprozeßtemperaturmessung ist die Abschätzung einer Gefügebeeinflussung schon während der Versuchsdurchführung möglich, und die Anzahl der notwendigen Gefügeschliffe kann drastisch reduziert werden.

Inhaltsverzeichnis


Kurzfassung	5
Inhaltsverzeichnis	7
Symbolverzeichnis	11
Abkürzungen	17
1 Einführung	20
1.1 Problemstellung	20
1.2 Zielsetzung - Aufbau der Arbeit	21
2 Grundlagen: Zerspanprozeß- und Lasersystemtechnik	24
2.1 Kräfte und Wärme im Spanbildungsprozeß	24
2.2 Lasersystemtechnik	30
2.2.1 Geeignete Strahlquellen für die laserunterstützte Zerspanung	31
2.2.2 Absorption der Laserstrahlung	31
2.2.3 Auswahl der geeigneten Laserstrahlform für die laserunterstützte Zerspanung	34
2.3 Senkung der Zerspankräfte durch den Einsatz der laserunterstützten Zerspanung	36
2.4 Simulation des Temperaturverlaufs in der Werkstückoberfläche	38
2.4.1 Lösung für Randbedingungen des laserunterstützten Zerspanens	39
2.5 Thermisch induzierte Beeinflussung der Oberflächenrandzonen	41
2.6 Stand der Technik der wärmeunterstützten Zerspanung	44
3 Systemkomponenten zur Inprozeßtemperaturmessung	48
3.1 Lastenheft / Systemanforderungen	48
3.1.1 Anforderung an den Meßabstand zur Wirkzone	48
3.1.2 Anforderung an die geometrische Auflösung	49
3.1.3 Anforderung an den Einsatz unter relevanten Prozeßbedingungen	50

3.2	Verfahren zur Bestimmung der Werkstückoberflächentemperaturen beim Drehen	51
3.2.1	Bekannte Meßverfahren und -systeme	51
3.2.2	Meßprinzip des in dieser Arbeit dargestellten Konzepts	55
3.3	Temperaturbestimmung durch Messung der Wärmestrahlung	56
3.3.1	Wärmestrahlung	57
3.3.2	Emissionsgrad	59
3.3.3	Mehrfachreflexion im Hohlraum	60
3.4	Thermografiesystem	60
3.4.1	Funktionsweise des Thermografiesystems	61
3.4.2	Bestimmung der geometrischen Auflösung	63
3.4.3	Überprüfung der Reproduzierbarkeit	65
3.5	Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung	65
3.5.1	Beschreibung der Temperaturmeßvorrichtung	65
3.5.2	Konzeption der Drehmeißelgeometrie	67
3.5.3	Einpassung und Ausrichtung des Wärmebildübertragungskegels	68
3.5.4	Optimierung des Schärfentiefebereichs	68
3.5.5	Optimierung des Temperaturmeßabstands zur Wirkzone	70
3.5.6	Schneidplattenhalter	71
3.5.7	Festigkeitsberechnung der Schneidplatte	72
3.5.8	Schutzfenster gegen Spänestaub und Kühlschmierstoff	74
3.5.9	Konzeption der Kamerahalterung	75
3.6	Störsignalstrahlung	75
3.6.1	Störsignalanalyse	76
3.6.2	Störstrahlung von der Schneidplattenfreifläche	81
3.6.3	Störstrahlung von der Schneidplattenunterseite	84
3.7	Abstand zwischen Meßort und Freiflächenkontaktgebiet	86
4	Systemkalibration	89
4.1	Theoretische Bestimmung des Werkstückemissionsgrads	89
4.2	Meßtechnische Bestimmung des Werkstückemissionsgrads	90
4.2.1	Infrarot-Reflexionsspektroskopie bei Umgebungstemperatur	90
4.2.2	Messung der CO ₂ - Laser-Absorption	91
4.2.3	Strahlungsvergleichsmethode (von $\vartheta = 300 - 500\text{ °C}$)	91
4.2.4	Strahlungsvergleichsmethode (von $\vartheta = 800 - 1200\text{ °C}$)	94
4.3	Bestimmung der den Emissionsgrad beeinflussenden Größen	96
4.3.1	Einfluß der Temperatur ϑ auf den Emissionsgrad	97
4.3.2	Einfluß der Wellenlänge λ auf den Emissionsgrad	98
4.3.3	Einfluß der Oberflächenrauheit auf den Emissionsgrad	98
4.3.4	Einfluß von Oxidationszuständen der Oberflächen auf den Emissionsgrad	103
4.3.5	Zusammenfassung und Diskussion	103

4.4 Fehlerrechnung	104
4.4.1 Systematische Fehler	104
4.4.2 Zufällige Fehler	105
4.4.3 Fehlerfortpflanzung und Gesamtfehler $\Delta\vartheta_B$ des Inprozeßmeßsystems	108
4.5 Funktions- und Meßqualitätsnachweis an praxisrelevanten Beispielen	111
4.5.1 Vergleich der berechneten Temperaturverteilung am Werkstück mit den Ergebnissen der Inprozeßtemperaturmessung	112
4.5.2 Nachweis der Funktionstauglichkeit bei unterschiedlichen Schnittbedingungen	113
4.5.3 Nachweis der mechanischen Systemstabilität	114
4.5.4 Nachweis der thermischen Systemstabilität bei größeren Meßzeiten am Beispiel der Werkzeugverschleiß- / Temperaturmessung	116
4.5.5 Temperaturmessung an der Spanunterseite	117
5 Temperaturmessungen zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung	120
5.1 Versuchsbedingungen	120
5.1.1 Versuchseinrichtungen	120
5.1.2 Ergebnisgrößen	123
5.2 Einfluß der laserspezifischen Parameter auf die Werkstückoberflächentemperatur	123
5.2.1 Position der Lasereinkoppelstelle in Vorschubrichtung	124
5.2.2 Vorlauf der Lasereinkoppelstelle in Umfangrichtung	126
5.3 Werkstückoberflächentemperatur für unterschiedliche Prozeßoptimierungsziele	126
5.3.1 Optimierungsziel: geringe Werkstückgefügebeeinflussung (Schlichtstrategie)	127
5.3.2 Optimierungsziel: geringe Zerspankräfte und geringer Werkzeugverschleiß (Schruppstrategie)	128
6 Zusammenfassung und Ausblick	131
7 Literatur	133
Danksagung	141

Symbolverzeichnis

A_{ges}	= Gesamtoberfläche		mm^2
A_i	= Oberflächenelement		mm^2
A_{Kontakt}	= Fläche der Werkzeugkontaktzone		mm^2
A_p	= Projektionsfläche		mm^2
A_r	= reale Oberfläche		mm^2
A_{sp}	= Spanungsquerschnitt		μm^2
A_ϕ	= schubverformter Querschnitt		mm^2
a	= Abstandsvariable		mm
a_F	= Meßfensterfläche		mm^2
a_p	= Schnittiefe		mm
B_E	= Einstichbreite		mm
b	= Bildweite		mm
b_K	= Werkzeugfreiflächenkontaktgebietsbreite		mm
b'	= Spanbreite		mm
c	= Lichtgeschwindigkeit	$c = 2.99 \cdot 10^8$	ms^{-1}
c_p	= spezifische Wärmekapazität		$\text{Wkg}^{-1} \text{K}^{-1}$
c_1	= erste Planck'sche Strahlungskonstante	$c_1 = 5.95 \cdot 10^{-17}$	Wm^2
c_2	= zweite Planck'sche Strahlungskonstante	$c_2 = 1.4388 \cdot 10^{-2}$	mK
D_B	= Werkstückdurchmesser		mm
D_E	= Einstichdurchmesser		mm
D_F	= Kerndurchmesser der Stufen-Index Glasfaser		mm
D_F	= Schutzfensterdicke		mm
D_G	= Abstand zwischen Meißelgrundkörper und Kulminationspunkt		mm
D_L	= Durchmesser des Lasereinkoppelflecks		mm
D_O	= Objektivdurchmesser		mm
D_p	= Probendurchmesser		mm
D_s	= Schneidplattendicke		mm
D_U	= Unterlagendicke		mm
$d\vartheta/dt$	= zeitliche Temperaturlösung		Ks^{-1}
$d\vartheta(x,y)/dt$	= zeitliche Auflösung des zweidimensionalen Temperaturfelds		Bilder s^{-1}
$d\vartheta/ds$	= Temperaturgradient		Kmm^{-1}
$d\vartheta/dx,dy$	= geometrische Auflösung bei konstanter Brennweite		$\text{K}\mu\text{m}^{-1}$
$d\vartheta/dx$	= horizontale geometrische Auflösung bei konstanter Brennweite		$\text{K}\mu\text{m}^{-1}$
$d\vartheta/dy$	= vertikale geometrische Auflösung bei konstanter Brennweite		$\text{K}\mu\text{m}^{-1}$
E	= Elastizitätsmodul		Nmm^{-2}
E	= elektrische Feldstärke		Vm^{-1}
E	= Energie		J
EHT	= Einhärtetiefe		HRC

F_i	= Rauheitsfaktor	
F	= Zerspankraft	N
F_c	= Schnittkraft	N
F_f	= Vorschubkraft	N
F_p	= Passivkraft	N
F_B	= Meßfensterbreite	mm
F_H	= Meßfensterhöhe	mm
F_M	= Impulskraft	N
F_Q	= Querkraft	N
$F_{T\phi}$	= Tangentialkraft Scherebene	N
$F_{T\gamma}$	= Tangentialkraft Spanfläche	N
F_z	= Zerspankraft	N
f	= Vorschub	mmU ⁻¹
f	= Abstand zum Fokus	mm
H	= Härte	HRC
H	= magnetische Feldstärke	Am ⁻¹
h	= Planck'sches Wirkungsquantum	$h = 6.626 \cdot 10^{-34}$ Js
h'	= Spandicke	mm
h_p'	= projizierte Spandicke	mm
h''	= Spanungsdicke	mm
K	= Korrelation	
k	= Absorptionsindex	
k	= Extinktionskoeffizient	
k	= Stefan-Boltzmann-Konstante	$k = 1.38 \cdot 10^{-23}$ JK ⁻¹
k_f	= Formänderungsfestigkeit	Nmm ⁻²
K_t	= Kolkverschleiß	µm
K_B	= Breite der Bildübertragungskegelbasis	mm
K_H	= Höhe der Bildübertragungskegelbasis	mm
K_Θ	= Öffnungswinkel des Bildübertragungskegels	°
l^*	= Abstand zwischen Meßort und Freiflächenkontaktgebiet	mm
l'	= gekrümmter Abstand	mm
l_{zul}^*	= zulässiger Abstand vom Freiflächenkontaktgebiet	mm
l_B	= Länge des Werkstücks	mm
l_c	= Schnittweg	m
l_D	= Abstand zwischen Drehmeißelgrundkörper und Werkstück	mm
l_M	= Abstand des Meßpunkts von der Schneidplattenunterlage	mm
l_s	= Spaltbreite	mm
L	= Wärmestrahlungsdichte	Wm ⁻²
L_α	= absorbierte Strahlungsdichte	Wm ⁻²
L_{amb}	= Umgebungstrahlungsdichte	Wm ⁻²
L_B	= Strahlungsdichte der Werkstücktemperatur in der Drehrille	Wm ⁻²
 L_B	= zeitliche Änderung der Werkstücktemperaturstrahlungsdichte	Wm ⁻²
L_b	= Strahlungsdichte der Blende	Wm ⁻²
L_H	= Strahlungsdichte des Hohlraumes	Wm ⁻²
L_p	= primäre Störstrahlung	Wm ⁻²
L_ρ	= reflektierte Strahlungsdichte	Wm ⁻²
$L_{\lambda s}$	= spektrale Strahlungsdichte	Wm ⁻³
L_S	= Wärmestrahlungsdichte des „Schwarzen Strahlers“	Wm ⁻²

L_{Sch}	= Strahlungsdichte der Schneidplatte	Wm^{-2}
L_{Sp}	= Strahlungsdichte der Späne	Wm^{-2}
$L_{Stör}$	= Strahlungsdichte der Störstrahlung	Wm^{-2}
L_s	= sekundäre Störstrahlung	Wm^{-2}
L_s	= Vergleichsstrahler	Wm^{-2}
L_τ	= transmittierte Strahlungsdichte	Wm^{-2}
L_{ges}	= Gesamtstrahlungsdichte	Wm^{-2}
L_V	= Strahlungsdichte der Referenzstrahlungsbohrung	Wm^{-2}
M_c	= Schnittmoment	Nm
N	= komplexer Brechungsindex	
n	= Brechungsindex	
n	= numerische Laufzahl	
P_L	= Laserleistung	W
P_c	= Schnittleistung	W
p	= Druck	Nmm^{-2}
Q	= Quantenflußdichte	$mm^{-2}s^{-1}$
Q_B	= Quantenausstrahlung am Werkstück	$mm^{-3}s^{-1}$
Q	= Strahlungsenergie	J
Q	= Wärmemenge	J
\dot{Q}	= Wärmestrom	W
Q_α	= absorbierte Strahlungsenergie	J
Q_ε	= emittierte Strahlungsenergie	J
\dot{q}	= Wärmestromdichte	Wm^{-2}
\dot{q}_K	= Kühlleistung	Wm^{-2}
\dot{q}_{sd}	= Quelldichte	Wm^{-3}
R	= Krümmungsradius des Werkstücks	mm
R	= Reproduzierbarkeit	
R_z	= gemittelte Rauhtiefe	μm
R_m	= Zugfestigkeit	Nmm^{-2}
R_{th}	= theoretische Rauhtiefe	μm
r	= Ortsvektor des Beobachtungspunkts	m
r_f	= Strahlradius	m
r_ε	= Schneideckenradius	mm
r'	= Ort der Punktquelle	m
r_n	= Schneidkantenradius	μm
s	= Schichtdicke	μm
s	= Standardabweichung	
s	= Weg	mm
T	= Spezifische Oberflächenenergie	kgs^{-2}
t	= Zeit	s
t_a	= Beginn der Energieabgabe	s
t_c	= Schnittzeit	s
t_e	= Eingriffszeit	s
t_{mess}	= Meßzeit	s
t_p	= Reflexionszeit	s

t'	= Zeit der Wärmeabgabe	s
U	= Umfangrichtung	
u_0	= Bearbeitungsgeschwindigkeit	ms^{-1}
u_c	= spezifische Schnittenergie	Jm^{-3}
u_ϕ	= spezifische Umform-, Scherenergie	Jm^{-3}
u_γ	= spezifische Reibenergie	Jm^{-3}
u_T	= spezifische Stofftrennenergie	Jm^{-3}
u_M	= spezifische Stoffumlenkenergie	Jm^{-3}
\bar{V}	= Zeitspanvolumen	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$
V	= Vergrößerung	
VB	= Verschleißmarkenbreite	mm
v_c	= Schnittgeschwindigkeit	ms^{-1}
v_{sp}	= Spangeschwindigkeit	ms^{-1}
v_ϕ	= Schergeschwindigkeit	ms^{-1}
v_f	= Vorschubgeschwindigkeit	ms^{-1}
W_b	= Widerstandsmoment gegen Biegung	m^3
W_t	= Widerstandsmoment gegen Torsion	m^3
X	= Ortskoordinate	m
Y	= Ortskoordinate	m
Z	= Ortskoordinate	m
α	= Absorptionsgrad	
α	= Freiwinkel	°
α	= Temperaturkoeffizient	$\mu\Omega \text{mK}^{-1}$
α	= Wärmeübergangskoeffizient	$\text{Jm}^{-2} \text{s}^{-1} \text{K}^{-1}$
α^*	= Absorptionskoeffizient	m^{-1}
Δ	= Fehler	
Δa_p	= Schnittiefenschwankung	mm
ΔD_B	= Werkstückmaßhaltigkeitsfehler	mm
$\Delta \varepsilon$	= Fehler bei der Emissionsgradmessung	
$\bar{\Delta \varepsilon}$	= mittlerer Fehler bei der Emissionsgradmessung	
$\Delta \varepsilon(R)$	= rauheitsbedingter Fehler des Emissionsgrads	
Δ_i	= Fehlereinflußgrößen	
$\Delta \vartheta_B$	= Fehler bei der Messung der Werkstücktemperatur in der Drehrille	K
$\Delta \vartheta_s$	= systematischer Temperaturmeßfehler	K
$\Delta \vartheta_r$	= relativer Temperaturmeßfehler	K
$\Delta \vartheta_i$	= systematische Temperaturfehlerkomponenten	K
$\Delta \vartheta_z$	= zufälliger Temperaturfehler	K
$\bar{\Delta \vartheta}_z$	= mittlerer, zufälliger Temperaturmeßfehler	K
ΔHV	= Fehler durch Schwankungen der Werkstückoberflächenhärte	HV
ΔL	= Fehler der Strahlungsdichte	Wm^{-2}
$\bar{\Delta L}_B$	= mittlerer Fehler bei der Werkstückstrahlungsdichtemessung	K
Δl_f	= Fokusfehler	mm
Δl^*	= Fehler im Abstand zwischen Meßort und Freiflächenkontaktgebiet	mm
ΔQ	= Fehler der Quantenausstrahlung	$\text{mm}^{-3} \text{s}^{-1}$
Δ_s	= systematischer Fehler	

Δ_{SK}	= systematischer Fehler bei der Kolkverschleißmessung	μm
Δ_{SVB}	= systematischer Fehler bei der Freiflächenverschleißmessung	mm
ΔX	= Positioniergenauigkeit	mm
Δ_{zi}	= zufällige Fehlereinflußgrößen bei der Inprozeßtemperaturmessung	
$d\varepsilon(R_z)$	= rauheitsbedingte Emissionsgradänderung	
$d\vartheta$	= Temperaturunterschied	K
$d\vartheta$	= thermische Auflösung	K
$d\Omega'$	= Öffnungswinkel	$^\circ$
χ	= Verformungswinkel	$^\circ$
ε	= Dielektrizitätskonstante	
ε	= Emissionsgrad	
ε_i	= Emissionsgrad eines Oberflächensegments	
ε_B	= Emissionsgrad des Werkstücks	
$\varepsilon(R)$	= rauheitsbedingte Emissionsgradänderung	
ε_V	= Emissionsgrad des Vergleichsstrahlers	
Φ	= dem Empfänger zugestrahlte Leistung	Wm^{-2}
Φ	= Position der Lasereinkoppelstelle relativ zur Werkzeugschneide	mm
Φ_f	= Position der Lasereinkoppelstelle in Vorschubrichtung	mm
Φ_u	= Position der Lasereinkoppelstelle in Umfangrichtung	mm
ϕ	= Scherebenenwinkel	$^\circ$
ϕ	= Strahlungsfluß	W
γ	= Spanwinkel	$^\circ$
γ	= Werkzeug-Spanwinkel	$^\circ$
γ_f	= Fasenwinkel	$^\circ$
$\frac{d\vartheta}{dt}$	= Ableitung der Temperatur nach der Zeit	Ks^{-1}
$\overline{\vartheta}_B$	= arithmetischer Mittelwert der Werkstück-Oberflächentemperatur	$^\circ\text{C}$
$\frac{d^2\vartheta}{dt^2}$	= zweifache Ableitung der Temperatur nach der Zeit	Ks^{-2}
ϑ	= Temperatur	$^\circ\text{C}$
$\vartheta(r,t)$	= Temperaturfeld beliebig verteilter punktförmiger Wärmequellen	$^\circ\text{C}$
$\vartheta(l^*)$	= Temperaturverteilung an der Werkstückoberfläche	$^\circ\text{C}$
$\vartheta(R)$	= Temperaturverteilung in der Werkstücktiefe	$^\circ\text{C}$
ϑ_{amb}	= Umgebungstemperatur	$^\circ\text{C}$
ϑ_B	= Werkstücktemperatur in der Drehrille	$^\circ\text{C}$
$\vartheta_{\text{Betrieb}}$	= Betriebstemperatur	$^\circ\text{C}$
$\vartheta_G(r,t)$	= Temperaturfeld einer punktförmigen Wärmequelle	$^\circ\text{C}$
ϑ_M	= Meßtemperatur	$^\circ\text{C}$
ϑ_{\max}	= Maximaltemperatur	$^\circ\text{C}$
ϑ_s	= Temperatur des idealen „Schwarzen Körpers“	$^\circ\text{C}$
ϑ_{Sch}	= integrale Temperatur der Schneidplatte	$^\circ\text{C}$
$\vartheta_{\text{Stör}}$	= Störstrahlungstemperatur	$^\circ\text{C}$
φ	= Umformgrad	
φ	= Einfallswinkel der Strahlung	$^\circ$
κ	= Temperaturleitfähigkeit	m^2s^{-1}

κ_K	= Einstellwinkel der Kamera	°
λ	= Wellenlänge	μm
λ_h	= Spandickenstauchung	mm
λ_{\max}	= Wellenlänge der maximalen spektralen Strahlungsleistung	μm
λ_W	= Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs	$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
μ	= magnetische Permeabilität	
ν	= Frequenz	s^{-1}
ν_h	= horizontale Rastergeschwindigkeit	s^{-1}
ν_v	= vertikale Rastergeschwindigkeit	s^{-1}
ν_R	= Rastergeschwindigkeit	s^{-1}
Θ	= Abstrahlrichtung	°
θ	= Öffnungswinkel eines Profilelements	°
ρ	= Reflexionsgrad	
ρ	= Dichte	kgm^{-3}
σ	= Eigenspannungen	Nmm^{-2}
σ	= spezifischer elektrischer Widerstand	$\mu\Omega\text{m}$
σ	= Wellen-Strahlungskonstante	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
σ'	= Quanten-Strahlungskonstante	$\text{m}^{-2}\text{K}^{-3}\text{s}^{-1}$
σ	= Festigkeit	Nmm^{-2}
σ_B	= Biegespannung	Nmm^{-2}
σ_D	= Druckeigenspannung	Nmm^{-2}
σ_F	= Fließgrenze	Nmm^{-2}
σ_V	= Vergleichsspannung	Nmm^{-2}
σ_Z	= Zugeigenspannung	Nmm^{-2}
σ_{zul}	= zulässige Spannung	Nmm^{-2}
τ	= Schwingungsdauer einer elektromagnetischen Welle	s
τ	= Transmissionsgrad	
τ_ϕ	= Scherspannung	Nmm^{-2}
τ_{\max}	= Schubspannung	Nmm^{-2}
ω	= Drehfrequenz	s^{-1}
Ω	= Raumwinkel	°

Abkürzungen

Al ₂ O ₃	= Aluminiumoxid
CBN	= kubisches Bornitrid
CCD	= charged - coupled - device
CNC	= computerised numerical control
cw	= Dauerstrich - Betriebsart eines Lasers (<u>c</u> ontinuous- <u>w</u> ave)
EP	= extreme pressure
FOV	= Meßfenstergröße (Field Of View)
HRC	= Härte Rockwell Conus
HSS	= high speed steel
IR	= Infrarot
K	= Kulminationspunkt der Schneide
Nd:YAG	= <u>N</u> eodym- <u>d</u> otierter <u>Y</u> ttrium- <u>A</u> luminium- <u>G</u> ranat-Kristall
SiC	= Siliziumkarbid-Whisker
SiC-Al ₂ O ₃	= Siliziumkarbid-Whisker verstärkte Schneidkeramik
SKV	= Schneidkantenversatz
Ti(C,N)	= Titankarbonnitrid
TiC	= Titankarbid
TiN	= Titannitrid
WSP	= Wendeschneidplatte

1 Einführung

Die Senkung der Kosten im Bereich der Fertigung bei gleichzeitig hoher Flexibilität ist angesichts der günstigen Produktionskapazitäten in den Billiglohnländern ein hoch priorisiertes Dauerthema der deutschen Industrie. Die Einhaltung der konstruktiv festgelegten Bauteilzielgrößen erfordert, insbesondere bei der Bearbeitung von hochwarmfesten und damit schwerzerspanbaren Ni-Basiswerkstoffen, den Einsatz von neuartigen und teureren Schneidstoffen.

Durch den Verschleiß an der Werkzeugfreifläche vergrößert sich die Werkstück-/ Werkzeugkontaktfläche und der in das Werkstück übertragbare Wärmestrom. Führt die dabei übertragene Wärmestromdichte zu einer Änderung der Werkstückoberflächengefüge- und Eigenspannungsstruktur, welche das Funktionsverhalten und die Lebensdauer des Werkstücks unzulässig negativ beeinflusst, kann diese Wärmestromdichte und die damit verbundene Temperatur als „überkritisch hoch“ definiert werden [3]. So führt eine überkritisch hohe Wärmestromdichte bei der Bearbeitung von gehärtetem Stahl (z.B. 25MoCr4) zu Neuhärtezonen und bei Nickel-Basislegierungen z.B. NiCr19Fe19Nb5Mo3 (W-2.4668, Inconel 718) zu thermisch induzierten Zugeigenspannungen in der Oberflächenrandzone. Insbesondere bei der Fertigung von sicherheitsrelevanten Bauteilen wie z.B. Turbinenschaufeln, die im Laufe ihres Funktionseinsatzes zusätzlich hohen Temperaturen und dynamischen Kräften ausgesetzt sind, ist die Vermeidung der kritischen Wärmestromdichte von höchster Bedeutung.

Der mit dem Freiflächenverschleiß verbundene Schneidkantenversatz führt zu einer Beeinträchtigung der Bauteilmaßhaltigkeit. Vergrößerte Reibkontaktflächen erzeugen darüber hinaus erhöhte Prozeßkräfte, was insbesondere bei dünnwandigen Bauteilen die Maß- und Formhaltigkeit beeinflusst.

Die Entwicklung neuartiger Hochleistungsschneidstoffe sowie die Verbesserung der Fertigungsverfahren ist ein oft beschrittener Weg zur Lösung dieser Probleme. Eine weitere Steigerung der Prozeßwirtschaftlichkeit läßt sich durch die lokale Senkung der Festigkeit des Werkstückwerkstoffs im Bereich der Trennzone erreichen. Mit Hilfe der laserunterstützten Warmzerspanung kann durch die Ausnützung der hohen Energiedichte und die exakte Positionierbarkeit des Laserstrahls der Werkstoff unmittelbar vor der Schneide erwärmt werden. Fließkurven für den Stahl 25MoCr4 (Bild 2) zeigen beispielsweise, wie die Formänderungsfestigkeit k_f durch eine Vorwärmung des Werkstoffs auf ca. $\vartheta = 500\text{ °C}$ um bis zu 30 % gesenkt werden kann. Dies führt zu einer geringeren Zerspankraft (Gleichung 6), einem geringeren Verschleiß am Zerspanungswerkzeug und ermöglicht so die Steigerung des Zeitspannvolumens.

Andererseits kann es durch die zusätzlich eingebrachte Wärme zu einer thermisch induzierten Beeinflussung der Werkstückoberfläche kommen.

1.1 Problemstellung

Die Optimierung der laserunterstützten Zerspanung muß unter strenger Beachtung der Bauteilzielgrößen Oberflächenintegrität, Oberflächenrauheit, Maß- und Formhaltigkeit erfolgen.

Die in der Regel außerhalb des Fertigungsprozesses zugeordneten Meßverfahren lassen sich während der Bearbeitung nicht zur Inprozeßkontrolle und schnellen Optimierung heranziehen. Insbesondere die Beurteilung der Oberflächenintegrität, welche meistens durch die Charakte-

risierung von Gefügeschliffbildern erfolgt, erfordert erheblichen Präparationsaufwand und läßt sich darüber hinaus nicht zerstörungsfrei durchführen.

Zerspankraft und Werkstücktemperatur sind physikalische Größen, die während der laserunterstützten Zerspanung meßbar sind. Für die Bestimmung der Prozeßkräfte gibt es im Sinne der Problemstellung hinreichend genaue und kommerziell verfügbare meßtechnische Geräte. Die Messung der Werkstücktemperatur ist nach dem derzeitigen Stand der Technik nur mit unzulässig großen Vereinfachungen im Versuchsaufbau denkbar.

1.2 Zielsetzung - Aufbau der Arbeit

Die Ursache für eine Gefügebeeinflussung an der Werkstückoberfläche bei der laserunterstützten Zerspanung ist in erster Linie auf zu hohe Temperaturen in der werkstückseitigen Wirkzone zurückzuführen [3]. Ziel dieser Arbeit ist es deshalb, auf dem Stand der Technik aufbauend ein Inprozeßmeßsystem zu konzipieren, zu entwickeln, herzustellen und zu testen, das zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung die Temperaturverteilung an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche bestimmen kann.

Anforderungen an das Inprozeßmeßsystem sind: Die reproduzierbare Messung der

- zeitlich und örtlich aufgelösten Temperaturverteilung an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche,
- während der laserunterstützten Zerspanung von 25MoCr4 oder Inconel 718,
- wirkzonennah (Abstand zur Wirkzone $l^* < 2$ mm),
- unter den realen Prozeßbedingungen der Feinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide,
- bei freier Wahl von kommerziellen Schneidstoffen,
- soll auch bei längeren Schnittzeiten, ohne Einfluß von Fremdsignalen sein.

Zielsetzung

In der nachfolgenden Liste sind die daraus abgeleiteten Arbeitsschwerpunkte zusammengestellt:

- Physikalischer Nachweis für die hohen Anforderungen an den geringen Meßabstand und die hohe geometrische Auflösung.
- Abgrenzung zum Stand der Technik.
- Auswahl eines geeigneten Thermografiesystems und dessen Funktionskomponenten. Überprüfung der geometrischen, thermischen und zeitlichen Auflösung.
- Konzeption eines modifizierten Drehmeißels, der sowohl für die Zerspanung als auch zur Wärmebildübertragung geeignet ist.
- Entwicklung eines Schneidplattenträgersystems, das die Aufnahme von Schneidplatten aus handelsüblichen Schneidstoffen mit einer handelsüblich gestalteten Schneidplatteneingriffsgeometrie zuläßt und bei ausreichender Festigkeit den geforderten Temperaturmeßabstand zur Wirkzone von $l^* < 2$ mm ermöglicht.
- Konstruktion einer Kamerahalterung, welche das System gegen Kühlschmierstoff und Spänestaub ausreichend schützt und eine exakte, ausreichend reproduzierbare Fokussierung der Kamera auf unterschiedlichen Werkzeugmaschinentypen ermöglicht.

- Konstruktive Lösung und experimentelle Prüfung von Filterfunktionen für die Reduzierung der Fehlerquellen aus den versuchstechnischen Randbedingungen, die mit dem Einsatz des modifizierten Drehmeißels zur Werkstückoberflächentemperaturmessung verbunden sind. Fehlerquellen, die sich als Störsignale an der Meßstelle spiegeln, können sowohl von den Spänen als auch von der erhitzten Schneidplattenunterseite bzw. -freifläche ausgehen. Die Aufheizung und Eigenstrahlung des Bildübertragungshohlkegels darf auch bei längeren Schnittzeiten das übertragene Wärmebild nicht unzulässig stören.
- Berechnung des theoretischen Emissionsgrads ε und dessen Einflußgrößen, insbesondere der Temperatur ϑ und der Oberflächenrauheit R_z , zur hinreichend genauen Bestimmung des Emissionsgrads für die abgesicherte Angabe von realen Temperaturen. Überprüfung der Berechnung durch experimentelle Bestimmung des Emissionsgrads bei unterschiedlichen Temperaturen und unterschiedlichen Oberflächenrauheiten.
- Diskussion der zufälligen und systematischen Meßfehler. Betrachtung der Fehlerfortpflanzung und die Berechnung einer daraus resultierenden Maßzahl, welche die Genauigkeit des Systems beschreibt.
- Die Prüfung der Praxistauglichkeit des Inprozeßtemperaturmeßsystems erfolgt an praxisrelevanten Beispielen mit schwer zerspanbarem Werkstoff und bruchempfindlichem Schneidstoff.
- Bei der Temperatur- und Kraftmessung während der laserunterstützten Zerspanung von Inconel 718 und 25MoCr4 sollen die Parameter Werkzeugverschleiß, Laserposition und Laserleistung variierbar sein.

Auf diese Weise wird ein Meßsystem geschaffen, dessen Meßergebnis während der laserunterstützten Zerspanung auf eine thermisch induzierte Werkstückoberflächenbeeinflussung hinweisen kann. Das System kann somit zur Prozeßüberwachung der Bauteilzielgröße „Oberflächenintegrität“ herangezogen werden.

Aufbau der Arbeit

Entsprechend dieser Schwerpunkte ist der Aufbau der Arbeit gestaltet. Die Darstellung beginnt mit der Einführung in spezielle zum Verständnis einzelner Details dieser Arbeit erforderliche Grundlagen auf dem Gebiet des Zerspanprozesses und der Lasersystemtechnik. Von der Ursache, der analytisch betrachteten Werkstückenerwärmung durch den Laser bzw. durch den Trennvorgang selbst, mündet die Beschreibung in die Wirkung der Wärme auf das Werkstoffgefüge und die damit verbundene Beeinflussung der Werkstückoberflächenrandzone.

Das darauffolgende Kapitel zum Stand der Technik beschreibt die gängigen Verfahren und Systeme zur Messung der Werkstück-Oberflächentemperatur und die Bewertung hinsichtlich Fehlerrate und Reproduzierbarkeit. Daraus abgeleitet wird das Lastenheft für das entwickelte Meßsystem definiert und die damit verbundenen Problemfelder beschrieben. Zur besseren Orientierung des Lesers beginnt die detaillierte Beschreibung der entwickelten und optimierten Systemkomponenten mit der Präsentation des „Endprodukts“ dieser Arbeit, der Temperaturmeßvorrichtung und ihrer Komponenten.

Die anschließende Systemkalibration erläutert die sowohl theoretisch als auch experimentell durchgeführten Eigen- und zur Verifizierung beauftragten Fremdarbeiten zur Bestimmung der Werkstoffemissionsgrade und deren Abhängigkeit von relevanten Einflußgrößen wie Temperatur, Wellenlänge und Oberflächenrauheit. In diesem Zusammenhang schließt sich die Betrachtung aller systematischen bzw. zufälligen Fehler und deren Fehlerfortpflanzung an und mündet in die Berechnung des Gesamtsystemfehlers.

Die Prozeßsicherheit, Funktionalität und Meßqualität des Inprozeßtemperaturmeßsystems wird an praxisrelevanten Meßbeispielen mit schwer zerspanbarem Werkstoff und bruchempfindlichem Schneidstoff nachgewiesen. Darüber hinaus wurde beispielhaft während der laserunterstützten Zerspanung von Inconel 718 und 25MoCr4 der Einfluß diverser Prozeßparameter wie Werkzeugverschleiß, Laserposition und Laserleistung auf die Werkstück-Oberflächentemperatur und die Schnittkräfte dargestellt.

Es kann gezeigt werden, daß sich das beschriebene Meßprinzip auch zur Temperaturmessung an der Spanunterseite eignet.

Die Arbeit schließt mit dem Ausblick, daß die Erkenntnisse, die durch den Einsatz dieses Systems gewonnen werden, auch zur vereinfachten Kontrolle einer experimentell bestimmten Grenzwertbedingung, beispielsweise unter Serienbedingungen, herangezogen werden können.

2 Grundlagen: Zerspanprozeß- und Lasersystemtechnik

2.1 Kräfte und Wärme im Spanbildungsprozeß

Für den Aufbau des Prozeßverständnisses zur laserunterstützten Zerspanung sind die Beschreibung des Spanbildungsprozesses und die damit verbundenen physikalischen Schlüsselgrößen Kraft und Temperatur von besonderer Bedeutung. In dem nachfolgenden Kapitel werden daher diese Größen an dem vereinfachten Beispiel des Orthogonalschnitts mit geometrisch bestimmter Schneide erläutert.

Spanbildungsprozeß

Bei der Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide wird der Spanbildungsvorgang von der mikroskopischen und makroskopischen Geometrie des Schneidkeils und von den physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs bestimmt. Der in den Werkstoff eindringende Schneidkeil erzeugt dort zuerst elastische, dann elastoplastische Verformungen, und nach Überschreiten der maximalen Schubkraft entsteht ein Gefügeriß in der Primärscherzone, der das Abgleiten eines Spansegments über die Spanfläche des Werkzeugs einleitet. Verschiedene Theorien zur rechnerischen Behandlung dieses Spanbildungsprozesses gehen von einem Scherebenenmodell aus. Die plastische Formänderung während der Spanbildung findet dabei hauptsächlich in der Scherebene statt [4]. Nach diesem Modell (Bild 1) wird die Spandickenstauchung λ_h (Gleichung 1) definiert und kann aus der Schnittgeschwindigkeit v_c , dem Spanwinkel γ und der relativen Lage der Scherebene zur Schnittrichtung (Scherebenenwinkel ϕ) berechnet werden [5]

$$\lambda_h = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} \quad [^\circ] . \quad (1)$$

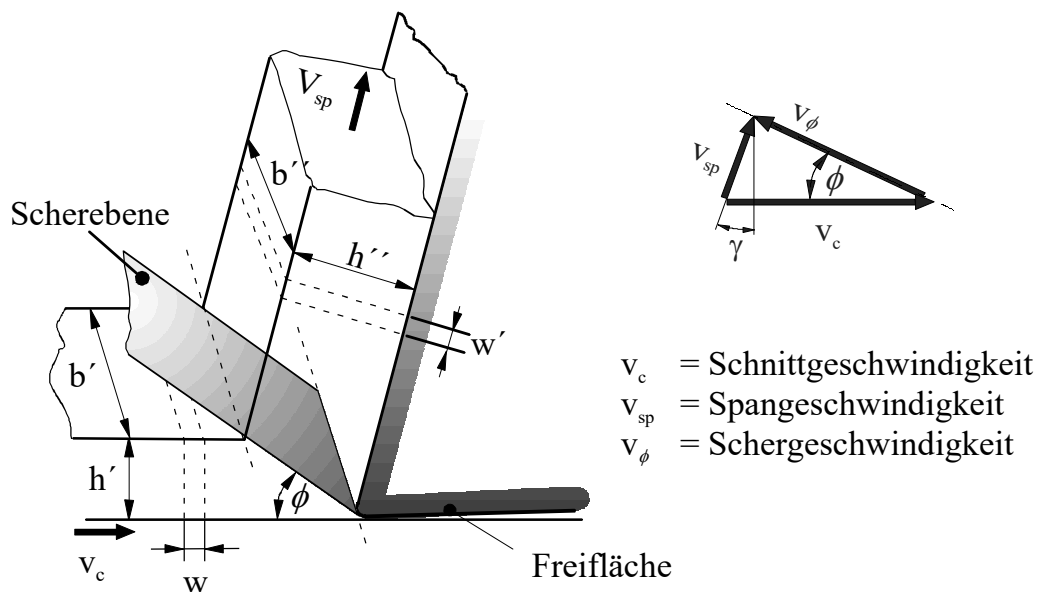


Bild 1: Scherebenenmodell und Spandickenstauchung [5].

Nach experimenteller Bestimmung der Spandickenstauchung λ_h ergibt sich der Scherebenenwinkel ϕ nach Gleichung 2 zu

$$\phi = \arctan \left[\frac{\cos \gamma}{\lambda_h - \sin \gamma} \right] \quad [^\circ] . \quad (2)$$

Zerspankräfte als Funktion der Werkstücktemperatur

Für die rechnerische Bestimmung der Zerspankräfte kann die Theorie nach HUCKS [4] herangezogen werden. Diese Theorie geht davon aus, daß orthogonales Spanen, d.h. ebene Formänderung vorliegt, die Zerspankraft linienförmig in den Schneidkeil eingeführt wird, Coulombsche Reibung auftritt, die Formänderung allein in der Scherebene stattfindet (Scherebenenmodell), der Spannungszustand über der Scherebene konstant ist und der Span frei über der Spanfläche abfließt. Nach HUCKS [4] verursacht die Verformung in der Scherebene Schnittkräfte, die nur auf der Spanfläche wirksam sind. Die Reibkräfte an der Freifläche sind bei geringem Freiflächenverschleiß wesentlich kleiner und werden vernachlässigt [4]. Als Quelle der Schnittkraft steht damit die Werkstoffmechanik im Vordergrund, welche hauptsächlich von der chemischen Zusammensetzung, der Beschaffenheit der Kristalle, der Unvollkommenheiten im Atomgitter, der Temperatur und der Verformungsgeschwindigkeit abhängt.

Bild 2 zeigt Fließkurven für den Stahl 25MoCr4 bei Raumtemperatur und einer Temperatur, wie sie etwa in der Spanbildungszone herrscht. Diese Fließkurven stellen die Fließspannung bei konstanter Formänderungsgeschwindigkeit im adiabaten, einachsigen Stauchversuch dar. Über das Fließkriterium von TRESCA [5] läßt sich daraus die Schubspannung τ_{\max} (Gleichung 3)

$$\tau_{\max} = 0.5 \cdot k_f \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] \quad (3)$$

und der Umformgrad φ_g (Gleichung 4) ermitteln, bei dem der Werkstoff zu fließen beginnt:

$$\varphi = 0.5 \cdot \chi = 0.5 \arctan \left[\tan(\phi - \gamma) + \frac{1}{\tan \phi} \right] \quad [^\circ] [5]. \quad (4)$$

Mit dem Scherebenenwinkel ϕ läßt sich der schubverformte Querschnitt $A_\phi = b' \cdot h' / \sin \phi$ bestimmen. Mit der Scherspannung $\tau_\phi = \tau_{\max}$ ergibt sich daraus die Scherkraft $F_{T\phi}$ (Gleichung 5)

$$F_{T\phi} = \tau_{\max} \cdot A_\phi = \tau_{\max} \cdot \frac{b' \cdot h'}{\sin \phi} \quad [\text{N}] \quad (5)$$

und die Zerspankraft F_z (Gleichung 6) [5]

$$F_z = F_{T\phi} \cdot \frac{1}{\sin \phi} \quad [\text{N}] . \quad (6)$$

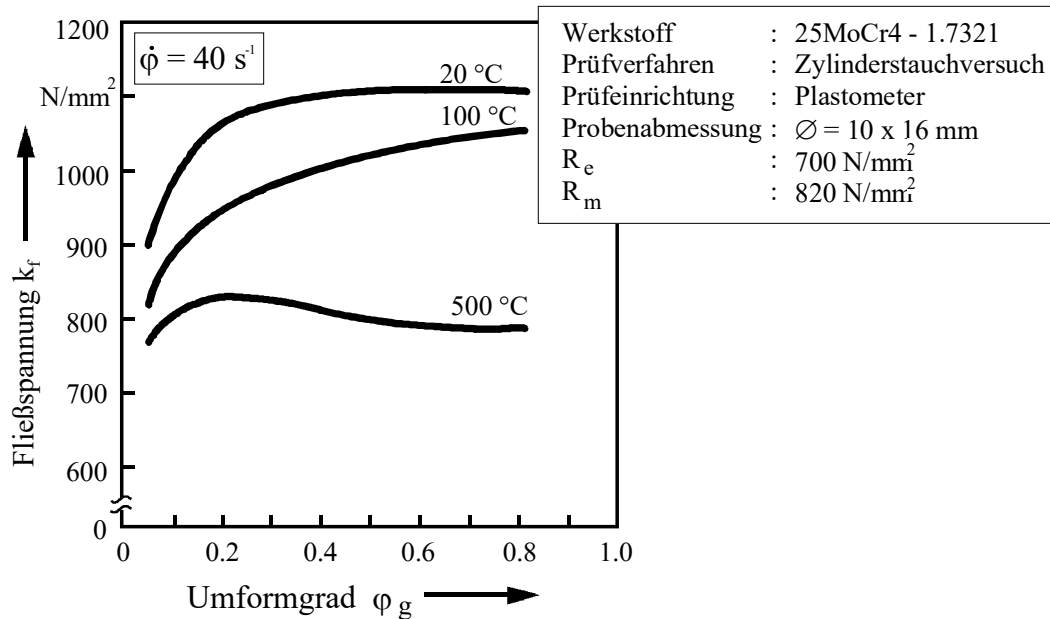


Bild 2: Fließkurven für den Stahl 25MoCr4 bei Raum- und Zerspanntemperatur ϑ [6].

Da die Zerspankraft F_z proportional zur Formänderungsfestigkeit k_f ist, wird deutlich, daß durch die Vorwärmung des Werkstoffs auf ca. $\vartheta = 500 \text{ °C}$ nach Bild 2 die Zerspankraft bis zu 30 % gesenkt werden kann. Zugversuche von KÖBER und STORP zeigen, daß diese verhältnismäßige Reduktion der Zerspankräfte auch für höhere Formänderungsgeschwindigkeiten gilt [4].

Zerspanwärme in der Scherebene

Beim Zerspanprozeß wird die von der Werkzeugmaschine aufgebrachte mechanische Leistung P_c , die sich als Produkt aus Schnittkraft F_c und Schnittgeschwindigkeit v_c errechnet (Gleichung 7)

$$P_c = F_c \cdot v_c = M_c \cdot \omega_c \quad \left[\frac{\text{J}}{\text{s}} \right], \quad (7)$$

in Trenn-, Umlenk-, Umformleistung in der Scherebene und Reibleistung an der Span- und Freifläche umgesetzt. Damit läßt sich in einer Energiebilanz die spezifische Energie u_c bezogen auf das abgespannte Volumen, den bezogenen Energieanteilen aus der Umformung u_ϕ , der Reibung u_γ , der Stofftrennung u_T und der Stoffumlenkung u_M gleichsetzen (Gleichung 8 [5]):

$$u_c = u_\phi + u_\gamma + u_T + u_M \quad \left[\frac{\text{J}}{\text{m}^3} \right]. \quad (8)$$

Neben den Wärmeentstehungszonen (1/2/3 in Bild 3) kann nach [7] auch die Wärmeabfuhr in drei Zonen (A/B/C in Bild 3) unterschieden werden. Die von der Umgebung aufgenommene Wärmemenge ist aufgrund der geringen Wärmeübergangskoeffizienten vernachlässigbar [7].

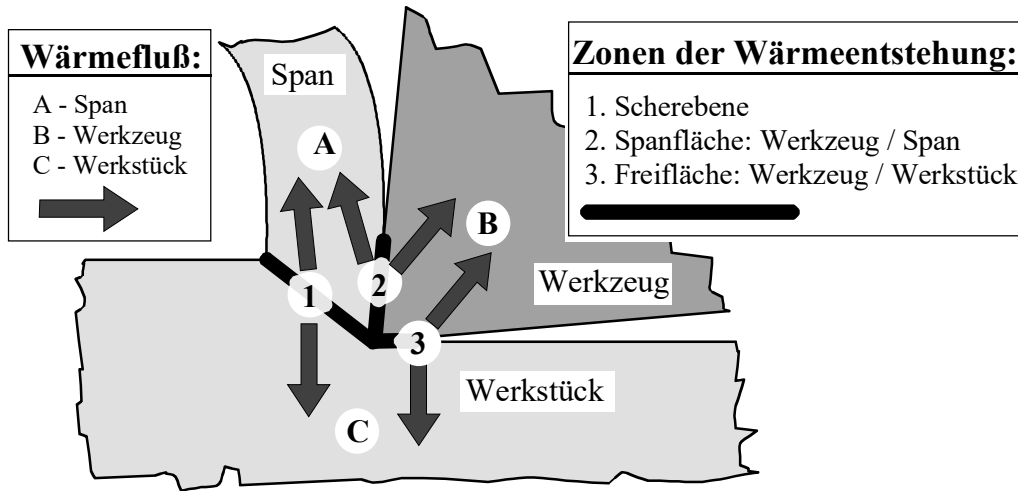


Bild 3: Wärmeentstehung und -verteilung beim Drehen.

Dem Scherebenenmodell (Bild 1) folgend wird angenommen, daß die gesamte Umformung in der Scherebene stattfindet. Vernachlässigt werden dabei plastische Formänderungen in der sekundären Scherzone vor der Span- und Freifläche und in der Verformungsvorlaufzone. Somit ergibt sich mit Gleichung 9 für die Umform- bzw. Scherenergie u_ϕ [5]:

$$u_\phi = \frac{F_{T\phi} \cdot v_\phi}{b' \cdot h' \cdot v_c} = \tau_\phi \cdot \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)} \left[\frac{\text{J}}{\text{m}^3} \right] \quad (9)$$

Für die Reibungsenergie u_γ wird nach Gleichung 10 nur die Energieumsetzung auf der Spanfläche, nicht die an der Freifläche, berücksichtigt:

$$u_\gamma = \frac{F_{T\gamma} \cdot v_{sp}}{b' \cdot h' \cdot v_c} = \tau_\phi \cdot \frac{\sin \rho}{\cos(\phi + \rho - \gamma) \cdot \sin \phi} \cdot \frac{1}{\lambda_h} \left[\frac{\text{J}}{\text{m}^3} \right] \quad (10)$$

Zur Bildung neuer Oberflächen muß Oberflächenenergie aufgewendet werden. Sie ergibt sich aus der Oberflächenspannung der Werkstoffe gegen das umgebende Medium und ist proportional zu den gebildeten Flächen. Daraus folgt für die Stofftrennungsenergie u_T Gleichung 11 [5]:

$$u_T = \frac{\left[b' \cdot \frac{v_c}{\lambda_h} + b' \cdot v_c \right] \cdot T}{b' \cdot h' \cdot v_c} = \left[1 + \frac{1}{\lambda_h} \right] \cdot \frac{T}{h'} \left[\frac{\text{J}}{\text{m}^3} \right] \quad (11)$$

Schließlich folgt der Energieanteil aus der Stoffumlenkung. Wird die Spanbildung als eine Rohrströmung aufgefaßt, die auf der Spanfläche umgelenkt wird, dann ergibt sich für die Stoffumlenkungsenergie u_M nach Gleichung 12:

$$u_M = \frac{F_M \cdot v_\phi}{b' \cdot h' \cdot v_c} = \rho \cdot v_\phi^2 = \rho \cdot \frac{\cos^2 \gamma}{\cos^2(\phi - \gamma)} \cdot v_c^2 \left[\frac{\text{J}}{\text{m}^3} \right] \quad (12)$$

Für übliche Zerspanbedingungen gilt, daß die Anteile u_T und u_M um mehrere Größenordnungen geringer sind als die Anteile u_ϕ und u_γ . Die Schnittleistung wird im wesentlichen als

Wärme abgeführt. Kleinere Anteile werden als elastische Energie (potentielle Energie aus Eigenspannungen) in der Werkstückrandzone und im Span gespeichert [5].

Eine allgemeingültige, quantitative Größe für die bei der Zerspanung sich auf den Span (A), das Werkzeug (B) und das Werkstück (C) verteilende Energie kann nicht angegeben werden [8]. Je nach Schnittkinematik, Schneidengeometrie, Werkzeugbeschichtung und Verschleißzustand der Schneide stehen die Beträge von A, B, C (Bild 3) zueinander in unterschiedlichen Verhältnissen [8, 9]. Beispielsweise hat TÖNSHOFF [5] das Verhältnis zwischen A, B und C für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten bestimmt.

Bild 4 zeigt, daß die Aufteilung zwischen A, B und C stark von der Schnittgeschwindigkeit abhängt. Die Ursache hierfür basiert auf der Festkörperkonvektion der mit dem Span abgeführten Wärme und in der begrenzten Wärmeleitung in den Schneidkeil und das Werkstück [5].

Der Wärmestrom in das Werkstück hängt von dessen Wärmeleitfähigkeit und von der Geschwindigkeit ab, mit der sich die Wirkstelle über das Werkstück bewegt. Bild 4 zeigt, daß für größere Schnittgeschwindigkeiten der ins Werkstück geleitete Energieanteil abnimmt und der größere Teil der Energie durch die Festkörperkonvektion mit dem Span abfließt. Der Wärmestrom in das Werkzeug ist wegen dessen hoher integraler Temperaturen gering [5].

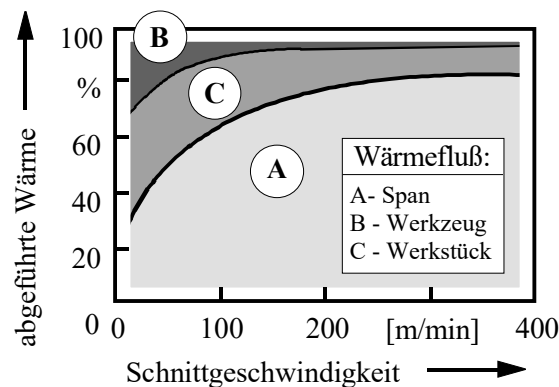


Bild 4: Aufteilung der abgeführten Wärme an der Wirkstelle zwischen Span, Werkzeug und Werkstück bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten [5].

Eine exakte Betrachtung der in das Werkstück abfließenden Wärmestromdichte muß folgende Bedingungen berücksichtigen:

- Die nicht lineare Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität $c_p(\vartheta)$, der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\vartheta)$ und des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(\vartheta)$ des Schneidstoffs und des Werkstückwerkstoffs von der Temperatur ϑ ,
- die Bearbeitungsgeschwindigkeit u_0 , mit der sich die Wirkstelle über das Werkstück bewegt,
- der vom Werkstückwerkstoff abhängige Winkel der Scherebene ϕ ,
- das Maß des Freiflächenverschleißes V_B und damit die Kontaktflächengröße zwischen Werkstück und Werkzeug,
- den Reibwert $\mu(\vartheta)$ zwischen Schneidstoff und Werkstückwerkstoff,
- und die Schneidkantenverrundung bzw. die damit verbundene elastische und plastische Formänderung an der Werkstückoberfläche.

Ein Modell, das diese Zusammenhänge bis auf die Verrundung der Schneidkante berücksichtigt, wurde von LIU in [10] veröffentlicht. Die Randbedingungen zu diesem Modell basieren auf der Betrachtung eines rotierenden Werkstücks und eines ortsfest, in das Werkstück eingreifenden, spanabhebenden Werkzeugs im Orthogonalschnitt, und sind in Bild 5

beschrieben. Entlang der x-Achse wird ein Element der Werkstückoberfläche im Freiflächenkontaktgebiet b_k erwärmt. Unmittelbar nach dem Austritt des Werkstückoberflächenelements aus dem Freiflächenkontaktgebiet b_k hat es seine maximale Temperatur ϑ_{\max} erreicht und kühlt durch Wärmeleitung in die Werkstücktiefe und durch den dort zugänglichen Kühlschmierstoff ab.

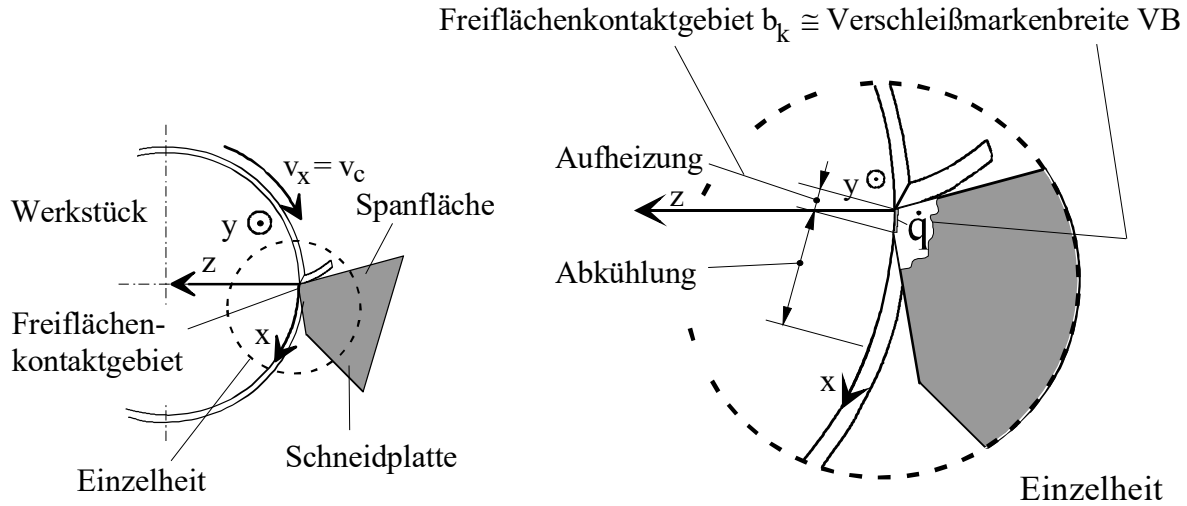


Bild 5: Geometrische Verhältnisse bei der Zerspänung im Orthogonalschnitt. Die maximale Werkstückoberflächentemperatur ϑ_{\max} stellt sich unmittelbar nach dem Austritt des Werkstückoberflächenelements aus dem Freiflächenkontaktgebiet b_k ein.

Das sich dadurch am Werkstück einstellende Temperaturfeld wird durch die folgende partielle Differentialgleichung beschrieben (Gleichung 13) [10]

$$\rho \cdot c_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = -\operatorname{div}[\rho \cdot c_p \cdot u_0 \cdot \vartheta] + \lambda \operatorname{div} \operatorname{grad} \vartheta(r, t) + \dot{W}(r, t) \quad \left[\frac{W}{m^3} \right] \quad (13)$$

Der erste rechte Term beschreibt die Wärmekonvektion, der zweite die Wärmeleitung und der dritte die Wärmequelle. Für die Betrachtung des stationären Prozesses ($\partial \vartheta / \partial t = 0$) in einem Lösungsgebiet ohne innere Wärmequellen bzw. Wärmesenken ($\dot{W}(r, t) = 0$) und bei temperaturunabhängigen Stoffwerten ($\lambda, \rho, c_p \neq f(\vartheta)$), vereinfacht sich die Gleichung 13 zu Gleichung 14

$$\lambda \cdot \nabla^2 \vartheta(r) - \rho \cdot c_p \cdot \operatorname{div}(u_0 \cdot \vartheta) = 0 \quad \left[\frac{W}{m^3} \right] \quad (14)$$

Bezieht man den allgemeinen Ortsvektor r auf ein zweidimensionales kartesisches Koordinatensystem und betrachtet näherungsweise nur die Geschwindigkeit in x-Richtung (Bearbeitungsgeschwindigkeit $u_0 =$ Schnittgeschwindigkeit v_c), so führt dies unter Beachtung der Kontinuitätsgleichung zur Differentialgleichung (Gleichung 15)

$$\kappa \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) - v_c \frac{\partial \vartheta}{\partial x} = 0 \quad \text{mit} \quad \kappa = \frac{\lambda_w}{\rho \cdot c_p} \quad \left[\frac{W}{m^3} \right] \quad (15)$$

Die Lösung dieser Gleichung kann sowohl numerisch als auch analytisch erfolgen. LIU beschreibt in [10] den analytischen Weg und vergleicht das Ergebnis und die Berechnungszeit mit zwei unterschiedlichen Finite-Elemente-Systemen (Bild 6). Wie in 4.5.1 und in [10] beschrieben ist, wurde die experimentelle Verifikation der berechneten

Werkstückoberflächentemperaturverteilung mit dem in dieser Arbeit beschriebenen Inprozeßmeßsystem durchgeführt.

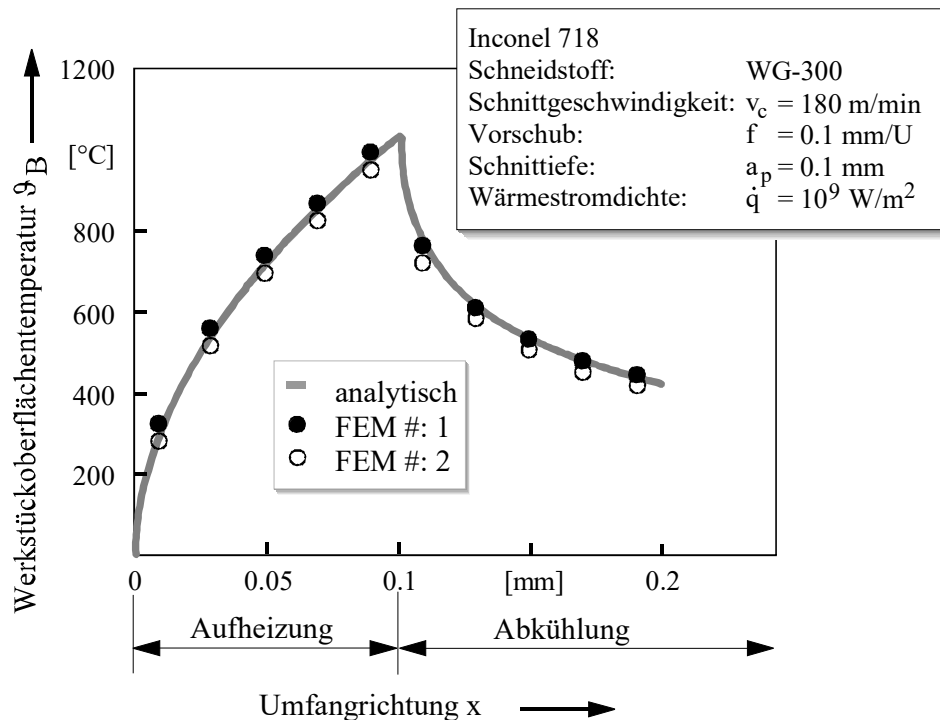


Bild 6: Analytisch und mit zwei unterschiedlichen Finite-Elemente-Systemen berechnete Temperaturverteilung an der Werkstückoberfläche [10].

2.2 Lasersystemtechnik

Laser ist eine Bezeichnung aus dem Englischen und steht für „Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation“. Hochleistungslaser werden in der Industrie in steigendem Maße zur Wärmebehandlung, zum Schweißen, Schneiden, Bohren und für die laserunterstützte Zerspanung von Werkstoffen benutzt. Es existiert also ein breitgefächertes Anwendungsspektrum für den Laser in der Materialbearbeitung.

Der Laser verdankt seine steigende Bedeutung vor allem seiner hohen Flexibilität hinsichtlich der mit ihm durchführbaren Bearbeitungsverfahren, aber auch bezüglich der mit ihm bearbeitbaren Werkstoffe und Werkstoffkombinationen.

Der rechnergesteuerte Einsatz des Lasers ermöglicht sowohl einen vollautomatischen Produktionsablauf als auch die Realisierung beliebiger Bearbeitungsbahnen. Beide Vorteile erlauben den kostengünstigen Einsatz des Lasers sowohl in der Großserienproduktion, als auch bei Kleinserien, wenn eine hohe Formenvielfalt bei niedrigen Stückzahlen vorliegt.

Durch die gezielte, genau definierbare thermische Energieeinbringung werden bestehende Bearbeitungsverfahren verbessert, oder aber neue Anwendungen, wie die laserunterstützte Zerspanung, überhaupt erst ermöglicht. Die gezielte und kraftfreie Energieeinbringung in die Bearbeitungszone erlaubt eine hohe Bearbeitungsgeschwindigkeit bei gleichzeitig guter Bearbeitungsqualität.

2.2.1 Geeignete Strahlquellen für die laserunterstützte Zerspanung

Für die Vorwärmung des Werkstoffs bei der laserunterstützten Zerspanung eignen sich prinzipiell der Nd:YAG, der CO₂- und die Halbleiter-Laser. Tabelle 1 zeigt den synoptischen Vergleich der Eigenschaften und der Leistungsdaten dieser Lasertypen.

Laserart	Wellenlänge	Leistung	Absorptionsgrad [11]	Wirkungsgrad / Strahlpropagation
AlGaAs-, InGaAs- Halbleiterlaser	0.81 μm 0.98 μm	kontinuierlich 1 mW bis 2 kW gepulst: bis 1 GW	Stahl - α : 40 % Alu - α : 13 %	$\eta = 0.3$ Direkteinsatz
Nd:YAG Laser	1.064 μm	kontinuierlich 1 W bis 4 kW gepulst: bis 1 GW	Stahl - α : 36 % Alu - α : 5%	$\eta = 0.05$ Lichtleiter
CO₂- Gaslaser	10.6 μm	kontinuierlich 1 W bis 45 kW gepulst: bis 1 TW	Stahl - α : 5 % Alu - α : 1 %	$\eta = 0.15$ Transferspiegel

Tabelle 1: Vergleich der für die laserunterstützte Zerspanung geeigneten Lasertypen.

Die hohe Flexibilität durch den Einsatz der Lichtleitfaseroptik und die günstigen Absorptionswerte für Stahl und Aluminium zeichnen den Nd:YAG-Laser als besonders geeignet für die laserunterstützte Zerspanung aus. Bei ausreichend Bauraum in der Werkzeugmaschine eignet sich der Halbleiterlaser aufgrund des hohen Absorptionsgrads und des hohen Wirkungsgrads in besonderer Weise. Der CO₂-Laser eignet sich insbesondere in der „Slab-Version“ für die laserunterstützte Zerspanung, da mit dieser Technologie eine hohe Strahlqualität erzeugt werden kann.

2.2.2 Absorption der Laserstrahlung

Bei der laserunterstützten Zerspanung dient der Laser als Wärmequelle. Entscheidend ist daher nicht der Energiestrom, der in Form elektromagnetischer Strahlung auf die Werkstückoberfläche auftrifft, sondern der Anteil, der von dem Werkstück absorbiert und in der Wechselwirkzone in Wärme umgewandelt wird. Die Absorption der Laserstrahlung bestimmt daher generell die Prozeßeffizienz und die Wirtschaftlichkeit des Lasereinsatzes [11].

Bei metallischen Werkstoffen sind freie Elektronen vorhanden, die bei der Absorption im Wechselfeld eine zur Feldstärke der Laserstrahlung proportionale Kraft erfahren. Diese Kraft beschleunigt die Elektronen, die ihre Bewegungsenergie durch Stöße mit Atomen und Ionen an diese abgeben, wodurch die Energie der elektromagnetischen Welle in Wärmeenergie umgewandelt und absorbiert wird [11]. Die optischen Eigenschaften werden daher durch die Elektronen und deren Beweglichkeit, d.h. deren Bindung an die Atomrümpfe, bestimmt [12].

Zur Beschreibung dieser Wechselwirkung zwischen Laserstrahlung und Materie gelten die optischen Gesetze der Atomphysik (Spiegelung, Brechung und Beugung) und für Wellenlängen $\lambda > 10 \mu\text{m}$ auch die Gesetze der klassischen Elektrodynamik aus der Kontinuums-theorie [13]. Der elektrodynamische Zustand des Strahlungsfelds ist in jedem Augenblick und in allen Punkten des Feldes bestimmt durch die Werte der elektrischen Feldstärke E und magnetischen Feldstärke H . Die zeitliche Änderung dieser Vektoren wird vollständig durch die vier Maxwell'schen Feld-Differentialgleichungen beschrieben. Dabei werden die optischen Kon-

stanten (Brechungsindex n und Extinktionskoeffizient k) mit den elektrischen Konstanten (Dielektrizitätskonstante und elektrischer Widerstand) in Beziehung gebracht [14].

Zusammenhang zwischen Absorption α , Reflexion ρ und Transmission τ

Trifft auf einen Körper der Temperatur ϑ die Strahlungsdichte L der Wellenlänge λ , so wird nach dem Energieerhaltungssatz (Gleichung 16) ein Teil der Strahlungsdichte reflektiert (L_ρ), ein anderer Teil absorbiert (L_α), ein dritter Teil transmittiert (L_τ) und auf der Rückseite des Körpers austreten (Bild 7) [15]

$$L = L_\alpha(\lambda, \varphi, \vartheta) + L_\rho(\lambda, \varphi, \vartheta) + L_\tau(\lambda, \varphi, \vartheta) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \quad (16)$$

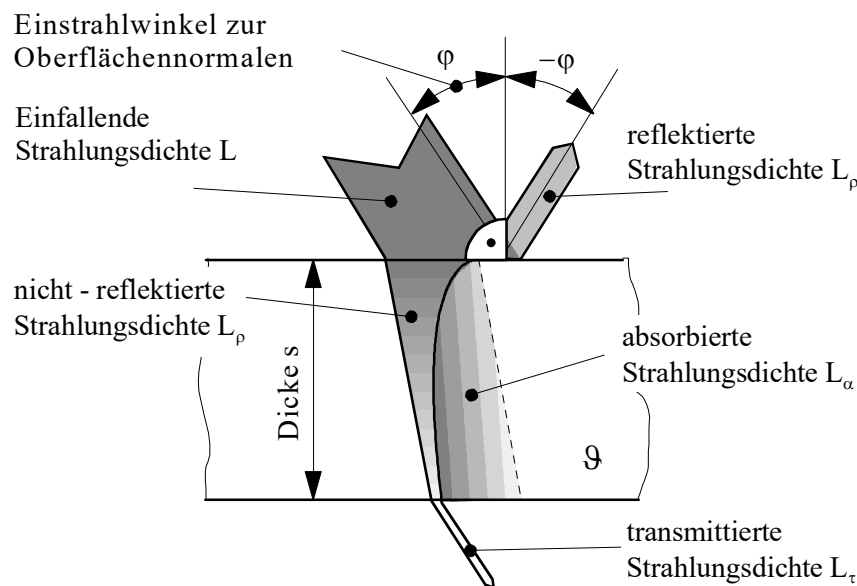


Bild 7: Reflexion ρ , Absorption α und Transmission τ am transparenten Körper.

Allgemein ausgedrückt ist die Summe aus Absorptionsgrad α , Reflexionsgrad ρ und Transmissionsgrad τ

$$\alpha(\lambda, \varphi, \vartheta) + \rho(\lambda, \varphi, \vartheta) + \tau(\lambda, \varphi, \vartheta) = 1 \quad [] \quad (17)$$

Bei Metallen mit hinreichender Dicke s , ($\tau(\lambda, \varphi, \vartheta) = 0$), verhält sich der Absorptionsgrad α zum Reflexionsgrad ρ

$$\alpha(\lambda, \vartheta) = 1 - \rho(\lambda, \vartheta) \quad [] \quad (18)$$

Beer'sches Absorptionsgesetz

Der nicht reflektierte Anteil der Strahlungsdichte $L_\alpha(s) = L - L_\rho$ dringt in einen Körper ein und wird entsprechend dem Absorptionskoeffizienten α^* in eine andere Energieform (Wärmestromdichte Φ) umgewandelt. Das Beer'sche Absorptionsgesetz (Gleichung 19) sagt aus, daß Schichten gleicher Dicke s stets den gleichen Bruchteil von der in der jeweiligen Schicht eindringenden Strahlungsdichte $L_\alpha(s)$ absorbieren. Der Anteil der transmittierten Strahlungsdichte L_τ kann, für eine gegebene Schichtdicke s und einen materialspezifischen Absorptionskoeffizienten α^* bzw. Absorptionsindex k , welcher den Betrag der imaginären Kompo-

nente ik des komplexen Brechungsindex N ($N = n + ik$) darstellt, wie folgt angegeben werden [16, 11]:

$$L_{\tau}(s) = (L - L_p) e^{-\alpha s}. \quad \text{Mit: } \alpha^* = \frac{4 \pi k}{\lambda} \quad \text{mit } \lambda = \frac{\lambda_0}{n} \quad \left[\frac{W}{m^2} \right]. \quad (19)$$

Der Absorptionsgrad α ist abhängig von dem Einfallswinkel der Strahlung ϕ , von ihrer Wellenlänge λ , ihrer Polarisation, der Temperatur ϑ und dem jeweiligen Werkstoff. In Kapitel 3.2.2 und 4.3 wird dieser Themenschwerpunkt durch aufgabenbezogene, theoretische Berechnungen und experimentelle Versuche vertieft. Bild 8 zeigt die Zusammenstellung experimentell und theoretisch bestimmter Werte für den Absorptionsgrad α von Eisen und Stahl in Abhängigkeit von der Wellenlänge λ bei Raumtemperatur 850 °C und 1400 °C. Die Werte gelten für eine glatte Oberfläche und senkrechten Strahlungseinfall.

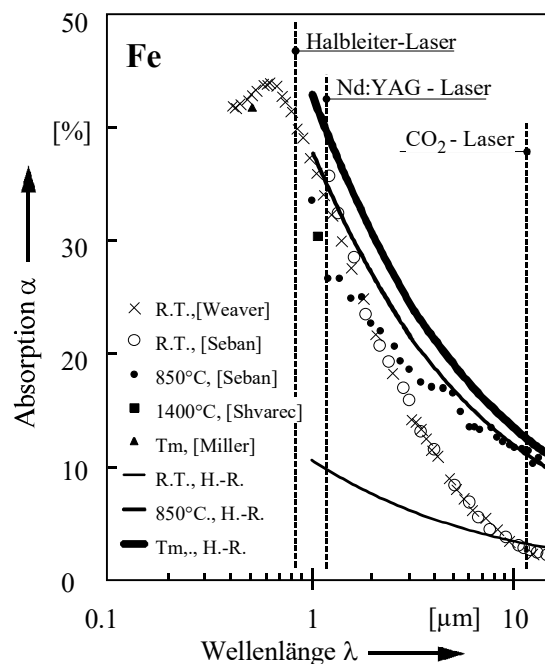


Bild 8: Vergleich der experimentell und theoretisch ermittelten Werte für die Absorption α von Eisen Fe bei senkrechtem Einfall ($\Theta = 0$) [11].

Es wird deutlich, daß bei den für die laserunterstützte Zerspanung eingesetzten Werkstoffen Inconel 718 und 25MoCr4 der Absorptionsgrad mit der Frequenz ν ($\nu \approx \lambda^{-1}$) des Laserlichts signifikant zunimmt und somit der Einsatz von Nd:YAG-Laser oder noch günstiger Halbleiter-Laser empfohlen werden kann. Bild 8 zeigt ferner, daß im Wellenlängenbereich $\lambda > 10 \mu\text{m}$ die Näherungsgleichung von HAGEN und RUBENS (Gleichung 53 [17]) als brauchbare Interpolationsgleichung zur Berechnung des Absorptionsgrads bzw. nach dem Kirchhoff'schen Gesetz (Gleichung 38) zur Berechnung des Emissionsgrads herangezogen werden kann (Kapitel 4.1).

In Bild 9 ist der Absorptionsgrad α für Eisen bei Raum- und Schmelztemperatur für die polarisierte Nd:YAG- und CO₂- Laserstrahlung bei unterschiedlichen Einstrahlwinkeln dargestellt [11].

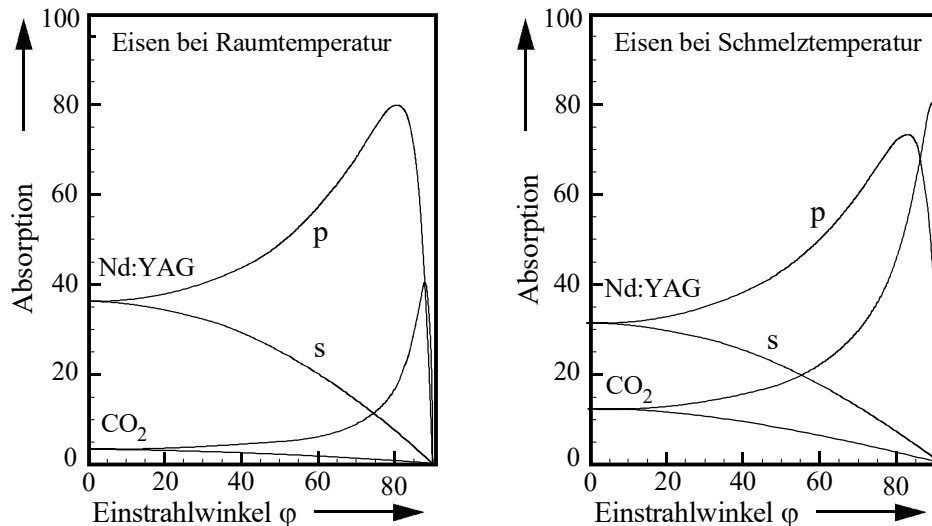


Bild 9: Absorptionsgrad von Eisen bei Raum- und Schmelztemperatur für die polarisierte Nd:YAG- und CO₂- Laserstrahlung bei unterschiedlichen Einstrahlwinkeln φ [11].

Für die laserunterstützte Zerspanung besteht hier die Chance, den Absorptionsgrad des Laserlichts durch die Ausnutzung der Polarisation zu erhöhen.

2.2.3 Auswahl der geeigneten Laserstrahlform für die laserunterstützte Zerspanung

Bild 10 zeigt den ersten Spanungsquerschnitt, der bei der laserunterstützten Zerspanung hinreichend vorgewärmt werden soll. Die Spanungsquerschnitte (2 - n), die bei den darauffolgenden Umdrehungen abgenommen werden, schützen das darunterliegende Werkstückoberflächengefüge vor einer thermisch induzierten Beeinflussung.

Die Dicken der Spanungsquerschnitte (1 - n) nehmen zur Schneidenmitte hin ab. Die Wärmestromdichte sollte proportional zum erzeugten Spanungsquerschnitt gewählt werden, um ihren Einfluß auf die neu erzeugte Werkstückoberfläche minimal zu halten.

In Vorschubrichtung nimmt die Dicke der Spanungsquerschnitte zu. Einerseits ist deshalb zur Vorwärmung des ersten Spanungsquerschnitts eine zunehmend größere Wärmestromdichte erforderlich, andererseits vermögen die darunterliegenden Spanungsquerschnitte (2 - n) zunehmend mehr Wärme aufzunehmen und verringern so die Gefahr einer thermisch induzierten Randzonenbeeinflussung in der darunter liegenden Funktionsfläche des Werkstücks (Bild 10).

In [18] wurden zur Optimierung des Laserstrahlhärtens unterschiedliche Energieprofile des Laserstrahls gegenübergestellt. Abhängig von der Strahlfleckgeometrie und der Strahlungsdichteverteilung stellt sich ein unterschiedlicher Härtespurquerschnitt an der Werkstückoberfläche ein (Bild 11 [18]).

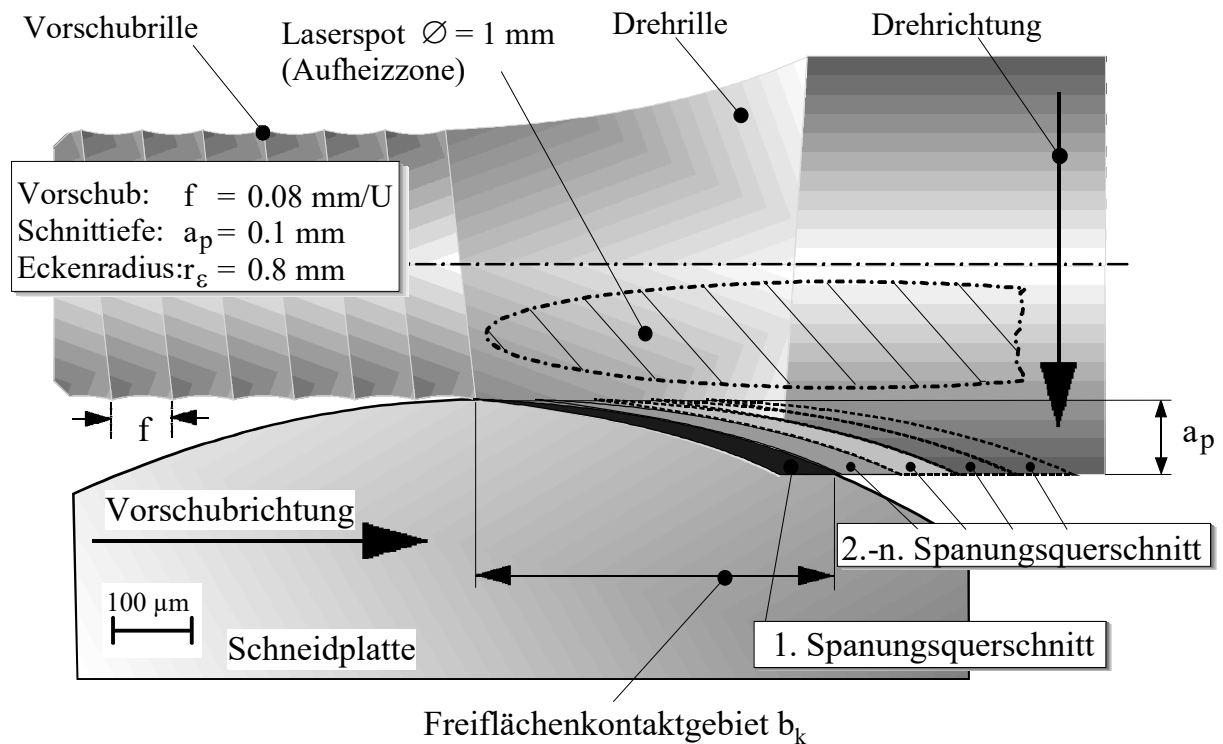


Bild 10: Eingriffsverhältnisse der Schneide während der laserunterstützten Zerspangung.

Für die Auswahl einer geeigneten Strahlfleckgeometrie zur Optimierung der laserunterstützten Zerspangung kann in erster Näherung der Härtespurquerschnitt des Laserhärtens aus der Arbeit von BLOEHS als Analogie für den lasererwärmten Spurquerschnitt herangezogen werden (Bild 11).

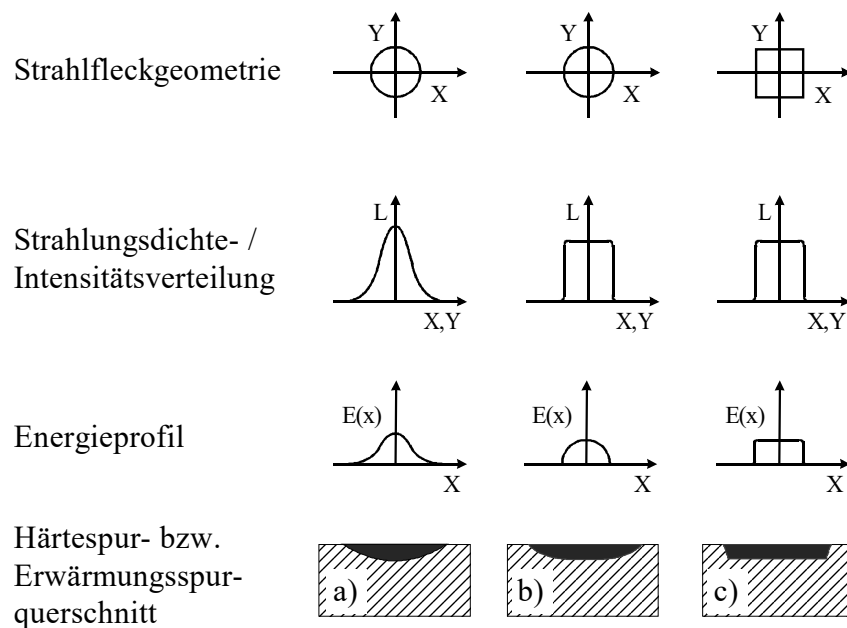


Bild 11: Idealisiertes Schema der verschiedenen Strahlfleckgeometrien und Strahlungsdichteverteilungen mit daraus resultierenden Härte- bzw. Erwärmungsspurquerschnitten (Vorschub in Y-Richtung) [18].

Profil a) in Bild 11 und 12 repräsentiert die Verhältnisse im kollimierten Strahl sowie im Freistrahls bzw. im defokussierten Bereich einer konventionellen Bearbeitungsoptik. Die vergrößerte abgebildete Strahlungsdichteverteilung am Faserende stellt Profil b) dar, während Profil c) für eine spezielle Strahlformungsoptik zum Laserhärten steht [18].

Das bei der laserunterstützten Zerspanung durch den Laser erwärmte Oberflächensegment in der Drehrille ist konkav gekrümmt (Bild 10). Der Absorptionsgrad der Oberfläche in der Drehrille ist für die zirkular polarisierte Strahlung des Nd:YAG-Lasers annähernd konstant. Der zu erwärmende Spanungsquerschnitt kann daher projiziert und mit dem beim Laserhärten experimentell ermittelten Spurquerschnitt (Bild 11) verglichen werden (Bild 12). Die projizierte Spandicke h_p' kann nach Gleichung 20 aus dem Schneideckenradius r_ϵ , dem Vorschub f und der Schnitttiefe a_p zu

$$h_p'(a_p, f, r_\epsilon) \approx \frac{f}{r_\epsilon} \left[\sqrt{r_\epsilon^2 - (r_\epsilon - a_p)^2} - f \right] \text{ mit } (a_p < 0.2 \text{ mm}) \quad [\text{mm}] \quad (20)$$

berechnet werden

Typ: Strahlfleckgeometrien aus Bild 11

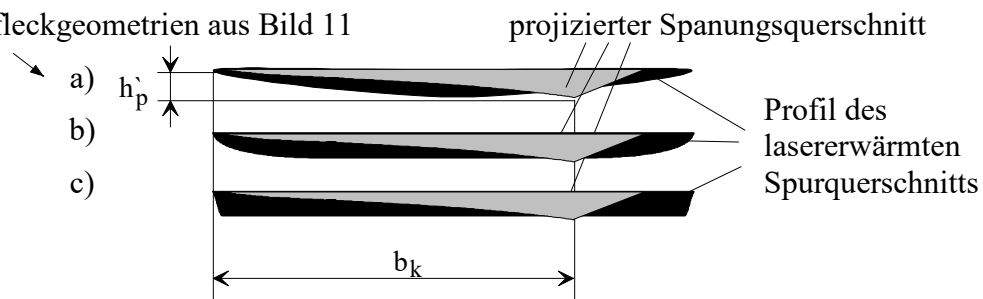


Bild 12: Vergleich zwischen Spanungsquerschnitt (grau) und Erwärmungsspurquerschnitt (schwarz) für unterschiedliche Strahlfleckgeometrien.

Bild 12 läßt erkennen, daß die Strahlfleckgeometrie Typ a) der geforderten Profilform des Spanungsquerschnitts am nächsten liegt. Diese Profilform wird in der nachfolgenden Wärmeleitungsrechnung durch eine gaußförmige Strahlungsdichteverteilung angenähert.

Die an der Werkstückoberfläche absorbierte Energie des Laserstrahles wird in thermische Energie umgesetzt und führt damit zur raschen Erwärmung bzw. zum lokalen Aufschmelzen der Randschicht. Infolge der Vorschubbewegung wird ein definierter Bereich kontinuierlich erwärmt und vom Werkzeug abgetragen. Die Kenntnis des Temperaturverlaufes an der Oberfläche und in der Tiefe des Werkstückes ist für die Bestimmung der optimalen Schnitt- und vor allem Laserparameter bei vorgegebenem Zeitspanungsvolumen von besonderer Bedeutung. Nachfolgend soll deshalb der Temperaturverlauf in der Werkstücktiefe berechnet werden.

2.3 Senkung der Zerspankräfte durch den Einsatz der laserunterstützten Zerspannung

Mit den Fließkurven in Bild 2 konnte gezeigt werden, daß die Zerspankraft F_z mit zunehmender Werkstücktemperatur abnimmt. Bei der Temperatur eines Werkstücks aus Inconel 718 von 500 °C kann somit theoretisch mit einer Kraftreduktion von bis zu 30 % gerechnet werden. In diesem Kapitel soll gezeigt werden, daß durch den Einsatz des Lasers mit einer hohen absorbierten Leistungsdichte Φ von ca. $\Phi > 10^6 \text{ W/cm}^2$ eine Erwärmung des

Werkstückwerkstoffs unmittelbar vor dem Schnitt auf Temperaturen von $\vartheta > 500\text{ °C}$ möglich ist, und daß dadurch insbesondere bei Inconel 718 die Zerspankraft theoretisch auf mehr als 50 % reduziert wird.

Die Weiterentwicklung der Lasersysteme hinsichtlich hoher kontinuierlicher Leistung und der Laserapplikationstechnologie durch Lichtleiter ermöglicht es, den Laser als eigenständiges Werkzeug in einer Drehmaschine einzusetzen [0, 19]. Von seinem Einsatz auf Fräsbearbeitungszentren zur Unterstützung der Zerspanung mit geometrisch definierter Schneide wurde in [20, 21] berichtet. Zum Stand der Technik wird in Kapitel 2.6 noch eingehender diskutiert.

Bei der laserunterstützten Warmzerspanung wird mit einem Laserstrahl der Werkstoff während des Zerspanvorgangs im Bereich vor der Scherebene erwärmt (Bild 13, Bereich 4), wobei die Wärmeeinbringung auf den Spannungsquerschnitt beschränkt bleiben soll [22, 23].

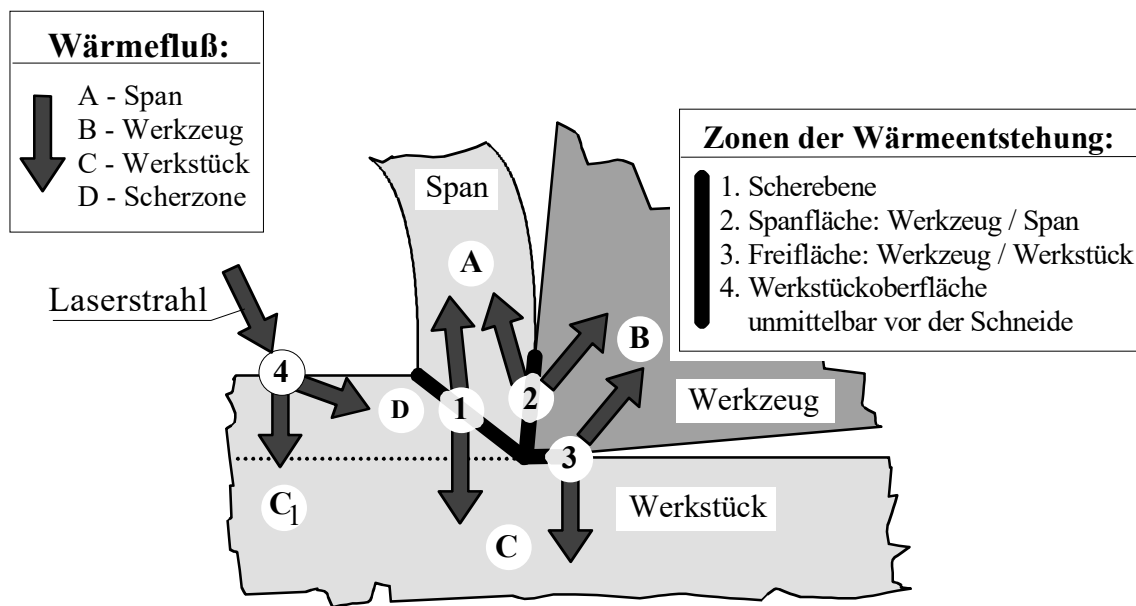


Bild 13: Wärmeeintrag bei der laserunterstützten Zerspanung.

Sinnvoll ist die laserunterstützte Zerspanung nur bei Werkstoffen, deren Härte H und Festigkeit σ bei hohen Temperaturen ϑ in ausreichendem Maße absinken und die sich mit konventionellen Techniken nur schwer bearbeiten lassen. Dies trifft, wie in Bild 14 beschrieben, insbesondere auf Nickelbasislegierungen (Inconel), Titanlegierungen, hochfeste Stähle und sprödharte Keramiken zu [23, 24, 25]. Der in dieser Arbeit diskutierte Werkstoff Inconel 718 erweicht beispielsweise durch die Auflösung der γ' -Ausscheidungen bei Temperaturen $\vartheta > 600\text{ °C}$. Diese γ' -Ausscheidungen sind Ni_3X -Verbindungen, hauptsächlich der Legierungselemente Aluminium und Titan, die als Gleithindernisse an Versetzungen den Hauptteil der Warmfestigkeit bewirken.

Während bei den konventionellen Verfahren zur Warmzerspanung ein großer Teil der Werkstückoberfläche erwärmt wird und auf diese Weise die Werkstückoberflächentemperatur meistens kleiner als $\vartheta = 500\text{ °C}$ ist, sind nach Bild 2 nur maximal 30 % Zerspankraftreduktion zu erwarten.

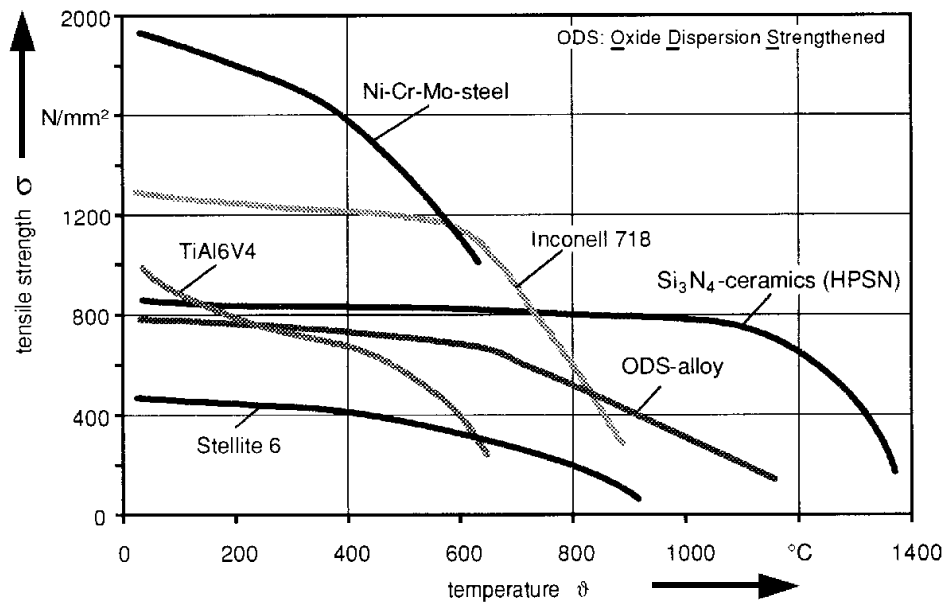


Bild 14: Rapide Abnahme der Werkstofffestigkeit von Inconel 718 durch Auflösung der γ' -Ausscheidungen bei Temperaturen von $\theta > 600$ $^\circ\text{C}$ [22].

Die Vorteile des Lasers als Wärmequelle bei der laserunterstützten Zerspangung sind:

- Die flexible Steuer- und Führbarkeit (\rightarrow Anpassung der Fokuslage an die Werkstückkontur),
- der kleine Brennfleck $D_L < 0.5$ mm (\rightarrow Beschränkung des Erwärmungsgebiets auf den Spanquerschnitt),
- die gute Fokussierbarkeit (\rightarrow Ausrichtung des Erwärmungsgebiets auf den Spanquerschnitt),
- die hohe Strahlqualität (\rightarrow reproduzierbare Ergebnisse und Prozeßsicherheit)

und die dadurch erreichbare hohe Leistungsdichte ($\Phi > 10^6$ W/cm^2). Dadurch können an der Werkstückoberfläche Temperaturen $\theta_B > 600$ $^\circ\text{C}$ und nach Bild 14 eine theoretische Zerspankraftreduktion von mehr als 50 % erreicht werden.

Die durch Materialvorwärmung und -erweichung verringerten Zerspankräfte F bewirken eine größere Werkzeugstandzeit, ermöglichen ein höheres Zeitspanvolumen V und führen bei dünnwandigen Werkstücken zu einer verbesserten Genauigkeit [26].

2.4 Simulation des Temperaturverlaufs in der Werkstückoberfläche

Grundlage für die Berechnung von Temperaturverteilungen in Festkörpern ist die Lösung der allgemeinen Wärmeleitungsgleichung - Gleichung 21

$$\Phi_{3d} = \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} - \nabla(\lambda_w \cdot \nabla \theta) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^3} \right]. \quad (21)$$

Werden die temperaturabhängigen Materialkennwerte durch Konstanten angenähert, so ergibt sich die linearisierte Wärmeleitungsgleichung (Gleichung 22). Diese Gleichung ist zumindest teilweise einer analytischen Lösung zugänglich [27]

$$\Phi_{3d} = \rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial t} - \kappa \cdot \nabla^2 \vartheta \right) \text{ mit } \kappa = \frac{\lambda_w}{\rho \cdot c_p} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^3} \right]. \quad (22)$$

Das Temperaturfeld $\vartheta_G(r,t)$, das von einer punktförmigen Wärmequelle in einem allseitig unendlich ausgedehnten Medium erzeugt wird, kann durch die Grundlösung der linearisierten Wärmeleitungsgleichung beschrieben werden. Die sich im Ort r' befindende Quelle gibt dabei in einem Energiestoß zur Zeit t' die Energiemenge Q ab. Die sich daraufhin im Beobachtungsort r zur Zeit t einstellende Temperatur wird durch Gleichung 23 beschrieben

$$\vartheta_G(r,t) = Q \cdot \exp \left[-\frac{(r-r')^2}{4 \cdot \kappa \cdot (t-t')} \right] \cdot [4 \cdot \kappa \cdot (t-t')]^{-3/2} \quad [^\circ\text{C}]. \quad (23)$$

Das Temperaturfeld $\vartheta(r,t)$, welches durch eine Anzahl beliebig verteilter Punktquellen erzeugt wird, kann durch Überlagerung der jeweiligen Temperaturfelder der einzelnen Punktquellen ermittelt werden. Gleichung 24 beschreibt somit die Temperaturverteilung, ausgelöst durch eine räumlich und zeitlich beliebige Energieeinbringung, in einem allseitig unendlich ausgedehnten Körper

$$\vartheta(r,t) = \int_{t_a}^{t_e} \int_{-\infty}^{\infty} \Phi_{3d}(r',t') \cdot \vartheta_G(|r-r'|,t-t') dr' dt' \quad [^\circ\text{C}]. \quad (24)$$

Bei der Beschränkung auf einen halbunendlichen Körper, an dessen Oberfläche ($z=0$) eine Wärmestromdichte $\Phi(x',y',t')$ einwirkt, kann die Temperaturverteilung im darunterliegenden Halbraum nach Gleichung 25 berechnet werden [27]:

$$\vartheta(r,t) = 2 \cdot \rho \cdot c_p \int_{t_a}^{t_e} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \Phi(x',y',t') \cdot \frac{\exp \left[-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + z^2}{4 \cdot \kappa \cdot (t-t')} \right]}{8 \cdot [\pi \cdot \kappa \cdot (t-t')]^{\frac{3}{2}}} dx' dy' dt' \quad [^\circ\text{C}]. \quad (25)$$

2.4.1 Lösung für Randbedingungen des laserunterstützten Zerspanens

Beim laserunterstützten Zerspanen wird ein Laserstrahl in einem bestimmten Abstand vor der Werkzeugschneide auf das Werkstück gerichtet. Die absorbierte Energie wird in Wärme umgewandelt und verbreitet sich im Werkstück durch dreidimensionale Wärmeleitung. Die Gradienten des Temperaturfeldes und dadurch bedingt auch die Temperaturen, stellen sich entsprechend den Wärmestromdichten ein. In der Wechselwirkungszone entsprechen die Wärmestromdichten der absorbierten Strahlungsdichte.

Die Übertragbarkeit des im folgenden beschriebenen Modells der Temperaturverteilung auf das laserunterstützte Zerspanen unterliegt gewissen Einschränkungen:

- Der beim laserunterstützten Zerspanen verwendete Körper ist nicht halbunendlich, wie das Modell vorschreibt. Insbesondere beim Drehen wird die zylindrische Werkstückform durch die Modellgleichung nicht erfaßt. Trotzdem sollte das Modell bei großen Werkstückabmessungen anwendbar sein.
- In der angeführten Lösung (Gleichung 25) ist die in der Scherzone entstehende Wärmestromdichte und der davon in das Werkstück abfließende Anteil nicht enthalten. Eine Abschätzung dazu wurde in 2.1 (Bild 6) diskutiert.
- Beim laserunterstützten Drehen wird die zu bearbeitende Zone am Werkstück in Abhängigkeit von Werkstückdrehzahl und Werkzeugvorschub schon vor der eigentlichen Bearbeitung erwärmt (Bild 10). Dies geschieht einerseits durch Wärmeleitung der vom Laser erzeugten Wärmestromdichte. Andererseits kommt der zu bearbeitende Bereich des Werk-

stücks mit dem Laser in Kontakt, wenn das Werkzeugfreiflächenkontaktgebiet b_K nach Gleichung 28 kleiner als der Strahldurchmesser des Lasers ist. Dieser Effekt tritt insbesondere bei kleiner Schnitttiefe a_p , kleinem Schneideckenradius r_e , kleinem Werkstückdurchmesser D_B und hoher Schnittgeschwindigkeit v_c auf.

Über den quantitativen Einfluß der beschriebenen Einschränkungen läßt sich im Rahmen dieses überschlägigen Modells keine exakte Aussage machen. Dieser wird im Vergleich zwischen Modell und experimenteller Temperaturmessungen ermittelt. Die eingeschränkte Genauigkeit wird bei der Ergebnisangabe der berechneten Isothermen (Bild 15) durch eine grobe Schrittweite von 80 °C ausgedrückt.

Die vom Laser in die Wechselwirkzone eingestrahlte Wärmestromdichte des TEM₀₀-Modes entspricht für einen Strahl im Gauß'schen Grundmodus der Funktion 26:

$$q(X, Y) = \frac{2 \cdot P_L}{\pi \cdot r_f^2} \cdot \exp \left[-\frac{2 \cdot (X^2 + Y^2)}{r_f^2} \right] \cdot \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (26)$$

Bewegt sich der Laserstrahl geradlinig und mit konstanter Geschwindigkeit u_0 über die Oberfläche des Werkstücks, so ist es sinnvoll, auf ein Koordinatensystem zu wechseln, das mit dem Laserstrahl mitbewegt wird. Vernachlässigt man zeitliche Schwankungen der absorbierten Laserenergie, so bildet sich in diesem Koordinatensystem ein stationäres Temperaturfeld aus. Für den Fall, daß die Strahlungsquelle entlang der x-Achse bewegt wird und deren Strahlungsdichteverteilung der eines TEM₀₀-Modes entspricht, kann eine analytische Lösung der Integrale in x'- und y'-Richtung gefunden werden. Mit der Quelldichte aus Gleichung 26 ergibt sich die in Bild 15 dargestellte Temperaturverteilung für einen halbumendlichen Körper (Gleichung 27) [27]:

$$\vartheta(x, y, z) = \frac{\alpha \cdot P_L}{\pi \cdot \rho \cdot c_p} \int_0^\infty \frac{\exp \left[-\frac{Z^2}{4 \cdot \kappa \cdot t} - \frac{(X + u_0 \cdot t)^2 + Y^2}{\sqrt{2} \cdot r_f^2} \right]}{\sqrt{\pi \cdot \kappa \cdot t} \cdot (\sqrt{2} \cdot r_f^2 + 4 \cdot \kappa \cdot t)} dt \quad [^\circ\text{C}] \quad (27)$$

Die Prozeßparameter, wie Laserstrahldichte und -einwirkzeit, sind nach Bild 15 nun so zu wählen, daß die Temperaturen ϑ , die sich in einer vorgegebenen Schnitttiefe von üblicherweise $a_p = 0.1$ mm (Bild 10) in Z-Richtung ausbilden, nicht zu einer Randzonenschädigung der erzeugten Werkstückoberfläche führen. Wird überkritisch viel Wärme in die Werkstückoberfläche eingebracht (Bild 13, Mechanismen C und C₁), entstehen thermisch induzierte Gefügeveränderungen, die das Funktionsverhalten und die Lebensdauer des Bauteils beeinflussen [3, 23].

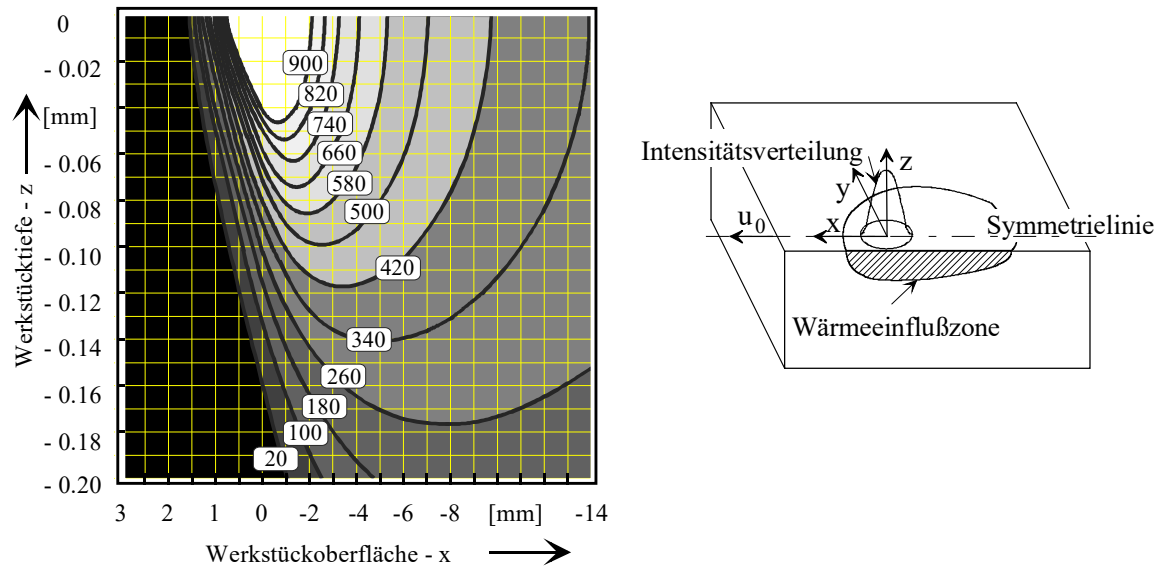


Bild 15: Temperaturverlauf in XZ-Ebene eines halbusendlichen Körpers in Folge einer bewegten Oberflächenquelle (z-Achse stark überhöht).

Neben den Einstellparametern der Werkzeugmaschine (Vorschub f , Schnittgeschwindigkeit v_c , Schnitttiefe a_p), der Werkstückgeometrie und den physikalischen Eigenschaften von Schneidstoff und Werkstoff sind bei der Optimierung der laserunterstützten Zerspanung zusätzliche Parameter, wie Laserleistung, -strahlqualität, Brennfleckgeometrie und -größe, Ausrichtung des Laserstrahls zur Werkstückoberfläche und der Abstand des Lasereinkoppelpunkts von der Primärscherzone in Umfang- und in Vorschubrichtung, zu beachten. Die Einbeziehung dieser auf den Laser bezogenen Parameter sollte bei möglichst geringer Laserleistung eine wirtschaftlich signifikante Kraftreduktion bewirken, ohne dabei das Gefüge der frisch erzeugten Werkstückoberfläche zu beeinflussen.

2.5 Thermisch induzierte Beeinflussung der Oberflächenrandzonen

Das funktionale Verhalten hochbeanspruchter Bauteile ist neben den gewünschten geometrischen Eigenschaften in vielen Fällen bestimmt durch den physikalischen Zustand der Oberflächenrandzone nach der Bearbeitung. Die physikalischen Eigenschaften der Randzone werden durch mechanische, chemische und thermische Einwirkungen während des Zerspanvorganges beeinflusst und können anhand der Eigenspannungen σ , des Gefügestands und der Härte H bewertet werden [3]. Zwischen den Entstehungsmechanismen und ihren Auswirkungen auf die Bauteileigenschaften bestehen komplexe Wechselwirkungen, die für eine differenzierte Bewertung der Auswirkungen gesamtheitlich berücksichtigt werden müssen.

Mechanische Einwirkungen

Am Beispiel des Außenrundlängsdrehens hat BYRNE ein Modell der Verfestigungsvorgänge entwickelt, die durch die mechanische Belastung bei der spanenden Bearbeitung in der Werkstückoberflächenrandzone ablaufen. Das Modell beruht auf der Annahme einer idealen Werkzeuggeometrie, idealen Eingriffsbedingungen sowie eines vereinfachten Verfestigungsverhaltens. Thermische Vorgänge und deren Einfluß auf das Werkstoffverhalten, wie sie insbe-

sondere bei hohen Schnittgeschwindigkeiten überwiegen, finden keine Berücksichtigung. Das Modell gilt deshalb nur für das Zerspanen mit niedrigen Schnittgeschwindigkeiten [28].

Chemische Einwirkung

Insbesondere bei hohen Prozeßtemperaturen kann es zu chemischen Reaktionen zwischen dem Schneidstoff bzw. der Schneidstoffbeschichtung und dem Werkstoff an der Werkstückoberfläche kommen. Dies kann beispielsweise zu einer Veränderung der mechanischen Werkstoffkennwerte durch Diffusion von Kohlenstoff oder Wasserstoff in das Gefüge des Werkstoffs führen. Nach [3] sind diese chemischen Einwirkungen auf das Gefüge des Werkstücks bei der spanenden Fertigung von untergeordneter Bedeutung.

Thermischer Einfluß

Durch Verformung, Reibung und Trennung hervorgerufene thermische Belastung stellt die dritte und wesentliche Komponente der Randzonenbeanspruchung dar und läßt sich durch ihre Wirkung auf den Eigenspannungs- und Gefügestand beschreiben.

Bild 16 erläutert die prinzipielle Entstehung von thermisch induzierten Zugeigenspannungen σ_z in der Werkstückoberfläche durch die Wärmestromdichte \dot{q} der vorbeiziehenden Zerspanungszone. Die Beschreibung bezieht sich auf ein Oberflächenelement des Werkstücks. Der linke Teil des Bildes (Aufheizphase) beschreibt die Erwärmung des Oberflächenelements und die dadurch bedingte Entstehung von thermisch induzierter Druckeigenspannung σ_D . Das Maximum dieser Druckeigenspannung σ_D wird begrenzt durch die mit der Temperatur ϑ abnehmenden Fließgrenze σ_F des Werkstoffs. Im rechten Teil (Abkühlphase) ist die Abkühlung des Werkstücks durch die angrenzenden Oberflächenelemente und die damit verbundene Bildung von Zugeigenspannungen σ_z dargestellt.

Der resultierende Eigenspannungsverlaufscharakter hat folgende physikalische Ursache. Bei der dargestellten partiell begrenzten Wärmeeinbringung tritt in dem unter der Oberfläche liegenden Bereich eine thermisch bedingte Volumenvergrößerung auf. Die Ausdehnung der temperaturbeeinflussten Zone wird jedoch durch die benachbarten, weniger stark erwärmten Bereiche behindert, wodurch Druckspannungen σ_D entstehen. Bei mit steigender Temperatur ϑ absinkender Fließgrenze σ_F des Werkstoffs führen, mangels angreifender Gegenkraft, plastische Verformungen zu einer Aufwölbung der Oberfläche. Generell führen höhere Temperaturen ϑ zu größeren Dehnungen und somit, aufgrund der geringeren Fließspannung, auch zu größeren plastischen Verformungen. Die abkühlungsbedingte Kontraktion bewirkt den Aufbau von Zugeigenspannungen, die bis zur Zugfließgrenze σ_F ansteigen können [29].

Andere Einflußfaktoren auf die Größe der plastischen Verformung liegen in den Eigenschaften des Werkstoffs begründet. Ein hoher Wärmeausdehnungskoeffizient begünstigt das Auftreten hoher plastischer Verformungen ebenso wie eine niedrige Streckgrenze des Werkstoffs [30]. Da die Vergleichsspannung σ_V nicht größer als die Fließspannung σ_F werden kann, wird bei der einsetzenden Abkühlung nach dem Entfernen der Wärmequelle auch die plastische Verformung unterbrochen. Die erwärmten Schichten ziehen sich zusammen, woraus bis in benachbarte Bereiche Zugspannungen σ_z induziert werden, die maximal die Größe der temperaturabhängigen Fließspannung σ_F erreichen können [31].

Die Einbringung von Wärme kann ferner zu Gefügeumwandlungen führen, wenn die dazu erforderlichen Umwandlungstemperaturen erreicht werden. So finden beispielsweise bei dem 25MoCr4 (martensitisches Grundgefüge) mit steigender Temperatur ϑ zunächst Anlaßvorgänge statt.

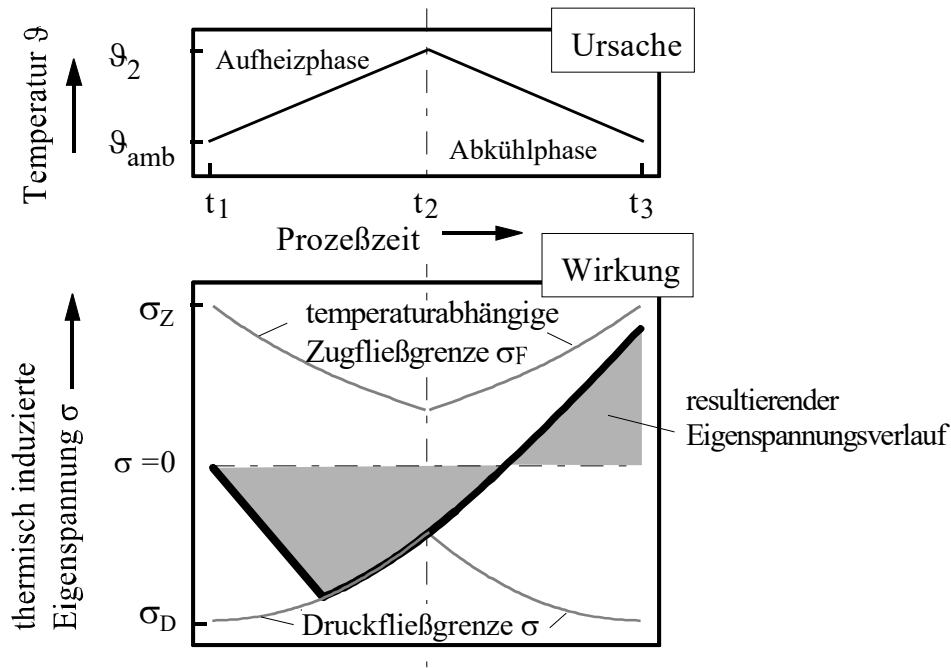


Bild 16: Eigenspannungen σ durch kurzzeitige Erwärmung und Abkühlung [29].

In der ersten Anlaßstufe bei Temperaturen ϑ zwischen $\vartheta = 100 - 200\text{ °C}$ wandelt sich der tetragonal verzerrte Martensit mit flächenzentriertem Gitter in die kubisch raumzentrierte Konfiguration um, was eine Volumenabnahme bewirkt. In der nächsten Anlaßstufe tritt von $\vartheta = 200 - 350\text{ °C}$ eine Umwandlung des noch vorhandenen Restaustenits in Martensit auf, was zu einer Volumenzunahme und damit zu Druckeigenspannungen führt [32]. Überschreitet die Maximaltemperatur ϑ_{max} jedoch die Austenitisierungstemperatur des Stahles, so kann bei einer nachfolgenden Abschreckung Martensit entstehen, was zu einer höheren Härte H (Aufhärtungsschicht) des Werkstoffgefüges in der Oberflächenrandzone führt (Bild 17, [30]).

Wie in Bild 17 dargestellt ist, kann unterhalb dieser aufgehärteten Schicht aufgrund des Temperaturgradienten ein Bereich angelassenen Werkstoffs festgestellt werden [5].

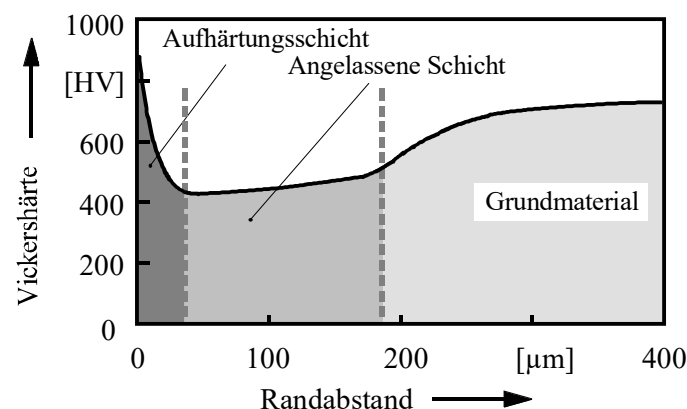


Bild 17: Mikrohärteverlauf einer thermisch beeinflussten Oberflächenrandzone [30].

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß die physikalischen Eigenschaften der Randzone vor allem bei hohen Schnittgeschwindigkeiten v_c in erster Linie durch die thermischen Einwirkungen während des Zerspanvorganges beeinflusst werden. Sie können anhand der Eigenspannungen σ , des Gefügestands und der Härte H bewertet werden [3].

Die Herstellung und Beurteilung von Gefügeschliffen und Härtemessungen zum Nachweis kritischer Gefügezustandsänderungen und zur Prozeßoptimierung ist jedoch mit einem großen Aufwand verbunden.

2.6 Stand der Technik der wärmeunterstützten Zerspanung

Schwer zerspanbare Werkstoffe (hochfeste Metalle und Keramiken) konnten früher gewöhnlich nur mit geometrisch unbestimmter Schneide bearbeitet werden (z.B. Schleifen). Durch den hohen Werkzeugverschleiß ist die Zerspanung dieser extrem abrasiven Werkstoffe mit geometrisch bestimmter Schneide nur bedingt wirtschaftlich. Die Bearbeitung von Inconel 718 erzeugt z.B. an der Nebenschneide des geometrisch bestimmten Werkzeugs einen hohen Kerbverschleiß, welcher sich direkt an den größeren Rauheitswerten der erzeugten Oberfläche widerspiegelt. Einen ausführlichen Beitrag zum Stand der Technik der Warmzerspanung wurde von WEINGAERTNER [33], HERMANN [34] und ZABOKLICKI [35] veröffentlicht. Nachfolgend soll nur ein kurzer Überblick über beispielhafte Veröffentlichungen gegeben werden.

Schon zu Beginn des 20. Jahrhunderts wurde erkannt, daß die Entfestigung, die bei Stahlwerkstoffen durch eine Temperaturerhöhung entsteht, sich bei der Zerspanung positiv auswirkt [36, 37, 38]. Durch längere Werkzeugstandzeiten und die Möglichkeit einer Vergrößerung der Schnittgeschwindigkeiten wurden z.T. erhebliche Produktivitätssteigerungen beim Drehen, Fräsen und Bohren realisiert. Dabei zeigte sich früh, daß nicht die völlige Durchwärmung des zu bearbeitenden Werkstückes anzustreben ist, sondern vielmehr nur eine örtliche Erwärmung während des Bearbeitungsprozesses.

In Bild 18 sind die Warmzerspanverfahren bezüglich der Erwärmung der Werkstücke in zwei Hauptgruppen dargestellt. Die erste bezieht sich auf durchwärmte, die zweite auf partiell erwärmte Werkstücke. Bei den durchwärmten Werkstücken unterscheidet man zwischen einer Erwärmung vor und während der spanenden Bearbeitung [33].

Die Nutzung der Reibungserwärmung für die Warmzerspanung von Stahl wurde von ICHIMYA beschrieben [39]. Unmittelbar vor dem Werkzeug werden Bremsblöcke auf das rotierende Werkstück gepreßt, so daß bei einer Bremsleistung von 5 kW und bei einer Umfangsgeschwindigkeit $u_0 = 550 \text{ m/min}$ eine Oberflächentemperatur von 500°C erzielt wird. Die Entfestigung des zerspanten Werkstoffs ist jedoch nicht so stark, daß ein ausreichender Abfall der erforderlichen Zerspanleistung die Gesamtbelastung der Antriebsspindel verringern würde.

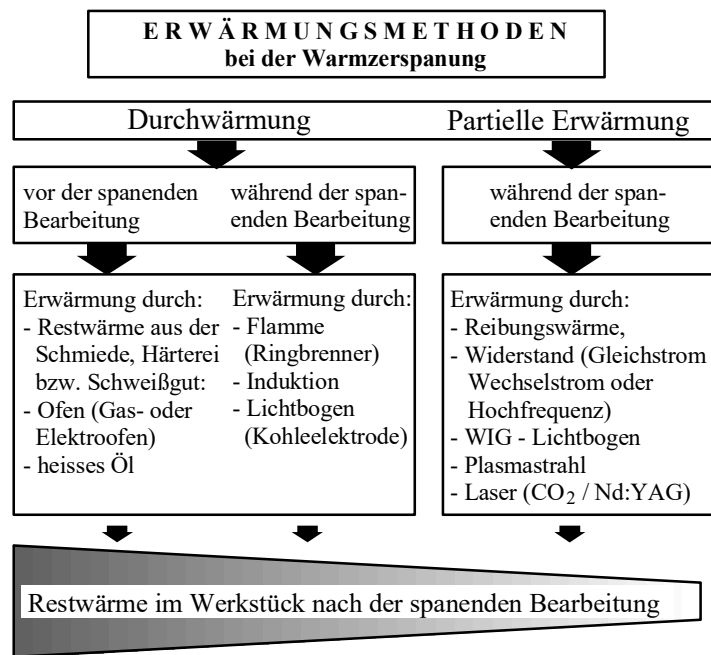


Bild 18: Gliederung der Erwärmungsmethoden bei der Warmzerspanung [33].

In den achtziger Jahren wurde, insbesondere aus dem asiatischen Raum, über eine Warmzerspanung mittels Widerstandserwärmung berichtet [40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47]. Diese Methode setzt allerdings voraus, daß Werkzeug und Werkstück elektrisch leitend sind (Bild 19). Als nachteilig wird das Auftreten von Lichtbögen beim Ein- und Austritt des Werkzeugs und der höhere Werkzeugverschleiß, der durch die damit verbundene zusätzliche thermische Belastung der Schneide verbunden ist, angegeben.

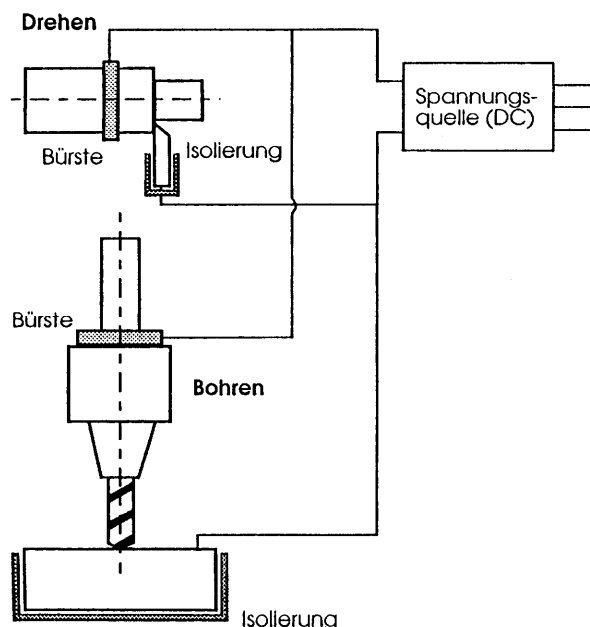


Bild 19: Warmzerspanung durch Widerstandserwärmung [34].

Die Bedeutung des elektrischen Lichtbogens für die Warmzerspanung durchlief zwei Stadien. Zuerst wurde die Lichtbogenerwärmung mit einer Kohleelektrode erzeugt. Von Nachteil erwies sich jedoch bald die starke Oxidation der Elektrode und damit die beschränkte Leistung von wenigen kW [48, 49, 50]. Diese Art der Erwärmung wurde nach der Entwicklung

des Wolfram-Inert-Gas (WIG) erneut untersucht. Der WIG-Lichtbogen erlaubt eine höhere Leistungsdichte als der Kohleelektrodenlichtbogen. Außerdem konnte auf eine Elektrodenachführung aufgrund des geringen Verschleißes verzichtet werden, die Elektrodenstandzeit wurde vergrößert, und die Orientierung des Lichtbogens wurde mit Hilfe von magnetischen Feldern verbessert.

Die Plasmastrahlerwärmung basiert auf dem selben Prinzip wie der Lichtbogen. Wird vor der Elektrode eine zu ihr elektrisch isolierte Düse angebracht, so schnürt der Lichtbogen ein, womit sich seine Leistungsdichte vergrößert und damit die Temperatur auf dem anodisch gepolten Werkstück erhöht wird [51]. Durch das tangential zur Kathode in die Kathodenkammer eingeblasene Gas wird neben der Wirbelstabilisierung des Lichtbogens die nötige Trägergasmenge zur Bildung des Plasmalichtbogens und zur Kühlung der Kathode beigetragen. Gegenüber einem offenen Lichtbogen wird, wie in Bild 20 dargestellt, in der Plasmalichtbogensäule eine weitaus höhere Temperatur erreicht.

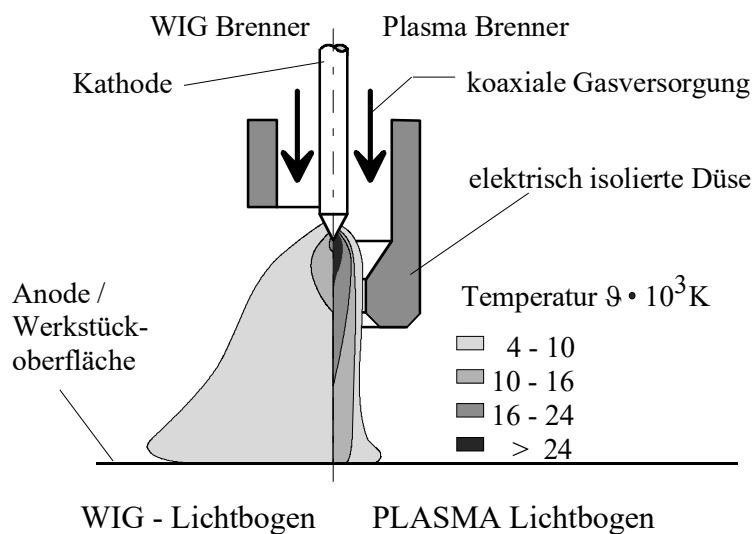


Bild 20: Vergleich eines nicht eingeschnürten WIG- und eines eingeschnürten Plasmalichtbogens [51].

Die Möglichkeiten, die Kanalform des Plasmabrenners unter Berücksichtigung der eigenmagnetischen Kräfte der Gleichstromlichtbogenentladung hinsichtlich des Strömungsvorgangs zu optimieren, beschreibt HÜGEL in einer Anwendung des Plasmabrenners als Raumfahrttriebwerk [52]. Der Einsatz des Plasmabrenners als Wärmequelle (Bild 21) bietet die Vorzüge einer hohen Wärmestromdichte ($\dot{q} \approx 1 \text{ kW/mm}^2$) bei einer relativ begrenzten Einkopplfläche. Im Vergleich zur Erwärmung mit dem Lichtbogen kann so eine etwa zehnfach höhere, im Vergleich zur Flamme hundertfach höhere, Wärmestromdichte erzeugt werden [53].

Eine Studie von ALLIKSO [54] belegt, daß durch Plasmastrahlerwärmung Stähle mit einer Härte zwischen 40 und 70 Rockwell (HRC) wirtschaftlich bearbeitet werden können. Zum gleichen Ergebnis führten auch Untersuchungen von WEINGAERTNER [33], der die Werkstoffe X40MnCrN19, X35CrMo17, 42CrMo4V und Hartguß plasmaunterstützt drehend bearbeitete.

Gemeinsamer Nachteil der genannten Erwärmungsmethoden ist, daß die Wärmestromdichte der Wärmequellen in der Regel nicht ausreicht, um die Werkstücke partiell hinreichend zu erwärmen.

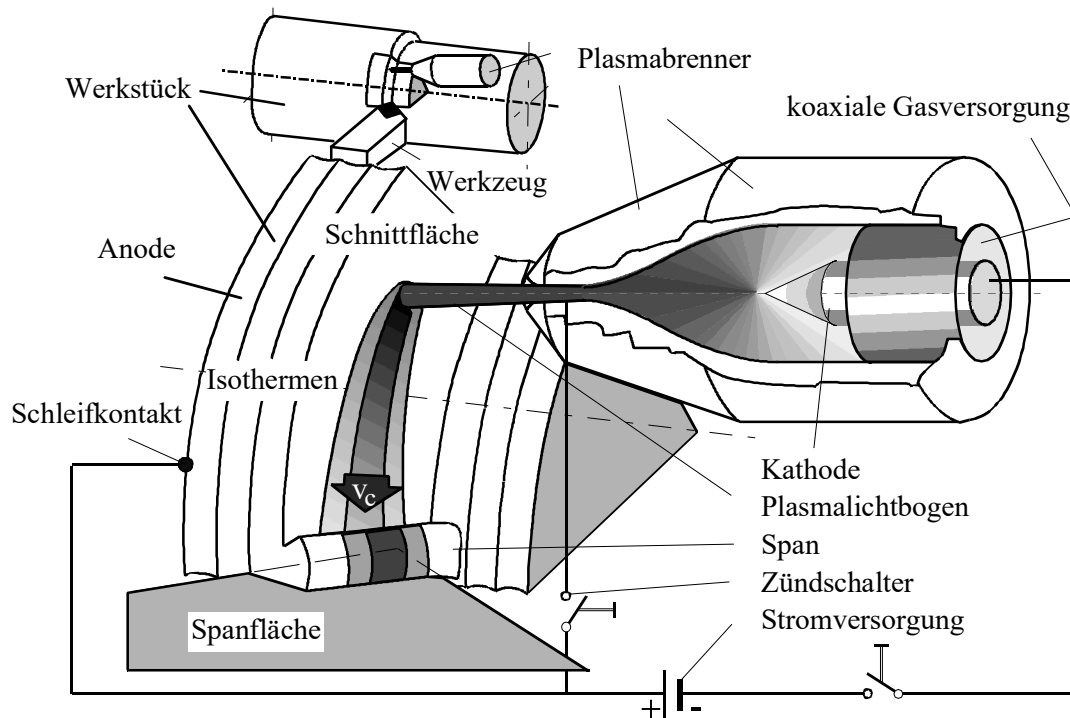


Bild 21: Schematische Darstellung der Erwärmung des Werkstücks bei der plasmaunterstützten Warmzerspanung [33].

Bei der laserunterstützten Zerspänung, erstmals vorgestellt von COPLEY und BASS [55], wird, im Gegensatz zur Erwärmung mit Plasmabrennern, die Wärme exakt beim Auftreffen in einer $< 1 \mu\text{m}$ dicken Schicht absorbiert. Der Plasmalichtbogen überträgt dagegen die Wärme konvektiv durch den Wärmeübergang. Bei einer vorgegebenen Leistung des Plasmabrenners ist daher eine genügend große Wärmeübergangsfläche erforderlich. Weitere Vorteile der laserunterstützten Zerspänung liegen in der flexiblen Handhabung, insbesondere bei Verwendung des YAG-Lasers durch den Einsatz der Lichtleitglasfaser sowie der Möglichkeit, durch eine entsprechende Fokussioptik unterschiedliche Energieprofile des Laserstrahls zu erzeugen (Bild 11). Auf diese Weise kann die Warmzerspanung auch auf nicht elektrisch leitende und schwer zerspanbare Materialien wie z.B. Keramik ausgedehnt werden. Erste Ergebnisse zur Warmzerspanung von heißgepreßter Siliziumnitrid-Keramik wurden von UEHARA und TAKESHITA vorgestellt [56]. Versuche zur laserunterstützten Zerspänung von Zirkonoxid-, Aluminiumoxid-, Siliziumcarbid- und Siliziumnitrid-Keramik wurden von ZABOKLICKI [35] veröffentlicht. Die dabei erzeugten Rauheitswerte entsprechen denen geschliffener Oberflächen. Beim Drehen der aufgezählten Keramikwerkstoffe ebenso bei den Stählen X 38 CrMoV 53 und 30 NiCrMo 16 6 konnte eine Schnittkraftreduktion von bis zu 50 %, beim Fräsen bis zu 70 %, erreicht und die Verschleißmarkenbreite am Werkzeug um 60 % verringert werden [57]. KÖNIG bestätigt der laserunterstützten Zerspänung ein hohes technologisches und wirtschaftliches Potential sowohl beim Drehen und als auch beim Fräsen [58]. Eine umfangreiche Beschreibung zum Stand der Technik der laserunterstützten Zerspänung wird von ZABOKLICKI in [35] präsentiert.

Bisherige Untersuchungen zum laserunterstützten Zerspänen zeigen deutlich die positive Wirkung des Lasers auf die Prozeßkräfte und den Werkzeugverschleiß an der Span- und Freifläche. Eine Dokumentation über die Auswirkungen und die Optimierung der in der Einleitung aufgeführten laserspezifischen Parameter auf die Kräfte am Werkzeug, und insbesondere die Temperaturen an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche, wurde bisher nicht veröffentlicht.

3 Systemkomponenten zur Inprozeßtemperaturmessung

Die physikalischen Gesetzmäßigkeiten der Wärmestrahlung ausgedrückt durch das Stefan-Boltzmann'sche Strahlungsgesetz (Gleichung 34) ermöglichen, die Wärmestrahlungsdichte L als Meßgröße für die Bestimmung der Temperatur ϑ heranzuziehen. Da dieses relativ einfache Gesetz in dieser Weise nur für ideale „Schwarze Strahler“ gilt und diese in der Realität nahezu nie vorhanden sind, müssen sonstige, durch die Randbedingungen der Meßanordnung und -aufgabe bedingten Gesetzmäßigkeiten hinreichend berücksichtigt werden. Der damit verbundene Aufwand steigt mit dem Unterschied der Strahlungseigenschaften des Meßkörpers zu denen des idealen „Schwarzen Strahlers“.

3.1 Lastenheft / Systemanforderungen

Die Temperaturmessung bei der Forschungs- und Entwicklungsarbeit erfordert ebenso ein einfach zu handhabendes Meßsystem von hoher Meßgenauigkeit wie eine Reproduzierbarkeit und Praxisrelevanz. Im folgenden werden deshalb die wichtigsten Systembewertungsfaktoren aufgeführt und dem Stand der Technik gegenübergestellt.

Da die Ursache für eine Gefügebeeinflussung an der Werkstückoberfläche in erster Linie auf zu hohe Temperaturen in der werkstückseitigen Wirkzone zurückzuführen ist, fällt der Temperaturmessung an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche eine besondere Bedeutung zu. Das folgende Kapitel soll deshalb die derzeit verfügbaren Möglichkeiten zur Bestimmung der Temperatur unmittelbar nach der Zerspanung aufzeigen. Bevor die im Sinne der Aufgabenstellung interessantesten Methoden vorgestellt werden, soll zunächst das Verständnis für die wichtigsten Bewertungskriterien

- Abstand zur Wirkzone,
 - relevante Prozeßbedingungen und
 - hohe geometrische Auflösung
- vertieft werden.

3.1.1 Anforderung an den Meßabstand zur Wirkzone

Die Bedeutung des Meßabstands zum Freiflächenkontaktgebiet b_k soll eine vereinfachte Berechnung der an der Werkstückoberfläche zu erwartenden Temperaturgradienten $\partial\vartheta / \partial x$ aufzeigen. Für die Berechnung der Temperaturverteilung $\vartheta(x)$ an der Werkstückoberfläche wird eine speziell für die Randbedingungen der Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide entwickelte Lösung der allgemeinen Wärmeleitungsgleichung (Gleichung 21) herangezogen [10]. Bild 22 zeigt den prinzipiellen Temperaturverlauf $\vartheta(x)$ an der Werkstückoberfläche für zwei unterschiedliche Prozeßparameter (Index a und b). Im linken Bereich der Graphik ist die Aufheizung eines punktförmigen Werkstückoberflächenelements durch die Wärmestromdichte \dot{q} aus dem vorbeiziehenden Freiflächenkontaktgebiet b_k dargestellt. Die Größe des Freiflächenkontaktgebiets b_k entspricht der angesetzten Verschleißmarkenbreite $VB = 0.1 \text{ mm}$ der Schneide. Im rechten Bereich zeigen die Kurven die Abkühlphase des punktförmigen Werkstückoberflächenelements nach dem Austritt aus dem Freiflächenkontaktgebiet b_k .

Der Temperaturunterschied $d\vartheta$ zwischen den beiden Temperaturverläufen ϑ_1 und ϑ_2 ist an der Stelle x_2 kleiner als an der näher an der Aufheizung gelegenen Stelle x_1 , da sich beide Temperaturverläufe asymptotisch an die integrale Temperatur ϑ_B des Werkstücks annähern.

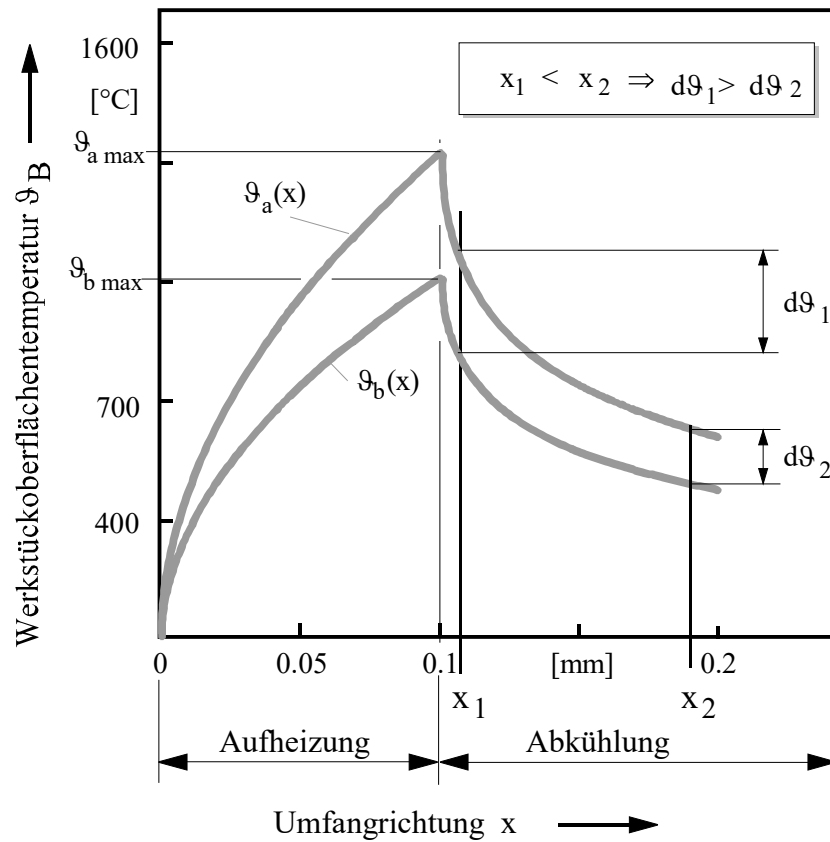


Bild 22: Aufheizung und Abkühlung eines punktförmigen Werkstückoberflächenelements durch die Wärmestromdichte Φ [10]. An der näher gelegenen Stelle x_1 läßt sich die Wirkung der unterschiedlichen Prozeßbedingungen (a,b) auf die Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B besser nachweisen.

Je geringer somit der Abstand des Temperaturmeßflecks von der Freiflächenkontaktzone ist, desto größer ist der meßbare Temperaturunterschied $d\vartheta$ und desto besser läßt sich die Wirkung gering unterschiedlicher Prozeßbedingungen auf die Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B nachweisen.

3.1.2 Anforderung an die geometrische Auflösung

Beim Außenrundlängsdrehen werden über dem aktiven Werkzeugschneideckenradius unterschiedlich große Spandicken erzeugt, was sich auch in dem sichelförmigen Spanungsquerschnitt zeigt (Bild 10). Da somit für jeden Punkt des Schneideckenradius unterschiedliche Zerspanprozeßbedingungen vorherrschen, werden auch die Temperaturen an der Werkstückoberfläche ϑ_B entlang des Freiflächenkontaktgebiets b_K unterschiedlich sein. Die projizierte Breite des Freiflächenkontaktgebiets b_K (siehe Bild 10) kann nach Gleichung 28 berechnet werden und definiert die Größe der zu messenden Fläche an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche

$$b_K(a_p, f, r_\varepsilon) = \sqrt{r_\varepsilon^2 - (r_\varepsilon - a_p)^2} + \frac{f}{2} \quad [\text{mm}] . \quad (28)$$

Eine Variation der Faktoren in Gleichung 28 zeigt eine signifikante Abhängigkeit der Werkzeugkontaktgebietsbreite b_K von der Schnitttiefe a_p (Bild 23) und dem Schneideckenradius r_ϵ (Bild 24).

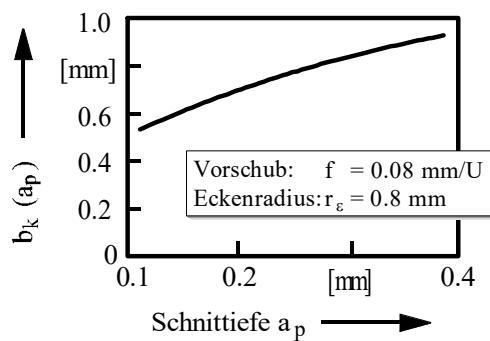


Bild 23: Freiflächenkontaktgebiet b_K als Funktion der Schnitttiefe a_p .

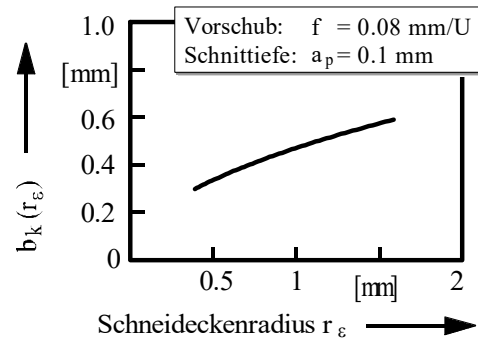


Bild 24: Freiflächenkontaktgebiet b_K als Funktion des Schneideckenradius r_ϵ .

Der Einfluß des Vorschubs f (Bild 25) ist vernachlässigbar.

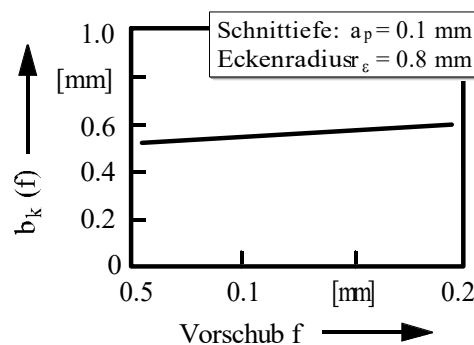


Bild 25: Freiflächenkontaktgebiet b_K als Funktion des Vorschubs f .

Aus der berechneten Projektion des Werkzeugfreiflächenkontaktgebiets b_K kann die Dimensionierung des Temperaturmeßfensters erfolgen. Für die Darstellung des Temperaturverlaufs in $\pm y$ -Richtung (Bild 5) sind 10 Meßwerte hinreichend. Für die Erfassung eines Temperaturverlaufs in x -Richtung sind ebenfalls 10 Meßwerte ausreichend. Der Abstand der Meßwerte sollte 0.1 mm nicht überschreiten. Das Temperaturmeßsystem sollte somit in einem Meßfenster FOV der Größe $\text{FOV} = 1 \text{ mm}^2$ eine geometrische Auflösung von mindestens $d\vartheta/dx = d\vartheta/dy \leq 100 \text{ } \mu\text{m}$ vorweisen können.

3.1.3 Anforderung an den Einsatz unter relevanten Prozeßbedingungen

Die relevanten Prozeßbedingungen sind durch den Einsatz des Temperaturmeßsystems bei der Schlichtzerspanung von Inconel 718 und 25MoCr4 festgelegt. Die damit verbundenen Randbedingungen erzeugen zum Teil extrem unterschiedliche Belastungsverhältnisse, nach denen die geometrische Gestalt und die Festigkeit des Meßsystems für den prozeßsicheren Forschungseinsatz entwickelt werden muß.

Schneidwerkstoff

Das Meßsystem soll in der Lage sein, unter der Verwendung von nahezu allen, üblicherweise für die Zerspaltung eingesetzten Schneidstoffen prozeßsicher Temperaturmessungen durchzuführen. Beispielhafte Vertreter dazu sind Schneidstoffe wie Schnellarbeitsstahl (HSS), Hartmetall, kubisches Bornitrid (CBN), Aluminiumoxid (Al_2O_3) und whiskerverstärktes Aluminiumoxid ($\text{SiC-Al}_2\text{O}_3$). Die Entwicklung und Überprüfung des Meßsystems wird mit den Schneidwerkstoffen kubisches Bornitrid (CBN) und Aluminiumoxid (Al_2O_3) durchgeführt, da diese Schneidwerkstoffe eine geringe Zähigkeit aufweisen und daher als bruchempfindliche Schneidstoffe gelten.

Schnittbedingungen

Der Einsatz des Meßsystems soll nicht durch die Wahl der Schnittbedingungen begrenzt werden. Für die Schlichtbearbeitung von Inconel 718 und 25MoCr4 können die folgenden Grenzniveaus definiert werden:

- Schnittgeschwindigkeit ($v_c = 20 - 500 \text{ m/min}$),
- Vorschub ($f = 0.05 - 0.2 \text{ mm}$),
- Schnitttiefe ($a_p = 0.05 - 0.3 \text{ mm}$),
- Schneideckenradius ($r_e = 0.80 - 1.60 \text{ mm}$),
- Schneidkantenfase ($\gamma = 0 - -20^\circ$),
- Schneidkantenradius ($r_n = 5 - 40 \text{ }\mu\text{m}$).

Kühlschmierstoff

Die Messung der Werkstücktemperatur ϑ_B unmittelbar nach dem Schnitt soll unter dem Einsatz von Kühlschmierstoff ($V \approx 2 \text{ l/min}$), Minimalmengenschmierung (Öl-/Luftgemisch mit $V \approx 2 \text{ l/h}$) oder im Trockenschnitt möglich sein.

3.2 Verfahren zur Bestimmung der Werkstückoberflächentemperaturen beim Drehen

Nahezu alle Veröffentlichungen zur Thematik „Messung der Temperatur bei der Zerspaltung“ beschreiben die Temperaturmessung am Werkzeug (Bild 89). Eine der ersten Veröffentlichungen zu diesem Thema kam von VERBEEK [59]. Seit dieser Zeit gibt es eine Vielzahl von Publikationen dazu (z.B. [60, 61, 62, 63, 64, 65, 66, 67, 68, 69] deren Vor- und Nachteile schon mehrfach diskutiert wurden [28, 70, 71, 72, 73]. Vergleichsweise wenig Veröffentlichungen beschreiben Arbeiten, bei denen die Temperatur an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche während des Drehens gemessen wurde.

3.2.1 Bekannte Meßverfahren und -systeme***Direkt-thermoelektrische Temperaturmessung***

Die ersten Arbeiten zur Werkstückoberflächentemperaturmessung wurden 1958 von Kuklin [74] durchgeführt. Er integrierte einen Konstantan-Draht zwischen zwei Glimmerscheiben in ein rotierendes Werkstück (Bild 26). Beim Abdrehen des Werkstücks wird der Draht und das Werkstück vom Drehmeißel gleichzeitig geschnitten und erzeugt dadurch das Thermoelement „Konstantan-Werkstoff“.

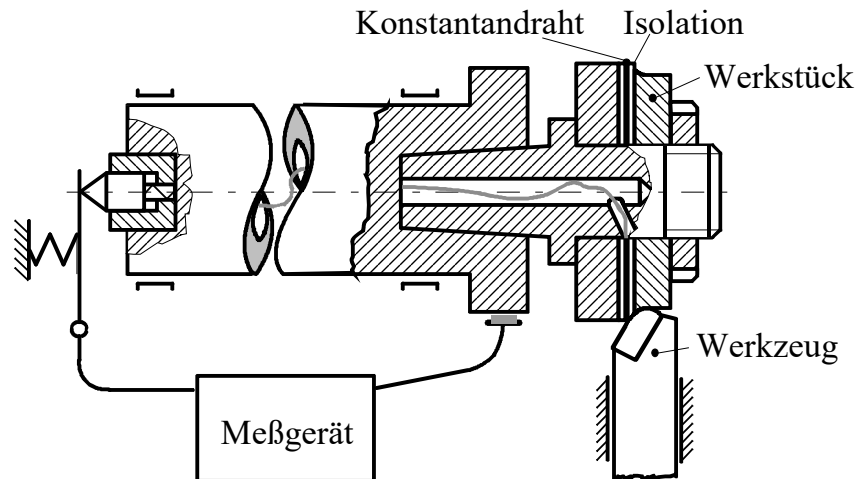


Bild 26: Werkstückoberflächentemperaturmessung nach KUKLIN [74].

Mit dieser Meßmethode kann zwar sehr wirkzonennah gemessen werden, da aber die Eingriffszeit t_e bei einem ca. 1 mm breiten Thermoelement und einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 200 \text{ m/min}$ nur ca. $3 \cdot 10^{-4} \text{ s}$ beträgt, ist nicht hinreichend gewährleistet, daß sich das Thermoelement ausreichend auf die Meßtemperatur erwärmt. Unzureichende geometrische Auflösung, deutlich veränderte Wärmeleitfähigkeit λ_w (Konstantan, Isolationsmaterial und Werkstoff) und Zerspanbarkeit des Werkstücks in der Meßumgebung sind weitere charakteristische Merkmale.

Indirekt-Thermoelektrische Temperaturmessung

HOLLANDER und EGLUND [75] integrierten indirekt messende Thermoelemente im Werkstück und bestimmten so den Verlauf der Temperatur im Werkstück. Die neuesten Arbeiten auf diesem Gebiet wurden von MATSUMOTO [76] veröffentlicht, der zur Temperaturmessung an unterschiedlich gehärteten Stahl-Werkstücken bei der Zerspanung mit unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten mehrere Thermoelemente in die Werkstücke integrierte und dadurch eine Information über den Verlauf und die Eindringtiefe der Isothermen erhalten konnte.

Diese Verfahren haben den Nachteil, daß die im Vergleich zum Werkstückwerkstoff unterschiedliche Wärmeleitfähigkeit λ_w des Thermoelements die Temperaturverteilung an der Meßstelle beeinflusst. Je nach Kontaktbedingungen zwischen den einzelnen Thermoelementen und dem Werkstück, beeinflussen unterschiedliche Wärmeübergangsverhältnisse die zeitliche Temperaturauflösung der Messung. Des weiteren lassen sich große Temperaturgradienten ($d\theta/ds > 500 \text{ °C/mm}$) durch die Eigengröße der Thermoelemente nur schlecht aufgelöst erfassen, und die Übertragung der Meßsignale von dem rotierenden Meßobjekt zur ortsfesten Auswerteeinheit ist aufwendig [77]. Diese Methoden eignen sich somit nur eingeschränkt zur exakten Temperaturbestimmung an der Werkstückoberfläche.

Temperaturmessung mit externem Pyrometer

Eine interessante Variante der Werkstückoberflächentemperaturmessung wurde von GOMOLL [78] vorgestellt. Bild 27 zeigt, wie mit einem Pyrometer und einer geeigneten Lichtleitfaser die Messung der integralen Werkstückoberflächentemperatur möglich ist.

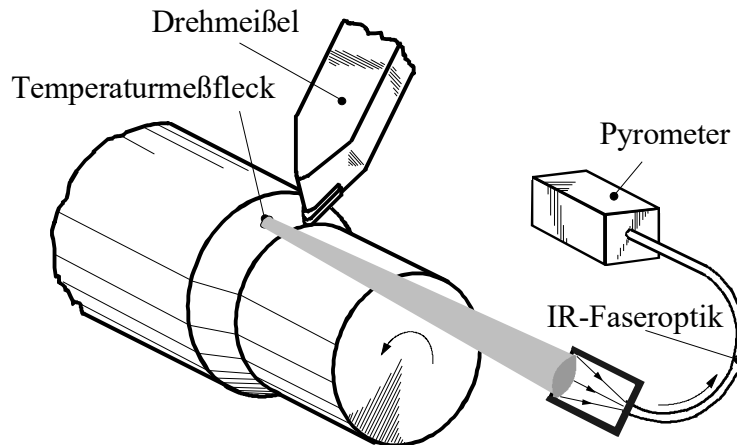


Bild 27: Meßprinzip von GOMOLL mit IR-Lichtleitfaser [78].

Über praktische Erfolge mit der Erfindung von GOMOLL wurde nicht berichtet. Mit einer Variante ohne Lichtleitfaser hat WIESNER Werkstücktemperaturen beim Stoßen ermittelt [79]. Wie schon in Bild 10 beschrieben, hängt das Ergebnis der Temperaturmessung in der Drehrille in besonderem Maße von der Meßposition unterhalb des Werkzeugfreiflächenkontaktgebiets b_K ab. Mit Hilfe eines Pyrometers (Spot Messung) kann nur ein gemittelter Temperaturwert über einen Meßfleck bestimmt werden, dessen Durchmesser je nach meßtechnischem Aufwand zwischen 0.1 mm und 2 mm liegt. Die begrenzte Empfindlichkeit des IR-Detektors und der geringe Emissionsgrad ε der Meßoberfläche ($\varepsilon_{\text{Stahl}} \approx 0.2$) begrenzen die geometrische Auflösung dieser Meßmethode.

Temperaturmessung mit internem Pyrometer

CHAO, LI und TRIGGER [80] integrierten ein Mikro-Pyrometer im rotierenden Werkstück und bestimmten mit dieser Vorrichtung die Temperaturen im Freiflächenkontaktbereich eines Drehwerkzeugs (Bild 28).

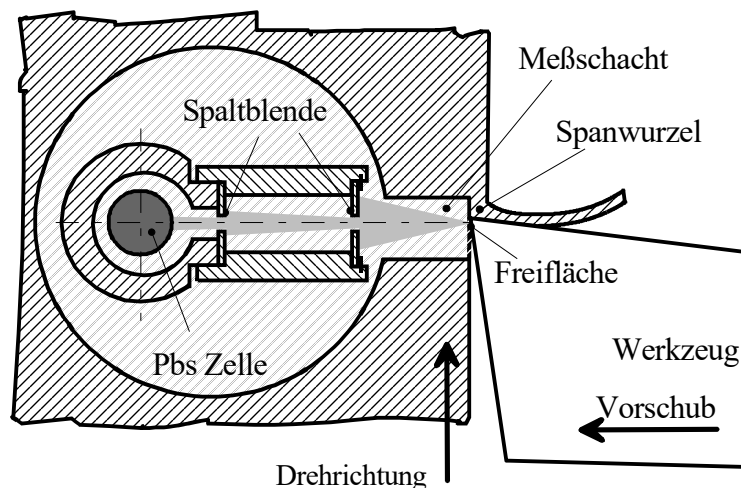


Bild 28: Messung der Freiflächentemperatur nach CHAO, LI und TRIGGER [80].

Bei dieser Methode wird vorausgesetzt, daß die Temperatur an der Freifläche des Werkzeugs der maximalen Temperatur am Werkstück entspricht. Experimentell schwierig gestaltet sich die Unterscheidung der signifikant unterschiedlichen Infrarotsignale von der Freifläche und der Spanwurzel. Während die nahezu metallisch blanke und glatte Freifläche nur wenig Wär-

mestrahlung emittiert, strahlt die wesentlich heißere und verworfene Oberfläche der Spanwurzel um ein Vielfaches stärker ab. Des weiteren kann es bei dieser Versuchsanordnung zu Mehrfachreflexionen im Meßschacht kommen, die reflektiert an der Meßoberfläche (Freifläche) als Störstrahlung in die Messung eingehen.

Temperaturmessung mit Hilfe der Thermografie

1989 hat BYRNE für die Temperaturmessung beim Drehen die Infrarot-Thermografie eingesetzt [28]. Er konnte damit Werkstückintegraltemperaturen beim Längs-Plandrehen im Orthogonalschnitt messen (Bild 29). Mit einem Sonderwerkzeughalter wurde der Abstand zwischen Freiflächenkontaktgebiet und Meßfläche auf $l^* = 6.5 \text{ mm}$ reduziert. Die Kalibrierung wurde innerhalb der Drehmaschine durch eine lokale Beheizung des stehenden Versuchswerkstücks vorgenommen.

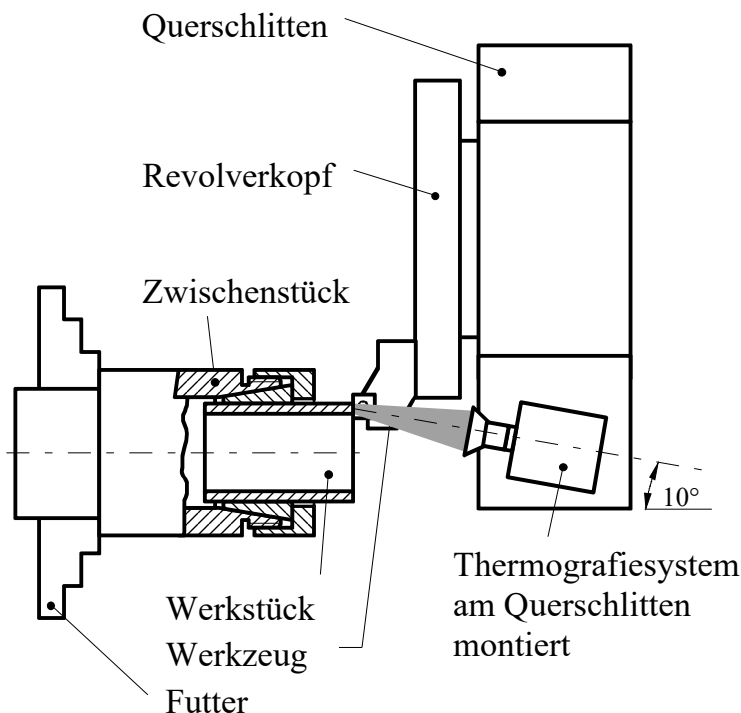


Bild 29: Messung der Werkstück-Oberflächentemperatur nach BYRNE [28] .

Der Meßabstand von $l^* = 6.5 \text{ mm}$ ist deutlich über dem gerade noch zulässigen Abstand von $l_{\text{zul}}^* = 1.5 \text{ mm}$ und daher für die Messung der Werkstückoberflächentemperatur unmittelbar nach der Zerspanung nicht geeignet. Das Längs-Plandrehen im idealisierten Orthogonalschnitt ist mit einer gleichmäßigen Belastung der Schneide verbunden. Beim Außenrundlängsdrehen erfolgt von dem Gebiet der Mindestspanungsdicke im Kulminationspunkt der Schneide ausgehend, entlang der Schneidecke, eine kontinuierliche Zunahme der Spanungsdicke und damit örtlich unterschiedliche Schneidenbelastungen (Bild 10). Messungen im Orthogonalschnitt sind im Sinne der Aufgabenstellung nicht zulässig.

Diskussion

Einschlägige Arbeiten favorisieren die Infrarot-Thermografie wegen der hohen geometrischen ($d\vartheta/dx, dy < 50 \mu\text{m}$), thermischen $d\vartheta < 0.1 \text{ K}$ und zeitlichen Auflösung von $d\vartheta(x,y)/dt < 30$ Wärmebilder pro Sekunde als geeignete Meßmethode, um die Temperatur an nahezu schwarzstrahlenden Oberflächen ($\varepsilon \approx 1$) mit einer Genauigkeit von $\Delta\vartheta < 1 \%$ [81] zu bestimmen. Bei der Temperaturmessung mit Infrarot-Thermografie an metallischen Werkstoffen ($\varepsilon \approx 0.1$) ist ohne hinreichende Zusatzmaßnahmen mit einer um mehrere Zehnerpotenzen

geringeren geometrischen und thermischen Auflösung zu rechnen. Unter diesen Umständen kann der Meßfehler bei dieser Temperaturmeßmethode in extremen Fällen mehr als $\Delta\vartheta > 100\%$ betragen. Trotz einiger in der Literatur beschriebener Einsatzfälle der Thermografie zur Temperaturmessung bei der Zerspanung von Metallen [63, 71, 82, 83, 84, 85, 86, 87, 88, 89, 90], wurde bisher keine hinreichend geeignete Adaptionstechnik zwischen der Thermografiekamera und dem Zerspanprozeß vorgestellt, die das Signal der wesentlich stärker strahlenden Späne abschirmen und die das Auftreten von Mehrfachreflexionen zwischen Werkzeug und Werkstück verhindern und eine Meßgenauigkeit von mindestens $\Delta\vartheta < 10\%$ sicherstellen kann.

Etwa 1 % dieser Arbeiten beschreiben dabei die Temperaturmessung an der rotierenden Werkstückoberfläche während der Drehbearbeitung. Da der Abstand des Meßflecks vom Freiflächenkontaktgebiet l^* bei diesen Messungen mehr als $l^* = 5\text{ mm}$ von der Wirkzone entfernt liegt und das Meßsignal einen deutlich instationären Charakter aufweist ($\vartheta > 0$; $\vartheta < 0$), kann davon ausgegangen werden, daß in diesen Arbeiten die allgemeine Werkstückoberflächentemperatur gemessen wurde.

Physikalisch gesehen stellt sich die Werkstückoberflächentemperatur unmittelbar nach dem Schnitt nahezu spontan und quasistationär ein. Der weitere Signalverlauf ist bei konstanten Schnitt- und Maschineneinstellparametern nur noch eine Funktion des Werkzeugverschleißes. Die Meßaufschriebe, die in den oben aufgeführten Veröffentlichungen zum Teil angegeben sind, zeigen zeitlich verzögerte Aufheizphasen ($dt > 1\text{ s}$), was darauf hinweist, daß die Werkstückintegraltemperatur gemessen wurde.

3.2.2 Meßprinzip des in dieser Arbeit dargestellten Konzepts

Auf dem Stand der Technik aufbauend soll das Temperaturmeßsystem

- unkompliziert und hoch reproduzierbar,
- die Erfassung der zeitlich und örtlich aufgelösten Werkstückoberflächentemperaturverteilung beim Außenrundlängsdrehen,
- wirkzonennah (Messung mindestens $l^* < 1.5\text{ mm}$ unterhalb der Wirkzone),
- hinreichend genau, unter realen Prozeßbedingungen der Feinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide,
- unabhängig hinsichtlich Werkstoff, Schneidstoff und Werkzeuggeometrie,
- auch bei längeren Schnittzeiten,
- ohne Einfluß von Fremdsignalen ermöglichen.

Die Infrarot-Thermografie ist je nach Meßaufgabe für den Wellenlängenbereich $\lambda = 3\text{--}5\text{ }\mu\text{m}$ oder $\lambda = 8\text{--}12\text{ }\mu\text{m}$ kommerziell verfügbar. Mit diesem Verfahren lassen sich Temperaturfelder an Meßobjekten

- berührungslos (IR-Mikroskopie- bis IR-Teleaufnahmen),
- zeitlich hochaufgelöst ($d\vartheta(x,y)/dt \leq 30\text{ Wärmebilder/Sek.}$),
- geometrisch hochaufgelöst ($d\vartheta/dx, dy \leq 0.1\text{ mm}$) und
- thermisch hochaufgelöst ($d\vartheta \leq 1\%$)

erfassen.

Wie schon oben dargelegt, hat sich die Infrarot-Thermografie gegenüber der Pyrometrie aufgrund der hohen geometrischen Auflösung als überlegen erwiesen. Entsprechend der Prinzipskizze (Bild 30) soll deshalb mit Hilfe der Thermografie die Temperatur an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche gemessen werden. Der Meßabstand zur Werkstück-/ Werkzeugkontaktzone soll $l^* < 2\text{ mm}$ nicht überschreiten. Den optischen Zugang zu dem mindestens $a_F = 0.5 \times 0.5\text{ mm}$ großen Meßfenster schafft eine ausreichend große kegelför-

mige Bohrung im Werkzeughalter, durch welche die von der Oberfläche emittierte Wärmestrahlung auf eine hinter dem Meißel liegende Thermografiekamera geführt wird [91].

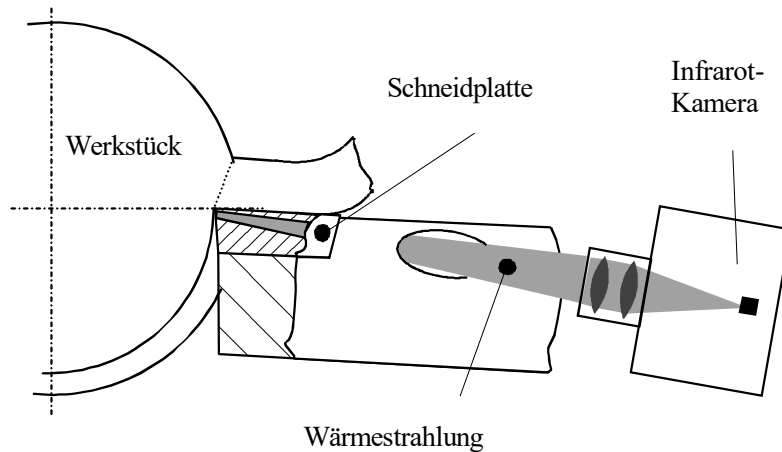


Bild 30: Darstellung der Meßmethode [91, 92].

Problemfelder

Bild 31 zeigt die Zusammenstellung der Problemfelder, die mit der Realisierung des in Bild 30 dargestellten Prinzips verbunden sind und zum Teil in den Kapiteln 3.1.1 und 3.1.2 diskutiert wurden.

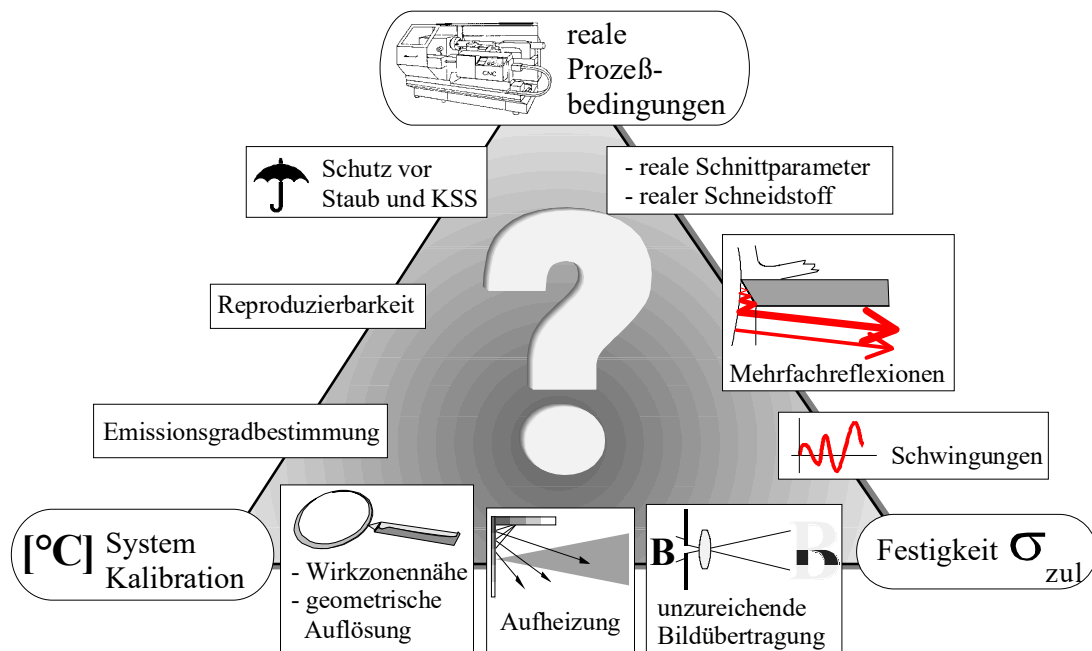


Bild 31: Problemfelder bei der Inprozeßtemperaturmessung an der Werkstückoberfläche.

Die nachfolgenden Kapitel beschreiben die konstruktive Lösung des neuartigen Meßprinzips und die experimentelle Überprüfung dieser Problemfelder.

3.3 Temperaturbestimmung durch Messung der Wärmestrahlung

Die folgende Diskussion der physikalischen Grundlagen auf dem Gebiet der Wärmestrahlung gibt Einsicht in die Problemfelder, die bei der Konstruktion, Entwicklung und Kalibration

einer geeigneten Adaptionstechnik, die nahezu unbeeinflusst das Meßsignal überträgt, zu berücksichtigen sind.

3.3.1 Wärmestrahlung

Jeder beliebige Körper mit einer Oberflächentemperatur $\vartheta > 0 \text{ K}$ strahlt Energie E in Form von elektromagnetischer Strahlung ab. Diese Strahlungsenergie Q ist dabei das ganzzahlige Vielfache der Energie der Strahlungsquanten, welche durch Eigenschwingungen mit der Frequenz ν ($\nu = c/\lambda$) im Raumgitter erzeugt werden [15]. Sie kann zur berührungslosen Temperaturmessung herangezogen werden.

Wärme kann sich in einem Medium durch Wärmeleitung (Wärmestrom \dot{Q}) und Wärmestrahlung (Wärmestrahlungsdichte L) fortpflanzen; der Wärmestrom \dot{Q} ist eine Funktion des Temperaturgradienten $d\vartheta/ds$ und der Wärmeleitfähigkeit λ_w des Mediums. Die Fortpflanzung der Wärmestrahlungsdichte L ist hingegen vom Temperaturgradienten $d\vartheta/ds$ im Medium unabhängig.

Planck'sches Strahlungsgesetz

Der Betrag der Strahlungsdichte L_s des „Schwarzen Körpers“ läßt sich mit Gleichung 29 über das Planck'sche Strahlungsgesetz bestimmen [93]:

$$L_s(\lambda, \vartheta) = \frac{2c_1}{\lambda^5} \left(e^{\frac{c_2}{\lambda\vartheta}} - 1 \right)^{-1} \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \quad \text{mit: } \nu = c/\lambda \text{ und } c = c_0/n \quad , \quad (29)$$

$$\text{mit } h: \text{Planck'sches Wirkungsquantum,} \quad c_1 = hc_0^2 = 5.95 \cdot 10^{-17} \left[\frac{\text{Wm}^2}{\text{m}^2} \right] , \quad (30)$$

k : Stefan-Boltzmann-Konstante,

$$c_0: \text{Lichtgeschwindigkeit im Vakuum,} \quad c_2 = \frac{hc_0}{k} = 1.439 \cdot 10^{-2} \left[\frac{\text{mK}}{\text{m}^2} \right] . \quad (31)$$

Wird die Strahlungsdichte L_s auf einen differentiellen Bereich $d\lambda$ der Wellenlänge λ bezogen, so ergibt sich die spektrale Strahlungsdichte $L_{\lambda s}$ (Gleichung 32, Bild 32, [97])

$$L_{\lambda s}(\lambda, \vartheta) = \frac{dL_s}{d\lambda} \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^3} \right] . \quad (32)$$

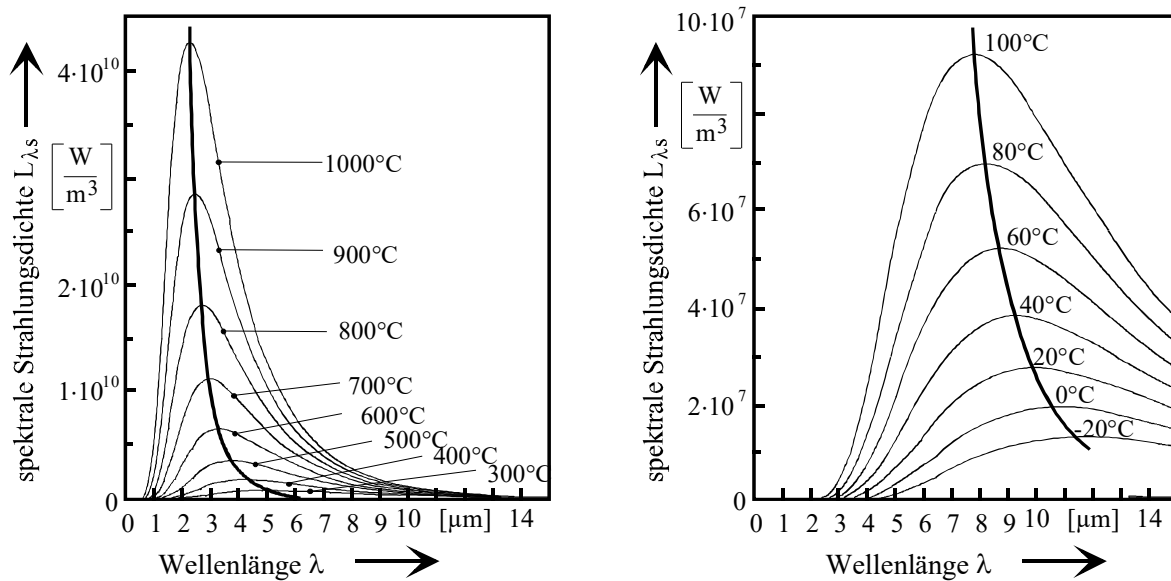


Bild 32: Die spektrale Strahlungsdichte $L_{\lambda,s}$ des „Schwarzen Körpers“ für unterschiedliche Temperaturen ϑ . Die Strahlungsmaxima sind jeweils durch einen Kurvenzug verbunden (Wiensches Gesetz).

Für IR-Meßgeräte, die als Sensoren einen Quantendetektor verwenden, gilt das Planck'sche Strahlungsgesetz für Quanten. Man erhält die spektrale spezifische Quantenausstrahlung $Q_{\lambda,s}$ als Division der Strahlungsdichte L_s durch die Energie E eines Quants $E = h \cdot \nu$ (Gleichung 33) [94]:

$$Q(\lambda, \vartheta) = \frac{L_s(\lambda, \vartheta)}{hc / \lambda} = \frac{2c_3}{\lambda^4} \left(e^{\frac{c_2}{\lambda \vartheta}} - 1 \right)^{-1} \quad \text{mit: } c_3 = c \cdot 10^{10} \quad \left[\frac{1}{\text{m s}} \right] \quad \left[\frac{1}{\text{m}^2 \text{s}} \right]. \quad (33)$$

Stefan-Boltzmann'sches Strahlungsgesetz

Das Planck'sche Strahlungsgesetz beschreibt die Wärmestrahlung nicht als eine einzige periodische Welle, sondern als eine Überlagerung mehrerer periodisch schwingender Wellen. Durch Integration des Planck'schen Strahlungsgesetzes von $\lambda = 0$ bis $\lambda = \infty$ erhält man nach Gleichung 34 die Strahlungsdichte L_s des idealen „Schwarzen Körpers“ der Temperatur ϑ_s (Stefan-Boltzmann'sches Strahlungsgesetz):

$$L_s(\vartheta) = \int_0^\infty L(\lambda, \vartheta) d\lambda = \frac{\sigma}{\pi \cdot \Omega_0} \vartheta^4 \rightarrow L_s \sim \vartheta^4 \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right], \quad (34)$$

$$\text{mit der Wellen-Strahlungskonstanten } \sigma = \frac{2\pi^5 k^4}{15c^2 h^3} = 5.67 \cdot 10^{-8} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4} \right], \quad (35)$$

und dem Raumwinkel Ω .

Mittels Quantendetektoren, wie sie bei den meisten Pyrometern und Thermografiesystemen als Sensor zum Einsatz kommen, kann die Quantenflußdichte Q bestimmt werden (Gleichung 36) [94]:

$$Q \sim \sigma' \vartheta^3 \quad \left[\frac{1}{\text{m}^2 \cdot \text{s}} \right], \quad (36)$$

mit der Quanten-Strahlungskonstanten $\sigma' = 1.5229 \cdot 10^{15} \frac{1}{\text{m}^2 \cdot \text{K}^3 \cdot \text{s}}$. Ein „Schwarzer Strahler“ sendet Quanten aus, deren Anzahl je Flächen- und Zeiteinheit Q sich mit der dritten Potenz der Temperatur ϑ ändert, während sich die Strahlungsdichte L mit der vierten Potenz der Temperatur ϑ ändert.

3.3.2 Emissionsgrad

Ein idealer „Schwarzer Körper“ strahlt bei jeder Wellenlänge λ mit der, der Temperatur entsprechenden, maximal möglichen Strahlungsdichte L ab. Reale Körper, insbesondere Metalle, zeigen aber ein davon abweichendes Strahlungsverhalten, das im wesentlichen von der Wellenlänge λ , der Temperatur ϑ , der Oberflächenbeschaffenheit, dem Abstrahlwinkel Ω und der Materialzusammensetzung abhängig ist. Um trotzdem die für den „Schwarzen Körper“ geltenden Beziehungen benutzen zu können, wird die in der Realität vom Idealzustand abweichende Strahlungsdichte $L(\lambda, \vartheta, \Omega)$ durch die Strahlungsdichte des „Schwarzen Körpers“ $L_s(\lambda, \vartheta)$ und einem Proportionalitätsfaktor $\varepsilon(\lambda, \vartheta, \Omega)$ ausgedrückt, welcher als Emissionsgrad ε definiert ist [95, 96]:

$$SL(\lambda, \vartheta, \Omega) = \varepsilon(\lambda, \vartheta, \Omega) \cdot L_s(\lambda, \vartheta) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right], \quad (37)$$

mit: $0 \leq \varepsilon(\lambda, \vartheta, \Omega) \leq 1$.

Zusammenhang zwischen Absorptions- und Emissionsgrad (Kirchhoff'sches Strahlungsgesetz)

Mit Hilfe der Strahlungsenergie kann zwischen einem realen Körper und seiner Umgebung ohne direkten stofflichen Kontakt ein Energieaustausch erfolgen. Im vollständigen thermischen Gleichgewichtszustand eines geschlossenen, ruhenden Systems sind deshalb die Temperaturen ϑ beider Partner gleich. Es besteht somit auch ein thermisches Strahlungsgleichgewicht. Nach dem 2. Hauptsatz der Thermodynamik müssen dann zur Aufrechterhaltung dieses Gleichgewichtszustands beide Körper die durch Strahlungsabsorption Q_α erhaltene Energie in Form von kontinuierlicher Temperaturstrahlung Q_ε wieder emittieren. Das daraus abgeleitete Kirchhoff'sche Gesetz verknüpft nach Gleichung 38, unabhängig von der Beschaffenheit des Körpers, das Emissions- (ε) und das Absorptionsvermögen (α) eines realen Körpers bei definierter Temperatur ϑ und Wellenlänge λ [15]

$$\alpha(\lambda, \vartheta) = \varepsilon(\lambda, \vartheta) \quad []. \quad (38)$$

Bandemissionsgrad

Die meisten Pyrometer oder Thermografiesysteme messen berührungslos Oberflächentemperaturen, indem sie die von dem Meßobjekt ausgesendete Strahlungsdichte $L(\lambda)$ in einem definierten Wellenlängenintervall λ_1 bis λ_2 erfassen und auswerten. Für dieses Wellenlängenband läßt sich ein Bandemissionsgrad nach Gleichung 39 definieren [94]:

$$\varepsilon(\lambda_1, \lambda_2) = \frac{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L_B(\lambda) d\lambda}{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L_S(\lambda) d\lambda} \quad \text{mit den Bandgrenzen } \lambda_1 \text{ und } \lambda_2 \quad [] . \quad (39)$$

Ist $\lambda_1 = 0$ und $\lambda_2 = \infty$, so spricht man vom Gesamtemissionsgrad ε [94].

3.3.3 Mehrfachreflexion im Hohlraum

Die Strahlungsverhältnisse in einem Hohlraum werden durch das Zitat von Kirchhoff 1861 wie folgt beschrieben: „Wenn ein Raum von Körpern gleicher Temperatur umschlossen ist und durch diese Körper keine Strahlung hindurchdringen kann, so ist ein jedes Strahlungsbündel im Inneren des Raumes seiner Qualität und Strahlungsdichte nach gerade so beschaffen, als ob es von einem vollkommen „Schwarzen Körper“ derselben Temperatur herkäme, ist also unabhängig von der Beschaffenheit und der Gestalt der Körper nur durch die Temperatur bedingt“ [93].

Die Ursache liegt in den Mehrfachreflexionen sich gegenüberliegender Flächenelemente. In einem Beispiel zur Herleitung der Hohlraumstrahlung L_H geht man davon aus, daß das Flächenelement a eines Hohlraumes mit einer Strahlungsdichte $L(\lambda, \vartheta)$ strahlt, diese Strahlung an einem gegenüberliegenden Flächenelement b mit dem Reflexionsgrad $\rho(\lambda, \vartheta)$ reflektiert und auf diese Weise ein weiteres Flächenelement c bestrahlt. Die Strahlung zwischen dem Flächenelement b und c setzt sich zusammen aus der Eigenstrahlung $L(\lambda, \vartheta)$ von b und der von a herrührenden reflektierten Strahlung $\rho(\lambda, \vartheta) \cdot L(\lambda, \vartheta)$. Sie hat also insgesamt den Wert $L(\lambda, \vartheta) \cdot [1 + \rho(\lambda, \vartheta)]$. Im Punkt c wird diese Strahlung wieder reflektiert, und gleichzeitig addiert sich dazu die Eigenstrahlung im Punkt c, so daß die Strahlung insgesamt durch den folgenden Ausdruck beschrieben werden kann [93]:

$$L_H(\lambda, \vartheta) = L(\lambda, \vartheta) [1 + \rho(\lambda, \vartheta) + \rho^2(\lambda, \vartheta)] \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] . \quad (40)$$

Nach n Reflexionen erhält man somit für die gesamte Strahlung den Ausdruck:

$$L_H(\lambda, \vartheta) = L(\lambda, \vartheta) [1 + \rho(\lambda, \vartheta) + \rho^2(\lambda, \vartheta) + \dots + \rho^{n-1}(\lambda, \vartheta)]$$

$$L_H(\lambda, \vartheta) = L(\lambda, \vartheta) \frac{1 - \rho^n(\lambda, \vartheta)}{1 - \rho(\lambda, \vartheta)} \quad \text{mit } \rho(\lambda, \vartheta) < 1 \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] . \quad (41)$$

Zur Eigenstrahlung jedes Flächenelements der Wand addiert sich noch die reflektierte Strahlung der anderen Flächenelemente. Je kleiner $\rho(\lambda, \vartheta)$ ist, desto schneller konvergiert die in Gleichung 41 angegebene geometrische Reihe und desto schneller bildet sich die „Schwarze Strahlung“ im Hohlraum aus. Da der Reflexionsgrad technischer Oberflächen $\rho(\lambda, \vartheta) < 1$ ist, kann man, nach hinreichend vielen Reflexionen n, den Ausdruck $\rho^n(\lambda, \vartheta)$ gegenüber der „Eins“ im Zähler der Gleichung 41 vernachlässigen und erhält für die Strahlungsdichte L_H des Hohlraumes den Ausdruck [93]:

$$L_H(\lambda, \vartheta) = \frac{L(\lambda, \vartheta)}{1 - \rho(\lambda, \vartheta)} = \frac{L(\lambda, \vartheta)}{\alpha(\lambda, \vartheta)} \approx L_S(\lambda, \vartheta) \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] . \quad (42)$$

3.4 Thermografiesystem

Thermografiegeräte sind Bandstrahlungspyrometer, die entweder mit einem IR-CCD aus Quantendetektoren das Gesamtbild erfassen oder mit nur einem Quantendetektor und einer zweidimensionalen Ablenkvorrichtung im optischen Strahlengang das IR-Bild abrastern. Die Ablenkungsvorrichtung besteht aus Kipp- bzw. Drehspiegeln, mit denen zur Kalibration des Detektors zusätzlich das Signal eines „Schwarzen Strahlers“ eingeblendet werden kann [97]. Die Detektoren sprechen auf lang- ($\lambda = 8\text{--}12\ \mu\text{m}$) oder kurzwellige ($\lambda = 3\text{--}5\ \mu\text{m}$) Infrarotstrahlung an und ermöglichen so auch die Messung niedriger Temperaturen $\vartheta < 0\ ^\circ\text{C}$. Eindetektorkameras erlauben derzeit die Aufzeichnung von Wärmebildern mit einer zeitlichen Temperaturauflösung von maximal $d\vartheta(x,y)/dt \leq 30$ Wärmebildern/Sekunde. Eine allgemeine Zusammenstellung über Strahlungsmeßgeräte, Bauarten und Anforderungen findet sich in [97].

Das für die Inprozeßtemperaturmessung ausgewählte Thermografiesystem (Bild 33) erfaßt die Wärmestrahlungsbilder mit hoher geometrischer $d\vartheta/dx = d\vartheta/dy < 50\ \text{K}/\mu\text{m}$, thermischer $d\vartheta < 0.1\ \text{K}/\text{dig.}$ und zeitlicher Auflösung $d\vartheta(x,y)/dt = 30$ Wärmebilder pro Sekunde [98, 81]. Die digitale Meßdatenerfassung, -speicherung und -auswertung mit einer Auflösung von 12 Bit ermöglicht bei der Temperaturmessung an nahezu „Schwarzstrahlenden Objekten“ eine Genauigkeit von $\Delta\vartheta \pm 1\ \text{K}$ bzw. $\Delta\vartheta \pm 1\ \%$ [81, 98]. In den folgenden Kapiteln werden diese Eigenschaften erläutert. Wegen ihrer besonderen Bedeutung wird die geometrische Auflösung des Thermografiesystems anhand einer Messung überprüft.



Bild 33: Hardware-Komponenten des IR-Thermografiesystems.

3.4.1 Funktionsweise des Thermografiesystems

Wie in Bild 34 dargestellt, wird die Oberfläche des Meßobjekts (Werkstückoberfläche) mit einem rotierenden Polygonspiegel ($\omega = 2.5\ \text{kHz}$) horizontal und einem Galvanometer-Schwingspiegel ($\nu = 30\ \text{Hz}$) vertikal abgerastert und auf einen CdHgTe-Quantendetektor (Cadmium-Quecksilber-Tellur) abgebildet. Auf diese Weise läßt sich eine 25 minutige Bildsequenz mit 30 Bildern/Sekunde im 12 Bit-Datenformat digital speichern. Der Einsatz unterschiedlich transparenter Strahlungsfiler verschiebt den Empfindlichkeitsbereich des Detektors für die Messung in unterschiedlichen Temperaturbereichen.

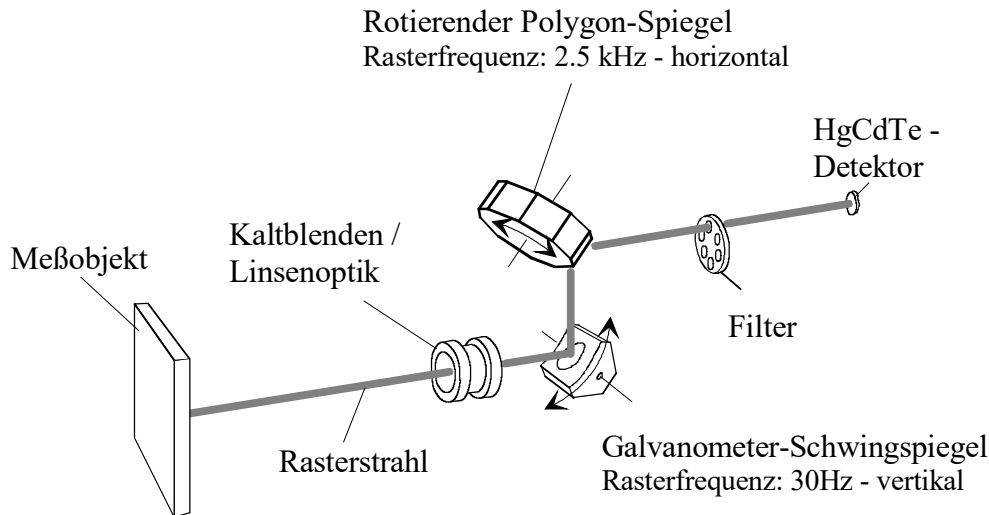


Bild 34: Übertragung der vertikal und horizontal abgerasterten Wärmestrahlung auf den IR-Detektor [98].

Das Meßsignal erzeugt an dem, für den Nachweis von Wärmestrahlung im Wellenlängenbereich $\lambda = 8 - 12 \mu\text{m}$ geeigneten, CdHgTe-Quantendetektor durch den inneren Photoeffekt eine Änderung der elektrischen Leitfähigkeit ρ . Die Kühlung des CdHgTe-Quantendetektors auf eine Betriebstemperatur von $\vartheta_{\text{Betrieb}} = -170$ bis -200°C übernimmt ein Stirlingmotor. Dieses Kühltssystem bietet im Gegensatz zu flüssiggasgeköhlten Systemen den Vorteil, daß das Thermografiesystem in jeder beliebigen Lage betrieben werden kann [98].

Zeitliche Temperaturauflösung

Theoretisch ist die Temperaturverteilung an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche, vom ortsfesten Koordinatensystem des Drehmeißels aus betrachtet, quasistationär. Somit ist die zeitliche Temperaturauflösung $d\vartheta(x,y)/dt$ des Thermografiesystems bei beliebig hohen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten von untergeordneter Bedeutung. Die zeitliche Temperaturauflösung von $d\vartheta(x,y)/dt = 30$ Wärmebilder pro Sekunde ist somit für die geplante Meßaufgabe hinreichend groß. Da bei der Thermografie nicht nur ein Temperaturwert ϑ , sondern immer ein zweidimensionales Temperaturfeld $\vartheta(x,y)$ ausgegeben wird, wird die Einheit [Wärmebilder pro Sekunde] genutzt.

Thermische Auflösung

Bild 35 zeigt die Detektor-Kennlinie des CdHgTe-Quantendetektors für Temperaturen zwischen $\vartheta = 0^\circ\text{C}$ und 700°C , bei einer Meßoberfläche mit einem Emissionsgrad von $\varepsilon = 0.12$ (Stahl) und einer Signalauflösung von 12 bit = 4096 Werte [98]. In dem für die Inprozeßtemperaturmessung relevanten Temperaturbereich zwischen $\vartheta = 200^\circ\text{C}$ und $\vartheta = 400^\circ\text{C}$ kann mit einer thermischen Auflösung von $d\vartheta < 0.4 \text{ K/dig.}$ gerechnet werden. Die Kennlinie zeigt außerdem eine starke Abhängigkeit der thermischen Auflösung $d\vartheta$ von der Temperatur ϑ . Mit steigender Temperatur ϑ vergrößert sich die thermische Auflösung $d\vartheta$. Für Temperaturen um $\vartheta = 700^\circ\text{C}$ läßt sich somit eine thermische Auflösung von $d\vartheta < 0.1 \text{ K/dig}$ angeben.

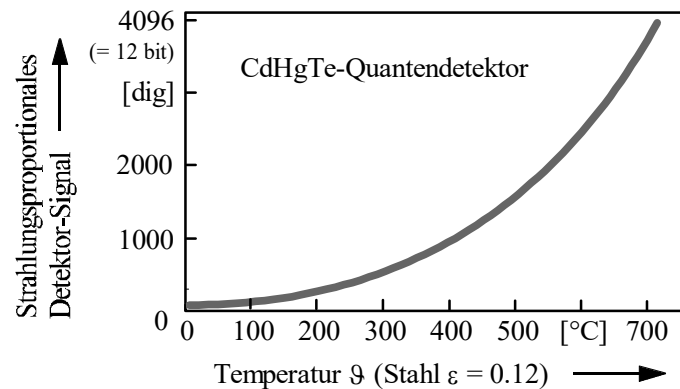


Bild 35: Kennlinie des CdHgTe-Quantendetektors und Abhängigkeit der thermischen Auflösung $d\Theta$ von der Temperatur Θ des Meßobjekts mit einem Emissionsgrad von $\varepsilon = 0.12$ (Stahl).

3.4.2 Bestimmung der geometrischen Auflösung

Das $F_H = 5.7$ mm hohe und $F_B = 1.4$ mm breite rechteckige Meßfenster FOV (FOV = Field Of View) wird durch ein Mikroskop-Objektiv um den Faktor $V = 60$ vergrößert. Der Hersteller des Thermografiesystems beschränkt sich auf die Angabe der geometrischen Auflösung $d\Theta/dx, dy$ bei 50 % Meßsignal. Diese Art der Größenangabe stammt aus einer Zeit, in der die Thermografiesysteme überwiegend als Nachtsichtgeräte und zur Bildverarbeitung eingesetzt wurden. In diesem Anwendungsbereich ist die Erkennung einer Struktur ausreichend.

Für den meßtechnischen Einsatz wird der vom Thermografiesystem erfaßten Strahlungsdichte L nach Gleichung 34 eine reale Temperatur Θ zugeordnet. Es ist somit von besonderer Bedeutung, den Wert für die kleinste Objektgröße zu kennen, bei der das Thermografiesystem die Strahlungsdichte L des Objekts gerade noch zu 100% nachweisen kann. Die untere physikalische Grenze der geometrischen Auflösung $d\Theta/dx, dy$ ist durch den Wellenlängenbereich der erfaßten IR-Strahlung $\lambda = 8 - 12 \mu\text{m}$ und durch die Fläche des IR-Detektors von $20 \mu\text{m}^2$ bestimmt. Fehler in der Abbildungsoptik, der Apertur des Linsensystems (Germanium / Luft) und die Geschwindigkeit, mit der das Blickfeld des IR-Detektors über die Meßoberfläche geführt wird, schränken die geometrische Auflösung der Thermografiekamera ein.

Die geometrische Auflösung $d\Theta/dx, dy$ kann mit Hilfe der Slit Response Function (Bild 37) nachgewiesen werden [81]. Wie in Bild 36 beschrieben, wird bei diesem Test die Infrarotstrahlung zweier geometrisch und thermisch unterschiedlicher Objekte gemessen. Dazu wird vor einem Hintergrundstrahler mit hoher Strahlungsdichte L_s eine Spaltblende mit niedriger Strahlungsdichte L_b positioniert ($L_s \gg L_b$). Während des Versuchs wird die Spaltbreite verringert, bis die Hintergrundstrahlung L_s bei einer kritischen Spaltbreite nicht mehr zu 100 % meßbar ist. Bild 36 zeigt, daß bei einer Schlitzbreite von $100 \mu\text{m}$ das 100 %ige-Signal gerade noch meßbar ist.

Wie in Bild 34 dargestellt, wird die Oberfläche des Meßobjekts (Werkstückoberfläche) mit unterschiedlich hoher Rastergeschwindigkeit abgescant. In einem Versuch soll die geometrische Auflösung $d\Theta/dx, dy$ für die beiden Achsen der Bildübertragung gemessen werden. Entsprechend Bild 36 wird hierfür die Thermografiekamera auf einer optischen Bank auf einen „Schwarzen Strahler“ ausgerichtet und kalibriert.

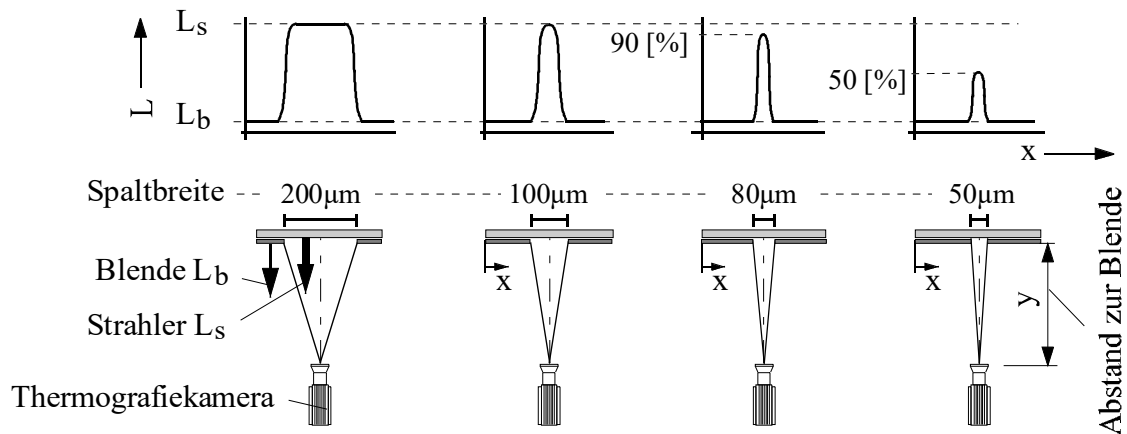


Bild 36: Versuchsaufbau zur Bestimmung der geometrischen Auflösung $d\vartheta/dx, dy$ [81].

Zwischen Kamera und „Schwarzkörperstrahler“ wird eine Spaltblende geschoben und in der Fokusslage justiert. Die Messung der „Schwarzkörperstrahlung“ $L_s = 100\%$ erfolgt dann für unterschiedlich weit geöffnete Spaltbreiten $l_s = 0 - 250\ \mu\text{m}$ mit horizontal und vertikal ausgerichteten Spalt.

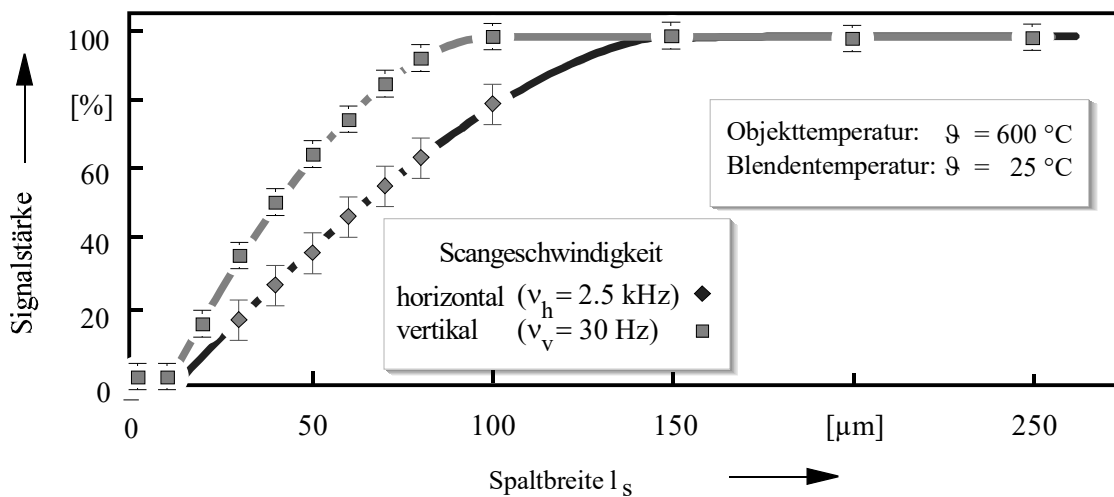


Bild 37: Slit Response Function für das eingesetzte Thermografiesystem mit Mikroskopobjektiv.

Bild 37 zeigt, daß bei der horizontalen Scanfrequenz von $v_h = 2.5\ \text{kHz}$ und einer Spaltbreite l_s (Objektgröße) von ca. $l_s = 150\ \mu\text{m} \pm 10\ \mu\text{m}$ das Meßsignal nahezu 100 % dem des „Schwarzkörperstrahlers“ L_s entspricht. Bei der vertikalen Scanfrequenz von $v_v = 30\ \text{Hz}$ liegt die kritische Spaltbreite l_s (Objektgröße) bei ca. $l_s = 100\ \mu\text{m} \pm 10\ \mu\text{m}$. Die geometrische Auflösung $d\vartheta/dx, dy$ beträgt somit vertikal $d\vartheta/dy = 100\ \mu\text{m} \pm 10\ \mu\text{m}$ und horizontal $d\vartheta/dx = 150\ \mu\text{m} \pm 10\ \mu\text{m}$.

3.4.3 Überprüfung der Reproduzierbarkeit

Für den in dieser Arbeit relevanten Meßbereich ($\vartheta = 0\text{ °C}$ und 1200 °C) gibt der Hersteller des Thermografiesystems eine Reproduzierbarkeit der Temperaturmessung von $R = 99.5\%$ an.

Vergleichsmessungen zum Nachweis dieser Herstellerangaben wurden im Rahmen der Versuchsvorbereitung zur Systemkalibration an einem „Schwarzen Strahler“ ($\varepsilon \approx 1$) und einer Stahlprobe (Inconel 718) mit polierter Oberfläche ($\varepsilon_{(\vartheta=200\text{ °C})} \approx 0.14$, $\varepsilon_{(\vartheta=300\text{ °C})} \approx 0.145$, $\varepsilon_{(\vartheta=400\text{ °C})} \approx 0.15$) für drei unterschiedliche Temperaturen ($\vartheta_1 = 200\text{ °C}$, $\vartheta_2 = 300\text{ °C}$, $\vartheta_3 = 400\text{ °C}$) durchgeführt (Tabelle 2). Jeder dieser Versuchsparameter wurde über eine Meßzeit von $t_{\text{mess}} = 2\text{ h}$ konstant gehalten. Die Messungen wurden an drei aufeinanderfolgenden Tagen wiederholt. Der Systemaufbau wurde innerhalb der Meßreihe nicht verändert. Die gemessene Reproduzierbarkeit R der Meßwerte lag innerhalb des vom Hersteller für das System angegebenen Bereichs von $R = 99.5\%$.

Quelle	Meßbereich	Reproduzierbarkeit Schwarzer Strahler	Reproduzierbarkeit Inconel 718
Herstellerangaben [98]	$\vartheta = 0\text{ °C}$ bis 1200 °C	$R = 99.5\%$	$R = 99.5\%$
Messungen	$\vartheta_1 = 200\text{ °C}$	$R \leq 0.7\text{ °C}$	$R \leq 0.9\text{ °C}$
Messungen	$\vartheta_1 = 300\text{ °C}$	$R \leq 0.9\text{ °C}$	$R \leq 1.3\text{ °C}$
Messungen	$\vartheta_1 = 400\text{ °C}$	$R \leq 1.3\text{ °C}$	$R \leq 1.7\text{ °C}$

Tabelle 2: Überprüfung der Reproduzierbarkeit R des Thermografiesystems.

3.5 Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung

Es wurde gezeigt, daß die physikalischen und technischen Meßeigenschaften des für die Meßaufgabe eingesetzten Thermografiesystems hinreichend geeignet sind. Betrachtet man mit diesem Thermografiesystem die Meßstelle direkt, wie dies in Bild 29 dargestellt ist, muß damit gerechnet werden, daß das Signal der wesentlich heißeren Späne und das Signal des Werkzeugs sich in der hoch reflektiven Oberfläche des Werkstücks spiegelt und als Störstrahlung in die Messung eingeht. Noch kritischer sind Temperaturmeßergebnisse zu werten, wenn der Meßaufbau zusätzlich noch einen unzulässig großen Meßabstand zur Wirkzone aufweist (Bild 27).

3.5.1 Beschreibung der Temperaturmeßvorrichtung

Das nachfolgende Kapitel beschreibt die entwickelte Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung, mit der, durch die geeignete Adaption des Thermografiesystems an die Meßaufgabe, diese Fehler hinreichend vermieden werden. Bild 38 zeigt die Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung in einer Explosionszeichnung. Der dazu modifizierte Drehmeißel (Grundkörper) eignet sich für das Außenrundlängs- und Plandrehen und berücksichtigt alle für die Thermografie erforderlichen Randbedingungen. Da alle Elemente formschlüssig ineinander passen, läßt sich der Drehmeißel ohne spezielle Kenntnisse zusammensetzen. Zur Wärmeabfuhr aus der Schneidplatte sind der Halter zur Klemmung der Schneidplattenführung, die Zwischenlage sowie der Klemmfinger groß dimensioniert. Eine planseitig auf der Schneidplatte aufliegende Halbkugel realisiert

die momentenfreie Querkraftübertragung zwischen Schneidplatte und Schneidplattenhalter. Die beidseits angeordneten Paßstifte und die Kulissenführung fixieren die Lage des Schneidplattenhalters exakt. Die Isolationsunterlage läßt sich durch die Kulissenführung in Richtung auf das Werkstück verschieben. Auf diese Weise wird der Spalt zwischen Werkstückoberfläche und der Stirnseite der Isolationsunterlage einstellbar. Unterschiedlich gestaltete Keilunterlagen ermöglichen zusätzlich die Variation des Spanwinkels γ zwischen $\gamma = 0^\circ$ - 10° .

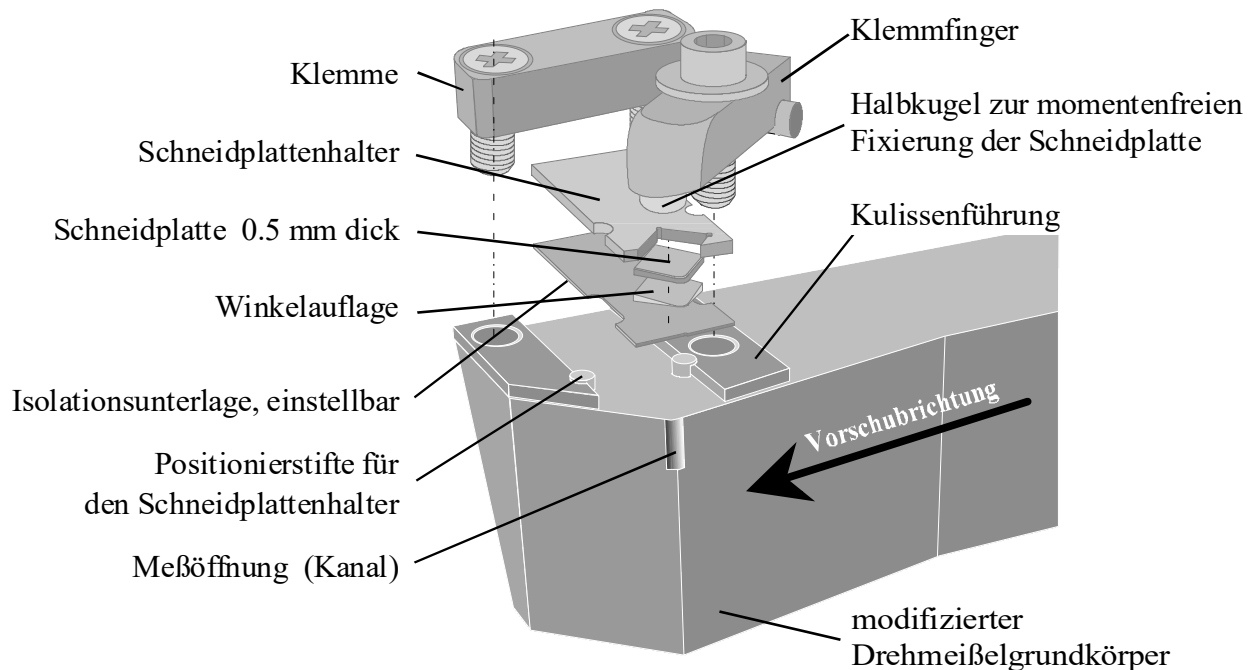


Bild 38: Systemkomponenten des modifizierten Drehmeißels zur Temperaturmessung.

Versuche zur Inprozeßtemperaturmessung mit dem so modifizierten Drehmeißel zeigen, daß durch die Maßnahmen zur Unterdrückung der Störsignale das potentielle Auswertungsgebiet im Abstand von 0.5 mm zur Wärmebildoberkante (Schneidplattenunterseite) auch bei längeren Meßzeiten $t_{\text{mess}} > 10$ sec hinreichend frei von Störstrahlung ist (Bild 62) und eine ausreichende Meßgenauigkeit von $\Delta\vartheta < 3\%$ vorliegt (Bild 65).

Je nach Versuchsbedingungen kann für die Temperaturmeßreihe die entsprechende Komponente ausgetauscht werden. Bild 39 zeigt die Einzelheiten im Bereich der Schneidplatte. Der Abstand der Meßfläche zur Wirkzone des Werkzeugs ist durch die Dicke der Schneidplatte und der Isolationsunterlage festgelegt. Für einen ausreichenden Schutz des Drehmeißelgrundkörpers bei eventuellem Plattenbruch ist eine formschlüssige Schneidplattenführung erforderlich, mit welcher der Abstand zwischen dem Meißelgrundkörper D_G und dem Kulminationspunkt der Schneide auf den Betrag von $D_G = 0.3$ mm mit einer Genauigkeit von $\Delta D_G = \pm 0.05$ mm eingestellt werden kann.

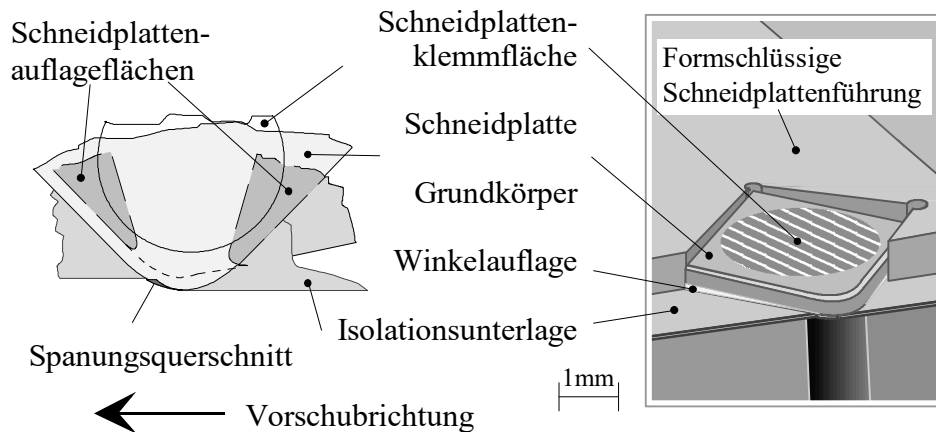


Bild 39: Einzelheit im Bereich der Schneidplatte.

Während der Zerspanung kann so die an der frisch gefertigten Werkstückoberfläche erzeugte Wärmestrahlung durch den Kanal im Drehmeißel direkt zu der dahinter angeordneten Thermografiekamera übertragen werden (Bild 40).

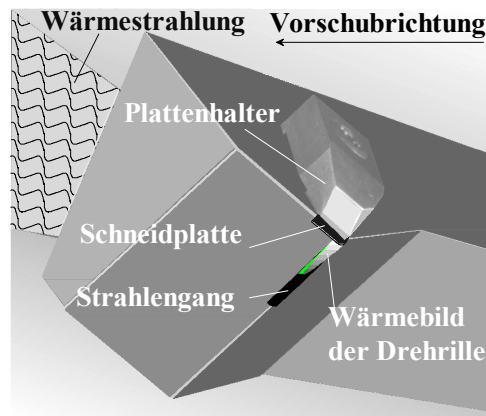


Bild 40: Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung mit eingepaßtem Wärmebildübertragungskegel.

3.5.2 Konzeption der Drehmeißelgeometrie

Die folgenden Kapitel beschreiben die Konzeption und Entwicklung der Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung. Nach den durch den Zielprozeß (Außenrundlängsdrehen) vorgegebenen Randbedingungen wird im ersten Schritt eine optimale äußere Gestalt des modifizierten Drehmeißels entworfen (Bild 41).

Proportional zur Vergrößerung des Wärmebildübertragungskegels reduziert sich die verbleibende Wandstärke des Meißels, so daß von diesem Bereich, insbesondere bei unterbrochenem Schnitt, Schwingungen ausgehen können. Der Wärmebildübertragungskegel hat eine Rechteck-Basis von $K_B = 11 \text{ mm} \times K_H = 28 \text{ mm}$ und die Kegelöffnungswinkel $K_{\Theta 1} = 23^\circ$ und $K_{\Theta 2} = 60^\circ$. Um Verfälschungen des Signals durch äußere Einflüsse (herumfliegende Späne, Reflexionen) möglichst gering zu halten, sollte der Wärmebildübertragungskegel innerhalb des Werkzeugs verlaufen und von der Umgebung abgeschlossen sein. Darüber hinaus weist eine geschlossene Geometrie ein höheres Widerstandsmoment gegen Biegung W_b und Torsion W_T auf als eine offene.

Wenn durch die Integration des Wärmebildübertragungskegels das Widerstandsmoment gegen Biegung W_B und Torsion W_t verringert wird, führt dies zu einer Beeinträchtigung der statischen und dynamischen Festigkeit des Drehmeißels. Die äußere Gestalt des Drehmeißels muß daher so gewählt werden, daß die genannten Widerstandsmomente im Vergleich zu einem konventionell eingesetzten Drehmeißel nahezu unverändert bleiben. Daher wurde bei der Auswahl des Werkstoffs für den Drehmeißel besonders auf einen hohen Elastizitätsmodul E geachtet. In diesem Fall kann Hartmetall mit erhöhtem Kobaltanteil (K40) empfohlen werden.

3.5.3 Einpassung und Ausrichtung des Wärmebildübertragungskegels

Der Abstand zwischen Meßstelle (Drehrille) und der Abschlußlinse des Thermografie-Objektivs entspricht der Bildweite b (Fokusabstand) des Objektivs und beträgt $b = 28 \text{ mm}$. Mit einem Objektivdurchmesser von $D_O = 60 \text{ mm}$ und einem Schärfentiefebereich von 0.5 mm ist somit nur eine senkrechte Anordnung der Objektivachse zur Werkstückachse sinnvoll. Die Öffnung am Ende des Wärmebildübertragungskegels muß die Größe der von der Thermografiekamera abgerasterten Fensterfläche $FOV = 5.7 \text{ mm} \times 1.4 \text{ mm}$ aufweisen.

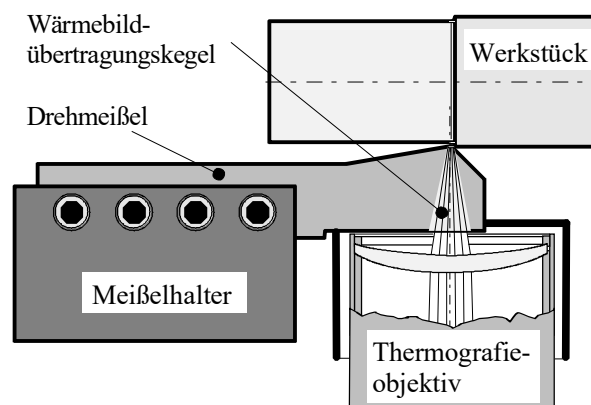


Bild 41: Die Makrogeometrie des Drehmeißels in Verbindung mit dem Werkstück und dem Thermografieobjektiv.

3.5.4 Optimierung des Schärfentiefebereichs

Die Werkstückoberfläche ist konkav (Bild 42). Bei einem durch das Mikroskopobjektiv erfaßbaren Meßfenster FOV von $F_H = 5.7 \text{ mm} \times F_B = 1.4 \text{ mm}$ und einem Werkstückdurchmesser von $D_B = 40 \text{ mm}$ kann der Einstellwinkel der Kamera mit $\kappa_{K1} = 14^\circ$ so gewählt werden, daß sich das gesamte Meßfenster in der Fokusslage befindet.

Bild 42 zeigt, daß bei optimaler Wahl der Fokusslage die Integration des Wärmebildübertragungskegels mit einer Erhöhung des Spanwinkels um $\gamma = 15^\circ$ verbunden ist. Da die meisten Zerspanprozesse mit einem Spanwinkel von $\gamma = 0^\circ$ geführt werden, sollte der modifizierte Drehmeißel nicht systemimmanent einen Spanwinkel von $\gamma = 15^\circ$ vorgeben.

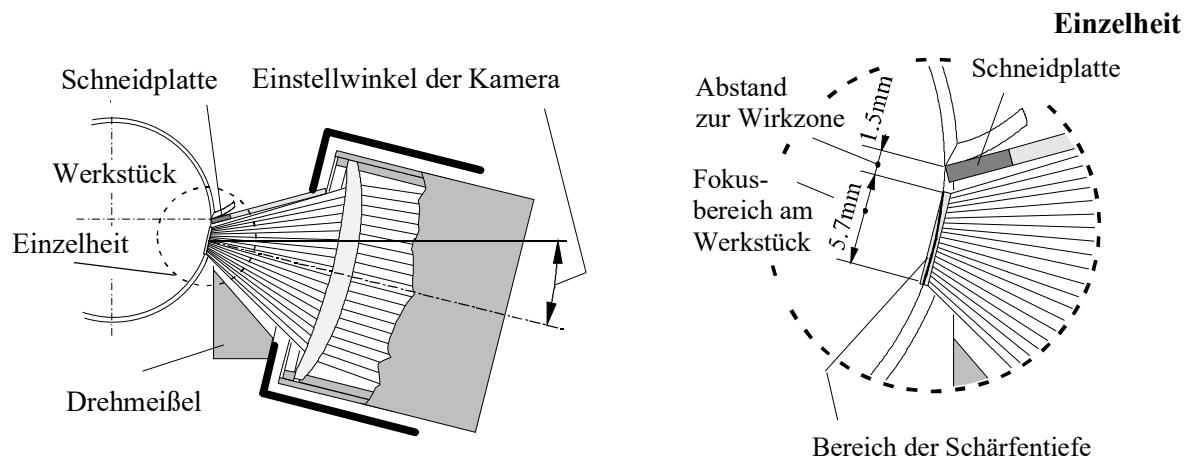


Bild 42: Variante mit optimaler Fokusslage: Die Meßfläche liegt vollständig im Bereich der Schärfentiefe.

In Bild 43 ist eine Variante dargestellt, bei der die Lage der Thermografiekamera um $\kappa_{K2} = 30^\circ$ geneigt ist und dadurch den geforderten Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$ erfüllt. Auf diese Weise kommt es zwar zu einer Einschränkung der Fokushöhe, nicht aber zu einer Einschränkung der Fokusbreite.

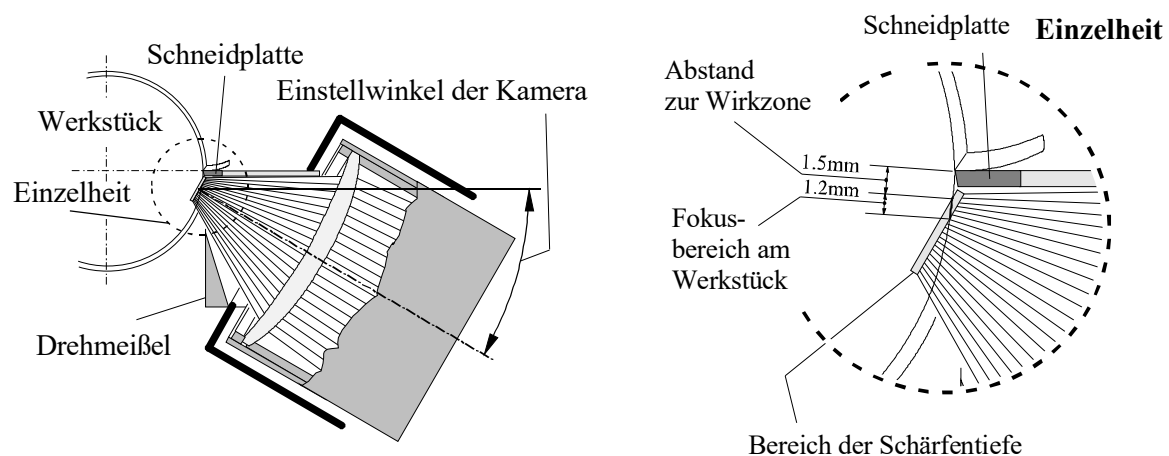


Bild 43: Variante mit Spanwinkel $\gamma = 0^\circ$: Die Meßfläche liegt 1.2 mm im Bereich der Schärfentiefe.

Für die Erfassung der örtlichen Lage und des Betrags der gemessenen Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B in einem definierten Abstand von der Wirkzone ist die Bildfensterfläche FOV von $F_H = 1 \text{ mm}$ und $F_B = 1.4 \text{ mm}$ ausreichend, da je nach Schnittbedingungen die Breite des Freiflächenkontakts $b_k = 1 \text{ mm}$ nicht überschritten wird (Bilder 23 bis 25). Experimentell wurde bei der Temperaturmessung eines Objekts mit $\vartheta_o = 400^\circ \text{C}$ und einem Fokusfehler Δl_f von $\Delta l_f = \pm 1 \text{ mm}$ ein zufälliger Temperaturmeßfehler von $\Delta \vartheta < 1 \%$ gemessen. Der Einfluß des Fokusfehlers Δl_f auf den Betrag der IR-Strahlungsdichte L kann daher vernachlässigt werden. Aus diesem Grund wurde für die weiteren Konstruktionsschritte, wie in Bild 43A und 43B dargestellt, ein vertikaler Kameraeinstellwinkel von $\kappa_{K2} = 30^\circ$ gewählt.

3.5.5 Optimierung des Temperaturmeßabstands zur Wirkzone

Hier wird beschrieben, wie die Schneidplatte ohne Veränderung der originalen Schneidkantenengeometrie aus nahezu jedem Schneidstoff hergestellt werden kann und dabei der Abstand des Temperaturmeßflecks zur Freiflächenkontaktzone bei ausreichender Festigkeit der Schneidplatte optimal klein gewählt werden kann.

Bild 22 zeigt, warum der Abstand l^* des Temperaturmeßflecks von der Freiflächenkontaktzone einen so bedeutenden Einfluß auf den meßbaren Temperaturunterschied $d\vartheta$ an der Werkstückoberfläche hat.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Varianten betrachtet und bewertet.

Variante 1: Der Bildübertragungskanal wird in den Drehmeißelgrundkörper integriert. Bild 44 zeigt, die für diese Variante hergestellten Schneidplatten werden aus kommerziell verfügbaren Wendeschneidplatten getrennt. Die Dicke der auf den Drehmeißelgrundkörper geklemmten Schneidplatte bestimmt bei dieser Variante den Wert des gewünschten Abstands zur Wirkzone.

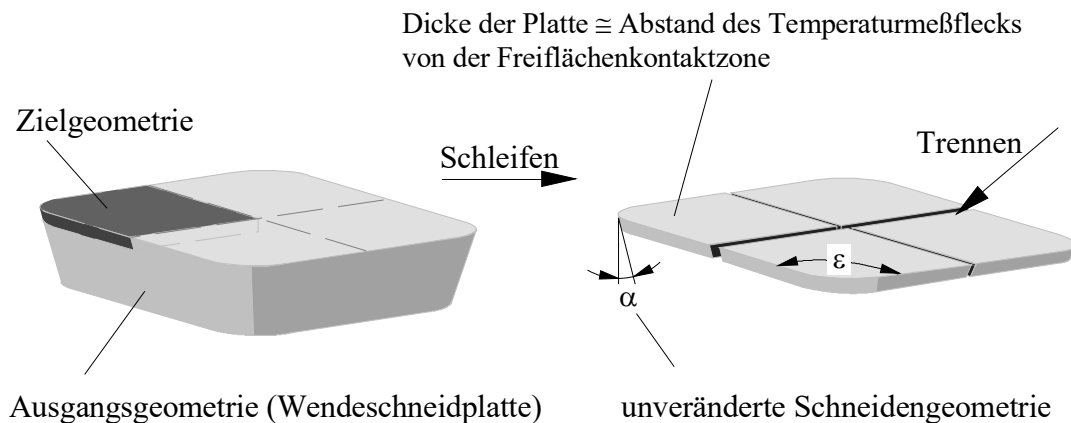


Bild 44: Präparation von 4 Schneidplättchen aus einer handelsüblichen Wendeschneidplatte.

Variante 2: Der Kanal, zur Übertragung der Wärmestrahlung vom Werkstück zur Thermografiekamera, wird in eine Wendeschneidplatte (WSP) eingebracht (Bild 45). Diese konische Bohrung mit rechteckigem Querschnitt kann je nach Schneidstoff durch Erodieren oder Laserbohren hergestellt werden.

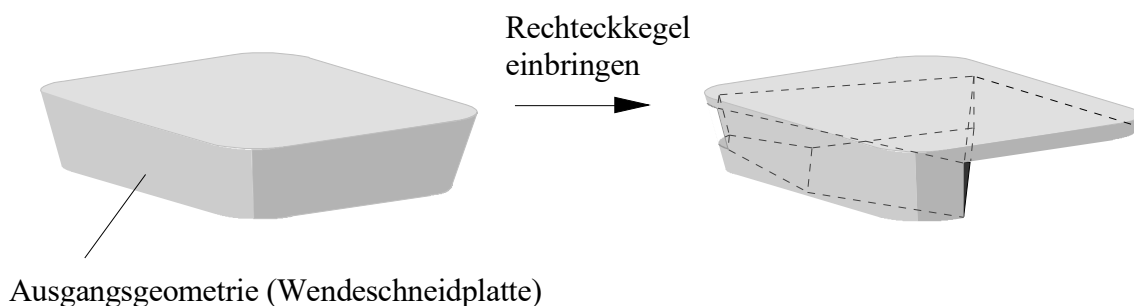


Bild 45: Alternative: Der Bildübertragungskegel wird direkt in die WSP eingebracht.

Variante 1 ist wirtschaftlicher, da der Aufwand für die Integration des Rechteckkegels im Meißelgrundkörper nur einmal erfolgen muß und die Präparation der Schneidplatten auf die Reduzierung der Schneidplattendicke beschränkt bleibt. Mit einer modernen CNC-Plan-

schleifmaschine läßt sich eine Serie von Schneidplatten gleichzeitig auf die gewünschte Schneidplattendicke abtragen.

Bild 44 zeigt, wie durch Erodieren, Schleifen oder Laserschneiden aus einer konventionellen Schneidplatte vier Schneidplättchen mit handelsüblicher Schneidengeometrie für die Inprozeßtemperaturmessung präpariert werden können. Bei dem Einsatz von Schneidplatten mit größerem Schneideckenradius t_e (Bild 46) und sonst gleicher Plattengeometrie verringert sich die Länge der kleineren Plattendiagonalen und dadurch der Abstand zwischen der Werkstückoberfläche und dem Meißelgrundkörper.

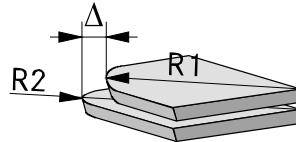


Bild 46: Unterschiedliche Schneideckenradien ändern die Länge der kleineren Plattendiagonalen.

Variante 2 hat den Vorteil, daß je nach Festigkeit des Schneidstoffs die Breite der eingebrachten Fensteröffnung F_B des Bildübertragungskanals unterhalb der Schneidecke an den Bedarf der Meßaufgabe angepaßt werden kann. Die optimale Breite der Fensteröffnung F_B entspricht der Breite des Werkzeugfreiflächenkontaktgebiets b_K und kann, wie schon durch Gleichung 28 berechnet, je nach Schnittparameter zwischen $F_B = 0.1$ und $F_B = 1$ mm liegen. Da in jede eingesetzte Wendeschneidplatte ein Rechteckkegel eingebracht werden muß, ist diese Variante mit einem hohen Aufwand verbunden.

Aus wirtschaftlichen Gründen wird für die weiteren Konstruktionsschritte Variante 1 gewählt. Für Variante 2 wird die geringstmögliche Dicke der Schneidplatte und damit der geringstmögliche Abstand zur Freiflächenkontaktzone in einer Festigkeitsrechnung bestimmt.

3.5.6 Schneidplattenhalter

Mit Hilfe einer formschlüssigen Schneidplattenführung (Bild 39) sollen Schneidplatten mit unterschiedlicher Geometrie auf dem Meißelgrundkörper befestigt werden können. Dabei muß die Geometrie so konstruiert werden, daß sich die Lage des Kulminationspunkts der Schneidplatten relativ zum Drehmeißelgrundkörper nicht verändert.

Die Schneidplatte soll durch die formschlüssige Schneidplattenführung in ihrer seitlichen Lage vollständig fixiert sein. Die Aufnahme der Querkräfte F_Q erfolgt durch den Klemmfinger oberhalb der Schneidplatte (Bild 38). Die Kraft in Vorschub- (F_f) und in Passivrichtung (F_p) wird durch fest mit dem Meißelgrundkörper verbundene Paßstifte aufgenommen (Bild 47). Die Lage der Paßstiftaufnahme definiert die Position der Schneidplatte. Bei unterschiedlichem Schneideckenradius muß zu jeder Schneidplatte eine eigene Schneidplattenführung gefertigt werden (Bild 46).

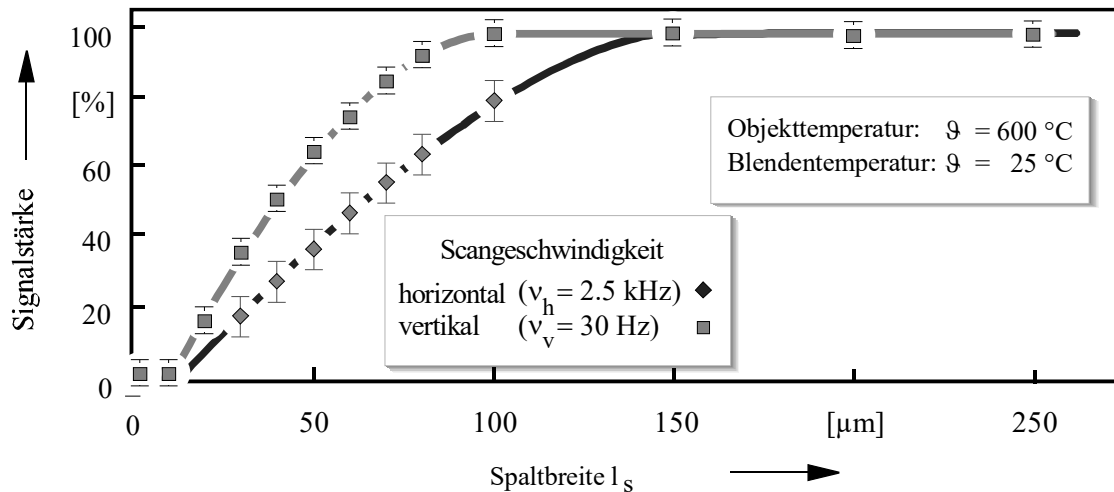


Bild 47: Schneidplattenhalter mit konstantem Abstand zwischen Meißelhalter und Kulminationspunkt.

Der Plattenhalter, die Klemmung, die seitlichen Führungen und der Klemmfinger werden aus Bronze gefertigt. Dieses Material mit seinen guten Festigkeitseigenschaften vermag infolge seiner hohen Wärmeleitfähigkeit λ_w , die Wärmestromdichte \dot{q} von der Schneidplatte in den Schneidplattenhalter abzuführen, wodurch die Schneidplatte gekühlt wird.

3.5.7 Festigkeitsberechnung der Schneidplatte

Die Randbedingungen der nachfolgenden Festigkeitsberechnung zur Dimensionierung der Schneidplatte werden, wie in Kapitel 3.1.3 beschrieben, durch die Einsatzbedingungen der Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung bei der Schlichtzerspanung von Inconel 718 und 25MoCr4 festgelegt. Die bei diesem Zerspanungsprozeß üblichen Maschineneinstellparameter bestimmen die geometrischen Einspannverhältnisse der Schneidplatte. Die damit verbundenen Reaktionskräfte und Spannungsverhältnisse an der Schneide müssen der geometrischen Gestalt der Schneidplatte, und damit den Festigkeitseigenschaften der relevanten Schneidstoffe, gegenübergestellt werden.

Relevante Prozeßkräfte

Unter der Voraussetzung, daß die Grenzwerte für die Schnittgeschwindigkeiten $v_c > 30 \text{ m/min}$, die Vorschübe $f < 0.2 \text{ mm/U}$ und die Schnitttiefen $a_p < 0.2 \text{ mm}$ nicht überschritten werden, kann es an der schleifscharfen Werkzeugschneide zu Reaktionskräften kommen, die die Werte von $F_c = 100 \text{ N}$ für die Schnittkraft und $F_p = 140 \text{ N}$ für die Passivkraft nicht überschreiten. Für die Festigkeitsberechnung zur Dimensionierung der Schneidplattengröße werden deshalb die Beträge von $F_p = 140 \text{ N}$ für die Passivkraft und $F_c = 100 \text{ N}$ für die Schnittkraft als obere Grenze der Belastung vorausgesetzt.

Geometrie der Schneidplattenaufnahme

Die Aufnahme der Platte wird so dimensioniert, daß bei einem Bruch der Schneidplatte kein Schaden am Drehmeißelgrundkörper entstehen kann. Die damit verbundene Geometrie der Schneidplattenaufnahme ist deshalb dadurch gekennzeichnet, daß der Kulminationspunkt der Schneidplatte um den Betrag der Schnitttiefe $a_p = 0.2 \text{ mm}$ plus dem Betrag der möglichen Schnitttiefenschwankung $\Delta a_p = \pm 0.1 \text{ mm}$ über den Drehmeißelgrundkörper herausragt.

Nach der formschlüssigen Ausrichtung der Schneidplatte in der Schneidplattenführung wird die Schneidplatte durch einen Klemmfinger auf den Drehmeißelgrundkörper geklemmt. Die Anordnung des Klemmfingers darf den prozeßbedingten Spänefluß nicht behindern. In der

Festigkeitsberechnung wird daher die kreisförmige Klemmfläche in einem Abstand von $a = 0.5 \text{ mm}$ zur Schneidkante angesetzt. Darüber hinaus wird vorausgesetzt, daß eine ausreichende Spanabsaugung eine definierte Abfuhr der Späne gewährleistet und so eine kritische Spanklemmung zwischen Werkzeug und Werkstück verhindert.

Festigkeitsberechnung

Bild 48 a, b zeigt die Schneidplatte als Brücke über dem Meßkanal mit der Meßfensterbreite F_B . Die beidseitigen Auflagen der Schneidplatte stehen im Abstand F_B gegenüber und sind Teile des Grundkörpers. Die Krafteinleitung erfolgt im rechten Teil der überstehenden Schneidplatte. Die Breite der Krafteinleitung entspricht dem Werkzeugfreiflächenkontaktgebiet b_K aus Bild 10 (Bild 48 Teil c).

Für die Festigkeitsberechnung wird ein fest eingespanntes Balkenstück der Länge a und der Breite F_B definiert (Bild 48 b), das in charakteristische Querschnitte mit unterschiedlichem Widerstandsmoment gegen Biegung W_b zerlegt werden kann (Bild 48 c). Die Wirkung der Isolationsunterlage kann in erster Näherung vernachlässigt werden.

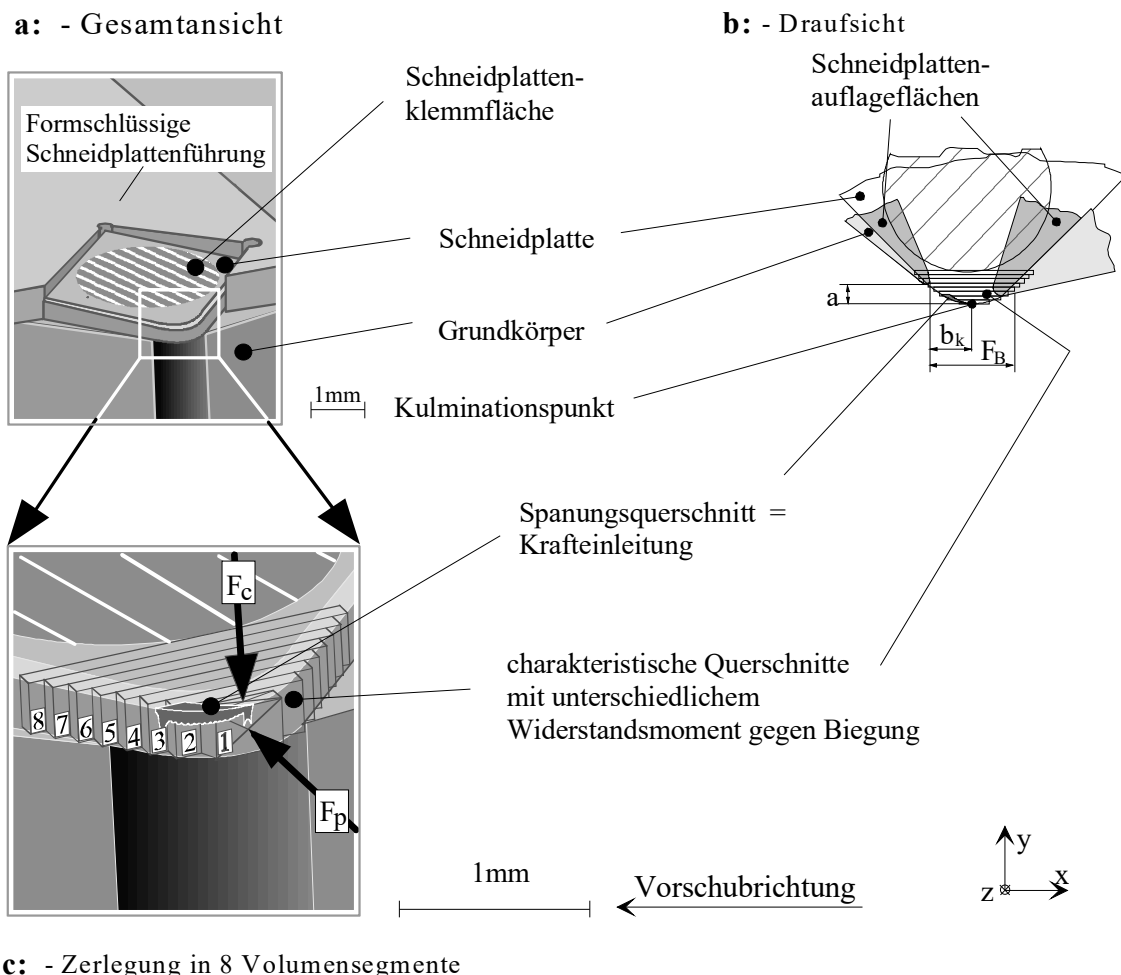


Bild 48: Bestimmung der Schneidplattenbiegespannung σ_B durch die Schnittkraft F_c und die Passivkraft F_p .

Eine Integration der Querkraft (Schnittkraft $F_c = 100 \text{ N}$) über die Segmente 1-8 mit jeweils unterschiedlichen Widerstandsmomenten gegen Biegung W_b führt zu einer Biegespannungsverteilung σ_B (Bild 49), deren kritische Zugspannungsanteile sich auf der Schneidplattenober-

seite befinden. Diese Zugspannungsanteile verringern sich geringfügig durch die entgegengesetzt wirkende Druckspannung (Passivkraft $F_p = 140 \text{ N}$) (Bild 48 c).

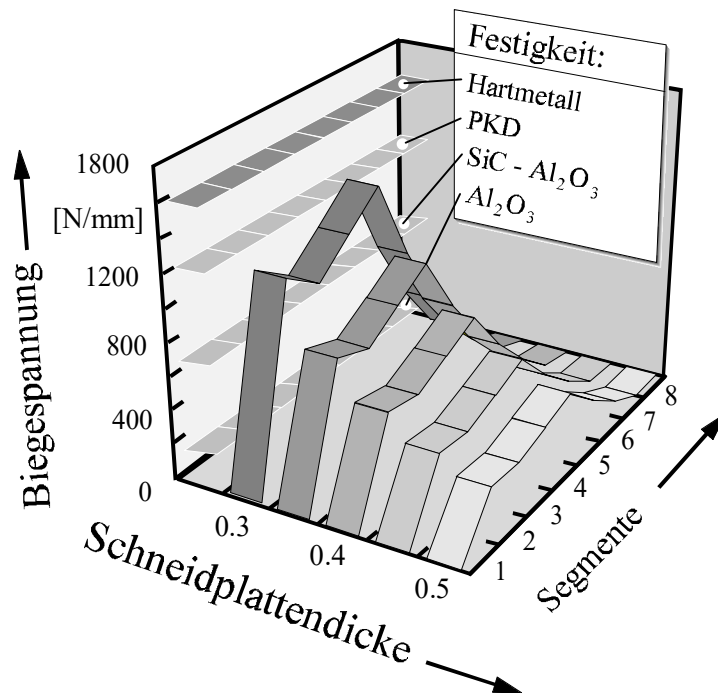


Bild 49: Biegespannungsverteilung σ_B der Schneidplattensegmente 1-8 im Vergleich zu den zulässigen Festigkeiten σ_{zul} relevanter Schneidstoffe bei unterschiedlicher Schneidplattendicke D_S .

Die Festigkeitsberechnung zeigt, daß in erster Linie die biegend wirkende Schnittkraft F_c die Dicke D_S der Schneidplatte bestimmt. Bild 49 zeigt im ersten Segment eine hohe Biegespannung σ_B , da dieses Segment bedingt durch die Schneidkantenfase eine geringere Dicke und eine reduzierte Breite aufweist. Im zweiten Segment nimmt die Biegespannung σ_B etwas ab, da die Schneidplatte ihre Nenndicke erreicht hat und im Vergleich zu Segment 1 etwa doppelt so breit ist. Die größte Biegespannung σ_B wird im Bereich des Schneidplattenkontakts zum Drehmeißelgrundkörper erreicht und nimmt bis zur Schneidplattenklemmfläche ab.

Der Vergleich zwischen den unterschiedlichen Biegespannungsspitzenwerten für unterschiedlich dicke Schneidplatten und den zulässigen Festigkeitswerten in Bild 49 zeigt, daß für die Zerspanung von Inconel 718 mit SiC- Al_2O_3 eine Schneidplattendicke $D_S = 0.4 \text{ mm}$ ausreichend ist. Zur Gewährleistung einer ausreichenden Sicherheit gegen Schneidplattenbruch wird für die weitere Konstruktion eine Plattendicke von $D_S = 0.4\text{-}0.5 \text{ mm}$ vorgegeben.

3.5.8 Schutzfenster gegen Spänestaub und Kühlschmierstoff

Bild 50 zeigt, wie das Meßfenster am Ende des Bildübertragungskegels mit einem Diamantfenster (transparent im relevanten Wellenlängenbereich $\lambda = 8\text{-}12 \mu\text{m}$ [99]) zum Schutz der Mikroskoplinse (Bild 43) vor abrasivem Spänestaub und Kühlschmierstoff abgedichtet werden kann. Das möglichst dünn gewählte Fenster ($D_F < 0.3 \text{ mm}$) wird zur Minimierung eines optischen Brechungsfehlers senkrecht zur Bildübertragungsachse ausgerichtet werden (Bild 51).

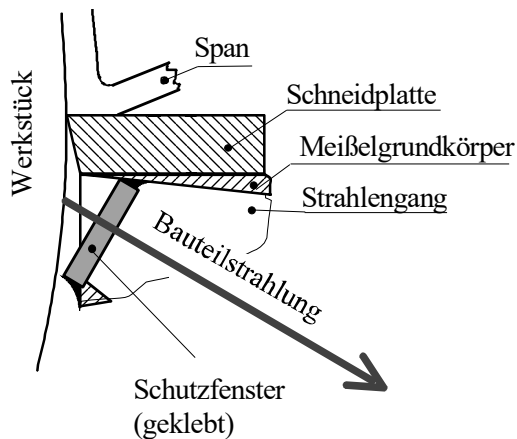


Bild 50: Ein Diamantfenster im Strahlungskanal schützt vor Kühlschmierstoff und Spänestaub.

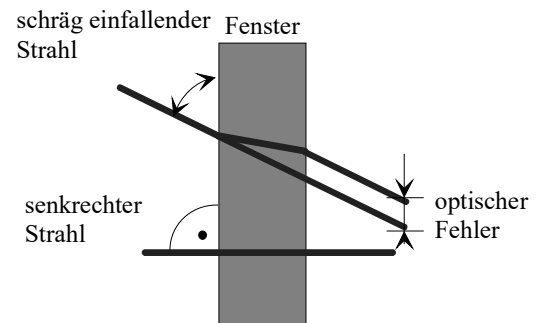


Bild 51: Optischer Fehler durch Brechung.

3.5.9 Konzeption der Kamerahalterung

Für eine einfache, betriebssichere und reproduzierbare Handhabung des Temperaturmeßsystems in der Werkzeugmaschine wurde eine spezielle Kamerahalterung konzipiert, mittels welcher die Position zwischen der Kamera und dem Drehmeißel auch dann noch genau übereinstimmt, wenn zum Beispiel für das Auswechseln der Schneidplatte der Drehmeißel aus der Halterung gebaut wurde. Die Fokussierung der Meßoptik ist damit für den gegebenen Schärfentiefenbereich des Mikroskopobjektivs von 0,5 mm mit einer Genauigkeit von $\Delta l_f = 0,01$ mm möglich. Die Höhe und der Einstellwinkel κ_K der Kamera kann für die beliebige Ausrichtung der Fokussierung an der Werkstückoberfläche eingestellt werden. Der bei der Zerspanung herumwirbelnde Spänestaub sowie gegebenenfalls auch der Kühlschmierstoff werden durch ein abgedichtetes Gehäuse von dem Thermografiesystem und der Linsenoptik ferngehalten. Die Kraftmeßplattform ist fester Bestandteil der entwickelten Kamerahalterung. Auf diese Weise lassen sich während der Temperaturmessung die Schnittkraft F_C , die Passivkraft F_P und die Vorschubkraft F_V erfassen. Eine universelle Metallplatte verbindet je nach Werkzeugmaschinentyp die Kamerahalterung und den Meißelhalter mit der Kraftmessplattform.

3.6 Störsignalstrahlung

Bei der Betrachtung des Meßprinzips (Bild 30) fällt auf, daß der Bildübertragungskegel mit geringem Abstand unter der Spanfläche des Werkzeugs verläuft. Bild 3 zeigt, daß ein Teil der bei der Zerspanung umgewandelten Energie E als Wärmestromdichte \dot{q} über die Spanfläche in das Werkzeug fließt. Auf diese Weise wird besonders der obere Teil des Bildübertragungskegels erwärmt.

Die Erwärmung des Werkzeugs während der Temperaturmessung führt auch zu einer zusätzlichen Wärmestrahlung an der Freifläche des Werkzeugs, was die Temperaturmessung beeinflusst. Die der Werkzeugfreifläche gegenüberliegende frisch erzeugte Werkstückoberfläche bildet mit der Werkzeugfreifläche einen konischen Spalt, in dem sich die Wärmestrahlung der Werkzeugfreifläche und die Wärmestrahlung der Werkstückoberfläche mehrfach reflektieren und überlagern (Gleichung 41). Die Reflexion der Wärmestrahlung von umherfliegenden Spänen an der Werkstückoberfläche liefert ein zusätzliches Störsignal.

Das nachfolgende Kapitel zeigt Ergebnisse aus den ersten Temperaturmessungen mit dem modifizierten Drehmeißel beim Außenrundlängsdrehen von Material mit nahezu „schwarzstrahlenden“ Eigenschaften. Dabei ließ sich erstmals die Temperaturverteilung in der Drehrille während der Zerspanung darstellen. Temperaturmessungen bei der Zerspanung von Metallen mit hohem Reflexionsvermögen weisen auf Artefakte durch Störstrahlung hin, die hinsichtlich ihres Fehlerpotentials bewertet werden müssen. Es werden deshalb Methoden diskutiert und getestet, um die Störstrahlung und die sonstigen Störeinflüsse hinreichend zu verringern.

3.6.1 Störsignalanalyse

Der fertiggestellte Prototyp wird zur Lokalisierung unterschiedlicher Störquellen herangezogen. Die für die Messungen zerspanten Werkstoffe (Aluminium und Kunststoff) unterscheiden sich insbesondere in ihrem Reflexionsverhalten. Bei dem eingesetzten Aluminium handelt es sich um eine Aluminium-Knetlegierung (AlZnMgCu 1.5) mit einem sehr hohen Reflexionsgrad von ca. $\rho(\lambda=10\text{ }\mu\text{m}) > 90\%$, und bei dem Kunststoff (Polyoxymethylen - POM) um ein Material mit einem sehr geringen Reflexionsgrad von ca. $\rho(\lambda=10\text{ }\mu\text{m}) > 5\%$. Die Infrarottemperaturmessung bei der Zerspanung von POM zeigt daher ein Wärmebild, das nahezu frei von Reflexionen meßbar ist (Bild 52) [100].

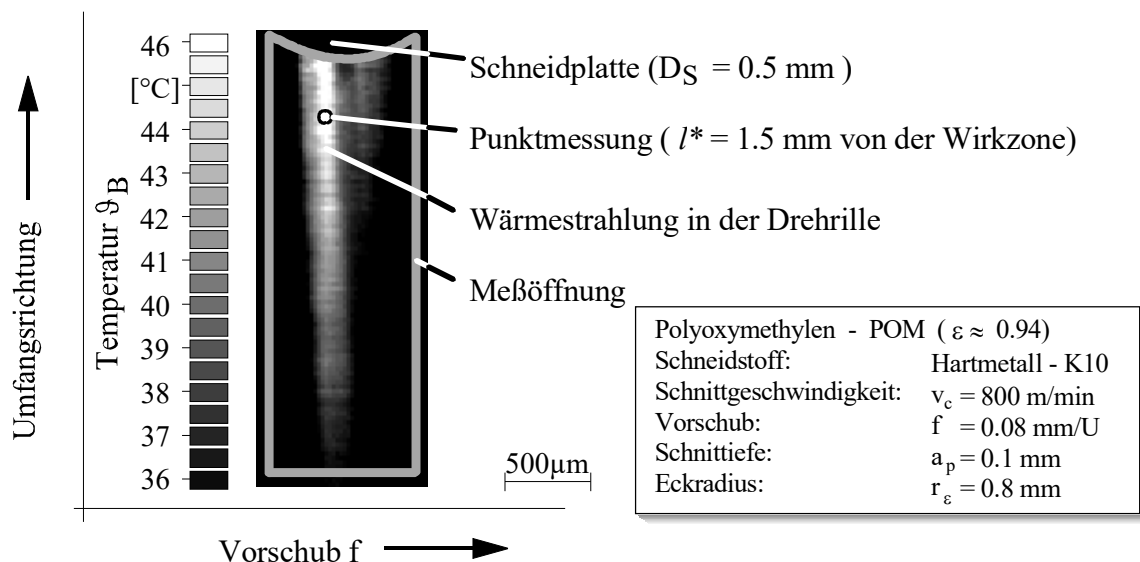


Bild 52: Wärmebild der Wärmestrahlungsdichte L_B an der Werkstückoberfläche von POM nach einer Schnittzeit $t_c = 0.1$ s, nahezu frei von Reflexionen und konstant ($L_B = 0$).

Bild 53 zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperatur Θ_B in einem Meßpunkt in der Drehrille mit einem Abstand von der Wirkzone von $l^* = 1.5$ mm (Bild 52). Der niedrige Reflexionsgrad ρ des Kunststoffs kann den störenden Einfluß durch die hohe Störstrahlungsdichte L_{Sp} der umherwirbelnden Späne nicht vollkommen verhindern. Auf diese Weise kommt es zu einer leicht identifizierbaren partiellen Signalerhöhung (Peaks).

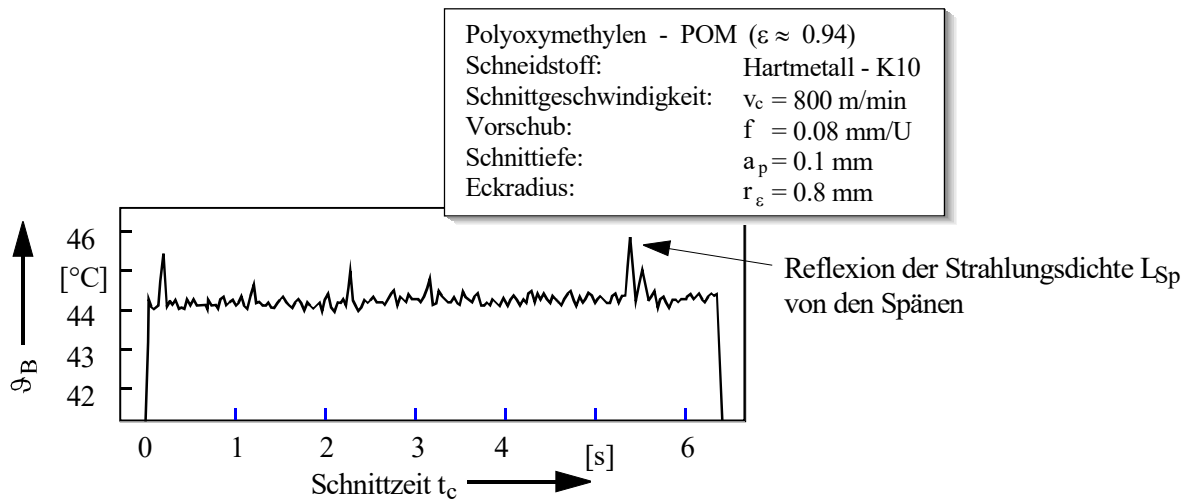


Bild 53: Der zeitliche Verlauf der Temperatur an einem Meßpunkt in der Drehrille zeigt, abgesehen von einzelnen Peaks (Reflexion der Störstrahlungsdichte L_{Sp} der Späne), einen quasistationären Signaltrend.

Von diesen einzelnen Peaks abgesehen verhält sich die Wärmestrahlungsdichte L_B der Werkstücktemperatur Θ_B in der Drehrille unmittelbar nach dem Anschnitt quasistationär ($L_B = 0$).

Die Zerspanung von Aluminium führt zu einer Temperaturverteilung an der Werkstückoberfläche unmittelbar nach dem Schnitt, die auf Grund des hohen Reflexionsgrads ρ von Aluminium (Alu: $\rho(\lambda = 8\text{-}12 \mu\text{m}) > 90 \%$) nur zu weniger als 10 % (Emissionsgrad ϵ von Alu: $\epsilon = (1-\rho) < 10 \%$) in Wärmestrahlung umgesetzt wird. Der Nachweis der Störstrahlung wird, den Ursachen entsprechend, in „Störstrahlung L_{Sp} von den Spänen“ und „Störstrahlung L_{Sch} von der Schneidplatte“ gegliedert.

Störstrahlung von den Spänen

Für den Nachweis der Störstrahlungsdichte L_{Sp} durch die Späne wird der Beginn des Bearbeitungsprozesses ($t_c < 0.1 \text{ s}$), der sog. „Anschnitt“, gewählt. In dieser Phase des Prozesses steigt beim Außenrundlängsdrehen die Schnitttiefe a_p kontinuierlich an. Die integrale Temperatur Θ_{Sch} an der Schneidplatte ist unmittelbar nach dem Anschnitt vernachlässigbar klein. Auch die Temperatur an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche Θ_B ist nicht hinreichend hoch, um mit dem geringen Emissionsgrad ϵ von Aluminium eine der Störstrahlungsdichte L_{Sp} der Späne vergleichbar große Nutzstrahlungsdichte L_B zu erzeugen.

Die zeitliche Temperaturlösung $d\Theta(x,y)/dt = 30$ Wärmebilder pro Sekunde des Thermografiesystems ist nicht ausreichend hoch, um die Spiegelung der Störstrahlungsdichte L_{Sp} am Werkstück zu erfassen, die von den umherfliegenden Spänen verursacht wird. Bild 54 kann deshalb nur „Blitze“ darstellen, die durch eine extrem kurzzeitige Reflexionszeit t_p der Störstrahlungsdichte L_{Sp} ($t_p \ll 10^{-3} \text{ s}$) hervorgerufen werden.

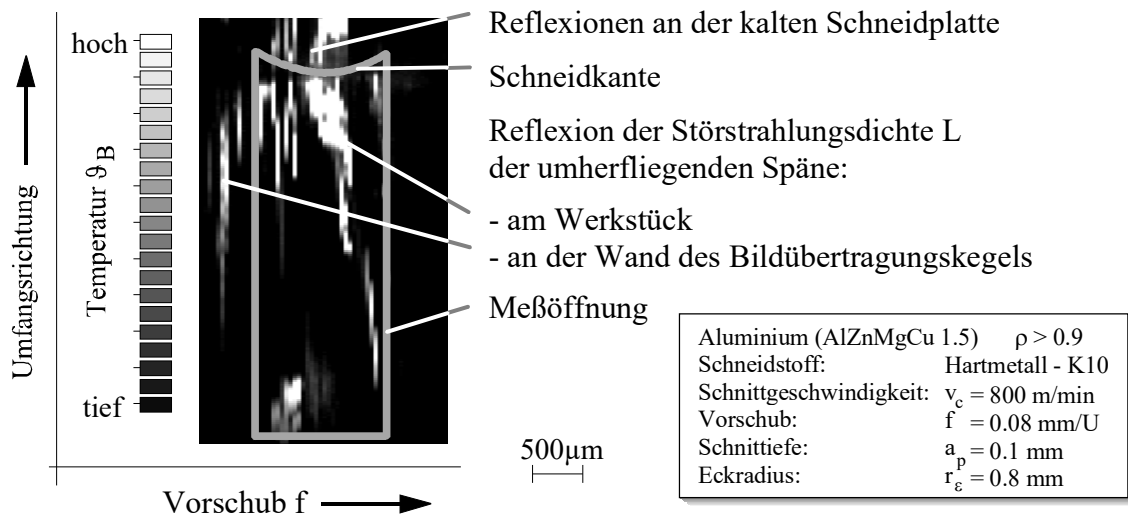


Bild 54: Reflexion der Störstrahlungsdichte L_{Sp} von umherfliegenden Spänen an der Werkstückoberfläche, der Schneidplatte und an der Wand des Bildübertragungskegels.

Störstrahlung von der erwärmten Schneidplatte

Für den Nachweis der Störstrahlungsdichte L_{Sch} durch die erwärmte Schneidplatte wird das Werkstück mit einem Lack beschichtet, dessen Reflexionsgrad $\rho(\lambda = 8\text{-}12 \mu\text{m}) < 10 \%$ beträgt. Zusätzlich werden während der Temperaturmessung die Späne abgesaugt. Auf diese Weise kann die Reflexion der erzeugten Störstrahlungsdichte L_{Sp} durch die umherfliegenden Späne am Werkstück hinreichend unterdrückt werden. Bild 55 zeigt für diesen Prozeß das Wärmebild, in dem die Störstrahlungsdichte L_{Sch} von der Schneidplattenunterseite und aus dem Spalt zwischen dem Werkstück und der Freifläche des Werkzeugs identifiziert werden kann. Die schmale Struktur der Nutzstrahlungsdichte L_B (Bild 52) ist in Bild 55 nicht erkennbar.

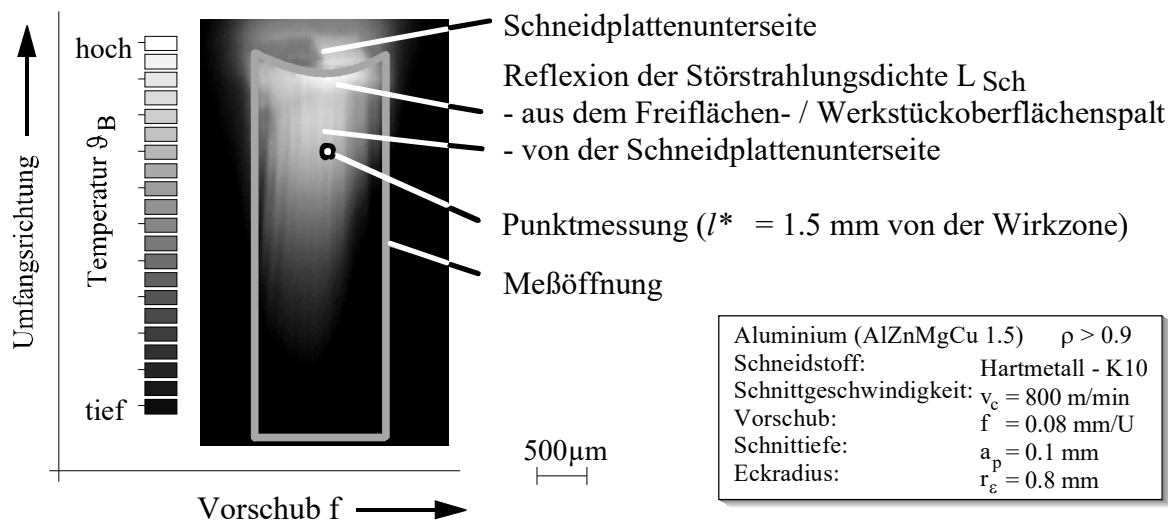


Bild 55: Reflexion der Störstrahlungsdichte L_{Sch} von der Schneidplattenunterseite und aus dem Spalt zwischen dem Werkstück und der Freifläche des Werkzeugs am Werkstück.

Bild 56 zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperatur Θ_B in einem Meßpunkt in der Drehrille mit einem Abstand l^* von der Wirkzone von $l^* = 1.5 \text{ mm}$ (Bild 55). Der hohe Reflexionsgrad ρ des Aluminiums bewirkt, daß der Hauptanteil des Meßsignals sich der in Bild 55

identifizierten Störstrahlungsdichte L_{Sch} zuordnen läßt. Die Störstrahlungsdichte L_{Sch} durch die erwärmte Schneidplatte wird während der Zerspanung durch Mehrfachreflexionen zwischen Werkzeugfreifläche und der Werkstückoberfläche verstärkt (Gleichung 41). Das Meßsignal (Bild 56) der in Bild 55 festgelegten Meßstelle nimmt deshalb mit der Erwärmung der Schneidplatte kontinuierlich zu. Am Ende des Zerspanprozesses entfernt sich die Schneide vom Werkstück und unterbricht damit abrupt die Signalverstärkung durch Mehrfachreflexionen. Der quasistationäre Verlauf des Nutzsignals (Bild 53) ist nicht erkennbar.

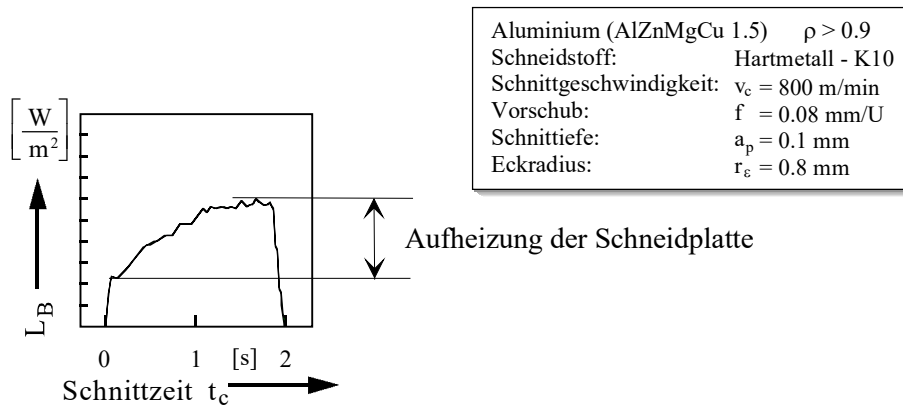


Bild 56: Zeitlicher Verlauf der Wärmestrahlungsdichte L_B an einem Meßpunkt in der Dreh- rille.

Der aus der Überlagerung der Werkstückstrahlungsdichte L_B und der durch die Reflexion der Störstrahlungsdichte $L_{Stör}$ entstehende relative Fehler ergibt sich nach Gleichung 43 aus der Differenz zwischen der mit Hilfe der Strahlungsmessung bestimmten Temperatur ϑ_M und der realen Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B , bezogen auf die tatsächlichen Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B bezogen auf diese

$$\Delta\vartheta = \frac{\vartheta_M - \vartheta_B}{\vartheta_B} = \frac{\sqrt[4]{\frac{L_{ges}}{\epsilon}} - \vartheta_B}{\vartheta_B} \quad [\quad]. \quad (43)$$

Die zur Messung der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B herangezogene Gesamtstrahlungsdichte L_{ges} setzt sich nach Gleichung 44 zusammen aus

- der Werkstückstrahlungsdichte L_B ,
- der Umgebungsstrahlungsdichte L_{amb} , multipliziert mit dem Reflexionsgrad ρ der Werkstückoberfläche und
- der Störstrahlungsdichte $L_{Stör}$, multipliziert mit dem Reflexionsgrad ρ der Werkstückoberfläche.

(Die Störstrahlungsdichte $L_{Stör}$ beinhaltet das Signal der umherfliegenden Späne und der Schneidplatte)

$$L_{ges} = L_B + L_{amb} \cdot \rho_B + L_{Stör} \cdot \rho_B \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right]. \quad (44)$$

Nach dem Stefan-Boltzmann'schen Strahlungsgesetz (Gleichung 34) und der Definition für den Emissionsgrad (Gleichung 37) kann von der Strahlungsdichte L auf reale Temperaturen ϑ übergegangen werden.

$$L_{\text{ges}} = \vartheta_B^4 \cdot \varepsilon_B + \vartheta_{\text{amp}}^4 \rho_B + \vartheta_{\text{Stör}}^4 \rho_B \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right]. \quad (45)$$

Mit (Gleichung 18 und Gleichung 38) kann der Reflexionsgrad der Werkstückoberfläche ρ_B durch seinen Emissionsgrad ε_B ersetzt werden (Gleichung 46):

$$L_{\text{ges}} = \vartheta_B^4 \cdot \varepsilon_B + \vartheta_{\text{amp}}^4 (1 - \varepsilon_B) + \vartheta_{\text{Stör}}^4 (1 - \varepsilon_B) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right], \quad (46)$$

(mit $\varepsilon_{\text{amb}} = \varepsilon_{\text{Stör}} = 1$).

Somit ergibt sich für den relativen Fehler $\Delta\vartheta$ durch die Überlagerung der Werkstückstrahlungsdichte L_B mit der Reflexion der Störstrahlungsdichte $L_{\text{Stör}}$ nach Gleichung 47:

$$\Delta\vartheta = \frac{\sqrt[4]{\frac{\vartheta_B^4 \cdot \varepsilon_B + \vartheta_{\text{amp}}^4 (1 - \varepsilon_B) + \vartheta_{\text{Stör}}^4 (1 - \varepsilon_B)}{\varepsilon_B}}} - \vartheta_B \quad []. \quad (47)$$

Für die grafische Darstellung des Lösungsgebiets von Gleichung 47 (Bild 57) wurden Störstrahlungstemperaturen von $\vartheta_{\text{Stör}} = 200 - 700 \text{ } ^\circ\text{C}$, Werkstückoberflächentemperaturen von $\vartheta_B = 200 - 700 \text{ } ^\circ\text{C}$ bei einem Emissionsgrad von $\varepsilon_{\text{Werkstück}} = 0.12$ (Stahl) und eine Umgebungstemperatur von $\vartheta_{\text{amb}} = 21 \text{ } ^\circ\text{C}$ angenommen. Man erkennt, daß bei einer Störstrahlungstemperatur von $\vartheta_{\text{Stör}} = 700 \text{ } ^\circ\text{C}$ und einer Werkstückoberflächentemperatur von $\vartheta_B = 200 \text{ } ^\circ\text{C}$ der Meßfehler bis zu $\Delta\vartheta = 250 \text{ } \%$ betragen kann (Bild 57).

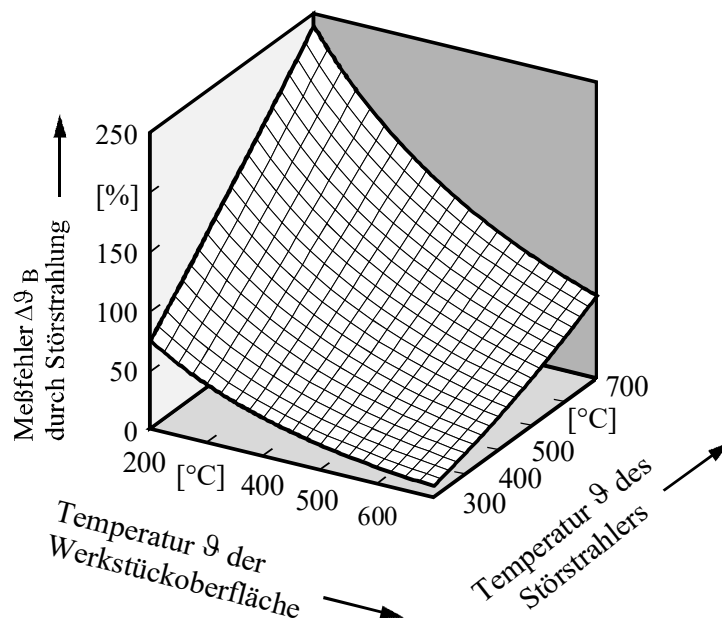


Bild 57: Einfluß der Störstrahlungsdichte $L_{\text{Stör}}$ auf den Meßfehler $\Delta\vartheta$ bei der Werkstückoberflächentemperaturmessung ϑ_B .

Es war somit ein vorrangiges Ziel, die Störstrahlung abzuschirmen.

Maßnahmen gegen Störstrahlung von den Spänen

Eine Störstrahlungsquelle mit großer Strahlungsdichte $L_{\text{Stör}}$ geht von den umherwirbelnden Spänen aus. Sie wird an unterschiedlichen Stellen der Werkstückoberfläche in der Weise reflektiert, daß diese Störstrahlung im Wärmebild der Meßfläche erscheint. Für die Signaltrennung kommen unterschiedliche Varianten in Betracht. Wie in Bild 58 dargestellt, kann mit Hilfe eines Abschirmblechs, welches den Bereich zwischen dem Werkstück und dem Drehmeißel trennt, die Strahlungsdichte der Späne abgeschirmt werden. Der unmittelbar nach seiner Entstehung durch die Öffnung des Abschirmblechs oberhalb der Schneidplatte hinter die Abschirmung geschobene Span, kann dort durch einen hinter der Schneidplattenklemmung angebrachten Metallschlauch abgesaugt werden. Zur Vermeidung von Reflexionen ist der Metallschlauch mit Graphit beschichtet.

Eine andere Variante besteht in der Verkleinerung des potentiellen Reflexionsspalts zwischen Drehmeißel und Werkstück. Auf diese Weise wird die Wärmestrahlungsdichte L_{Sp} durch Mehrfachreflexion im kühlen Bereich von der Werkstückoberfläche ($\vartheta_{\text{B}} \approx 20^\circ\text{C}$, $\varepsilon \approx 0.12$) und vom gegenüberliegenden beschichteten Meißelgrundkörper ($\vartheta_{\text{Meißel}} \approx 20^\circ\text{C}$, $\varepsilon \approx 0.9$) absorbiert. Experimentelle Untersuchungen zeigen, daß bei einem Abstand l_{D} zwischen Drehmeißelgrundkörper und Werkstück unter 0.1 mm und einer prozeßsicheren Spanabsaugung die Wärmestrahlungsdichte L_{Sp} der Späne hinreichend abgeschirmt wird. In diesem Fall kann auf ein zusätzliches Abschirmblech zwischen Werkstück und Spanabfuhrgebiet (Bild 58) verzichtet werden.

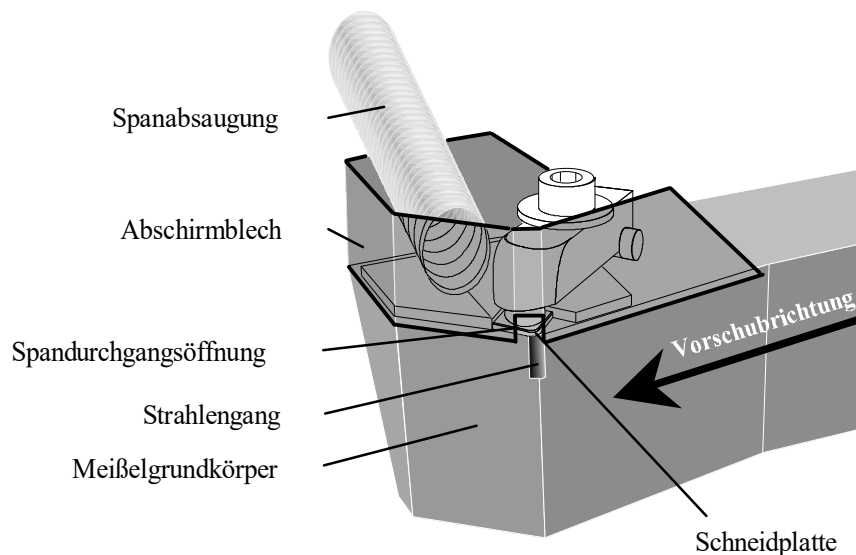


Bild 58: Ausblenden der Wärmestrahlungsdichte L_{Sp} von den Spänen durch ein Abschirmblech und eine Spanabsaugung.

3.6.2 Störstrahlung von der Schneidplattenfreifläche

Während der Zerspanung erhitzt sich die eingesetzte Schneidplatte. Insbesondere von der Werkzeugfreifläche geht deshalb eine kritische Störstrahlung L_{Sch} der Schneidplatte aus und reflektiert mehrfach an der Werkstückoberfläche (Bild 59). Die so nach Gleichung 42 verstärkte Strahlungsdichte L_{Sch} erscheint als starkes Fremdsignal in der Strahlungsmessung. Zur Ausblendung dieser Mehrfachreflexionen an der Freifläche des Werkzeugs wird eine parallel geführte Schneidplattenunterlage (Blende) so nah wie möglich an das Werkstück herangeführt.

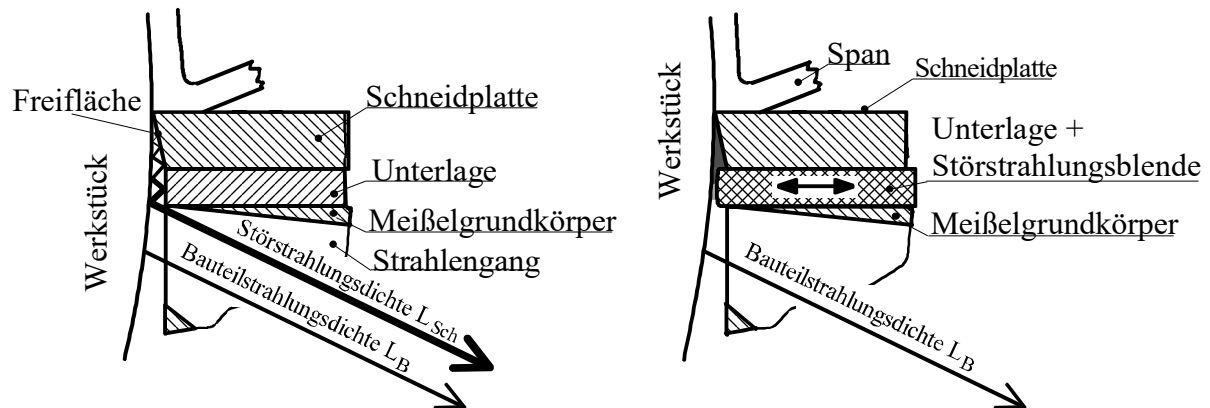


Bild 59: Mehrfachreflektierte Störstrahlung L_{Sch} an der Werkzeugfreifläche kann durch eine verschiebbare Schneidplattenunterlage (Blende) ausgeblendet werden.

Die möglichst dünn gewählte Unterlage ($D_U = 0.1 \text{ mm}$) läßt sich senkrecht zur Werkstückoberfläche verschieben (Bild 59) und gewährleistet so die leichte Einstellung eines Dichtspalts l_B der Blende. Bild 60 zeigt die Kontur der Unterlage an der Stirnseite. Die Kontur der Blende (Unterlage) entspricht dem durch die Schnitttiefe a_p veränderten Werkstückdurchmesser D_B , wobei Schnitttiefenschwankungen Δa_p an der Werkstückoberfläche unmittelbar vor dem Schnitt berücksichtigt werden müssen (Bild 60). Für die Schlichtbearbeitung werden üblicherweise Schnitttiefen von $a_p \leq 0.1 \text{ mm}$ gewählt. Größere Werte für die Schnitttiefe a_p haben nur geringen Einfluß auf die Oberflächenrauheit R_z , erhöhen aber die Zerspankräfte und somit den Werkzeugverschleiß und die Verformungen des Werkstücks [101, 102].

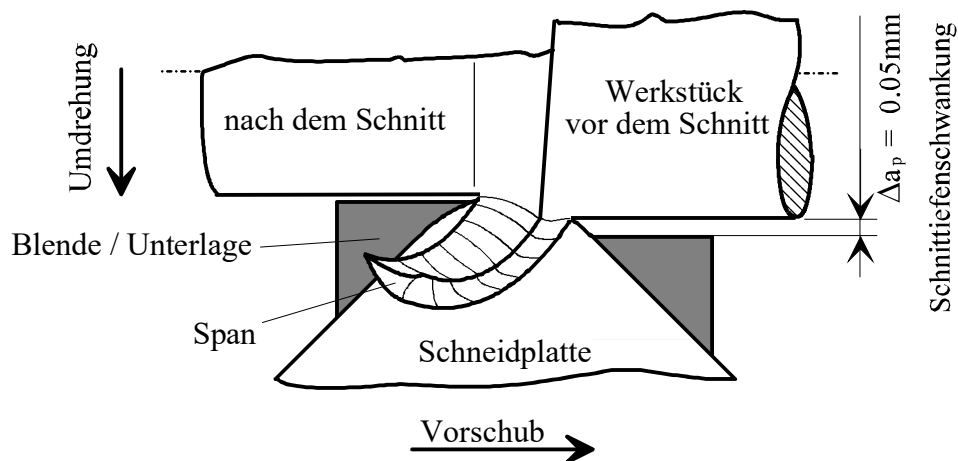


Bild 60: Stirnkontur der Schneidplattenunterlage für Schnitttiefenschwankungen von $\Delta a_p = 0.05 \text{ mm}$.

Werden für das Schlichten Schnitttiefen kleiner als $a_p = 0.1 \text{ mm}$ gewählt, kann es je nach Schneidengeometrie und Maschinensteifigkeit zu Ratterschwingungen und damit zu einer erheblich verschlechterten Oberflächentopographie kommen. Zur Gewährleistung einer ausreichenden Prozeßsicherheit gegen maschinen- und werkstückformbedingte Schnitttiefenschwankungen Δa_p sollte die Stirnseite der in Bild 59 dargestellten Blende so dimensioniert werden, daß Schnitttiefenschwankungen bis zu $\Delta a_p = 0.05 \text{ mm}$ zulässig sind und es dabei zu keiner Berührung zwischen der Schneidplattenunterlage (Blende) und der zu zerspanenden

Werkstückoberfläche kommen kann. Der Spalt zwischen der Schneidplattenunterlage und der Werkstückoberfläche (Bild 61 links) kann somit nicht vollkommen dicht geschlossen werden.

Die Reststrahlung kann in einen Anteil, der direkt und ohne weitere Reflexion durch den Spalt strahlt sowie in einen Anteil, der im Spalt zumindest einmal reflektiert wird zerlegt werden. Der erste Strahlungsanteil wird zum überwiegenden Teil auf den beschichteten Meißelgrundkörper treffen und dort weitgehend absorbiert.

Bild 61 zeigt die durch Erodieren erzeugte Blendenoberfläche an der Stirnseite gegenüber der Werkstückoberfläche, an der der zweite Anteil durch die hohe Oberflächenrauheit absorbiert werden kann.

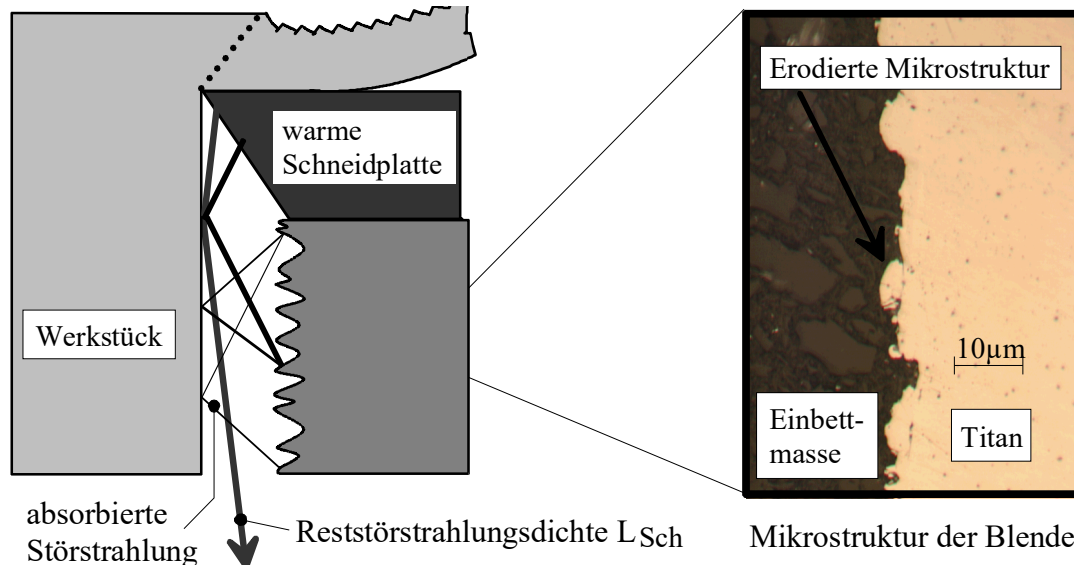


Bild 61: Die rauhe Mikrokontur der Schneidplattenunterlagenstirnseite kann einen Großteil der kritischen Störstrahlungsdichte L_{Sch} durch Mehrfachreflexion absorbieren.

Die beschriebenen Maßnahmen zur Reduktion der Störstrahlung (Späneabsaugung, Abschirmblech, Unterlage mit rauher Stirnseite) wurden experimentell überprüft. Bild 62 zeigt das Wärmebild bei der Zerspanung von Aluminium mit und ohne diese Maßnahmen. In Bild 62 links sind starke Reflexionen aus dem Gebiet der Freifläche an der Werkstückoberfläche erkennbar. Der Einsatz der Schneidplattenunterlage (Bild 62 rechts) kann einen Großteil der Reflexionen ausblenden. Der hohe Reflexionsgrad ρ von Aluminium ermöglicht die sichere Darstellung der Restreflexion der Störstrahlungsdichte L_{Sch} aus dem Gebiet der Werkzeugfreifläche unterhalb der Schneidplatte. Da das Werkstück aus Aluminium bei der Zerspanung nur geringfügig erwärmt wird, und Aluminium mit seiner hohen Wärmeleitfähigkeit λ_w und der geringen Emission ε im Abstand von $l^* = 0.7 \text{ mm}$ von der Wirkzone keine für die Temperaturmessung ausreichende Nutzstrahlungsdichte L_B emittiert, bleibt der Bereich unmittelbar unter dem beschriebenen Reflexionsstreifen „dunkel“ (Bild 62 rechts) [103].

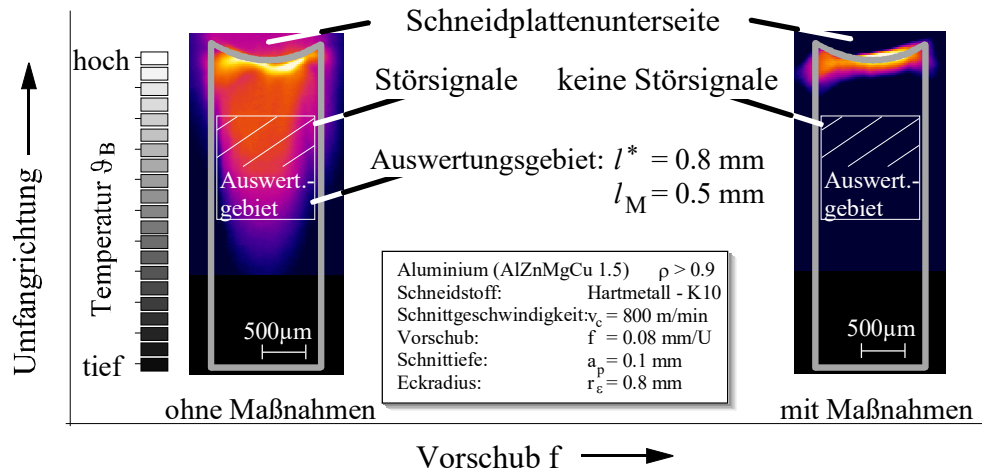


Bild 62: Experimentelle Überprüfung der Maßnahmen zur Verringerung der kritischen Störstrahlungsdichte L_{Sch} [103].

Damit ist sichergestellt, daß das potentielle Auswertungsgebiet im Abstand von $l_M = 0.5 \text{ mm}$ zur Schneidplattenunterseite (Bildoberkante) hinreichend frei von der kritischen Störstrahlungsdichte L_{Sch} ist.

3.6.3 Störstrahlung von der Schneidplattenunterseite

Wie schon mehrfach erwähnt, erhitzt sich die eingesetzte Schneidplatte während der Zerspaltung. Die Wärmestromdichte \dot{q} in der Schneidplatte führt zu einer Erwärmung der Schneidplattenunterlage und des Drehmeißelgrundkörpers. Auf diese Weise wird die Oberseite des Bildübertragungskanal im Drehmeißelgrundkörper erwärmt. Bild 63 zeigt die Richtung des Summenvektors der Wärmestromdichte \dot{q} und dessen Komponenten \dot{q}_H (Wärmestromdichte in Richtung Schneidplattenhalter) und \dot{q}_U (Wärmestromdichte in Richtung Unterlage).

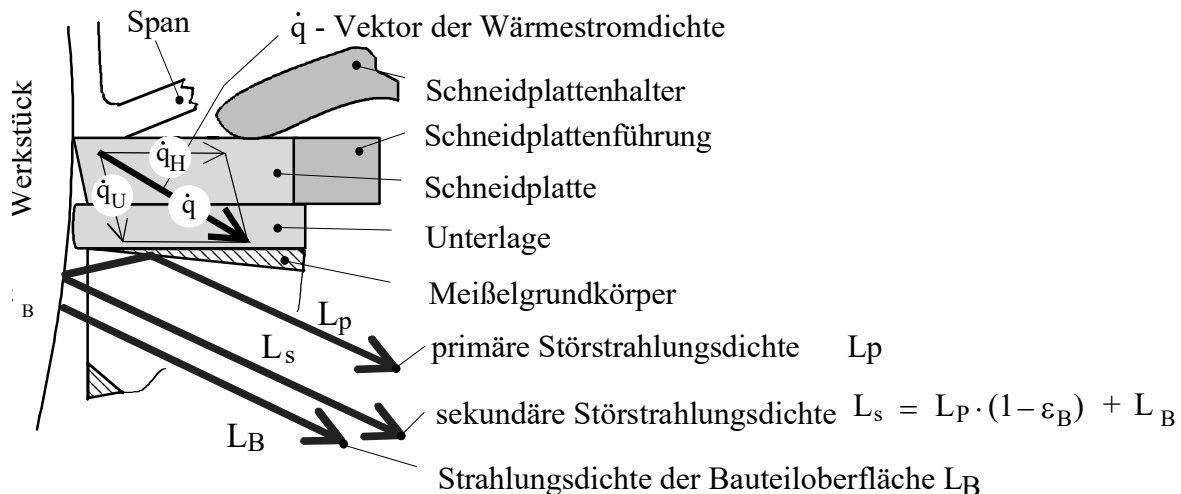


Bild 63: Konvektiv abgeführte Wärmestromdichte \dot{q} von der Schneidkante erwärmt den Meißelgrundkörper und führt zu primärer Störstrahlungsdichte L_p von der Oberseite des Bildübertragungskanal und, nach Reflexion an der Werkstückoberfläche, zu sekundärer Störstrahlungsdichte L_s .

Die Wärmestrahlungsdichte L der dadurch erwärmten Unterlage geht als primäre Störstrahlung L_p und nach Reflexion an der Werkstückoberfläche als sekundäre Störstrahlung L_s in die

Messung ein. Die allgemeine Richtung des Wärmestromdichtevektors \dot{q} wird durch unterschiedliche Wärmeleitfähigkeit- (λ_W) und Wärmeübergangskoeffizienten (α) der beteiligten Materialien und Oberflächen beeinflusst. Das Aufheizen der Oberseite des Bildübertragungskanals kann somit durch die geeignete Wahl des Materials (Wärmeleitungskoeffizient λ_W) und der in Kontakt stehenden Oberflächen (Wärmeübergangskoeffizient α) verringert werden. Die Wärmestromdichte \dot{q} von der Schneidkante sollte möglichst vollständig über die Schneidplattenhalterung abgeführt werden. Der Drehmeißelgrundkörper muß dazu hinreichend von der Schneidplatte thermisch isoliert werden. Das Material der zwischen dem Meißelgrundkörper und der Schneidplatte liegenden Schneidplattenunterlage muß deshalb neben einer hohen Festigkeit σ_F eine niedrige Wärmeleitfähigkeit λ_W aufweisen (z.B. Titan mit einer Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_W = 22 \text{ W/mK}$ bei $\vartheta = 20 \text{ °C}$). Eine große Oberflächenrauheit ($R_Z > 10 \mu\text{m}$) an der Oberfläche der Schneidplattenunterlage und der Einsatz einer thermisch isolierenden Beschichtung (z.B. (Ti,Al)N) vergrößern den Wärmeübergangskoeffizienten α und verringern dadurch zusätzlich die Wärmestromdichte \dot{q} von der Schneidplatte in den Meißelgrundkörper (Bild 64). Der Wärmeabtransport wird durch einen groß dimensionierten Schneidplattenhalter und eine Schneidplattenführung aus hoch wärmeleitfähigem Material (Kupfer mit $\lambda_{Cu} = 384 \text{ W/mK}$ bei $\vartheta = 20 \text{ °C}$) einerseits, und durch die Gestaltung eines großflächigen Kontaktbereichs zwischen der Schneidplatte und dem Schneidplattenhalter bzw. der Schneidplattenführung andererseits, bewirkt (Bild 64).

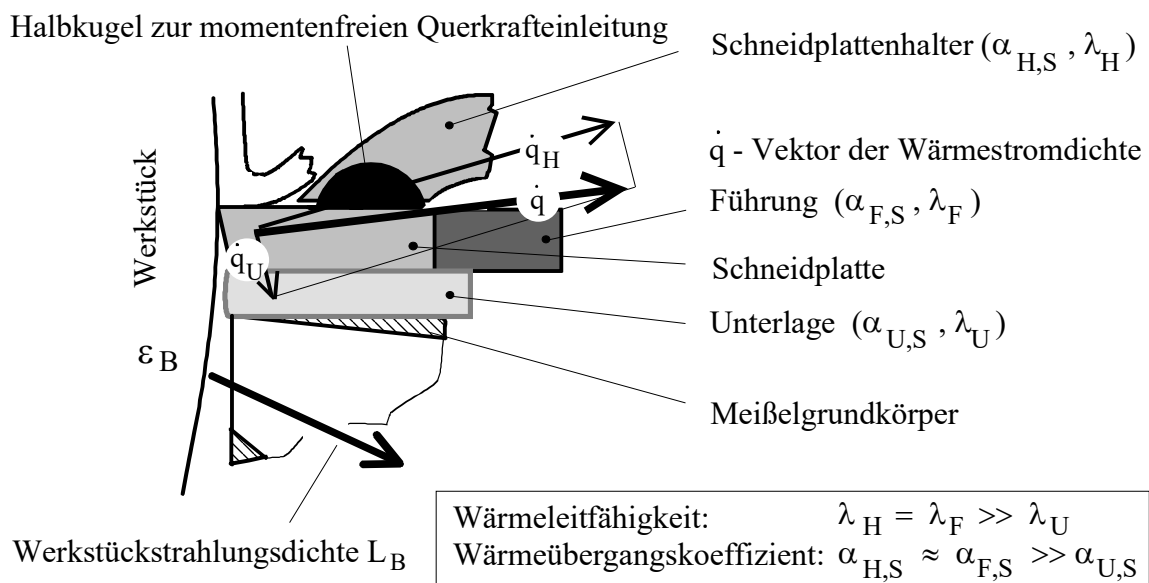


Bild 64: Richtungsänderung des Wärmestromdichtevektors \dot{q} in der Schneidplatte durch thermische Isolation in Richtung des Bildübertragungskanals und Verbesserung der Wärmeabfuhr in Richtung des Schneidplattenhalters.

Experimentelle Tests zur Prüfung der beschriebenen Maßnahmen (Wärmeisolation an der Schneidplattenunterseite und verbesserter Wärmeabfluß an der Schneidplattenoberseite in die Schneidplattenhalterung) zeigen, daß die Temperatur ϑ des Meißelgrundkörpers auch bei größeren Schnittwegen l_c ausreichend gering bleibt, und somit die Störstrahlungsdichte L_{Sch} des Meißelgrundkörpers vernachlässigt werden kann. Bild 65 zeigt den thermografisch gemessenen Temperaturverlauf an der Oberseite des Bildübertragungskegels über die Einsatzzeit von $t_c = 14 \text{ s}$.

Beim Einsatz der beschriebenen Maßnahmen zur Wärmeisolation an der Schneidplattenunterseite und zum verbesserten Wärmeabfluß an der Schneidplattenoberseite in die Schneidplat-

tenhalterung zeigt sich somit keine kritische Erwärmung des Drehmeißelgrundkörpers. Da die erwarteten Werkstückoberflächentemperaturen bei ca. $\vartheta_B \approx 400^\circ\text{C}$ liegen und die gemessene Störstrahlungstemperatur $\vartheta_{\text{Stör}} < 25^\circ\text{C} \pm 5\%$ beträgt, kann nach Gleichung 47 und einem Emissionsgrad von $\varepsilon_B = 0.12$ (Stahl) ein Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta < 12\%$ berechnet werden.

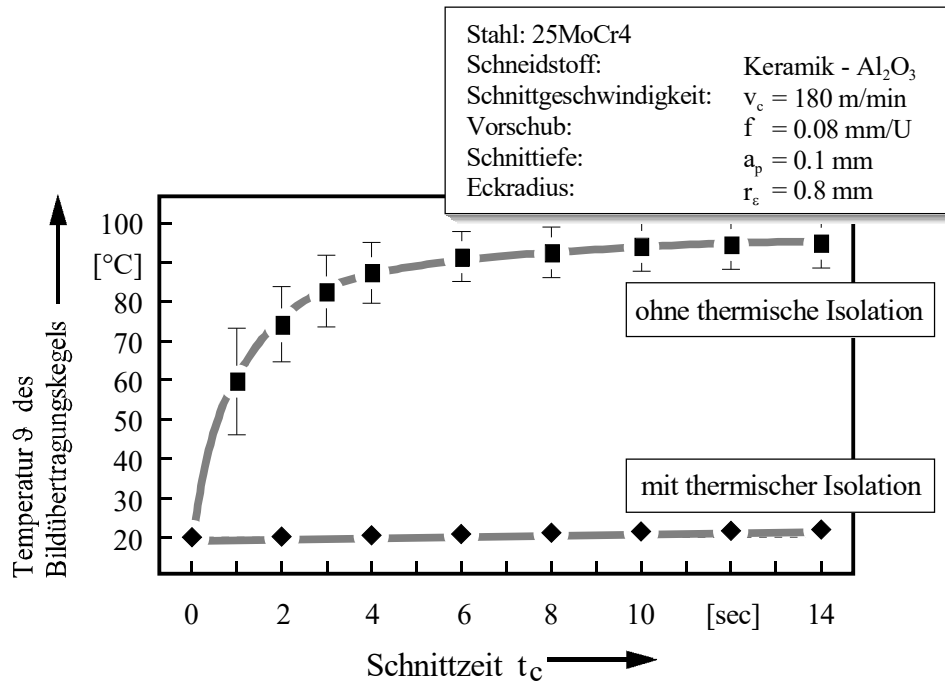


Bild 65: Temperaturverlauf $\vartheta(t)$ an der Oberseite des Bildübertragungskegels mit und ohne Maßnahmen zur Wärmeisolation an der Schneidplattenunterseite und verbesserte Wärmeabfuhr an der Schneidplattenoberseite [103].

Da der Temperaturverlauf $\vartheta(t)$ an der Oberseite des Bildübertragungskegels nahezu konstant ist ($\dot{\vartheta} < 0.2\text{ K/s}$), kann der Temperaturmeßfehler $\Delta\vartheta$ als systematischer Fehler betrachtet, nach einer betragsmäßigen Bestimmung während des Versuchs in der Software des Thermografiesystems, als Umgebungstemperatur ϑ_{amb} eingegeben und somit korrigiert werden.

3.7 Abstand zwischen Meßort und Freiflächenkontaktgebiet

Bild 22 verdeutlicht, daß die exakte Bestimmung des Abstands zwischen Meßort und Freiflächenkontaktgebiet l^* insbesondere dann von Bedeutung ist, wenn das Ergebnis als Eingangsgröße für die rechnerische Bestimmung der Temperaturen ϑ im Freiflächenkontaktgebiet, in der Wirkzone oder in der Werkstücktiefe herangezogen werden soll. Bild 66 zeigt die geometrischen Verhältnisse bei der Inprozeßtemperaturmessung im Querschnitt. Der gekrümmte Meßabstand l^* wird nach Gleichung 48 aus der Schneidplattendicke D_s , der Unterlagendicke D_u , dem Abstand l_M (Bildoberkante) von der Meßstelle zur Schneidplattenunterlage, dem Freiflächenverschleiß VB und dem Krümmungsradius R des Werkstücks bestimmt

$$l^*(R) = \frac{2 \cdot \pi \cdot R}{360} \cdot \left[\arcsin\left(\frac{D_s + D_u}{R}\right) - \arcsin\left(\frac{VB}{R}\right) \right] + l_M \quad [\text{mm}] \quad (48)$$

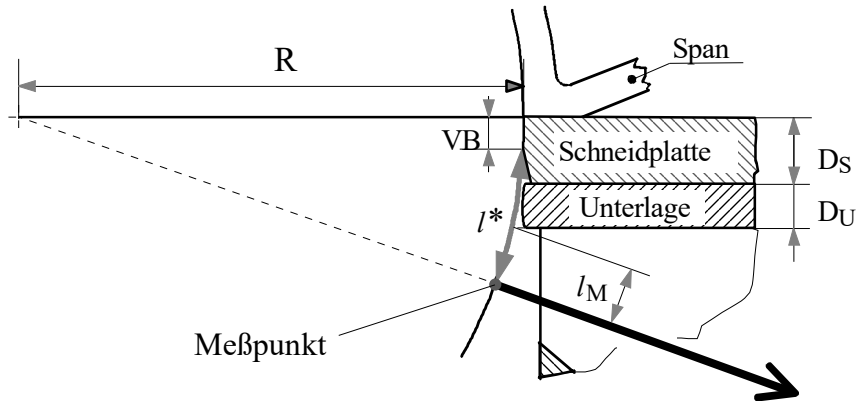


Bild 66: Geometrische Verhältnisse für die Bestimmung des Meßabstands l^* vom Freiflächenkontaktgebiet [103].

Die projizierte Bogenlänge l' , die sich nach Gleichung 49 aus der Summe der Schneidplattendicke D_S , der Unterlagendicke D_U , dem Meßabstand von der Schneidplattenunterlage l_M (Bildoberkante), minus dem Freiflächenverschleiß VB berechnet, unterscheidet sich bei einem in dieser Arbeit üblichen Werkstückdurchmesser von $D_B = 40$ mm, nur wenig von der nach Gleichung 48 berechneten Bogenlänge $l^*(R)$

$$l' = D_S + D_U + l_M - VB \quad [\text{mm}] \quad (49)$$

Bild 67 zeigt die Differenz Δl zwischen der nach Gleichung 48 berechneten Bogenlänge $l^*(R)$ und der überschlagsmäßig bestimmten projizierten Bogenlänge l' nach Gleichung 49 für unterschiedliche Werkstückdurchmesser D_B .

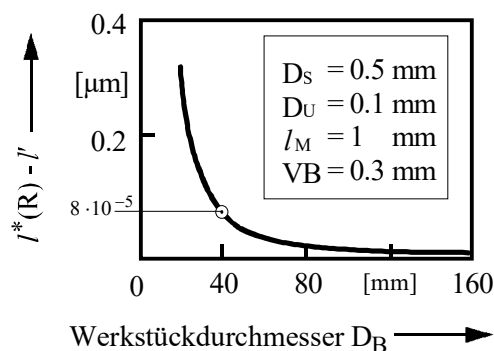


Bild 67: Fehler bei der vereinfachten Abstandsbestimmung nach Gleichung 49 für unterschiedliche Werkstückradien.

Bei einem Werkstückdurchmesser von $D_B = 40$ mm, einer Schneidplattendicke von $D_S = 0,5$ mm, einer Unterlagendicke von $D_U = 0,1$ mm, einem Meßfleckenabstand von der Schneidplattenunterlage von $l_M = 1$ mm und einem Freiflächenverschleiß von $VB = 0,3$ mm ergibt sich durch die vereinfachte Bestimmung der projizierten Bogenlänge l' nach Gleichung 49 ein vernachlässigbar kleiner Fehler von $l^*(R) - l' = 2 \cdot 10^{-5}$ mm.

Der Abstand l_M vom Meßpunkt zur Schneidplattenunterlage (Wärmebildoberkante) kann nach Bild 52 aus dem Wärmebild und dem dazugehörigen Maßstab mit einem Fehler von $\Delta l_M = 0,01$ mm entnommen werden. Die Bestimmung der Verschleißmarkenbreite VB , der Schneidplattendicke D_S und der Unterlagendicke D_U kann mit einem Fehler von $\Delta VB = \Delta D_S = \Delta D_U = 0,01$ mm gemessen werden. Der Gesamtfehler $\Delta l'$ ergibt sich nach dem

Fehlerfortpflanzungsgesetz von Gauß (Gleichung 50), angewandt auf Gleichung 49, zu ($\Delta l' = 0.02 \text{ mm}$)

$$\Delta l' = \sqrt{\left(\frac{\partial l'}{\partial D_s}\right)^2 \Delta D_s^2 + \left(\frac{\partial l'}{\partial D_u}\right)^2 \Delta D_u^2 + \left(\frac{\partial l'}{\partial l_M}\right)^2 \Delta l_M'^2 + \left(\frac{\partial l'}{\partial VB}\right)^2 \Delta VB^2} = 0.02 \text{ [mm]}. \quad (50)$$

Mit Gleichung 48 kann daraus der zufällige prozentuale Fehler bei der Bestimmung des Abstands zwischen dem Meßort und dem Freiflächenkontaktbereich mit $\Delta l' = 1.3 \%$ angegeben werden.

In den folgenden Kapiteln wird für die Messung von realen Temperaturen die Bestimmung der Emissionsgrade für die eingesetzten Werkstoffe und die Kalibration des modifizierten Drehmeißels beschrieben.

4 Systemkalibration

Neben der Konstruktion und Entwicklung des Systems ergeben sich wichtige wissenschaftliche Fragestellungen bezüglich der Aussagefähigkeit und Reproduzierbarkeit der Ergebnisse. Für die Angabe von realen Temperaturen ϑ als erforderliche Randbedingung für Simulationsrechnungen der theoretischen Prozeßanalyse ist die Kenntnis des Emissionsgrads ε der bearbeiteten Werkstoffe von besonderer Bedeutung. Die Änderung des Emissionsgrads ε der Meßoberfläche bei sich ändernden versuchstechnischen Randbedingungen beeinflusst in höchstem Maße die Reproduzierbarkeit der Infrarottemperaturmessung. So bewirkt, wie beschrieben, ein gesteigerter Verschleiß am Werkzeug eine größere Oberflächenrauheit an der Werkstückoberfläche. Der Einfluß der Oberflächenrauheit auf die Änderung des Emissionsgrads ist daher unbedingt zu prüfen. Angaben über Emissionsgrade ε in diversen Emissionsgradtabellen berücksichtigen nicht, welche spezifischen Emissionsbedingungen während der Strahlungsmessung vorliegen und den Betrag des Emissionsgrads beeinflussen.

Daher soll als Beispiel der Emissionsgrad ε der Werkstoffe 25MoCr4 und Inconel 718 berechnet und experimentell bestimmt werden. In gleicher Weise sollen die relevanten Einflußgrößen wie z.B. Temperatur ϑ und Oberflächenrauheit R_z auf den Emissionsgrad ε ermittelt werden. In einer abschließenden Fehlerbetrachtung $\Delta\varepsilon$ wird für die nachfolgenden Versuche zur Inprozeßtemperaturmessung der Betrag des zufälligen und des systematischen Meßfehlers bestimmt.

4.1 Theoretische Bestimmung des Werkstückemissionsgrads

Ein auffälliges optisches Merkmal der Metalle ist der durch das hohe Reflexionsvermögen ρ bedingte Glanz. Rechnerisch läßt sich das optische Verhalten der Metalle mit der Maxwell'schen Theorie der elektromagnetischen Strahlung erklären [16]. Nach DRUDE ist der Brechungsexponent n für den Eintritt der Wellen in das Metall [13, 14, 114]:

$$n = \sqrt{\mu \cdot \chi \cdot c^2 \cdot \tau} \quad [] . \quad (51)$$

Für das Reflexionsverhältnis bei senkrecht auffallender Strahlung gilt die Gleichung:

$$\varepsilon = 1 - \rho = \frac{2}{n} \quad [] . \quad (52)$$

Die magnetische Permeabilität μ kann für die hier in Frage kommenden hohen Frequenzen auch bei den ferromagnetischen Metallen gleich Eins gesetzt werden. Führt man statt der elektrischen Leitfähigkeit χ den spezifischen elektrischen Widerstand σ und statt der Schwingungsdauer τ einer elektromagnetischen Welle die Wellenlänge λ ein, so geht nach SCHMIDT [114] die Gleichung in die Näherungsgleichung von HAGEN und RUBENS [17] (Gleichung 53) über, welche für Wellenlängen $\lambda > 10^{-6}$ m eine brauchbare Interpolationsgleichung zur Berechnung des Emissionsgrads ε von Eisenwerkstoffen bei Raumtemperatur darstellt:

$$\varepsilon = 0.365 \sqrt{\frac{\sigma}{\lambda}} \quad [] . \quad (53)$$

Die Gleichung gibt ε um so genauer wieder, je größer die Wellenlänge λ des Strahlungsempfängers ist [114]. Tabelle 3 zeigt die nach Gleichung 53 für die Werkstoffe 25MoCr4 und Inconel 718 bei einer ideal glatten Oberfläche und bei Raumtemperatur berechneten Emissionsgrade ε . Dabei wurde der Wert für die elektrische Leitfähigkeit σ von 25MoCr4 und Inconel 718 mit einem Fehler von $\Delta\sigma = \pm 10\%$ gemessen.

Werkstoff	spezifischer elektrischer Widerstand σ	Emissionsgrad ε für ϑ_{amb} nach Gleichung 53
25MoCr4	$0.3 \mu\Omega\text{m} \pm 10\%$	$\varepsilon = 0.06 \pm 5\%$
Inconel 718	$1.1 \mu\Omega\text{m} \pm 10\%$	$\varepsilon = 0.12 \pm 5\%$

Tabelle 3: Emissionsgrade ε für $\lambda = 10 \mu\text{m}$ nach Gleichung 53 berechnet.

4.2 Meßtechnische Bestimmung des Werkstückemissionsgrads

Die experimentellen Möglichkeiten, den Emissionsgrad zu bestimmen, sind zahlreich [97, 104]. In dieser Arbeit wird der Emissionsgrad ε durch vergleichende Messungen bestimmt. Alle experimentell ermittelten Emissionsgrade ε werden, wie in Kapitel 4.3.1 noch ausführlich beschrieben, mit dem theoretischen Wert des Emissionsgrads nach Gleichung 53 bzw. als Funktion der Temperatur $\varepsilon(\vartheta)$ nach Gleichung 61 verglichen. In den dazugehörigen Diagrammen wird zusätzlich die Fehlerbreite dargestellt, die aus dem Fehler bei der experimentellen Bestimmung der elektrischen Leitfähigkeit σ und dem Temperaturkoeffizienten α berechnet wurde.

4.2.1 Infrarot-Reflexionsspektroskopie bei Umgebungstemperatur

Bei gerichtet reflektierenden, strahlungsundurchlässigen Proben kann der spektrale Reflexionsgrad bei unterschiedlichen Temperaturen aus einer IR-Reflexionsspektroskopie ermittelt werden, wenn die Strahlung der reflektierten Strahlungsquelle (Globar) genügend hoch über dem Niveau der Eigenstrahlung liegt. Der Emissionsgrad läßt sich mit den Gleichungen 18 und 38 aus dem Reflexionsgrad berechnen [105]. Tabelle 4 zeigt die IR-Reflexionsspektroskopie-Werte von 25MoCr4 bzw. Inconel 718 im Wellenlängenbereich $\lambda = 8\text{--}12 \mu\text{m}$ bei Raumtemperatur ϑ_{amb} und den daraus berechneten Emissionsgraden. Der Meßfehler dieser Methode liegt bei $\Delta\varepsilon < 5\%$.

Werkstoff	Reflexionsgrad	Emissionsgrad	Streuung
25MoCr4	$\rho = 0.94$	$\varepsilon = 0.05$	$\pm 5\%$
Inconel 718	$\rho = 0.88$	$\varepsilon = 0.12$	$\pm 5\%$

Tabelle 4: Emissionsgrade für 25MoCr4 und Inconel 718 berechnet nach Gleichung 18.

4.2.2 Messung der CO₂ - Laser-Absorption

Die Messung wurde am IFSW der Universität Stuttgart durchgeführt. Die Berechnung des Absorptionsgrads erfolgt bei dieser Meßmethode nach ISO/DIN 11551 aus der charakteristischen Erwärmung einer mit dem Laser bestrahlten Metallprobe [106]. Die Auswahl des Lasertyps fiel dabei auf den CO₂-Laser, da dessen Wellenlänge $\lambda = 10.6 \mu\text{m}$ innerhalb des Wellenlängenbands $\lambda = 8 - 12 \mu\text{m}$ liegt, in dem auch die Kennlinie des Thermografiedetektors liegt. Tabelle 5 zeigt die Absorptionswerte α von 25MoCr4 bzw. Inconel 718 im Wellenlängenbereich $\lambda = 10.6 \mu\text{m}$ bei Raumtemperatur ϑ_{amb} , die nach dem Kirchhoff'schen Gesetz (Gleichung 38), unabhängig von der Beschaffenheit des Körpers, dem Betrag des Emissionsgrads ε entsprechen. Der Meßfehler dieser Methode liegt bei $\Delta\alpha < 3 \%$ [106].

Metall	Absorptionsgrad	Streuung
25MoCr4	$\alpha = 0.05$	$\pm 3\%$
Inconel 718	$\alpha = 0.11$	$\pm 3\%$

Tabelle 5: Absorptionsgrade für 25MoCr4 und Inconel 718 [106].

4.2.3 Strahlungsvergleichsmethode (von $\vartheta = 300 - 500 \text{ }^\circ\text{C}$)

Die Messung wurde im Rahmen dieser Arbeit am Daimler-Benz Forschungszentrum in Ulm durchgeführt. Zur Schaffung eines Vergleichsstrahlers L_{SB} mit definiertem Emissionsgrad ε_V wird bei diesem Verfahren das Meßobjekt (Werkstückoberfläche) entweder mit einer Hilfsbohrung, deren Verhältnis von Bohrungstiefe L zu Durchmesser D ($L/D \geq 2$ ist, versehen oder mit einem dünnen Coating teilweise beschichtet, dessen Emissionswert ε_V bekannt ist (Bild 68) [107].

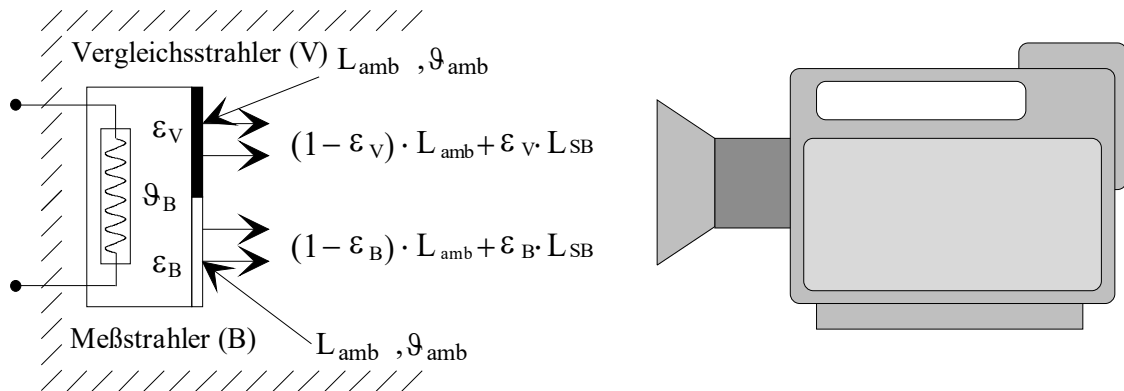


Bild 68: Bestimmung des Werkstückoberflächenemissionsgrads ε_B mit Hilfe des „Schwarzstrahlervergleichs“.

Bei stationären Verhältnissen läßt sich der Werkstückoberflächenemissionsgrad ε_B aus dem Verhältnis der Wärmestrahlungsdichte L_B , der Werkstückoberfläche und der Wärmestrahlungsdichte L_V des Vergleichsstrahlers nach Gleichung 54 berechnen [97]. Dabei ist zu beachten, daß an beiden Oberflächen die Umgebungsstrahlungsdichte L_{amb} reflektiert wird:

$$\begin{aligned} L_V &= (1 - \varepsilon_V) \cdot L_{\text{amb}} + \varepsilon_V \cdot L_{\text{SB}} \\ L_B &= (1 - \varepsilon_B) \cdot L_{\text{amb}} + \varepsilon_B \cdot L_{\text{SB}} \end{aligned} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \cdot \quad (54)$$

Beide Gleichungen nach der „Schwarzkörperstrahlungsdichte“ L_{SB} des Meßobjekts aufgelöst ergeben die Gleichungen 55:

$$\begin{aligned} L_{SB} &= (1 / \varepsilon_V)(L_V - L_{amb}) + L_{amb} \\ L_{SB} &= (1 / \varepsilon_B)(L_B - L_{amb}) + L_{amb} \end{aligned} \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (55)$$

und können nach Gleichung 56 zusammengefaßt werden:

$$\varepsilon_B = \varepsilon_V \frac{(L_B - L_{amb})}{(L_V - L_{amb})} \quad \left[\frac{W}{m^2} \right]. \quad (56)$$

Für die Messung des Emissionsgrads ε (nach Gleichung 56) an der Werkstückoberfläche unmittelbar nach der Inprozeßtemperaturmessung wurde ein Prüfstand konstruiert, in dem das gesamte Werkstück als Meßprobe vorgesehen wurde. Das Werkstück, eine überdrehte Welle mit dem Werkstückdurchmesser $D_B = 40$ mm, enthält eine Bohrung für die Aufnahme des elektrischen Heizelements und einen radialen Einstich mit dem Einstichdurchmesser $D_E = 30$ mm und der Einstichbreite $B_E = 5$ mm (umlaufende Rille), der als Referenzstrahler dient. Die Welle liegt horizontal auf einer Keramikhalterung. Dieses thermisch gut isolierende Material stellt sicher, daß nur sehr wenig Wärme von dem bis auf $\vartheta_B = 500$ °C erwärmten Werkstück über die Halterung abfließt. Der Versuchsaufbau ist durch eine Glashaube abgedeckt und wird mit Argon permanent geflutet (Bild 69). Ein Temperaturfühler (PT100) mißt die Temperatur ϑ_{amb} der Umgebung in unmittelbarer Nähe der Meßstelle. Die Kamera wird unter der Welle im Fokusabstand so justiert, daß die zu vermessende Oberfläche und der Freistich (Referenzstrahler) gleichzeitig auf dem Bild zu sehen sind.

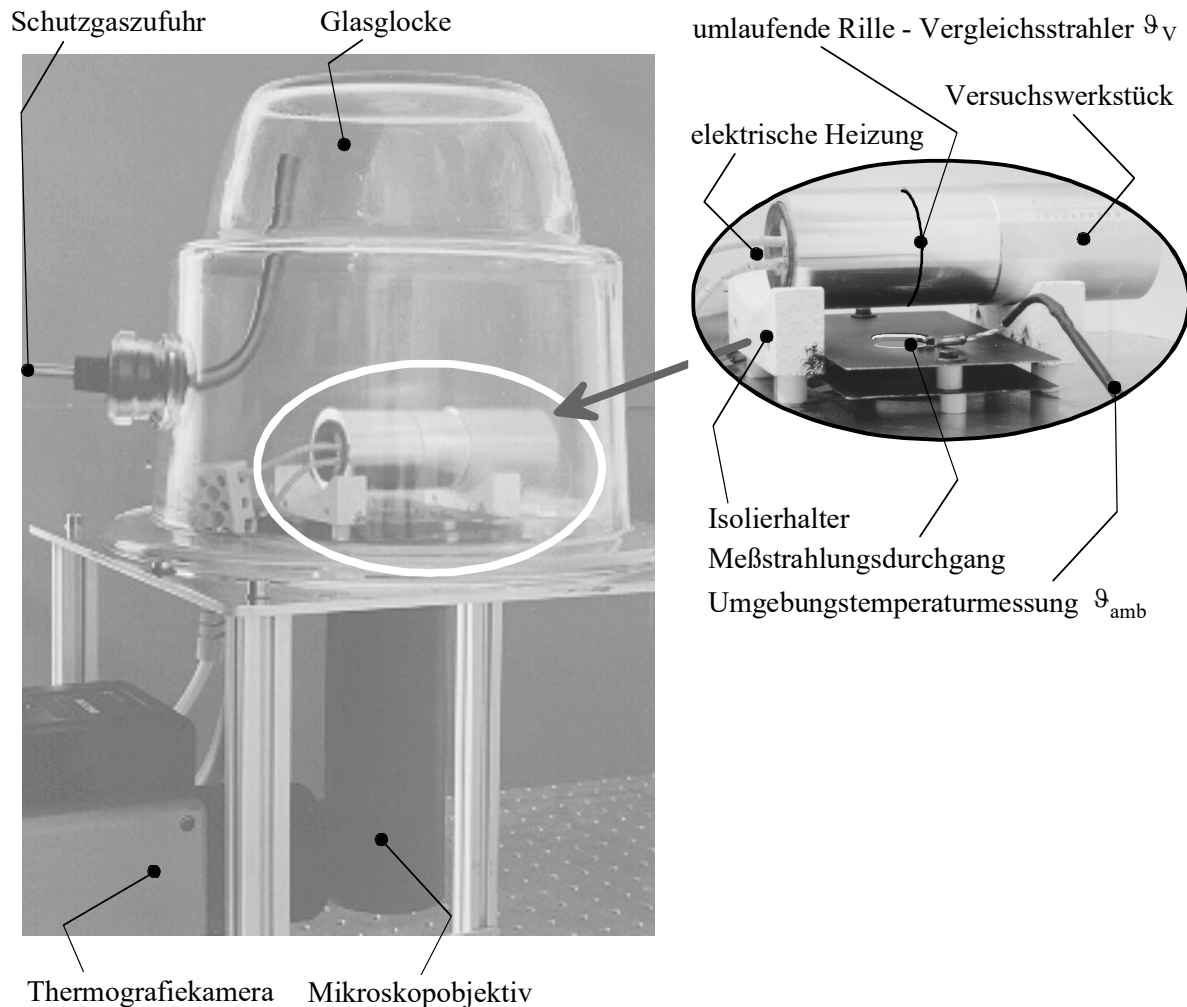


Bild 69: Der Versuchsaufbau für die Emissionsgradbestimmung ε am Werkstück.

Die Emissionsgradmessung erfolgt bei Temperaturen zwischen $\vartheta_B = 50 - 500\text{ °C}$ nach der „Schwarzkörpervergleichsmethode“ und wird dann durchgeführt, wenn der zeitliche Temperaturverlauf konstant ist ($\dot{\vartheta} = 0$). Bild 70 zeigt die Ergebnisse einer Meßreihe, die mit dem Aufbau nach Bild 69 durchgeführt wurde. Für die Erzeugung der Vergleichsstrahlungsdichte L_v wurde eine Rille im Werkstück gewählt, deren Längen-/ Durchmesser Verhältnis L/D größer als 4 ist. Der Fehler der 4-fach wiederholten Messung liegt bei $\Delta\varepsilon = 10\%$. Das Diagramm stellt auch den nach Gleichung 61 berechneten theoretischen Wert des Emissionsgrads als Funktion der Temperatur $\varepsilon(\vartheta)$ und dessen Fehlerbreite dar.

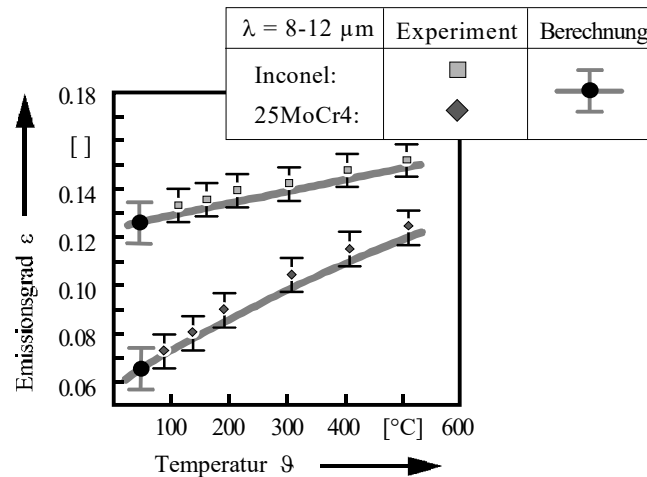


Bild 70: Emissionsgrade für 25MoCr4 und Inconel 718 bestimmt nach der „Schwarzkörpervergleichsmethode“ (Bild 68 und 69) und berechnet nach Gleichung 53.

Der Nachteil dieses Vergleichsverfahrens liegt darin, daß die Rückwirkungsfreiheit nicht mehr gewährleistet ist, denn das Objekt wird durch die Materialentnahme aus der Referenzrille verändert, wodurch sich auch die thermodynamischen Eigenschaften des Körpers ändern. Dieses Verfahren ist deshalb nur dann geeignet, wenn zur Messung der realen Temperatur θ_B die aufgebrachte Schicht gegenüber dem gesamten Meßobjekt dünn ist oder die Hilfsrille klein ist und damit ihr Einfluß vernachlässigt werden kann.

4.2.4 Strahlungsvergleichsmethode (von $\theta = 800 - 1200 \text{ }^\circ\text{C}$)

Die Messung wurde am IKE der Universität Stuttgart nach der „Schwarzkörpervergleichsmethode“ durchgeführt [108]. Der in [109] beschriebene Meßaufbau ermöglicht die Messung des spektralen Emissionsgrads ε im Vakuum für Temperaturen von $\theta = 800 - 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ bei Wellenlängen zwischen $\lambda = 0.5 - 10 \mu\text{m}$. Bei der Verifikation der o.e. Temperaturmessungen beschränkt sich die Ergebnisdarstellung auf den Wellenlängenbereich zwischen $\lambda = 8 - 10 \mu\text{m}$. Die Meßunsicherheit beträgt $\Delta\varepsilon < 1 \%$ [110]. Bild 71 zeigt schematisch den Meßaufbau, für den die folgenden Merkmale gelten:

Die Probe ist 4 bis 5 mm dick und scheibenförmig mit einem Probendurchmesser $D_p = 15 \text{ mm}$. Ein spiralförmig über die Probe geführter Elektronenstrahl bewirkt eine homogene Erwärmung der Probe. Für die Messung der Vergleichsstrahlungsdichte L_V befindet sich radial in der Probe eine Bohrung, deren Längen-/ Durchmesser Verhältnis L/D größer als 4 ist.

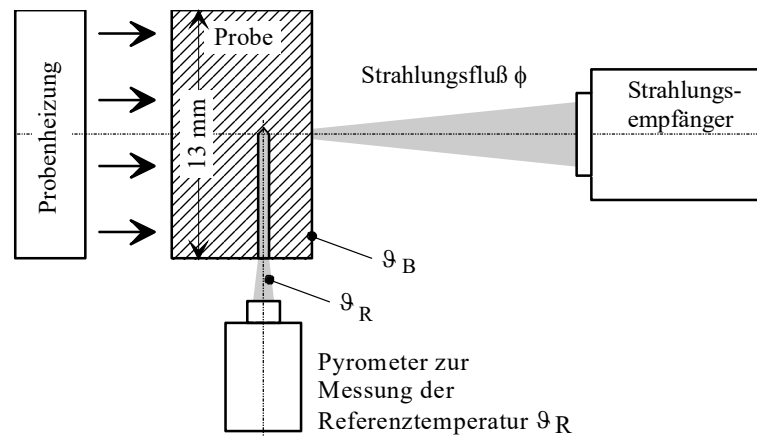


Bild 71: Meßprinzip der Strahlungsvergleichsmethode am IKE-Stuttgart [111].

Mit Hilfe der Wärmeleitgleichung kann aus der bestimmten Vergleichsstrahlertemperatur die Oberflächentemperatur ϑ_B der Probe bestimmt werden. Da sich die Probe im Vakuum befindet, kann angenommen werden, daß der Wärmestrom in der Probe gleich dem von der Oberfläche abgestrahlten Strahlungsfluß ϕ ist. Mit der Wärmeleitfähigkeit λ_w und der Temperaturdifferenz $\partial\vartheta$ zwischen Bohrung und Oberfläche ist die Wärmestromdichte \dot{q} in der Probe:

$$\dot{q} = \lambda \cdot \frac{\partial\vartheta}{\partial x} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right]. \quad (57)$$

Der Strahlungsfluß ϕ von der Probenfläche ist:

$$\phi = \varepsilon_B \cdot g(\vartheta_B, \varepsilon_B) \cdot \sigma \cdot (\vartheta_B^4 - \vartheta_{\text{amb}}^4) \quad [\text{W}]. \quad (58)$$

Dabei ist ε_B der Emissionsgrad der Probe, $g(\vartheta_B, \varepsilon_B)$ das Korrekturglied, das den Strahlungsaustausch mit der Umgebung berücksichtigt, σ die Stefan-Boltzmann-Konstante und ϑ_{amb} die Temperatur der Umgebungswand [112]. Zur konstruktiven Auslegung läßt sich der Emissionsgrad ε der Hilfsbohrung nach Gleichung 59 berechnen [113]

$$\varepsilon(L) = 1 - \left[\frac{1 - \varepsilon_w}{1 + \left(\frac{2 \cdot L}{D} \right)^2} \right] \quad []. \quad (59)$$

Am Beispiel eines schwach emittierenden Materials (wie etwa Aluminium, $\varepsilon \approx 2\%$) kann in Bild 72 mit Gleichung 59 gezeigt werden, daß schon ab einem Tiefen- / Durchmesser Verhältnis (L/D) von 3 durch Mehrfachreflexion eine nahezu „Schwarze Strahlung“ erzeugt werden kann.

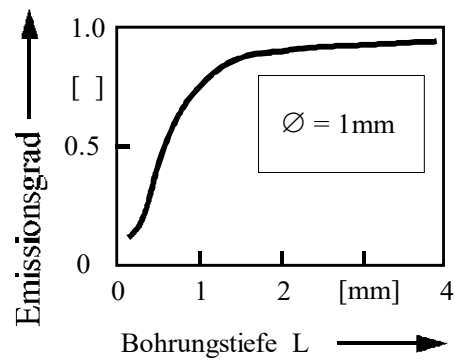


Bild 72: Emissionsgrad ε eines zylindrischen Vergleichsstrahlers nach Gleichung 59.

Bild 73 zeigt die Ergebnisse einer Meßreihe, die mit der Methode nach Bild 71 für Temperaturen zwischen $\vartheta_B = 800 - 1200 \text{ °C}$ bei $\lambda = 9 \text{ }\mu\text{m}$ für den einsatzgehärteten Stahl 25MoCr4 und Inconel 718 bestimmt wurden. Als Vergleichsstrahler wurde eine Bohrung gewählt, deren Längen-/ Durchmesser Verhältnis L/D größer als 4 ist. Die Meßunsicherheit liegt zwischen $\Delta\varepsilon < 3 \text{ %}$ für die Messungen nahe $\vartheta_B = 1200 \text{ °C}$ und $\Delta\varepsilon < 10 \text{ %}$ für die Messungen nahe $\vartheta_B = 800 \text{ °C}$ [108].

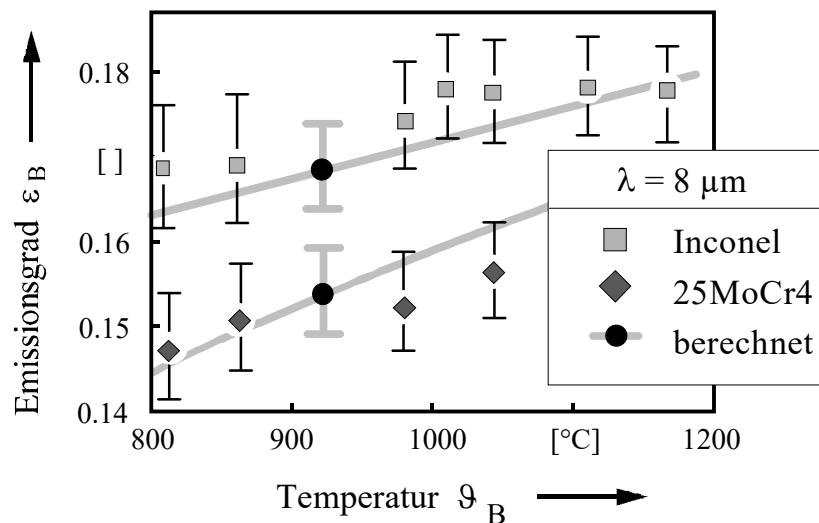


Bild 73: Temperaturabhängiger Emissionsgrad $\varepsilon_B(\vartheta)$ von 25MoCr4 und Inconel 718 [108].

4.3 Bestimmung der den Emissionsgrad beeinflussenden Größen

Die Infrarotemissionseigenschaften von Metallen sind unter anderem von der Temperatur ϑ , der Wellenlänge λ , der Abstrahlrichtung Θ , der Oberflächenrauheit R_z und dem Oxidationszustand der Oberflächen abhängig. In den nachfolgenden Kapiteln werden diese Einflußgrößen erörtert.

4.3.1 Einfluß der Temperatur ϑ auf den Emissionsgrad

Die Änderung des Emissionsgrads ε mit der Temperatur ϑ wurde schon von einigen Autoren beschrieben [11, 13, 14, 114]. Danach entspricht die Änderung des Emissionsvermögens $\partial\vartheta$ im Wellenlängenbereich $\lambda > 10 \mu\text{m}$ mit der Temperatur ϑ dem Anwachsen des spezifischen elektrischen Widerstands σ [13]. Der spezifische elektrische Widerstand σ eines metallischen Leiters wächst mit der Temperatur ϑ , da die freien Ladungsträger eher auf Stoßpartner treffen und auf diese Weise ihre Energie E abgeben. Mit der elektrischen Leitfähigkeit $\sigma(\vartheta)$ als Funktion der Temperatur ϑ (Gleichung 60)

$$\sigma(\vartheta) = \sigma_0 [1 + \alpha(\vartheta - \vartheta_1)] \quad [\mu\Omega\text{m}] \quad (60)$$

kann der Emissionsgrad $\varepsilon(\vartheta)$ von Metallen als Funktion der Temperatur ϑ (Gleichung 61) im Wellenlängenbereich $\lambda > 10 \mu\text{m}$ nach der Beziehung von DRUDE [13] (Gleichung 53) bestimmt werden:

$$\varepsilon(\vartheta) = 1 - \sigma(\vartheta) = 0.365 \sqrt{\frac{\sigma_0 [1 + \alpha(\vartheta - \vartheta_1)]}{\lambda}} \quad [] \quad (61)$$

Dabei stellt der Temperaturkoeffizient $\alpha = \frac{\partial\sigma}{\partial T}$ die Abhängigkeit des elektrischen Widerstands σ von der Temperatur ϑ dar. Für den Temperaturkoeffizient α von 25MoCr4 und Inconel 718 erhält man die in Bild 74 dargestellte Abhängigkeit des Emissionsgrads $\varepsilon(\vartheta)$ von der Temperatur ϑ und die dazugehörige Fehlerbreite, die aus dem Fehler bei der experimentellen Bestimmung der elektrischen Leitfähigkeit σ und dem Temperaturkoeffizienten α berechnet wurde [115]:

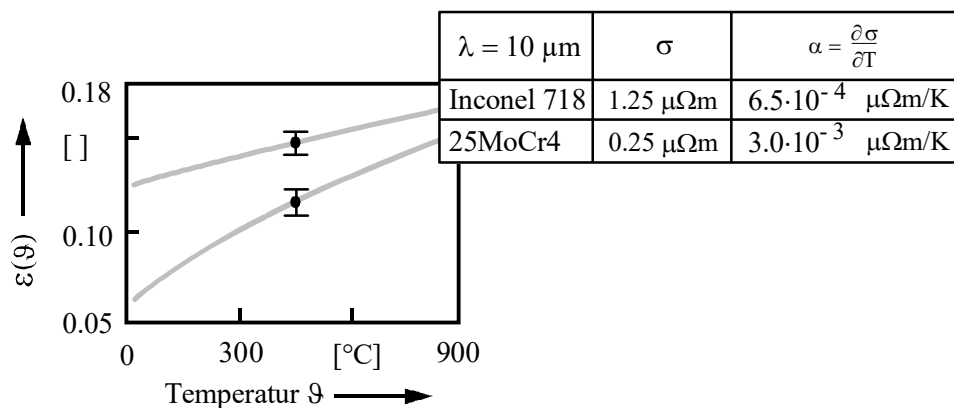


Bild 74: Emissionsgrad $\varepsilon(\vartheta)$ als Funktion der Temperatur ϑ nach Gleichung 61.

Die in Bild 75 zusammengestellten theoretischen und experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit zur Bestimmung des Emissionsgrads $\varepsilon(\vartheta)$ korrelieren gut und stimmen qualitativ mit den in [11] veröffentlichten Absorptionsgraden für unterschiedlich hoch legierte Stähle überein.

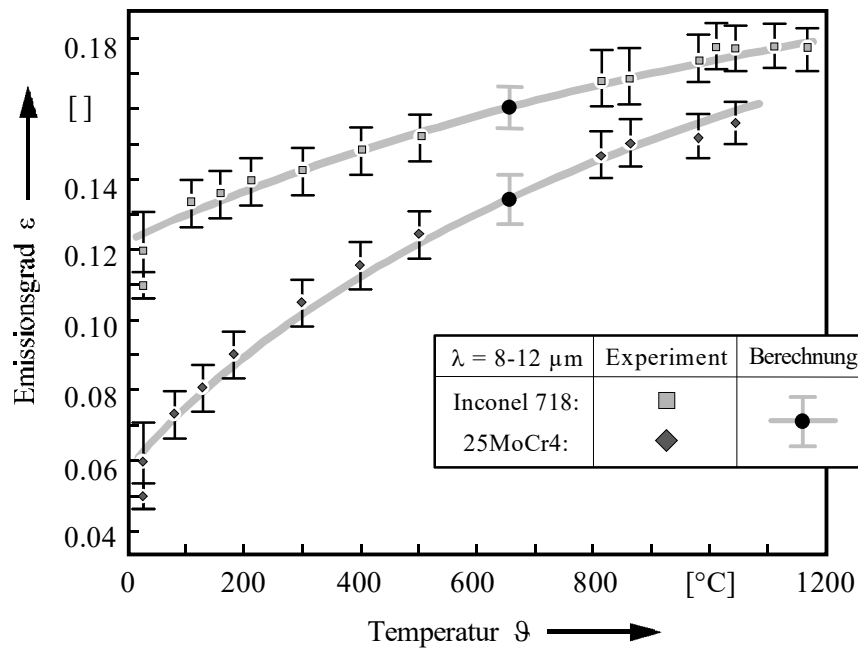


Bild 75: Die Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Emissionsgradberechnungen und -messungen $\varepsilon(\theta)$ zeigen einen ausgeprägten Anstieg des Emissionsgrads ε mit der Temperatur θ .

4.3.2 Einfluß der Wellenlänge λ auf den Emissionsgrad

Mit Hilfe des „Schwarzkörpervergleichs“ (Bild 71) wurden die spektralen Emissionsgrade $\varepsilon(\lambda)$ bei $\theta = 800^{\circ}\text{C}$ (Bild 76) für den einsatzgehärteten Stahl 25MoCr4 und Inconel 718 bestimmt. Die Meßunsicherheit liegt bei $\Delta\varepsilon < 10\%$.

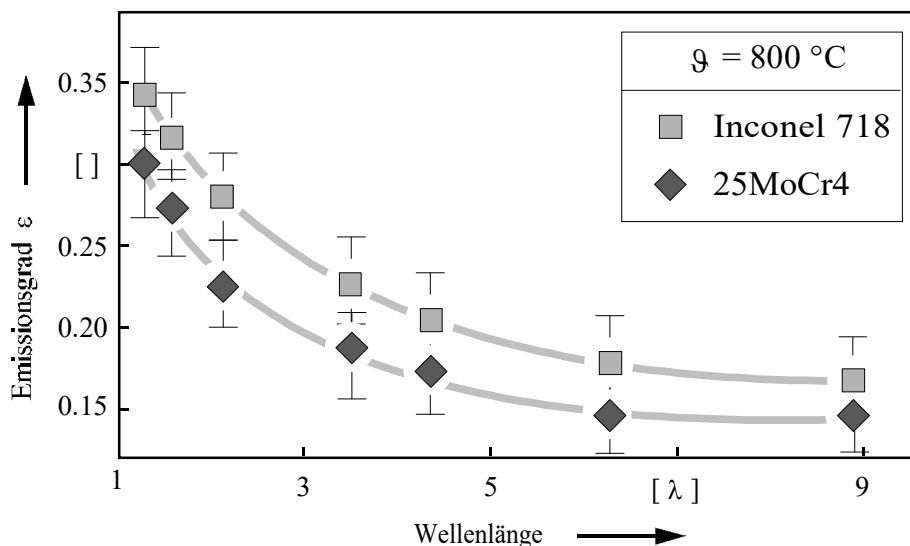


Bild 76: Spektraler Emissionsgrad $\varepsilon(\lambda)$ von 25MoCr4 und Inconel 718 [108].

Das in Bild 76 dargestellte Ergebnis wird auch durch DAUSINGER bestätigt, der in [11] die Abhängigkeit der Laserabsorption $\alpha(\lambda)$ (Absorption α = Emission ε , nach Gleichung 38) von der Wellenlänge λ , wie in Bild 8 dargestellt, beschreibt.

4.3.3 Einfluß der Oberflächenrauheit auf den Emissionsgrad

Mit der Zunahme der Oberflächenrauheit R_z ist eine Vergrößerung des Emissionsgrads ε verbunden. Technische Oberflächen zeigen in ihrer Oberflächenstruktur meist unregelmäßige Muster von „Graten“ und „Schluchten“, deren Geometrie unterschiedlichen Einfluß auf die Änderung des Emissionsgrads haben [116, 117, 118, 119, 120, 121]. Wenn die Größe der Unregelmäßigkeiten etwa der Wellenlänge λ der gemessenen Strahlung entspricht oder größer als diese ist, können die Interaktionen, wie in Kapitel 3.3.3 schon beschrieben, mit Hilfe der geometrischen Optik beschrieben werden. In Oberflächenstrukturen, welche kleiner sind als die Wellenlänge λ der gemessenen Strahlung, bilden sich Huygensche Elementarwellen aus, die gegenseitig in Interferenz treten können. Der Absorptionsgrad der Oberfläche wird dadurch nicht erhöht.

Nur für ideale glatte Oberflächen läßt sich der Emissionsgrad ε als eine einzig vom Werkstoff abhängige physikalische Größe angeben. Einige Autoren beschreiben eine signifikante Abhängigkeit des Emissionsgrads ε von der Oberflächenrauheit R_z [94, 107, 112, 116, 118, 121]. Technische Oberflächen weisen nahezu immer gewisse Unebenheiten auf. Bei der Schlichtbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide kommt es je nach Verschleißzustand der eingesetzten Schneide zu unterschiedlichen Oberflächenrauheiten R_z . Das Oberflächenprofil in Richtung des Vorschubs f ist im Vergleich zur Bearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide deterministisch. Profilmessungen zeigen, daß sich prinzipiell in jeder Drehrille annähernd das gleiche Oberflächenprofil abbildet. Für die Abschätzung des Emissionsgrads als Funktion der Oberflächenrauheit $\varepsilon(R)$ kann deshalb das analytische Modell von AGABABOV [122] herangezogen werden, welches den berechneten Emissionsgrad ε als oberflächengewichtetes arithmetisches Mittel (Gleichung 62) aus unterschiedlichen Rauheitsstrukturen (Mehrfachreflexion Gleichung 41) beschreibt:

$$\varepsilon(R) = \sum_{i=1}^n \left[\frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\varepsilon_i} - 1 \right) \cdot F_i} \right] \cdot \frac{A_i}{A_{\text{ges}}} \quad [] . \quad (62)$$

Der Rauheitsfaktor F_i eines Oberflächenelements A_i der Gesamtoberfläche A_{ges} gibt den Grad der Oberflächenvergrößerung an und ist als Quotient aus der ideal glatten Projektionsfläche A_p und der realen Oberfläche A_r definiert [122]:

$$F = \frac{A_p}{A_r} \quad [] . \quad (63)$$

Bild 77 zeigt den Einfluß der Rillengestalt auf den Emissionsgrad $\varepsilon(R)$ am Beispiel von Stahl (25MoCr4) mit einem Emissionsgrad ε der ideal glatten Oberfläche ($F = 1$) von $\varepsilon = 0.12$. Voraussetzung dabei ist, daß die Öffnung der Rille größer ist als der Wellenlängenbereich λ in dem der Detektor des Thermografiesystems mißt.

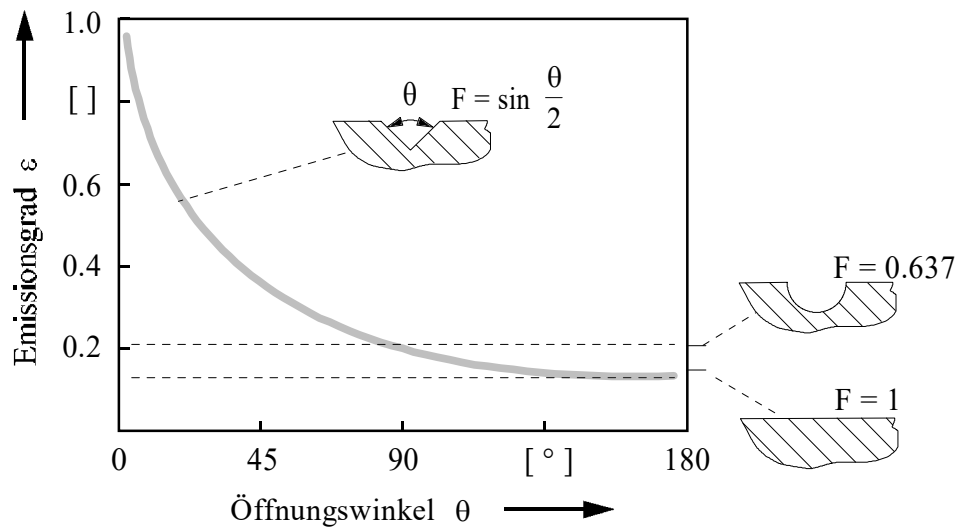


Bild 77: Emissionsgrad des Stahls 25MoCr4 als Funktion der Oberflächenrauheit $\varepsilon(R)$.

Aus der Rauheitsprofilgeometrie kann mit Hilfe des Modells (Gleichung 62) theoretisch auf die rauheitsbedingte Erhöhung des Emissionsgrads $\varepsilon(R)$ geschlossen werden. Der Emissionsgrad ε bei der Hart-/Feinbearbeitung im Trockenschnitt von 25MoCr4 nimmt somit bei einem Emissionsgrad ε der glatten Oberfläche (des Werkstoffs 25MoCr4) von $\varepsilon = 0.13$ und einem zulässigen Werkzeugfreiflächenverschleiß von $VB = 200 \mu\text{m}$ theoretisch um maximal $\Delta\varepsilon(R) = 0.002$ zu.

Die Rauheitsschriebe in Bild 78 zeigen das Profil in zwei aufeinanderfolgenden Drehrillen einer hart-/feingedrehten Oberfläche A_{ges} in Richtung des Vorschubs f , die mit einer neuwertigen und einer verschlissenen Schneide erzeugt wurde. Die Scharten der Schneide bilden sich in den sich wiederholenden Unregelmäßigkeiten in der Drehrille ab. Für die Diskretisierung des Oberflächenprofils wird die Gestalt des Profils durch unendlich lange, diffus strahlende V-Rillen mit konstantem Emissionsgrad ε angenähert.

Für die Darstellung des Drehrillenprofils wurden unterschiedliche Maßstäbe für die Abszisse und die Ordinate gewählt. Die unverzerrte Darstellung zeigt, daß die Drehrille in erster Näherung durch eine einzige V-förmige Riefe (Bild 77) angenähert werden kann. Mit dieser Vereinfachung läßt sich der Öffnungswinkel θ der Rille aus dem Vorschub f und der Rauheit R_z berechnen:

$$\theta = 2 \cdot \left[\arctan \left(\frac{f}{2 \cdot R_z} \right) \right] \quad [^\circ]. \quad (64)$$

Eingesetzt in Gleichung 62 läßt sich daraus der Emissionsgrad als Funktion der Oberflächenrauheit $\varepsilon_{(R)}$ berechnen:

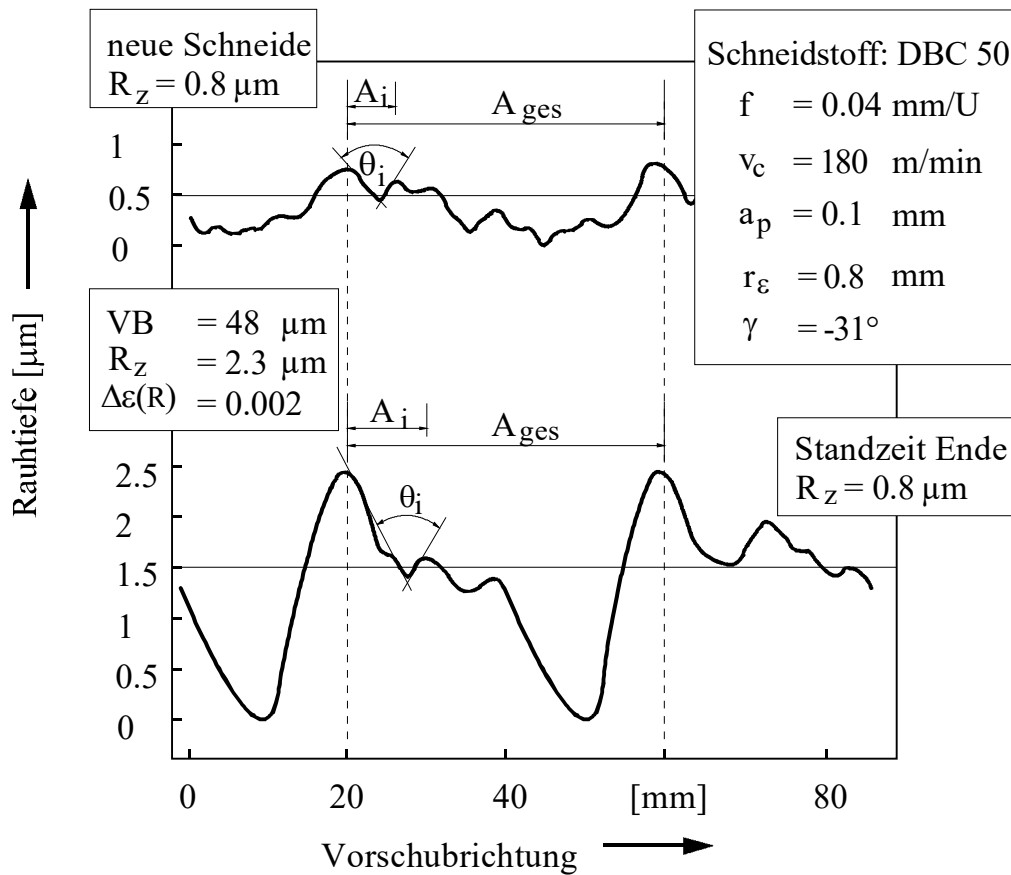


Bild 78: Profilvergleich (Werkstückoberfläche bei neuer und verschlissener Schneide) und Diskretisierung von Profilelementen.

$$\varepsilon(R) = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\varepsilon_i - 1} \right) \cdot \left[\sin \left[\arctan \left(\frac{f}{2 \cdot R_z} \right) \right] \right]} \quad [] . \quad (65)$$

Nach [123] kann aus dem Schneideckenradius r_ε und dem Vorschub f die theoretische Rauhtiefe R_{th} nach Gleichung 65 berechnet werden:

$$R_{th} = r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \frac{f^2}{4}} \quad [\mu m] . \quad (66)$$

Mit Gleichung 65 und Gleichung 66 läßt sich der Einfluß des Vorschubs f und des Schneideckenradius r_ε auf den Emissionsgrad ε berechnen und grafisch darstellen:

$$\varepsilon(R) = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\varepsilon_i - 1} \right) \cdot \left[\sin \left[\arctan \left(\frac{f}{2 \cdot r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \frac{f^2}{4}}} \right) \right] \right]} \quad [] . \quad (67)$$

Bild 79 zeigt, daß für den Bereich des Feindrehens von Stahl (25MoCr4) [124] der Emissionsgrad als Funktion der Oberflächenrauheit $\epsilon(R)$ theoretisch in erster Näherung als konstant angenommen werden kann. Die Absicherung dieser theoretischen Aussage wurde in einer Meßreihe mit der in Bild 68 dargestellten „Schwarzstrahlervergleichsmethode“ zur Bestimmung des Emissionsgrads ϵ für drei Oberflächenrauheitswerte ($R_z = 1, 2$ und $3 \mu\text{m}$) durchgeführt.

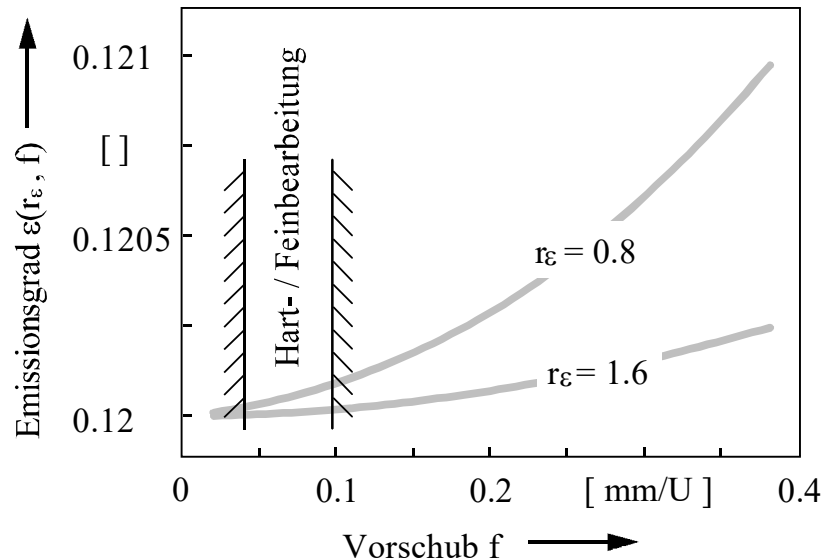


Bild 79: Einfluß des Vorschubs f und des Schneideckenradius r_ϵ auf den Emissionsgrad $\epsilon(R)$ der erzeugten Oberfläche von Stahl (25MoCr4).

Diese Bandbreite der Oberflächenrauheitswerte R_z wird bei der Hart-/ Feinbearbeitung des gehärteten Stahls 25MoCr4 üblicherweise erzeugt [124].

Bild 80 zeigt die Korrelation zwischen den rechnerisch und experimentell bestimmten Emissionsgraden $\epsilon(R_z)$ für unterschiedlich raue Oberflächen bei unterschiedlichen Temperaturen ϑ .

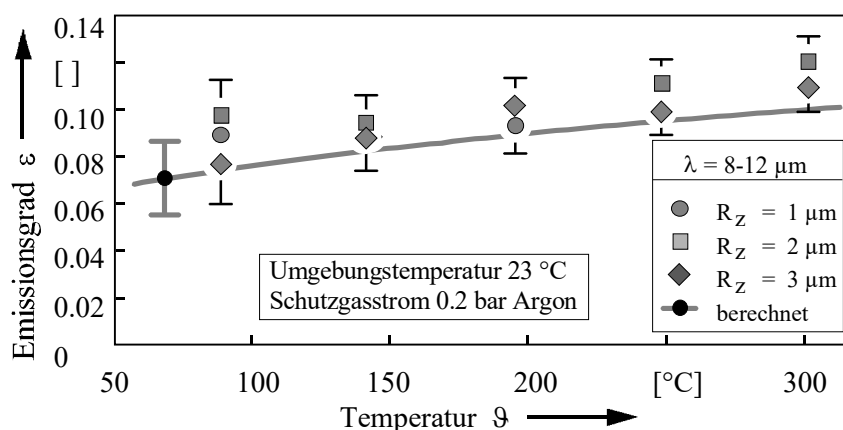


Bild 80: Einfluß der Oberflächenrauheit R_z auf den Emissionsgrad ϵ für unterschiedliche Temperaturen ϑ .

4.3.4 Einfluß von Oxidationszuständen der Oberflächen auf den Emissionsgrad

Der Einfluß von Oxidschichten an Stählen auf die Emissionsgradänderung wurde in [13, 16, 101, 107, 111] untersucht. Dabei zeigt sich unmittelbar nach dem Einsetzen der Oxidationsreaktion an einer Stahloberfläche ein sprunghafter Anstieg des Emissionsgrads ε auf einen Wert, der sich im weiteren Verlauf der Oxidation in erster Näherung nur wenig ändert. Emissionsgradmessungen an Werkstückproben, die unter Schutzgas (Argon) bzw. unter einer Sauerstoff Umgebung zerspannt wurden, zeigen vergleichbare Emissionsgrade. Um dennoch einen Fehler durch die oxidationsbedingte Emissionsgraderhöhung auszuschließen wurden die Werkstücke unmittelbar nach der Inprozeßtemperaturmessung unter einer Schutzgasatmosphäre hinsichtlich ihres Emissionsgrads vermessen (Bild 69).

4.3.5 Zusammenfassung und Diskussion

Die Änderung des Emissionsgrads ε bei sich ändernden versuchstechnischen Randbedingungen beeinflusst in höchstem Maße die Reproduzierbarkeit der Temperaturmessung über Wärmestrahlung. Aus diesen Gründen wurden der Emissionsgrad ε und die in diesem Zusammenhang relevanten Einflußgrößen berechnet und experimentell bestimmt. Die Berechnung des Emissionsgrads ε einer gerichtet strahlenden ideal glatten Oberfläche kann für $\lambda = 8\text{-}12\text{ }\mu\text{m}$ mit hinreichender Genauigkeit über die Maxwell'schen Gleichungen der Elektrodynamik aus der elektrischen Leitfähigkeit σ des Materials abgeleitet werden. Messungen des Emissionsgrads ε mit unterschiedlichen „Schwarzkörpervergleichsmethoden“ bei unterschiedlichen Temperaturen ϑ , deren Meßfehler zwischen $\Delta\varepsilon < 3\text{ - }10\text{ }\%$ schwanken, bestätigen die theoretisch ermittelten Werte des Emissionsgrads in Tabelle 3 und zeigen eine signifikante Abhängigkeit des Emissionsgrads ε von der Temperatur ϑ . Eine Abhängigkeit des Emissionsgrads ε von der Oberflächenrauheit R_z konnte, sowohl theoretisch als auch experimentell, für die bei der Feinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide erzeugten Oberflächenrauheiten ($1\text{ }\mu\text{m} < R_z < 3\text{ }\mu\text{m}$) nicht festgestellt werden. Der Meßfehler $\Delta\varepsilon$ der Emissionsgradbestimmung ε kann daher mit $\Delta\varepsilon < 8\text{ }\%$ hinreichend sicher angegeben werden.

4.4 Fehlerrechnung

Die bisherigen Ausführungen erläutern, daß die genaue Bestimmung des Emissionsgrads ε ($\Delta\varepsilon < 8\%$) und die Kenntnis seiner signifikanten Einflußgrößen für die Berechnung der realen Temperaturen ϑ aus der Strahlungsdichte L von herausragender Bedeutung sind. In dem folgenden Kapitel sollen die insgesamt möglichen Fehlerquellen aufgezeigt und ihr Einfluß auf den Fehler $\Delta\vartheta$ bei der Bestimmung der realen Temperaturen ϑ durch die Inprozeßtemperaturmessung bewertet werden. Die Reproduzierbarkeit bzw. Wiederholgenauigkeit einer Messung hängt davon ab, wie exakt sich die Versuchsbedingungen zu einem späteren Zeitpunkt wiederherstellen lassen. Jede Messung ist mit einem Fehler behaftet, der sich aus den systematischen Fehlern und den zufälligen Fehlern zusammensetzt.

4.4.1 Systematische Fehler

Die systematischen Fehler Δs können durch umfangreiche Kalibration gering gehalten werden. Diese sind z.B.:

- der Fehler bei der Bestimmung des Werkstückemissionsgrads,
- der Fehler bei der Einstellung des Fokusabstands und
- der Fehler des Thermografiesystems (Transmissionsgrad der Optik, Offset des Detektors), soweit dieser Fehler während der Messung konstant bleibt.

Die Erkennung von systematischen Fehlern kann erleichtert werden, indem zur Bestimmung einer physikalischen Größe hinreichend genaue Simulationsberechnungen kombiniert mit verschiedenen voneinander unabhängigen experimentellen Meßmethoden eingesetzt werden.

Während der Fehler des Thermografiesystems aus den Angaben des Herstellers entnommen und an einfachen „Schwarzkörpervergleichsmessungen“ positiv verifiziert werden konnte, waren, wie schon in 4 beschrieben, für die Bestimmung des systematischen Fehlers bei der Emissionsgradmessung verschiedene, voneinander unabhängige Meßmethoden, Meßinstitute und Temperaturbereiche eingesetzt worden. Alle experimentell bestimmten signifikanten Einflüsse auf den Emissionsgrad wurden durch eine theoretische Überschlagsrechnung verifiziert.

Nach dem Aufbau des Inprozeßtemperaturmeßsystems wird die Fokusslage des Mikroskopobjektivs auf der Werkstückoberfläche (Meßfläche) geprüft. Hierfür wird ein erwärmter Körper (Kalibrationswelle) mit definierter Temperatur ϑ_B im rechten Winkel an den Kulminationspunkt der Schneidkante angelegt. Die Oberfläche des Körpers weist Linien (Breite = 0.05 mm, Abstand = 0.1 mm) mit einem zum Körper unterschiedlichen Emissionsgrad ε auf. Das Bild dieser Linien unterschiedlicher Wärmestrahlung kann durch den Kanal des modifizierten Drehmeißels mit der Thermografiekamera erfaßt und am Bildschirm betrachtet werden. Die Kamera und das Objektiv sind auf einem Planschlitten befestigt. Mit Hilfe einer Mikrometereinstellschraube läßt sich so der Abstand zwischen dem Objektiv und der Werkstückoberfläche hinsichtlich dem größten Kontrast zwischen den Linien, und damit der optimalen Fokusslage des Objektivs am Werkstück, mit einem Fokusfehler von $\Delta l_f < 0.01$ mm einstellen.

Da der Abstand der Fokusslage am Werkstück zum Objektiv bei Anlage des Werkstücks an den Kulminationspunkt der Schneidkante erfolgt, werden die systematischen Dimensionsfehler der Schneidplattengröße (Bild 46) kompensiert und gehen nicht als Temperaturmeßfehler durch eine veränderte Fokusslage ein.

Der systematische Fehler Δ_s des Gesamtsystems zur Inprozeßtemperaturmessung wurde durch einen Meßaufbau geprüft, der den Fehler der gesamten Meßkette aufzeigt. Bei diesem Test wird die Temperatur ϑ einer definiert erwärmten ($\vartheta_t = 50 - 300\text{ °C}$), mittels Glaswolle thermisch isolierten Werkstückoberfläche, durch das System zur Inprozeßtemperaturmessung ermittelt. Das Werkstück aus 25MoCr4 oder Inconel 718 berührt dabei die Schneide des modifizierten Drehmeißels. Der in 4 bestimmte Emissionsgrad der Werkstückoberfläche wird in die Auswertungssoftware des Thermografiesystems eingegeben. Die reale Temperatur ϑ_B der Werkstückoberfläche wird durch ein Thermoelement (Bild 68) und durch eine Referenzstrahlungsbohrung L_V nach Bild 72, deren geometrische Lage gemeinsam mit der zu messenden Werkstückoberfläche im Wärmebild erkennbar ist, gemessen. Bild 81 zeigt die charakteristische Kennlinie für den möglichen systematischen Fehler Δ_s des Inprozeßtemperaturmeßsystems und ist das Ergebnis von 28 Meßkettenkalibrationsmessungen, die jeweils vor einer größeren Meßreihe durchgeführt wurden.

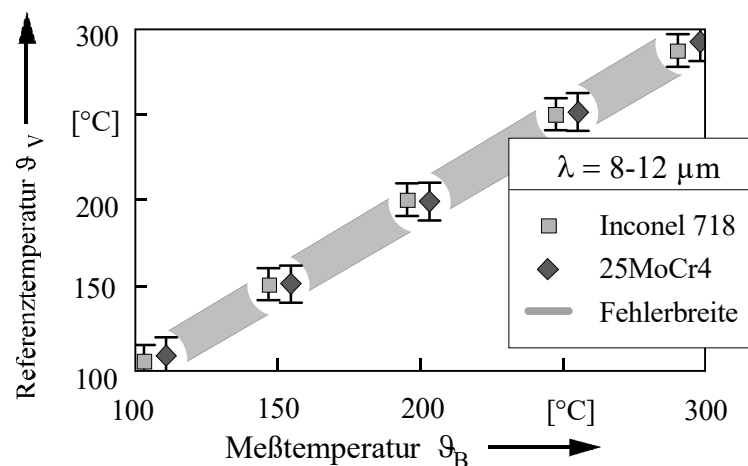


Bild 81: Charakteristische Kennlinie für den möglichen systematischen Fehler Δ_s des Inprozeßtemperaturmeßsystems ($\Delta\vartheta_s < 7\%$).

Insgesamt kann dabei ein möglicher systematischer Fehler von $\Delta\vartheta_s < 7\%$ angegeben werden. Dieser systematische Fehler Δ_s muß im Rahmen des beschriebenen Versuchsaufbaus vor jeder Inprozeßtemperaturmessung bestimmt und durch Kalibration eliminiert werden [94].

4.4.2 Zufällige Fehler

Die zufälligen Fehler Δ_z haben oft ihre Ursache in der Reproduzierbarkeit des Meßaufbaus und Meßbetriebs. Je mehr das Meßergebnis von der Geschicklichkeit und Sorgfalt des Meßsystembenutzers abhängt, desto größer ist der zufällige Fehler.

Während der Inprozeßtemperaturmessung ist mit einem zufälligen Fehler zu rechnen, z.B.:

- durch die Meßwertdrift des Thermografiesystems,
- durch zufällige Änderungen des Fokussierabstands bei mehr oder weniger sorgfältigem Wechsel der Schneidplatten oder beim Einsatz unterschiedlich gestalteter Schneidkanten-geometrie,
- bei der mehr oder weniger sorgfältig durchgeführten Kalibration der bekannten systematischen Fehler,
- durch unterschiedliche Erwärmung des Bildübertragungskegels bei unterschiedlichen Prozeßbedingungen,
- durch den Einfluß physikalischer Eigenschaften, die sich während der Messung ändern (zufällige Verschmutzung der Optik, zufällige Streuung der Werkstückoberflächenhärte),

- durch die Änderung der Werkstückoberflächentemperatur bei zufälligen Ausbrüchen an der Schneidkante,
- durch zufällige Schwankungen der Maschineneinstellparameter,
- und durch zufällige Änderung der Meßposition bei unregelmäßigem Werkzeugverschleiß.

Die zufälligen Fehler lassen sich nicht korrigieren, und es kommt allein hierdurch zu einer Streuung der Meßwerte. Durch eine größere Anzahl von Messungen und Versuchswiederholungen kann die Abweichung der Einzelmessung vom wahren Wert der zu messenden Größen verringert werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Verringerung der zufälligen Fehler ein hoch reproduzierbarer Meßaufbau realisiert (Bild 38), die eingesetzten Schneidplatten wurden aus einer Charge kommerziell gefertigter Wendeschneidplatten herausgetrennt (Bild 44), vor jeder Meßreihe wurde die gesamte Meßkette gewissenhaft kalibriert, und alle Versuche mit geringer Ergebnisstreuung wurden mindestens zweimal, Versuche mit hoher Ergebnisstreuung mindestens fünfmal wiederholt.

Die nachfolgend detailliert diskutierten zufälligen Fehler Δ_z werden als relative Fehler Δ_r in Prozent angegeben. Der relative Fehler Δ_r ist der auf den Sollwert bzw. auf den experimentell bestimmten arithmetischen Mittelwert $\bar{\Delta}$ bezogene absolute Fehler Δ .

- Δ_{z1} : Nach Angaben des Herstellers muß in einem Temperaturbereich von $\vartheta = 0 - 1200^\circ\text{C}$ mit einem zufälligen Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z1} = 1\%$ gerechnet werden [98].
- Δ_{z2} : Die Änderungen des Fokussierabstands können bei mehr oder weniger sorgfältigem Wechsel der Schneidplatten (Bild 47) oder beim Einsatz unterschiedlich gestalteter Schneidkantengeometrie (Bild 46) innerhalb einer Versuchsreihe vorkommen. Der Einfluß des Fokusfehlers Δl_f auf den Fehler bei der Temperaturmessung ist gering. Dies zeigen Temperaturmessungen ϑ_B an Stahl ($\varepsilon = 0.1$) bei Temperaturen von $\vartheta \approx 100 - 300^\circ\text{C}$, bei denen die Fokuslage in einem Bereich von $l_f = \pm 1\text{ mm}$ variiert wurde. Bei diesen Messungen wurde eine Abweichung des Meßwerts vom Sollwert und damit ein Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z2} < 1\%$ gemessen.
- Δ_{z3} : Die Abweichungen der Schneidengeometrie und Schneidenschaftigkeit innerhalb der handelsüblichen Schneidplattenchargen sind gering. Wenn die Schneidplatten im Rahmen eines Versuchsprogramms aus gleicher Herstellercharge entnommen werden, kann der damit verbundene Temperaturmeßfehler vernachlässigt werden. Für den Fall, daß dies nicht möglich ist, wurden Temperaturmessungen mit Schneidplatten gleicher Geometrie aus unterschiedlichen Chargen durchgeführt. Der Einfluß dieser fertigungsbedingten Streuung der Schneidkantenmikrogeometrie auf die Temperatur an der Werkstückoberfläche wurde mit einem zufälligen Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z3} < 2\%$ bestimmt.
- Δ_{z4} : Die Störstrahlung von der Schneidplattenfreifläche kann nach Mehrfachreflexion an der Werkstückoberfläche als Fehler $\Delta\vartheta$ in die Werkstückoberflächentemperaturmessung eingehen. Um diesen Fehleranteil gering zu halten, wurden entsprechende Maßnahmen (Bild 59 und 64) zur Unterdrückung der Störsignale konzipiert, entwickelt (Bild 61) und getestet (Bild 62). Versuche zur Inprozeßtemperaturmessung mit dem so modifizierten Drehmeißel (Bild 62 und 65) zeigen, daß durch die Maßnahmen zur Unterdrückung der Störsignale das potentielle Auswertungsgebiet im Abstand von $l_M = 0.5\text{ mm}$ zur Wärmebildoberkante (Schneidplattenunterseite) hinreichend frei von Störstrahlung ist und deshalb ein zufälliger Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z4} < 3\%$ vorliegt.

- Δ_{z5} : Bild 17 zeigt den Betrag der Härte H in unterschiedlichen Tiefen unterhalb der Werkstückoberfläche. Der Betrag der Härte H des Werkstoffgefüges hat einen Einfluß auf die Zerspankräfte F und -temperaturen ϑ . Aus diesem Grund wird nach dem Vordrehen des Werkstücks mit einer Schnitttiefe von $a_p \approx 0.1$ mm die Härte H des Werkstückoberflächengefüges vor und nach der Inprozeßtemperaturmessung bestimmt. Bei Schwankungen der Werkstückoberflächengefügehärte von $\Delta HV < 10\%$ kann mit einem zufälligen Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z5} < 3\%$ gerechnet werden.
- Δ_{z6} : Während der Inprozeßtemperaturmessung kann es zu Betragsschwankungen der Schnittgeschwindigkeit v_c , des Vorschubs f und insbesondere der Schnitttiefe a_p kommen. Änderungen der Schnittgeschwindigkeiten v_c und des Vorschubs f sind bei den eingesetzten Hochpräzisionsdrehmaschinen vernachlässigbar klein. Die verschleißbedingte Änderung der Schnitttiefe Δa_p , der sog. Schneidkantenversatz SKV, kann aus dem Freiflächenverschleiß VB und dem Werkzeugfreiwinkel α berechnet werden. Während der erforderlichen Meßzeit von $t_{\text{mess}} < 1$ s kann es z.B. bei der Zerspanung von Inconel 718 mit einer Schnitttiefe von $a_p = 0.1$ mm zu einem Freiflächenverschleiß von VB = 0.1 mm kommen. Bei einem Werkzeugfreiwinkel von $\alpha = 6^\circ$ kann daraus die Änderung der Schnitttiefe von $\Delta a_p = 10$ μm berechnet werden. Der damit verbundene zufällige Temperaturmeßfehler $\Delta\vartheta_z$ beträgt nach Bild 85 $\Delta\vartheta_{z6} < 4\%$.
- Δ_{z7} : Bild 22 zeigt einen Modus für die exakte Bestimmung des Abstands l^* zwischen dem Meßort und dem Freiflächenkontaktgebiet. Der gekrümmte Meßabstand l' kann aus der Schneidplattendicke D_S , der Unterlagendicke D_U , dem Meßpunkt Abstand l_M von der Unterlage, dem Freiflächenverschleiß VB und dem Krümmungsradius R des Werkstücks nach Gleichung 48 oder vereinfacht nach Gleichung 49 bestimmt werden. Der prozentuale, zufällige Fehler Δl^* bei dieser Berechnung ergibt sich nach dem Fehlerfortpflanzungsgesetz von Gauß (Gleichung 50) zu $\Delta l^* \approx \Delta l' < 1.3\%$. Aus Bild 22 kann damit im Abstand von $l^* = 0.2$ mm von der Wirkzone und einer Temperatur von $\vartheta = 600^\circ\text{C}$ ein zufälliger Temperaturmeßfehler von $\Delta\vartheta_{z7} < 2\%$ abgeschätzt werden.

Der mittlere, zufällige Temperaturmeßfehler $\overline{\Delta\vartheta_z}$ des Gesamtsystems kann mit Gleichung 68 nach Gauß aus der Summe der Einzelfehlerquadrate Δ_i^2 der beteiligten Fehlerkomponenten $\Delta\vartheta_i$ berechnet werden [94] (Tabelle 6):

$$\overline{\Delta\vartheta_z} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \Delta\vartheta_{zi}^2} \quad [] . \quad (68)$$

Zufällige Fehler bei der:		- „Schwarzkörpertemperaturmessung“	$\Delta\vartheta_{zBB}$		
		- Inprozeß-Vergleichstemperaturmessung		$\Delta\vartheta_{zV}$	
		- Inprozeß-Realtemperaturmessung			$\Delta\vartheta_{zB}$
Nr.:	Fehlerquelle:	Einflußgröße:	[%]	[%]	[%]
Δ_{z1}	Kalibrationsfehler des IR-Meßsystems	Abweichung in - der Detektorkennlinie - dem Offset des Detektors - der Transmission der Linsen, Spiegel, Beschichtungen und des Bildübertragungskegels	1	1	1
Δ_{z2}	Fokussierung des Scanners	Schärfentiefe	1		1
Δ_{z3}	Geometrie der Schneidplatte	- Schneidkantenradiusschwankung - Fasenbreiteschwankung - Einstellwinkelschwankung			2
Δ_{z4}	Störstrahlung	- Reflexion der Wärmestrahlung aus dem Freiflächen-/ Werkstückspalt - Erwärmung des Bildübertragungskegels		3	3
Δ_{z5}	Härteverlauf im Werkstück	- Chargeneinfluß - Tiefenverlauf			3
Δ_{z6}	Maschineneinstellparameter	Schnittfieschwankung durch Werkzeugverschleiß		4	4
Δ_{z7}	Meßabstand zur Wirkzone	Freiflächenverschleiß			2
Mittlerer, zufälliger Fehler $\bar{\Delta}\vartheta_z$ (Gleichung 68): $\bar{\Delta}\vartheta_z =$			< 1%	< 3%	< 3%

Tabelle 6: Zufällige Fehler Δ_z bei der „Schwarzkörpertemperaturmessung“ ($\bar{\Delta}\vartheta_{zBB}$) und bei der Inprozeßvergleichs- ($\bar{\Delta}\vartheta_{zV}$) bzw. -realtemperaturmessung ($\bar{\Delta}\vartheta_{zB}$).

4.4.3 Fehlerfortpflanzung und Gesamtfehler $\Delta\vartheta_B$ des Inprozeßmeßsystems

In der folgenden Fehlerrechnung wird davon ausgegangen, daß die systematischen Fehler durch hinreichend genaue Kalibration vernachlässigbar klein sind. Ausgehend von den physikalischen Eigenschaften des Quantendetektors im Thermografiesystem müssen alle diesbezüglichen Größen hinsichtlich ihres Fehlers Δ_i betrachtet werden. Der Quantendetektor ändert aufgrund der Absorption von Quanten Q (Photonenflußdichte) den elektrischen Zustand durch den inneren Fotoeffekt. Fehler Δ durch Beugung der Wärmestrahlung an Kanten, Spalten, Linsen und sonstigen optischen Aggregaten sind oftmals durch den Wellencharakter des Lichts bedingt. Die nachfolgende Fehlerbetrachtung soll daher sowohl für den Quanten- als auch für den Wellencharakter angestellt werden und die Auswirkung der möglichen zufälligen Fehlerquellen Δ_{zi} auf den Fehler Δ bei der Berechnung der Strahlungsdichte ΔL und der Quantenanzahl ΔQ wiedergeben.

Auswirkung der zufälligen Fehlerquellen ΔL_B auf den Gesamtmeßfehler $\Delta \vartheta_B$ bei Berechnung der Werkstücktemperatur ϑ_B über die Strahlungsdichte L_B

Der Fehler $\Delta \vartheta_B$ bei der Bestimmung der realen Werkstücktemperatur ϑ_B über die Strahlungsdichte L_B läßt sich durch Auflösung des Stefan-Boltzmann'schen Strahlungsgesetzes (Gleichung 34) nach der Temperatur ϑ_B (Gleichung 69) für den Wellenlängenbereich von $0 \leq \lambda \leq \infty$ berechnen:

$$\vartheta_B(L, \varepsilon) = \sqrt[4]{\frac{L_B}{\varepsilon \cdot \sigma}} \quad \text{mit } \sigma = \frac{2\pi^5 k^4}{15c^2 h^3} = 5.67 \cdot 10^{-8} \quad [\text{K}] \quad (69)$$

Das Fehlerfortpflanzungsgesetz von Gauß kann nach Gleichung 70 angesetzt werden:

$$\Delta \vartheta_B(\Delta L_B, \Delta \varepsilon) = \sqrt{\left(\frac{\partial \vartheta_B}{\partial L_B} \Delta L_B\right)^2 + \left(\frac{\partial \vartheta_B}{\partial \varepsilon} \Delta \varepsilon\right)^2} \quad [\text{K}] \quad (70)$$

Die Terme $\frac{\partial \vartheta_B}{\partial L_B}$ und $\frac{\partial \vartheta_B}{\partial \varepsilon}$ ergeben sich durch partielle Differentiation von Gleichung 69 nach ∂L_B zu Gleichung 71:

$$\frac{\partial \vartheta_B(L_B, \varepsilon)}{\partial L_B} = \frac{1}{4} \frac{1}{\sqrt[4]{L_B^3 \varepsilon \sigma}} \quad \left[\frac{\text{Km}^2}{\text{W}} \right] \quad (71)$$

und nach $\partial \varepsilon$ zu Gleichung 72:

$$\frac{\partial \vartheta_B(L_B, \varepsilon)}{\partial \varepsilon} = -\frac{1}{4} \sqrt[4]{\frac{L_B}{\sigma \cdot \varepsilon^5}} \quad [\text{K}] \quad (72)$$

Der absolute Fehler Δ der Strahlungsdichtemessung ΔL_B berechnet sich aus der Strahlungsdichte L_B , der Werkstückoberfläche und dem mittleren Strahlungsdichtemeßfehler $\bar{\Delta L}_B$ bzw. $\bar{\Delta \vartheta}_B$

$$\begin{aligned} \Delta L_B &= L_B \cdot \bar{\Delta L}_B \quad \text{mit: } L_B (\vartheta_B = 400^\circ \text{C}) = 1400 \quad (\text{nach Gleichung 29}) \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \\ \text{und: } \bar{\Delta L}_B &< \bar{\Delta \vartheta}_{ZB} = 0.03 \quad (\text{aus Tabelle 6}). \end{aligned} \quad (73)$$

Messungen des Emissionsgrads ε mit unterschiedlichen „Schwarzkörpervergleichsmethoden“ bei unterschiedlichen Temperaturen ϑ (Bild 68, 69 und 71), deren Meßfehler $\Delta \varepsilon$ zwischen $\Delta \varepsilon = 3 - 10 \%$ schwanken, wurden durch die theoretisch ermittelten Werte des Emissionsgrads ε bei Umgebungstemperaturen ϑ_{amb} bestätigt (Tabelle 3). Der Meßfehler Δ der Emissionsgradbestimmung ε kann daher mit $\bar{\Delta \varepsilon} < 8 \%$ hinreichend sicher angegeben werden:

$$\Delta \varepsilon = \varepsilon \cdot \bar{\Delta \varepsilon} \quad \varepsilon(\text{Stahl}) = 0.12, \quad \bar{\Delta \varepsilon} = 0.08 \quad [] \quad (74)$$

Eingesetzt in Gleichung 70 ergibt sich ein mittlerer Temperaturmeßfehler $\Delta \vartheta_B(\bar{\Delta L}_B, \bar{\Delta \varepsilon})$ bei der Inprozeßtemperaturmessung nach:

$$\Delta \vartheta_B(\bar{\Delta L}_B, \bar{\Delta \varepsilon}) = \sqrt{\left(\frac{1}{4} \frac{1}{\sqrt[4]{L_B^3 \varepsilon \sigma}} L_B \cdot \bar{\Delta L}_B\right)^2 + \left(-\frac{1}{4} \sqrt[4]{\frac{L_B}{\sigma \varepsilon^5}} \varepsilon \cdot \bar{\Delta \varepsilon}\right)^2} = 2.3 \% \quad [\text{K}] \quad (75)$$

Bild 82 zeigt eine grafische Darstellung dieses Zusammenhangs. Dabei wird deutlich, daß sich für $\bar{\Delta}\varepsilon = 0.08$ und $\bar{\Delta}L_B = 0.03$ ein Fehler bei der Bestimmung des Emissionsgrades ε wesentlich stärker auf den Gesamttemperaturfehler $\Delta\vartheta_B$ auswirkt, als ein Fehler ΔL_B bei der Strahlungsmessung L_B .

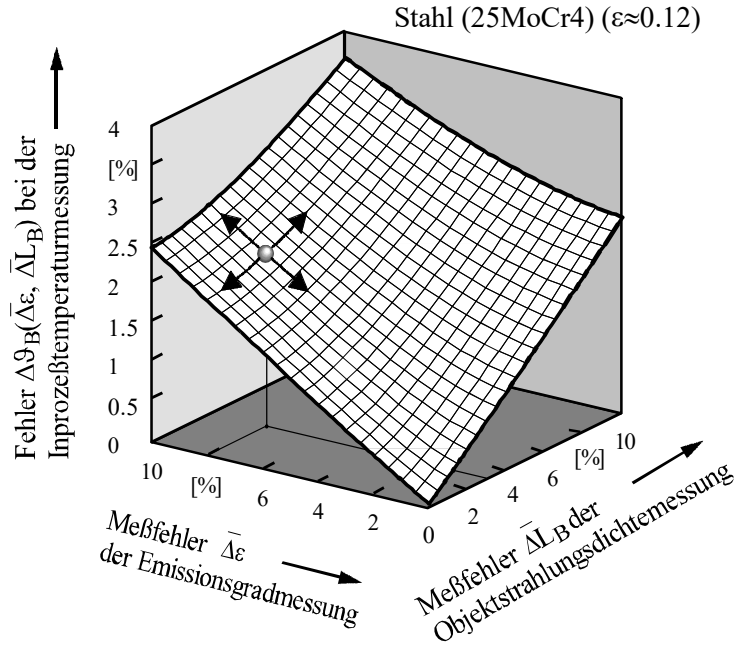


Bild 82: Einfluß der mittleren Meßfehler $\bar{\Delta}$ aus der Emissionsgrad ($\bar{\Delta}\varepsilon$)- und Werkstückstrahlungsdichtemessung ($\bar{\Delta}L_B$) auf den Gesamtmeßfehler $\Delta\vartheta_B$ bei der Inprozeßtemperaturmessung.

Auswirkung der zufälligen Fehlerquellen ΔL_z auf den Gesamtmeßfehler $\Delta\vartheta_B$ bei Berechnung der Werkstücktemperatur ϑ_B über die Quantenanzahl Q_B

Der durch das Stefan-Boltzmann'sche Strahlungsgesetz für die Quantenflußdichte Q (Gleichung 36 [93, 94]) gegebene Zusammenhang zwischen der Quantenanzahl Q_B und der realen Temperatur ϑ_B wird für die Fehlerrechnung nach der Temperatur aufgelöst (Gleichung 76):

$$\vartheta_B(Q, \varepsilon) = \sqrt[3]{\frac{Q_B}{\varepsilon \cdot \sigma'_B}} \quad \text{mit: } \sigma'_B = 1.5229 \cdot 10^{15} \frac{1}{\text{m}^2 \cdot \text{K}^3 \cdot \text{s}} \quad [\text{K}]. \quad (76)$$

Das Fehlerfortpflanzungsgesetz von Gauß kann nach Gleichung 77 angesetzt werden:

$$\Delta\vartheta_B(\Delta Q, \Delta\varepsilon) = \sqrt{\left(\frac{\partial\vartheta_B}{\partial Q_B} \Delta Q\right)^2 + \left(\frac{\partial\vartheta_B}{\partial \varepsilon} \Delta\varepsilon\right)^2} \quad [\text{K}]. \quad (77)$$

Die Terme $\frac{\partial\vartheta_B}{\partial Q_B}$ und $\frac{\partial\vartheta_B}{\partial \varepsilon}$ ergeben sich durch partielle Differentiation von Gleichung 34 nach ∂Q zu Gleichung 78:

$$\frac{\partial \vartheta_B(Q, \varepsilon)}{\partial Q_B} = \frac{1}{3} \frac{1}{\sqrt[3]{Q_B^2 \varepsilon \sigma'_B}} \quad [\text{Km}^2\text{s}] \quad (78)$$

und nach $\partial \varepsilon$ zu Gleichung 79:

$$\frac{\partial \vartheta_B(Q, \varepsilon)}{\partial \varepsilon} = -\frac{1}{3} \sqrt[3]{\frac{Q_B}{\sigma'_B \varepsilon^4}} \quad [\text{K}] \quad (79)$$

Der mittlere Temperaturmeßfehler $\Delta \vartheta$ bei der Inprozeßtemperaturmessung ϑ_B kann in gleicher Weise wie nach Gleichung 75 berechnet werden (Gleichung 80):

$$\Delta \vartheta_B(\bar{\Delta Q}, \bar{\Delta \varepsilon}) = \sqrt{\left(\frac{1}{3} \frac{1}{\sqrt[3]{Q_B^2 \varepsilon \sigma'_B}} Q_B \cdot \bar{\Delta Q} \right)^2 + \left(-\frac{1}{3} \sqrt[3]{\frac{Q_B}{\sigma'_B \varepsilon^4}} \varepsilon \cdot \bar{\Delta \varepsilon} \right)^2} = 2.8 \% \quad [\text{K}] \quad (80)$$

Der Meßfehler $\Delta \vartheta$ der Inprozeßtemperaturmessung kann daher mit $\Delta \vartheta < 3 \%$ hinreichend sicher angegeben werden.

4.5 Funktions- und Meßqualitätsnachweis an praxisrelevanten Beispielen

Die Diskussion in den Abschnitten 4.2, 4.3 und 4.4 hat gezeigt, daß eine verlässliche Abschätzung möglicher Effekte, welche zu Fehlern in der Temperaturmessung führen, möglich ist. Aus der theoretischen Betrachtung der Emissionsverhältnisse an Metallen im Wellenlängenbereich zwischen $\lambda = 8 - 12 \mu\text{m}$ konnte der reale Betrag des Emissionsgrads ε und der Einfluß der Temperatur ϑ bzw. der Oberflächenrauheit R_z auf den Betrag des Emissionsgrads $\varepsilon = f(\vartheta, R_z)$ berechnet werden. Experimentelle Messungen bei Umgebungstemperatur ϑ_{amb} und im Temperaturbereich $d\vartheta$ zwischen $\vartheta_1 = 100 - 500^\circ\text{C}$ bzw. $\vartheta_2 = 800 - 1200^\circ\text{C}$ bestätigen die theoretisch ermittelten Beträge. Die gute Korrelation der theoretisch und experimentell ermittelten Werte verringern die Standardabweichung s bei der Bestimmung des Emissionsgrads ε auf $s_\varepsilon \leq 3 \%$. Die Abhängigkeit des Emissionsgrads $\partial \varepsilon / \partial \vartheta$ von der Temperatur ϑ ist deutlich größer, als die Abhängigkeit des Emissionsgrads $\partial \varepsilon / \partial \vartheta$ von der für diese Arbeit relevanten Oberflächenrauheit R_z ($\partial \varepsilon / \partial \vartheta > 1 \cdot 10^{-5}$ bei Stahl und $\partial \varepsilon / \partial \vartheta > 1 \cdot 10^{-6}$ bei Inconel 718). Die Gesamtfehlerrechnung zeigt, daß der Meßfehler $\Delta \vartheta$ der Inprozeßtemperaturmessung ϑ mit $\Delta \vartheta < 3 \%$ angegeben werden kann. Nach der Konzeption, Konstruktion, Herstellung und Kalibrierung der Inprozeßmeßvorrichtung steht jetzt die experimentelle Erprobung an. Die versuchstechnischen Randbedingungen dazu werden in Kapitel 5.1 erläutert.

Das nachfolgend beschriebene Testprogramm für das Inprozeßtemperaturmeßsystem beinhaltet praxisrelevante Meßaufgaben hinsichtlich der Meßqualität und der mechanischen bzw. thermischen Stabilität. Unterschiedlich variierte Randbedingungen erzeugen zum Teil extreme Prozeßbedingungen, die für die Prüfung der Prozeßsicherheit des Meßsystems für den Forschungseinsatz erforderlich sind. Die Systemeinsatztests erfolgten entwicklungsbegleitend auf einer Anlage, die noch in 5.1.1 beschrieben wird.

4.5.1 Vergleich der berechneten Temperaturverteilung am Werkstück mit den Ergebnissen der Inprozeßtemperaturmessung

Mittels eines in der Produktionsforschung des Daimler-Benz Forschungszentrums in Ulm entwickelten analytischen Simulationsmodells [125, 10] kann für das Drehen aus den material- und verfahrensspezifischen Kenngrößen die maximale Oberflächentemperatur ϑ_{\max} berechnet werden. Für unterschiedliche Kühlleistungen \dot{q}_k lassen sich mit dem gleichen Modell die Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ an der Werkstückoberfläche nach dem Schnitt (Bild 22) und in der Werkstücktiefe $\vartheta(R)$ bestimmen.

Da sich in der Literatur keine vergleichbaren Ergebnisse zur Inprozeß-Werkstückoberflächentemperaturmessung finden lassen, soll der Nachweis der Meßqualität des Gesamtsystems durch den Vergleich einer Meßreihe mit der rechnerischen Bestimmung nach [10, 125] erfolgen. Bild 83 zeigt dazu die experimentell bestimmte zeitlich und örtlich aufgelöste Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche bei der Trockenzerspanung (Außenrundlängsdrehen) von Inconel 718. Die eingesetzte Schneidplatte besteht aus dem Schneidstoff „whiskerverstärkte Schneidkeramik SiC-Al₂O₃ (WG 300)“ und hat eine Schneidplattendicke von $D_s = 0.5$ mm. Das dargestellte Meßergebnis wurde bei einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 164$ m/min, einer Schnitttiefe von $a_p = 0.1$ mm und einem Vorschub von $f = 0.1$ mm nach einer Schnittzeit von $t_c = 0.4$ s mit neuwertiger Schneide (Freiflächenverschleiß $VB < 10$ μ m) in einem Abstandsbereich von $l^* = 0.85 - 1.5$ mm ($\Delta l^* = 1.3$ %) bestimmt.

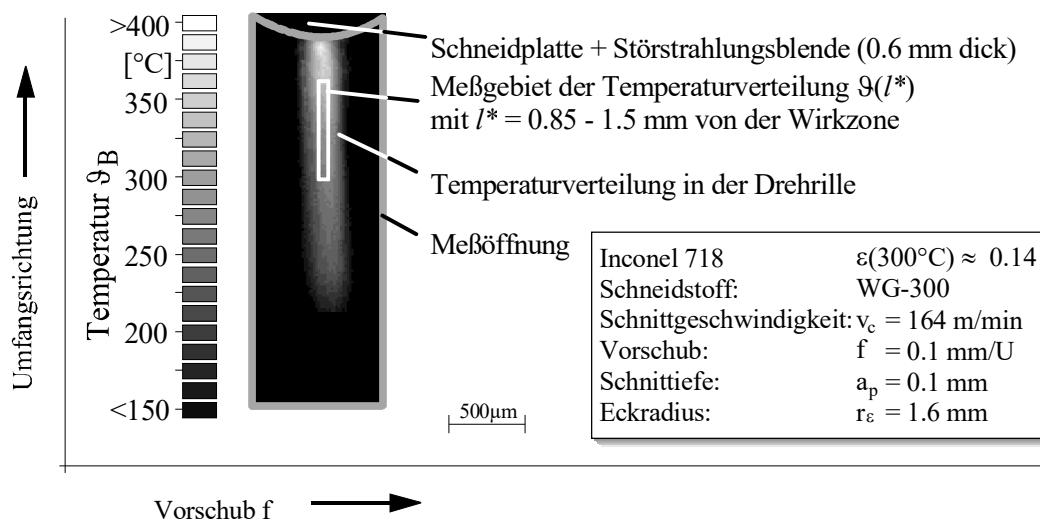


Bild 83: Bestimmung der Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche beim Außenrundlängsdrehen von Inconel 718.

Die Temperaturmeßwerte ϑ_B der dreifach durchgeführten Messung sind unabhängig voneinander mit jeweils neuen Schneidplatten unter sonst gleichen Versuchsbedingungen gemessen worden (Bild 84). Die durchschnittliche Standardabweichung \bar{s} der Meßwerte vom arithmetischen Mittelwert $\bar{\vartheta}_B$ der Werkstückoberflächentemperatur beträgt $\bar{s} = 3.6$ %.

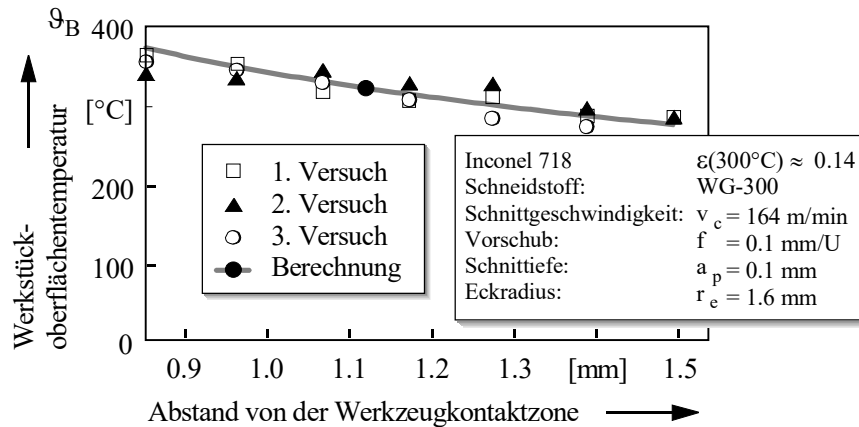


Bild 84: Vergleich der berechneten Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ [125] mit den Ergebnissen der Inprozeßtemperaturmessung der Werkstückoberfläche ϑ_B (Bild 83).

Bild 84 stellt den Vergleich zwischen der berechneten Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ und den Einzelmeßwerten ϑ_B dar. Die durchschnittliche Abweichung zwischen dem arithmetischen Mittelwert $\bar{\vartheta}_B$ der Meßwerte und der berechneten Temperaturverteilung $\vartheta(l^*)$ beträgt 1.7 %.

4.5.2 Nachweis der Funktionstauglichkeit bei unterschiedlichen Schnittbedingungen

Bei der Durchführung der dargestellten Versuche zur Variation der Schnittgeschwindigkeit v_c ($v_c = 20 - 480 \text{ m/min}$) ergaben sich keine technischen Betriebsschwierigkeiten, und das System zeigt sich für diese Aufgabe uneingeschränkt einsatztauglich. Eine Variation des Vorschubs f oder der Schnitttiefe a_p führt in beiden Fällen zu einer veränderten Spanungsdicke h'' . Eine Variation der Schnitttiefe a_p bei konstantem Vorschub f soll zeigen, inwieweit der Einsatz des modifizierten Drehmeißels durch eine größere Spanungsdicke h'' begrenzt ist. Die eingesetzten Schneidplatten bestehen aus whiskerverstärkter Schneidkeramik (SiC- Al_2O_3). Der Schneideckenradius beträgt $r_e = 1.2 \text{ mm}$. Die in Bild 85 dargestellten Ergebnisse zeigen, daß bei Schnitttiefen von $a_p = 0.01 - 0.3 \text{ mm}$ bzw. Spanungsquerschnitten von $A_{sp} = 0.8 - 20 \mu\text{m}^2$ die Messung der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B im Abstand von $l^* = 1.5 \text{ mm}$ von der Wirkzone möglich ist.

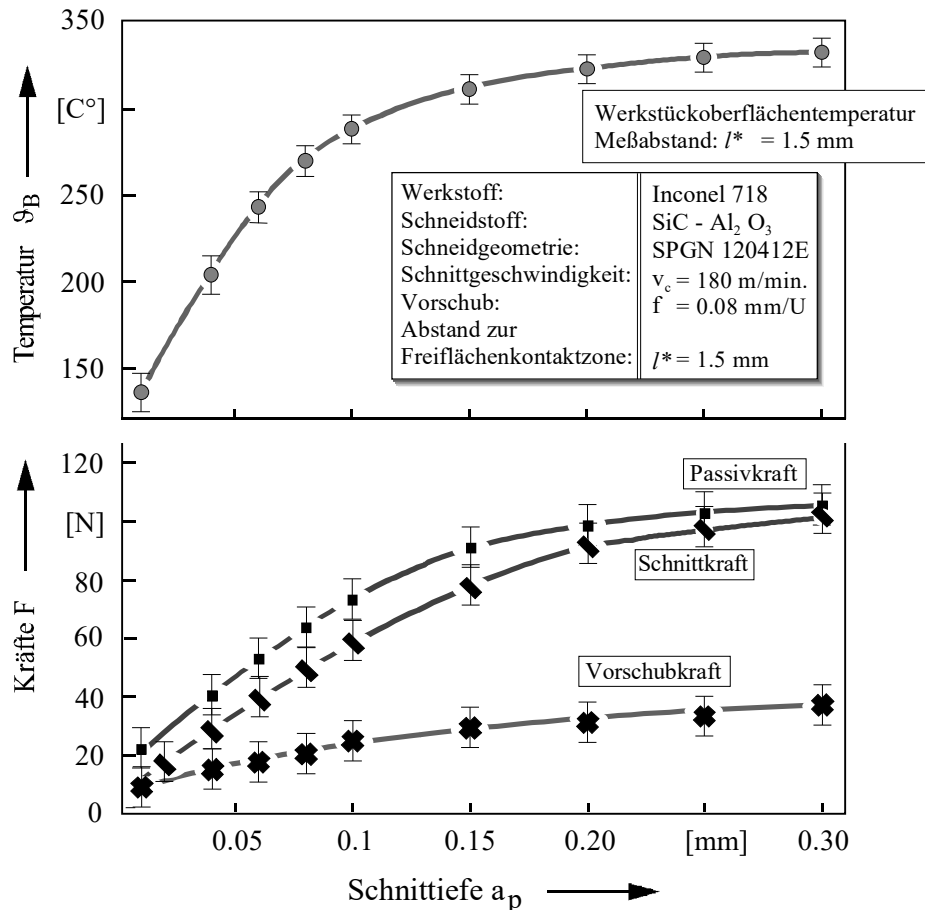


Bild 85: Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B bei der Zerspanung von Inconel 718 für unterschiedliche Schnitttiefen a_p .

Aus den Versuchsergebnissen (Bild 85) kann ferner gezeigt werden, daß geringe Schnitttiefen a_p niedrige Kräfte F und niedrige Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B bewirken. Dieses Ergebnis ergänzt die Beobachtung von SADAT und REDDY, die in [102] dieses bestätigen und weiter ausführen, daß damit am Werkstück geringe Verformungen, Eigenspannungen σ , gute Oberflächenqualität R_z und am Werkzeug ein verminderter Verschleiß VB entsteht [101].

4.5.3 Nachweis der mechanischen Systemstabilität

Der Nachweis einer für Forschungszwecke ausreichenden mechanischen Stabilität des Meßsystems soll bei der Inprozeßtemperaturmessung während der Zerspanung der schwer zerspanbaren Nickel-Basis-Legierung Inconel 718 (Zugfestigkeit $R_m > 1350 \text{ [MPa]}$) mit einem bruchempfindlichen CBN-Schneidstoff (BN 100) erfolgen. Zur Absicherung soll die gleiche Meßreihe während der Zerspanung des einsatzgehärteten Stahls 25MoCr4 (Härte ca. 60 HRC) mit einem bruchempfindlichen CBN-Schneidstoff (DBC 50) durchgeführt werden. Beide Schneidstoffe wurden nach der in Bild 44 dargestellten Methode hergestellt, besitzen eine Dicke von $D_s = 0.5 \text{ mm}$ und sind somit bei der Zerspanung der ausgewählten Werkstoffe stark bruchgefährdet.

Die Versuche werden bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten durchgeführt. Die in Bild 86 dargestellten Ergebnisse zeigen, daß auch unter diesen extremen Versuchsparametern (Werkstoff schwer zerspanbar, Schneidstoffspröde, niedrige Schnittgeschwindigkeiten $v_c = 20$ m/min, hohe Passivkraft $F_p \approx 140$ N) die Messung der Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(v_c)$ im Abstand $l^* = 1.5$ mm von der Freiflächenkontaktzone möglich ist. Aus den Versuchsergebnissen kann ferner gezeigt werden, daß mit größeren Schnittgeschwindigkeiten v_c die Temperaturen ϑ_B an der Werkstückoberfläche sich asymptotisch an einen Maximalwert von $\vartheta_B = 260$ °C bei 25MoCr4 und $\vartheta_B = 300$ °C bei Inconel 718 annähern [126]. Auch SADAT und REDDY stellten bei hoher Schnittgeschwindigkeit v_c maximale Zugeigenspannungen in der Werkstückoberfläche als Folge von überkritisch hohen Temperaturen ϑ_B an der Werkstückoberfläche fest [102].

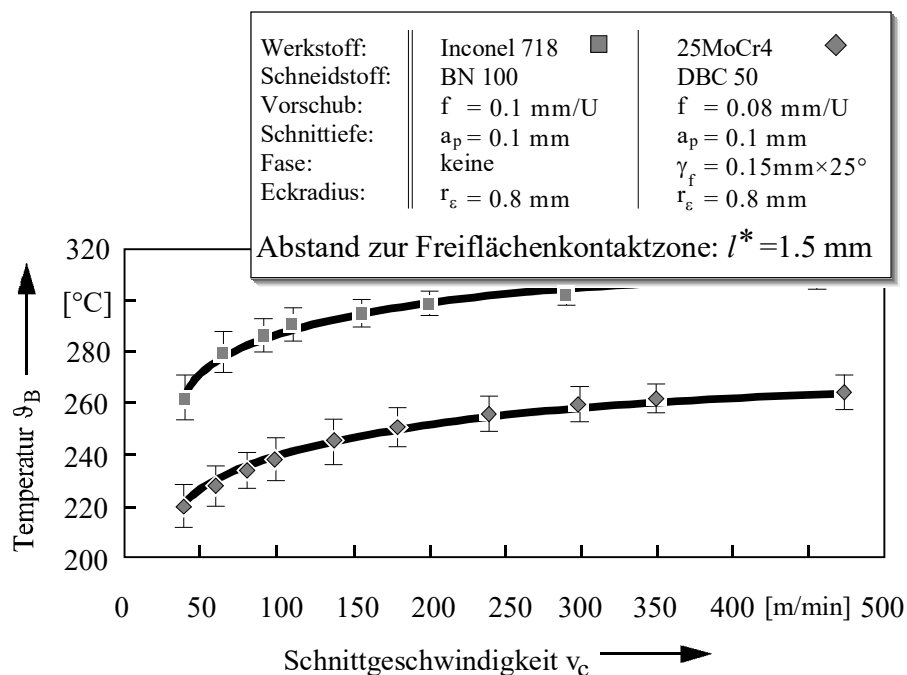


Bild 86: Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B bei der Zerspanung von 25MoCr4 und Inconel 718 für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten v_c [126].

Ein ähnliches Verhalten zeigen die dabei gemessenen Prozeßkräfte (Bild 87). Für Schnittgeschwindigkeiten $v_c > 150$ m/min weichen die Meßwerte nur wenig von den gemessenen Minimalwerten ab.

SADAT und REDDY stellten mit höheren Schnittgeschwindigkeiten v_c eine minimale Verringerung von Schnitt- (F_c) und Vorschubkraft (F_f) fest und erklären dies durch die sinkende Fließspannung σ des Werkstoffes mit steigender Zerspanungstemperatur ϑ_B [102].

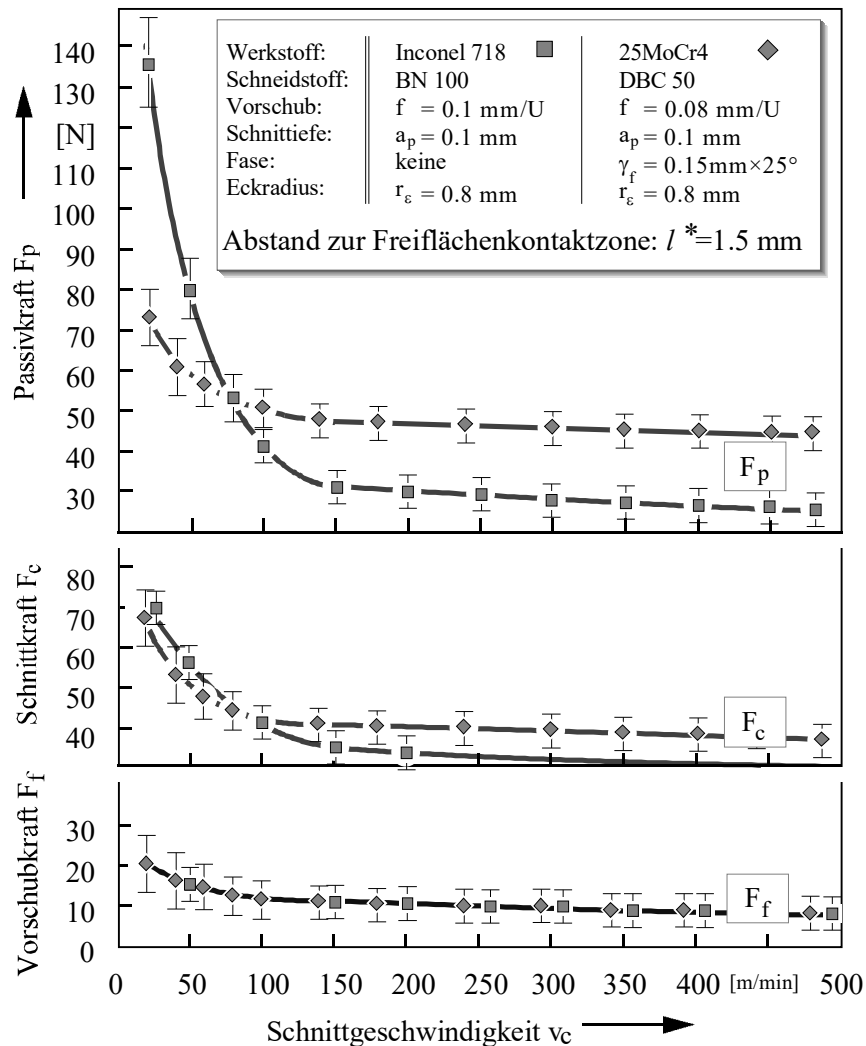


Bild 87: Prozeßkräfte F bei der Zerspangung von 25MoCr4 und Inconel 718 für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten v_c [126].

4.5.4 Nachweis der thermischen Systemstabilität bei größeren Meßzeiten am Beispiel der Werkzeugverschleiß- / Temperaturmessung

Die zeitliche Temperaturauflösung $d\vartheta(x,y)/dt$ des Thermografiesystems ($d\vartheta(x,y)/dt = 30$ Wärmebilder/Sek.) und die Tatsache, daß der Betrag der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B eine Funktion der Schnittbedingungen ist, somit unmittelbar nach dem Eingriff der Schneide sich quasistationär verhält, ermöglichen eine sehr kurze Meßzeit t_{mess} ($t_{\text{mess}} = 0.1 - 1 \text{ s}$). Beim Einsatz neuer Schneiden kann die verschleißbedingte Temperaturerhöhung $\vartheta_B(\text{VB})$ vernachlässigt werden. Während längerer Schnittwege l_c erzeugt die verschleißbedingte Änderung der Schneidengeometrie eine Zunahme der Kräfte F_c und der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B .

Um den Einfluß des Werkzeugverschleißes VB auf die Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B zu bestimmen, erfolgt beim Außenrundlängsdrehen der zylindrischen Versuchswellen eine kontinuierliche Messung der Temperatur ϑ_B . Nach der Bearbeitung einer Versuchswelle wurde der Freiflächenverschleiß VB an der Schneide bestimmt. Die nach Bild 44 hergestellten Schneidplatten bestehen aus dem Mischkeramik-Schneidstoff LX-11 (Al_2O_3). Der Schneideckenradius der Schneidplatten beträgt $r_e = 0.8 \text{ mm}$.

Bild 88 zeigt die vom zurückgelegten Schnittweg l_c gemessene Abhängigkeit der verschleißbedingten Werkstücktemperaturerhöhung $\vartheta_B(\text{VB})$. Im Rahmen dieser Versuche wurden 19 Versuchswellen aus 25MoCr4 mit einer Länge von 55 mm und einem Durchmesser von 40 mm überdreht. Über dem gesamten Schnittweg aller Versuchswellen $l_c = 1641$ m läßt sich ein degressives Ansteigen der Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B demonstrieren. Die im gleichen Diagramm dargestellten Prozeßkräfte F und die Freiflächenverschleißkurve VB weisen eine qualitative Korrelation K zu den gemessenen Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B auf. Die Untersuchungen von BARTSCH zum Verschleißverhalten von Aluminiumoxid-schneidstoffen bestätigen den Verschleißcharakter und den Verlauf der Prozeßkräfte [101, 127].

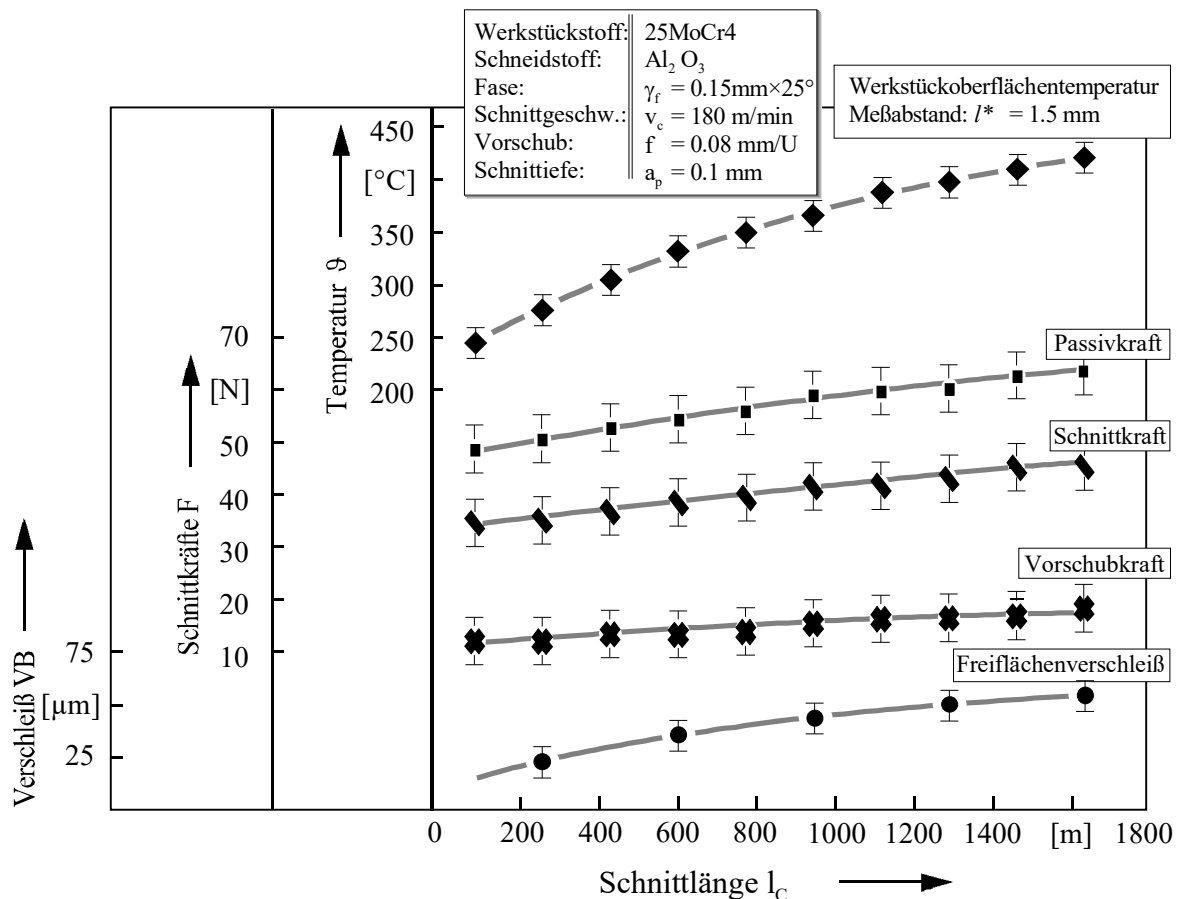


Bild 88: Einfluß des Schnittwegs l_c auf die verschleißbedingte Werkstücktemperaturerhöhung $\vartheta_B(\text{VB})$ bei der Bearbeitung von 19 Versuchswellen.

Während der Versuche wurde auch der Temperaturverlauf $\vartheta(t)$ an der Oberseite des Bildübertragungskegels gemessen. Wie im Zusammenhang mit Bild 65 diskutiert wurde, ist während der Schnittzeit einer Versuchswelle $t_c = 29\text{ s}$ und einer Schnittlänge von $l_c = 86\text{ m}$ der Temperaturverlauf $\vartheta(t)$ an der Oberseite des Bildübertragungskegels mit $\dot{\vartheta} < 0.2\text{ K/s}$ nahezu konstant. Die mit dem Meßsystem bestimmte Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B am Ende der n -ten Versuchswelle $\vartheta_{B(E,n)}$ wurde mit dem Meßwert am Anfang der darauffolgenden Versuchswelle $\vartheta_{B(A,n+1)}$ verglichen. Die Differenz der Temperaturwerte $\Delta\vartheta_{B(E,A)} = \vartheta_{B(A,n+1)} - \vartheta_{B(E,n)}$ ist kleiner als 10 K.

4.5.5 Temperaturmessung an der Spanunterseite

Das folgende Beispiel soll zeigen, daß sich das in dieser Arbeit diskutierte Meßprinzip auch für die Messung der Temperatur an der Unterseite des über das Werkzeug abfließenden Spans eignet. Die Entwicklung des damit verbundenen Meßsystems und die Ergebnisse für die Zerspaltung von Aluminium (AlZnMgCu 1.5), Grauguß (GG 25) und Titan (TiAl6V4) mit Hartmetall und diamantbeschichteten Werkzeugen wurden bereits veröffentlicht [128]. Mit diesem Meßsystem konnte ferner gezeigt werden, daß der Einsatz der Kühlschmierung bei der Zerspaltung keinen signifikanten Kühleffekt in der Wirkzone auslöst und daher beim Gebrauch der Minimalmengenschmierung auf den Einsatz von umweltkritischen EP-Additiven verzichtet werden kann [129].

Physikalische Voraussetzung

Wenn während der Werkzeugeingriffszeit t_c eine metallografische Bindung zwischen der Schneidstofffließzone an der Spanunterseite und der Spanfläche des Werkzeugs entsteht, kann sich keine Wärmeleitungsbarriere ausbilden, und die Temperaturen an der Spanfläche des Werkzeugs sind gleich den Temperaturen an der Spanunterseite [130]. In diesem Bereich der Zerspaltungszone liegen die höchsten Temperaturen. Das Standvermögen eines Werkzeugs und damit die Wirtschaftlichkeit des Zerspaltungsprozesses wird unter anderem durch diese an der Spanfläche auftretenden Temperaturen wesentlich beeinflusst. Eine Verbesserung der Schneidstoffe in bezug auf ihre Warmfestigkeit, ihre Temperaturwechselfestigkeit und ihr Diffusions- und Oxidationsverhalten ist nur dann möglich, wenn diese Temperaturen und ihre Verteilung bekannt sind [63].

Zur berührungslosen Messung der Temperatur in dieser Kontaktzone zwischen Span und Spanfläche des Werkzeugs wird eine kegelige Bohrung in einen marktüblichen Werkzeugklemmhalter eingebracht. Das Ende der kegelförmigen Bohrung befindet sich entsprechend der Meßaufgabe an der Spanfläche des Werkzeugs (Bild 89).

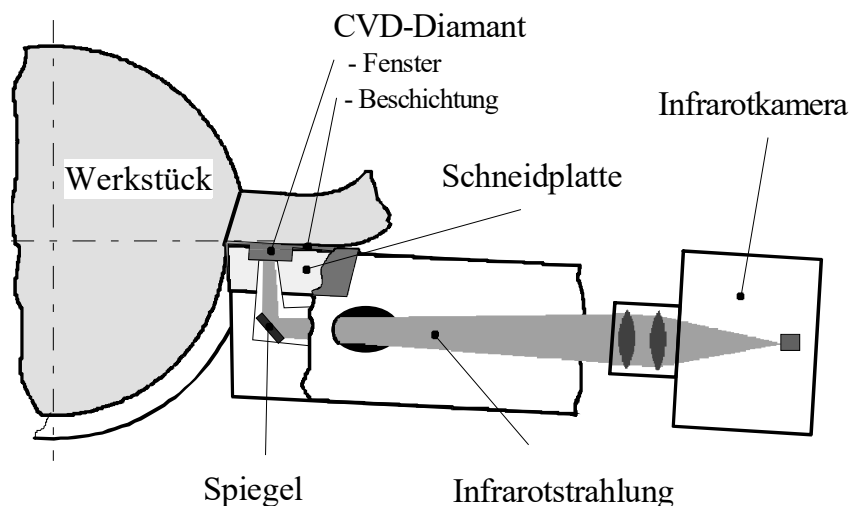


Bild 89: Messung der Temperaturverteilung an der Spanunterseite [91].

Zum Schutz des IR-Strahlungskanals vor dem Span, der im Meßbereich mit hohem Druck gegen die Spanfläche des Werkzeugs drückt, wird ein CVD-Diamantfenster eingesetzt [99]. Diamant hat neben einer hohen Transparenz $\tau \approx 80\%$ im IR-Meßbereich ($\lambda = 8-12\ \mu\text{m}$) eine sehr große Festigkeit von $\sigma_{\text{max}} = 3000\ \text{N/mm}^2$. Eine nachträgliche Beschichtung des Werkzeugs ermöglicht weiterhin die Messung der Temperatur ϑ zwischen der Werkzeugbeschichtung und dem Substrat [131].

Ein Beispiel der mit diesem Prinzip bestimmten Temperaturverteilung an der Unterseite eines kontinuierlich über das Fenster fließenden Spans aus TiAl6V4 ist in Bild 90 dargestellt. Wei-

tere Temperaturmessungen für AlZnMgCu1.5 und GG25 wurden bei unterschiedlichen Vorschüben f und Schnittgeschwindigkeiten v_c durchgeführt und mit dem Werkzeugverschleiß korreliert [128].

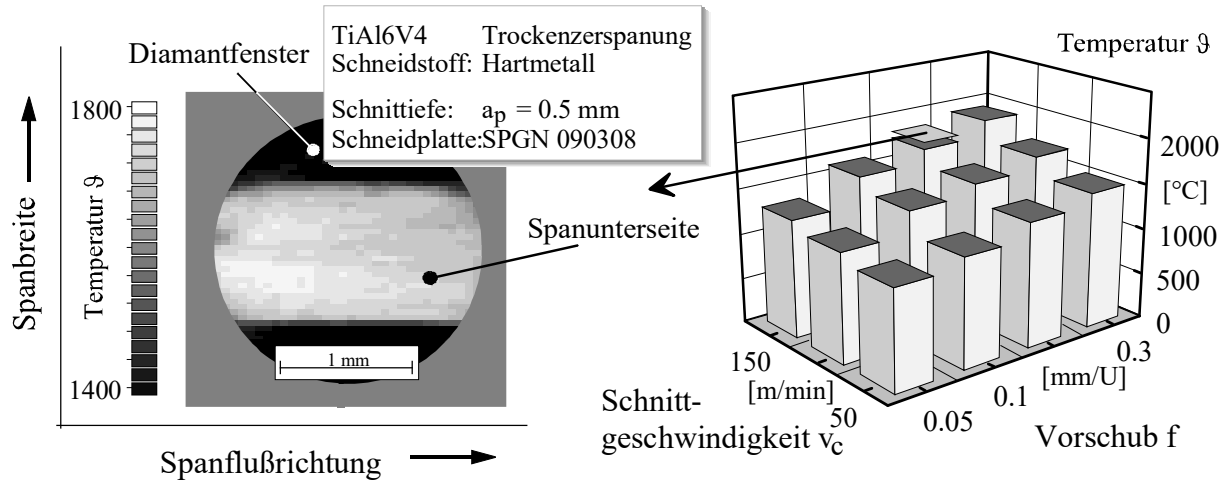


Bild 90: Temperaturverteilung an der Spanunterseite bei der Zerspanung von Titan [128].

Die Temperaturverteilung an der Titanspanunterseite (Bild 90) zeigt, daß die Maximaltemperaturen ϑ_{\max} in Spanflußrichtung innerhalb des ersten Drittels auftreten. Das Fenster wird nicht vollständig abgedeckt, weil die Schnitttiefe in diesem Fall $a_p = 0.5$ mm beträgt. Der in [132] beschriebene Zusammenhang zwischen dem Werkzeugverschleiß [101] und den maximalen Temperaturen am Werkzeug ließ sich mit dieser Methode bestätigen und wurde in [128] veröffentlicht.

5 Temperaturmessungen zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung

5.1 Versuchsbedingungen

Die Versuche zum Funktions- und Qualitätsnachweis des Inprozeßtemperaturmeßsystems und zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung wurden an zwei unterschiedlichen Forschungsinstituten durchgeführt. Die allgemeinen Tests zur Überprüfung und Optimierung des Inprozeßtemperaturmeßsystems erfolgten an praxisrelevanten Zerspanbeispielen in der Produktionsforschung des Daimler-Benz Forschungszentrums in Ulm (Kapitel 4.5). Die Versuchsreihe zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung durch die Inprozeßtemperaturmessung fand am Zentrum Fertigungstechnik (ZFS) in Stuttgart statt und wird nachfolgend beschrieben. An beiden Forschungsinstituten wurden während der Inprozeßtemperaturmessung beim Außenrundlängsdrehen die Zerspankräfte F mit dem gleichen Meßsystem erfaßt.

5.1.1 Versuchseinrichtungen

Die allgemeinen Tests zur Überprüfung und Optimierung des Inprozeßtemperaturmeßsystems beim konventionellen Außenrundlängsdrehen (Kapitel 4.5) wurden an einer Hoch-Präzisions-Drehmaschine Super-Mikroturn CNC der holländischen Firma Hembrug durchgeführt (Bild 91). Besondere Merkmale sind die 2-Achsen-Bahnsteuerung NUM 760 T-TX-R der Firma NUM-Güttinger, das Flachbett aus Granit, die hydrostatisch gelagerte Hauptspindel bzw. der Schlitten. Die Kühlung der Hauptspindel stellt in allen Betriebszuständen eine Temperierung von $\vartheta = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit $\Delta\vartheta < 0.5\text{ K}$ sicher.



Bild 91: Präzisions-Drehmaschine „Super-Mikroturn CNC“ der Firma Hembrug.

Das Spannsystem besitzt eine Wiederholgenauigkeit von $0.8\ \mu\text{m}$. Zum Zeitpunkt der Versuche ist die beschriebene Maschine vier Jahre alt und wurde zuvor vorwiegend zur Versuchsteilefertigung in der Hart-/ Feinbearbeitung eingesetzt [133].

Die Versuche zur Optimierung der laserunterstützten Zerspanung durch die Inprozeßtemperaturmessung erfolgten an einer Hoch-Präzisions-Drehmaschine Hydro-Air HP100 der Firma Kugler. Sie ist mit einer luftgelagerten Werkzeugspindel und zwei hydrostatisch gelagerten, direktangetriebenen Linearachsen ausgerüstet. Die Positioniergenauigkeit ΔX wird vom Hersteller mit $\Delta X = 0.1\ \mu\text{m}$ axial und radial angegeben [134]. Der eingesetzte cw (continuous wave) Nd:YAG - Laser vom Typ LAY 2006D der Firma HAAS verfügt über eine Strahlleistung von 2 kW. Die Laserstrahlung wird mittels einer Stufen-Index Glasfaser mit einem Kerndurchmesser von $D_F = 1\ \text{mm}$ und einer 1:1 Standard-Fokussiereinheit ($f = 100\ \text{mm}$) zur Werkstückoberfläche geführt. Die effektive Laserleistung an der Einkoppelstelle am Werkstück beträgt 1.8 kW. Zur Ausrichtung Φ des Laserstrahls auf der Werkstückoberfläche wird die Fokussiereinheit in Vorschubrichtung Φ_f verschoben und in Werkstückumfangsrichtung Φ_u gekippt. Eine hinter dem Laserlichtumlenkspiegel in der optischen Achse des Lasers integrierte CCD-Kamera überprüft die Lage des Lasereinkoppelpunkts.

Bei allen Versuchen wurden die drei Komponenten der Zerspanprozeßkräfte F (Schnittkraft F_c , Vorschubkraft F_f und Passivkraft F_p) mit einem Kraftmeßsystem der Firma Kistler gemessen. Die eingesetzte Kraftmeßplattform (3-Komponenten Dynamometer) zeichnet sich durch eine hohe Steifigkeit, hohe Eigenfrequenz und weitgehende Temperaturunempfindlichkeit aus.

Alle durchgeführten Versuche wurden zweifach wiederholt. In den Ergebnisdiagrammen wird jeweils der arithmetische Mittelwert und die auf diesen arithmetischen Mittelwert bezogene Standardabweichung \bar{s} angegeben. Eine offene Linie verbindet die entstandenen Stützpunkte und stellt so den Zusammenhang der unterschiedlichen Meßergebnisse dar.

Bild 92 zeigt die prinzipielle Darstellung des Versuchsaufbaus bei der Inprozeßtemperaturmessung während der laserunterstützten Warmzerspanung. Der Abstand l^* zwischen der Meßstelle und dem Freiflächenkontaktgebiet beträgt $l^* = 0.8\ \text{mm}$. Die Position der Lasereinkoppelstelle befindet sich unmittelbar vor dem Zerspanungsvorgang und wird im Rahmen des Versuchsprogramms variiert.

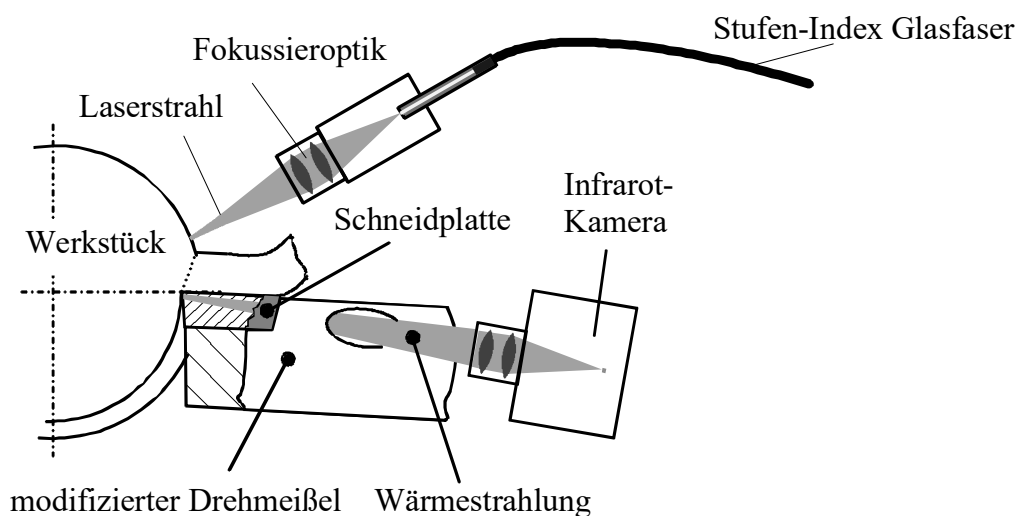


Bild 92: Prinzipdarstellung des Versuchsaufbaus zur Inprozeßtemperaturmessung an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche bei der laserunterstützten Zerspanung [135].

Bild 93 zeigt die Anordnung der Systemkomponenten. Auf dem Planschlitten wurden Kraftmeßplattform, modifizierter Drehmeißel, Thermografiekamera, CCD-Kamera und Laserfokussiereinheit montiert. Die Fokussierung der Thermografiekamera erfolgt durch Einstellung der radial ausgerichteten Kameraachse mit Hilfe einer Mikrometerschraube. Das Versuchsteil wurde mit einem zulässigen Rundlauf von $10\text{ }\mu\text{m}$ (5 % der Schnitttiefe) außen gespannt.



Bild 93: Versuchsaufbau zur laserunterstützten Zerspanung.

Eine seitlich am Drehmeißel fixierte Spanabsaugung (Bild 58) bewirkt einen kontrollierten Spanabfluß und verhindert die Störung des Laserstrahls und die Beeinflussung der Thermografiemessung durch herumfliegende Späne.

Werkstoff / Schneidstoff

Alle Versuche wurden an zylindrischen Versuchswellen mit einer Länge von $l_B = 120\text{ mm}$ und einem Durchmesser von $D_B = 40\text{ mm}$ aus einsatzgehärtetem Stahl 25MoCr4 und aus der Nickel-Basislegierung Inconel 718 durchgeführt. In der Mitte der Wellen befindet sich ein 2 mm breiter Freistich, der einen definierten Abbruch des Schneidenkontakts sicherstellt. Die Wellen aus 25MoCr4 sind randschichtgehärtet mit einer Rockwell Härte $HRC = 60$ und einer Einhärtetiefe EHT bis zu einer Tiefe von 1 mm unterhalb der Oberfläche von $EHT = \pm 2\text{ HRC}$. Das Gefüge besteht aus mittelfeinem Martensit mit geringem Restaustenitgehalt [136]. Der Werkstoff Inconel 718 ist austenitisch und besteht in der Grundmatrix (γ -Phase) aus Mischkristallen der Legierungselemente Nickel, Eisen, Chrom, Molybdän, Titan und Aluminium. Die im Legierungsgrundmetall gelösten Fremdatome hemmen durch Mischkristallhärtung die Versetzungsbewegung, Rekristallisation und Diffusion. Eine zweite Phase im Grundgitter bilden die Ni_3X -Verbindungen der Legierungselemente Aluminium und Titan (γ' -Ausscheidungen). Diese Ausscheidungen verfügen aufgrund ihrer Bindung (intermetallische Phase, Metallbindung mit dichter Kugelpackung) über hohe Härte und Festigkeit. Sie wirken als Hindernisse bei der Versetzung, die entweder umgangen oder durchtrennt werden müssen. Diese Ausscheidungshärtung bewirkt den Hauptteil der Warmfestigkeit [93, 137]. Sowohl der

einsatzgehärtete Stahl (25MoCr4) als auch die hochwarmfeste Nickel-Basislegierung (Inconel 718) zählen zu den schwer zerspanbaren Werkstoffen.

Für die Zerspanung dieser Werkstoffe wurden im Rahmen dieser Versuche die Schneidstoffe kubisches Bornitrid CBN (DBC 50 und BN 100), unverstärkte Keramik Aluminiumoxid (Al_2O_3) und whiskerverstärkte Schneidkeramik ($\text{SiC-Al}_2\text{O}_3$) eingesetzt. Der CBN-Schneidstoff DBC 50 hat einen CBN-Anteil von ca. 50 % und ist mit dem keramischen Binder Titankarbid TiC gesintert. Der CBN-Schneidstoff BN 100 hat einen CBN-Anteil von ca. 80 - 85 %, und die ca. 2 bis 4 μm großen CBN-Körner sind mit Titannitrid TiN gebunden. Die Schneidkeramik Aluminiumoxid Al_2O_3 vom Typ LX-11 ist eine Mischkeramik. Sie besteht aus einer Aluminiumoxid-Basis mit feinkörnigem Titankarbonnitrid Ti(C,N) und ist mit Titannitrid TiN beschichtet. Die whiskerverstärkte Aluminiumoxid-Schneidkeramik $\text{SiC-Al}_2\text{O}_3$ ist auf der Basis von Aluminiumoxid Al_2O_3 mit weniger als 50 % Verstärkungsfasern aus Siliziumkarbid-Whisker SiC hergestellt.

5.1.2 Ergebnisgrößen

Die Messung des Freiflächenverschleißes wurde an einem Auflichtmikroskop SMZ-2T der Firma Nikon mit einer maximalen Vergrößerung von $V = 1:63$ vorgenommen. Das Mikroskop verfügt über ein feststehendes Fadenkreuz im Objektiv und einen in X- und Y-Richtung beweglichen Kreuzzisch mit digitalen Wegaufnehmern. Die geometrische Auflösung $d\vartheta/dx, dy$ der Wegmeßsysteme beträgt $d\vartheta/dx, dy = 1 \mu\text{m}$. Die optische Antastung an die Schneidkante und Verschleißmarkenbreite unterliegt einem systematischen Fehler Δ_{SVB} . Mehrfach wiederholte Messungen der kontinuierlichen Verschleißmarkenbreite an der Werkzeugfreifläche VB ergaben eine Wiederholgenauigkeit von $\Delta_{SVB} < 5 \mu\text{m}$. Der dadurch entstehende prozentuale Meßfehler von $\Delta_{SVB} = 3 - 12 \%$ bei Verschleißmarkenbreiten von $VB = 80 - 300 \mu\text{m}$ ist akzeptabel. Der Kolkverschleiß K_t und die Oberflächenrauheit R_z wurde mit Hilfe eines mechanischen Tastschnittgeräts RMC-4000 der Firma Hommelwerke GmbH mit einem Fehler von $\Delta_{SK} < 10 \%$ durchgeführt. Zur Charakterisierung des Schneidkantenverschleißes kam ein Rasterelektronenmikroskop (REM) zum Einsatz.

Zur Darstellung des Zusammenhangs zwischen kritisch hohen Temperaturen an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche und einer thermisch induzierten Oberflächenrandzonenbeeinflussung wurden Randzonengefügeuntersuchungen an Werkstückproben aus 25MoCr4 durchgeführt. Dazu wurden Proben senkrecht zur Oberfläche aus den Wellen herausgetrennt und anschließend in ein kaltaushärtendes Kunstharz eingebettet. Die Probenpräparation erfolgte in mehreren aufeinanderfolgenden Schleif- und Poliervorgängen, bevor die zu untersuchende Fläche dann mit 1%iger alkoholischer HNO_3 -Lösung geätzt wurde. Die Gefügebilder wurden jeweils mit aufgenommen. Es wurde eine Ätzzeit von etwa 1 min benötigt, um die Korngrenzen deutlich sichtbar zu machen. Die Gefügaufnahmen erfolgten mit einem Auflichtmikroskop vom Typ Microphot-SA der Firma Nikon bei einer Vergrößerung von $V = 1:200 - 1:500$ ohne Filteroptik.

5.2 Einfluß der laserspezifischen Parameter auf die Werkstückoberflächentemperatur

Der Prozeß der laserunterstützten Zerspanung beruht darauf, daß ein Laserstrahl den zu zerspanenden Werkstoff in Schnittrichtung vor der Werkzeugschneide lokal erwärmt (Bild 13 Bereich „D“) und dadurch erweicht.

Bei der Optimierung dieses Prozesses ist darauf zu achten, daß die Zerspankräfte F und der Werkzeugverschleiß reduziert werden, ohne daß dabei das Randzonengefüge der erzeugten Werkstückoberfläche durch überkritisch hohe Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B beeinflusst wird.

Die Kenntnis des Temperaturverlaufes an der Oberfläche des Werkstückes ist für die Bestimmung der optimalen Schnitt- und vor allem Laserparameter bei vorgegebenem Zeitspanvolumen von entscheidender Bedeutung. Diese Prozeßparameter, wie Laserstrahldichte und -einwirkzeit, sind dabei so zu wählen, daß die Temperaturen, die sich in einer vorgegebenen Zerspantiefe ausbilden, nicht zu einer Oberflächenrandzonenschädigung der erzeugten Werkstückoberfläche führen [57].

Das nachfolgende Kapitel beschreibt einerseits die Variation der Verfahrensparameter zur Energieeinkopplung (Laserleistung P_L und Position der Lasereinkoppelstelle Φ relativ zur Werkzeugschneide), andererseits die Messung des Einflusses der unterschiedlichen Maschineneinstellparameter auf die Prozeßgrößen Schnittkraft F und Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B bei konstanten und optimierten Einkoppelverhältnissen.

5.2.1 Position der Lasereinkoppelstelle in Vorschubrichtung

Die Ausrichtung des Laserstrahls erfolgt mit einem Helium-Neon-, „Ziellaser“, dessen Licht mit einer Wellenlänge $\lambda = 0.632 \mu\text{m}$ im sichtbaren Wellenlängenbereich liegt. Durch Antasten des rotierenden Werkstücks mit der Werkzeugschneide wird eine Drehrille erzeugt (Ankratzspur), deren Mitte mit Hilfe des Videobilds der integrierten CCD-Kamera aus der Lage der Drehrillenbegrenzungslinien bestimmt werden kann. Wie in Bild 94 dargestellt, wird der Kreis des Lasereinkopplecks, dessen Durchmesser $D_L = 1 \text{ mm}$ dem Kerndurchmesser D_F der Stufen-Index Glasfaser mit $D_F = 1 \text{ mm}$ entspricht, entgegen der Vorschubrichtung f an die Mittellinie der Drehrille angelegt. Die eingestellte Ausgangsposition Position Φ_{f0} (Bild 94), mit dem Abstand zwischen dem Zentrum des Lasereinkopplecks und dem Beginn der Drehrille von $\Phi = 0.5 \text{ mm}$, wird durch einen Laser-Einzelimpulsschuß geprüft und gegebenenfalls korrigiert.

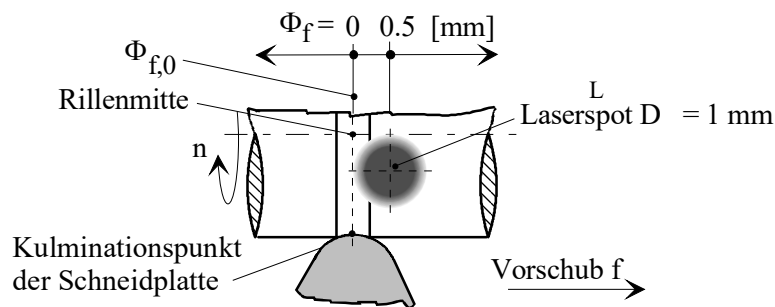


Bild 94: Position der Lasereinkoppelstelle relativ zur Werkzeugschneide Φ .

In einer ersten Versuchsreihe wird der Einfluß der Position Φ_f der Lasereinkoppelstelle relativ zur Werkzeugschneide in Vorschubrichtung f auf die Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B bei drei unterschiedlichen Positionsniveaus Φ_f ($\Phi_f = 0.2, 0.5, 0.8 \text{ mm}$) und zwei unterschiedlichen Laserleistungsniveaus P_L ($P_L = 0.7, 1.8 \text{ kW}$) geprüft. Bild 95 zeigt das Ergebnis dieser Versuchsreihe in vier Teilbildern. Das erste Teilbild stellt den Temperaturverlauf an der Werkstückoberfläche $\vartheta_B(x,y)$ bei der Zerspangung ohne Laser dar. Das zweite, dritte und vierte Bild zeigt Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(x,y)$ bei drei unterschiedlichen Positionsniveaus Φ_f und zwei unterschiedlichen Laserleistungsniveaus P_L .

Nach 2.2.3 sollte die Wärmestromdichte proportional zum erzeugten Spanungsquerschnitt gewählt werden, um ihren Einfluß auf die neu erzeugte Werkstückoberfläche minimal zu halten.

Der linke Teil der insgesamt 7 Wärmebilder zeigt die Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(x,y)$ an dieser neu erzeugten Werkstückoberfläche. Die Wahl der Position $\Phi_f = 0.2$ mm erzeugt eine hohe Erwärmung an dieser Stelle. Eine Verschiebung der Position auf $\Phi_f = 0.8$ mm führt zu einer signifikanten Senkung der Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(x,y)$ an der erzeugten Werkstückoberfläche.

Wie in Bild 10 schon diskutiert, nimmt die Dicke der Spanungsquerschnitte in Vorschubrichtung zu. Der rechte Teil der Wärmebilder zeigt die Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(x,y)$ im Bereich dieser zunehmenden Dicke der Spanungsquerschnitte (Ausgangsoberfläche am Werkstück). Wie schon erwähnt, sollte die Wärmestromdichte bei der laserunterstützten Zerspänung proportional zum erzeugten Spanungsquerschnitt gewählt werden. Die höheren Werkstückoberflächentemperaturen $\vartheta_B(x,y)$ bei der Wahl der Position $\Phi_f = 0.8$ mm in diesem Bereich kommen dieser Forderung entgegen. In diesem Bereich kommt es während der Bearbeitung zu einer Oxidation der Oberfläche, wodurch, wie in 4.3.4 beschrieben, der Werkstückemissionsgrad ε und die Wärmestrahlung dort wesentlich höher liegt als im Bereich der Drehrille und der neu erzeugten Werkstückoberfläche.

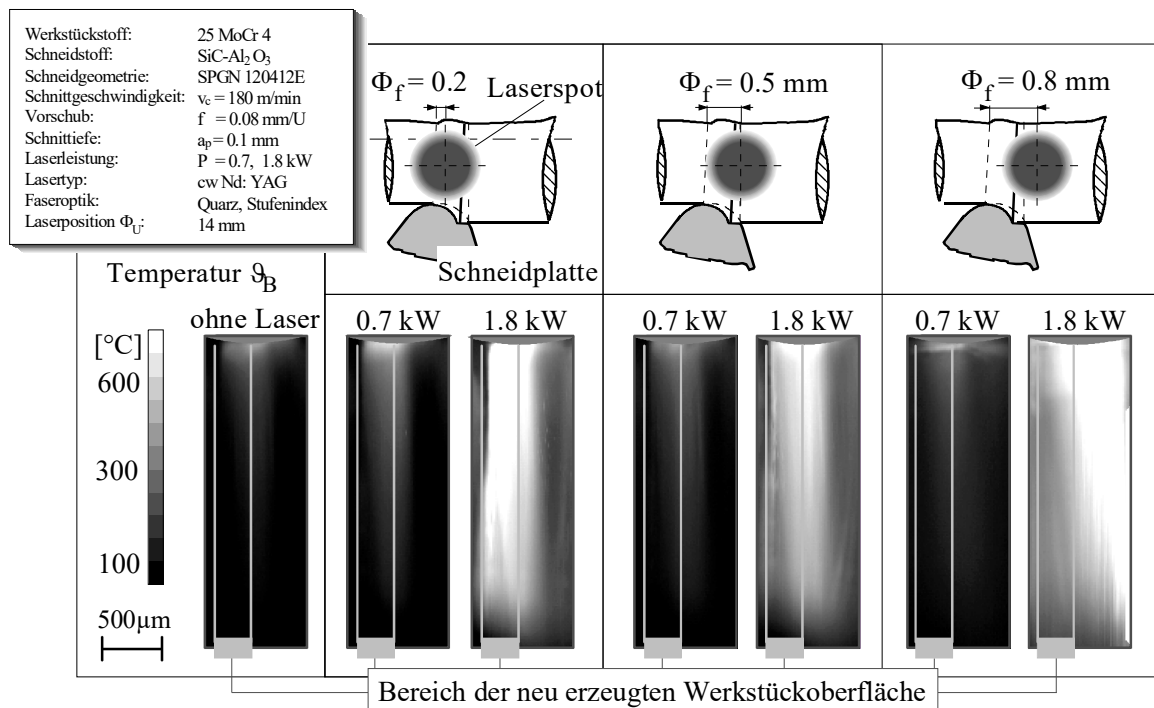


Bild 95: Durch die Wahl einer geeigneten Lasereinkoppelposition Φ_f in Vorschubrichtung f kann die Wärmestromdichte Φ_f an den zunehmenden Spanungsquerschnitt angepaßt werden.

Bild 95 zeigt das Ergebnis aus dem Versuch mit dem Werkstoff 25MoCr4. Für den Werkstoff Inconel 718 stellt sich prinzipiell das gleiche Ergebnis ein.

5.2.2 Vorlauf der Lasereinkoppelstelle in Umfangrichtung

In dieser Versuchsreihe soll der Einfluß der Position Φ_U der Lasereinkoppelstelle relativ zur Werkzeugschneide in Umfangrichtung U auf die Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B bei drei unterschiedlichen Positionsniveaus Φ_U ($\Phi_U = 7, 14, 21$ mm) geprüft werden (Bild 96). Bei geringeren Abständen ($\Phi_U < 5$ mm) zwischen der Lasereinkoppel- und der Zerspaltung kam es trotz der Spanabsaugung zu Kollisionen zwischen dem Laserstrahl und den abgeführten Spänen.

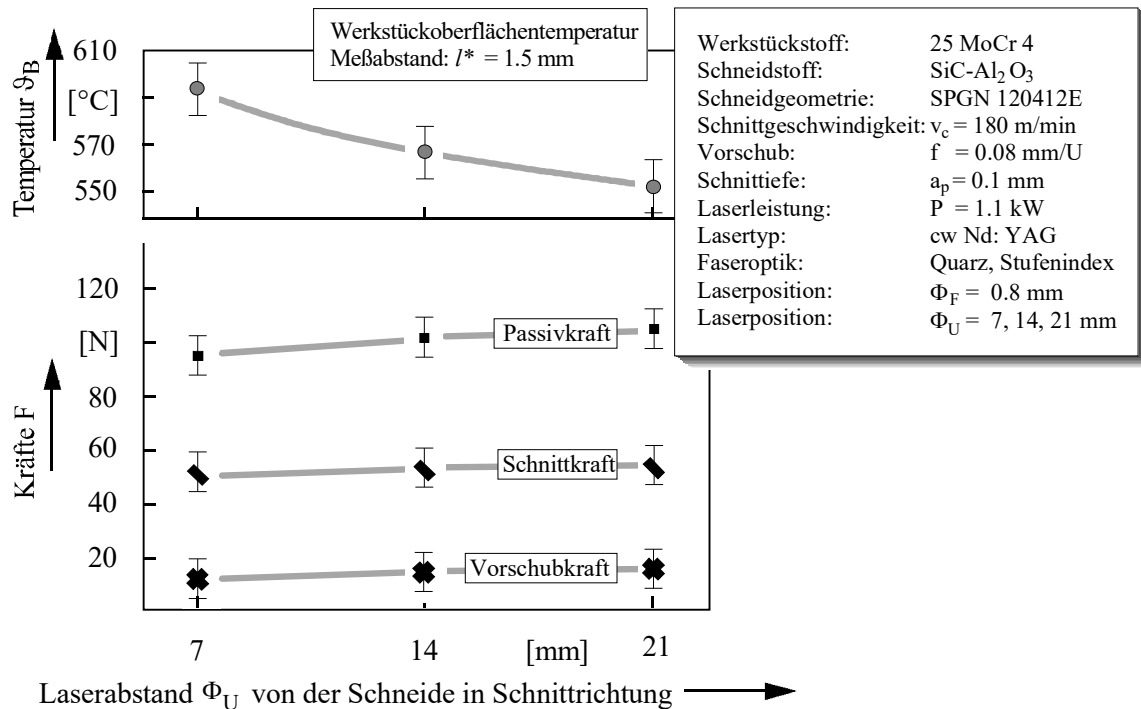


Bild 96: Ein größerer Abstand zwischen der Lasereinkoppel- und der Zerspaltung führt zu einer geringfügigen Erhöhung der Schnittkräfte F und einer Senkung der Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B .

Die Vergrößerung des Abstands zwischen der Lasereinkoppel- und der Zerspaltung verringert die Wirkung des Lasers und führt daher zu einer geringfügigen Erhöhung der Schnittkräfte F und zu einer erwartungsgemäßen Senkung der Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B .

5.3 Werkstückoberflächentemperatur für unterschiedliche Prozeßoptimierungsziele

Im Rahmen der Zerspaltungstechnik wird deutlich zwischen einer Schrupp- und Schlichtstrategie unterschieden. Während bei der Schlichtstrategie durch eine geringe Schnitttiefe a_p und geringem Vorschub f eine möglichst geringe Änderung der Werkstückeigenschaften durch thermisch induzierte Randzonenbeeinflussung erzielt werden will, soll bei der Schruppstrategie ein maximales Zeitspanvolumen bei möglichst geringem Werkzeugverschleiß erreicht werden.

Für die Optimierung der Schruppstrategie kann somit das Hauptaugenmerk auf die Schnittkraftreduzierung und die damit verbundene Reduzierung des Werkzeugverschleißes gelegt werden. Die dadurch entstandene Oberflächenrandzonenschädigung darf dabei die nachfol-

gende Schlichtschnitttiefe nicht überschreiten. In den nachfolgenden Kapiteln werden beide Strategien zur Optimierung der laserunterstützten Zerspansung näher beschrieben.

5.3.1 Optimierungsziel: geringe Werkstückgefügebeeinflussung (Schlichtstrategie)

Die Leistung P_L des eingekoppelten Nd:YAG-Lasers wurde während des Außenrundlängsdrehens in 5 Stufen variiert. Die Position Φ_f der Lasereinkoppelstelle relativ zur Werkzeug-schneide in Vorschubrichtung beträgt $\Phi_f = 0.8$ mm, in Umfangrichtung $\Phi_U = 14$ mm.

Bild 97 zeigt für den Werkstoff 25MoCr4 die Korrelation zwischen der Laserleistung und der Werkstoffgefügebeeinflussung, der Zerspankraftreduktion und der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B bei der laserunterstützten Zerspansung mit 6 unterschiedlichen Laserleistungsstufen P_L . Während sich die Passivkraft F_p um bis zu 50 % und die Schnittkraft F_c um bis zu 25 % reduzieren lassen, steigt die Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B an.

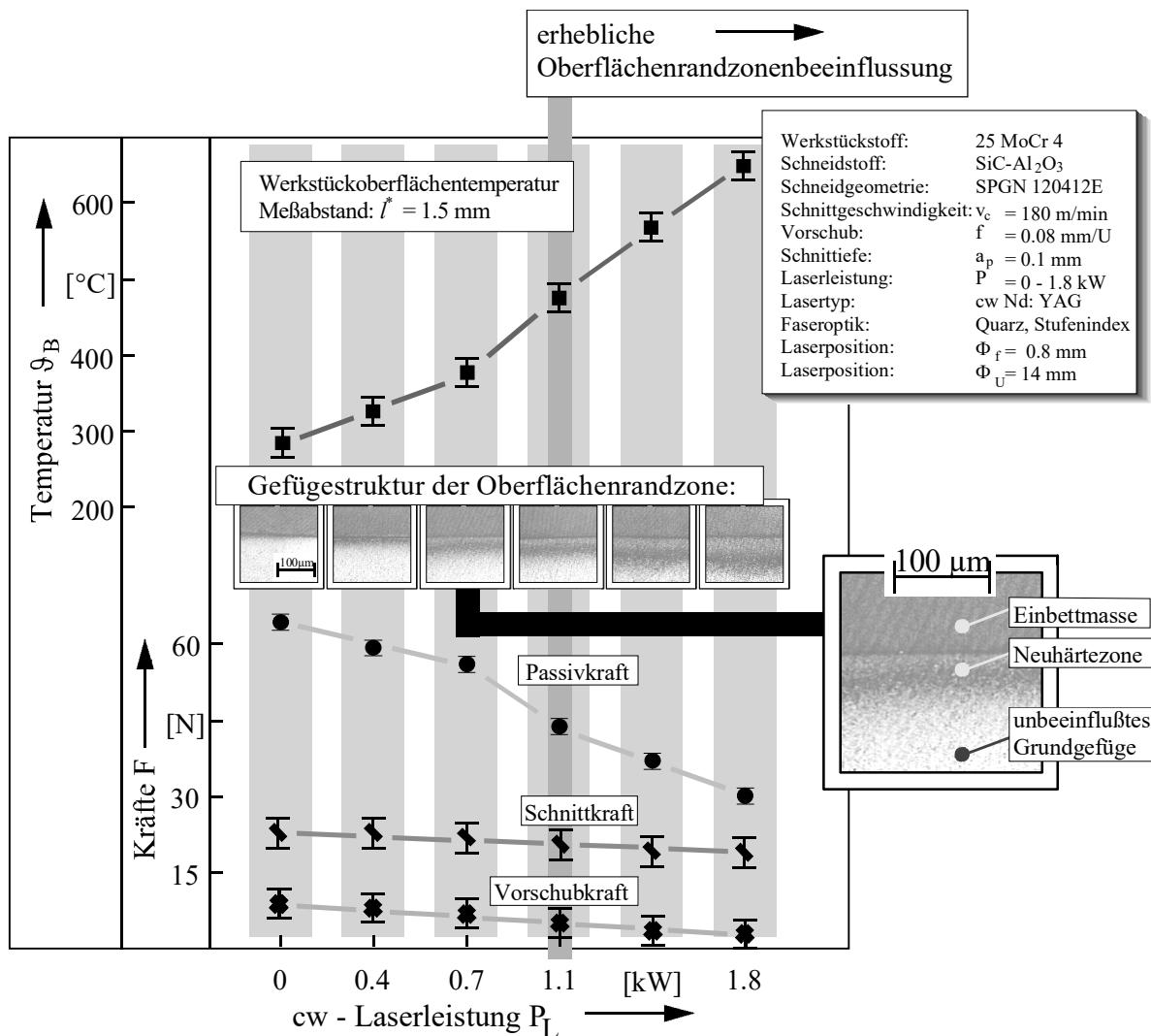


Bild 97: Korrelation zwischen Laserleistung und Werkstoffgefügebeeinflussung.

Die Folge der erhöhten Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B zeigt sich einerseits in der vergrößerten Oberflächenrandzonenbeeinflussung, die bei einer Laserleistung von $P_L = 1.8$ kW bis zu 100 μ m dick wird, andererseits in dem thermisch bedingten Werkstückmaßhaltigkeitsfehler ΔD_B , der durch die integrale Erwärmung des Werkstücks während der Bearbeitung verursacht wird. Die Untersuchungen des Werkstückoberflächengefüges zeigen, daß ohne den Einsatz des Lasers bei neuwertiger Schneidkante das

Oberflächenrandzonengefüge nahezu unbeeinflusst bleibt. Dieses Ergebnis findet seine Bestätigung in [124]. Mit zunehmender Laserleistung P_L kommt es vermehrt zur Beeinflussung des Werkstückoberflächengefüges, erkennbar an der Änderung der Grauwerte in Bild 97. Damit läßt sich ein direkter Zusammenhang zwischen der zunehmenden Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B und der damit verbundenen Beeinflussung der Oberflächenrandzone aufzeigen [3].

In Anwendungsfällen, bei denen die Qualität der erzeugten Werkstückoberfläche von besonderer Bedeutung ist (Schlicht- bzw. Endbearbeitung), sollte unter den gegebenen Voraussetzungen die Laserleistung nicht über 1 kW gesteigert werden. Inwieweit diese Oberflächenrandzonenbeeinflussung einen zulässigen Grenzwert überschreitet, hängt vom jeweiligen Einsatz- und Belastungsfall des aus dem Werkstück gefertigten Bauteils ab und kann nicht als allgemeingültige Größe bestimmt werden.

Während die Information einer potentiellen Gefügebeeinflussung erst nach der aufwendigen Herstellung und Auswertung der Gefügeuntersuchung zur Verfügung steht, kann durch den Einsatz der Inprozeßtemperaturmessung schon während des Versuchs auf eine thermisch induzierte Beeinflussung des Oberflächenrandzonengefüges geschlossen werden.

Zur einfacheren Kontrolle dieser Grenzbedingung kann eine Schnittkraftreduktion von 15-20 % definiert werden. Bei einer Kraftreduktion von mehr als 20 % kommt es zu einer erheblichen Oberflächenrandzonenbeeinflussung.

Bei der laserunterstützten Zerspanung von Inconel 718 mit unterschiedlichen Laserleistungen P_L kommt es im Vergleich zum Werkstoff 25MoCr4 bei deutlich geringerer Kraftreduktion F zu ähnlich hohen Temperaturen ϑ_B an der Werkstückoberfläche.

5.3.2 Optimierungsziel: geringe Zerspankräfte und geringer Werkzeugverschleiß (Schruppstrategie)

Während längerer Schnittwege l_c erzeugt die verschleißbedingte Änderung der Schneidengeometrie eine Zunahme der Zerspankräfte F und der Werkstückoberflächentemperatur ϑ_B . Durch die Vorwärmung des Werkstoffs unmittelbar vor der Zerspanung verringert sich bei der laserunterstützten Zerspanung die Härte H und die Festigkeit σ des Werkstoffs unmittelbar vor dem Eintritt in die Primärscherzone. Wie schon in Bild 97 gezeigt, können dadurch insbesondere die Passivkraft F_p und die Schnittkraft F_c beträchtlich gesenkt werden. Der nachfolgende Versuch soll zeigen, inwieweit sich durch die laserunterstützte Zerspanung der Verschleiß am Werkzeug [101] verringern läßt. Die nach Bild 44 hergestellten Schneidplatten bestehen aus whiskerverstärkter Aluminiumoxid-Schneidkeramik SiC-Al₂O₃ und haben einen Schneideckenradius $r_e = 0.8$ mm. Nach jeder bearbeiteten Versuchswelle wird der Freiflächenverschleiß VB an der Schneide bestimmt.

Bild 98 zeigt die gemessene Abhängigkeit der verschleißbedingten Werkstücktemperaturerhöhung $\vartheta_B(VB)$ vom zurückgelegten Schnittweg l_c mit und ohne Lasereinsatz bei der Zerspannung von Inconel 718. Es kann gezeigt werden, daß über dem gesamten Schnittweg ($l_c = 180$ m) ein degressives Ansteigen der Werkstückoberflächentemperaturen ϑ_B vorherrscht.

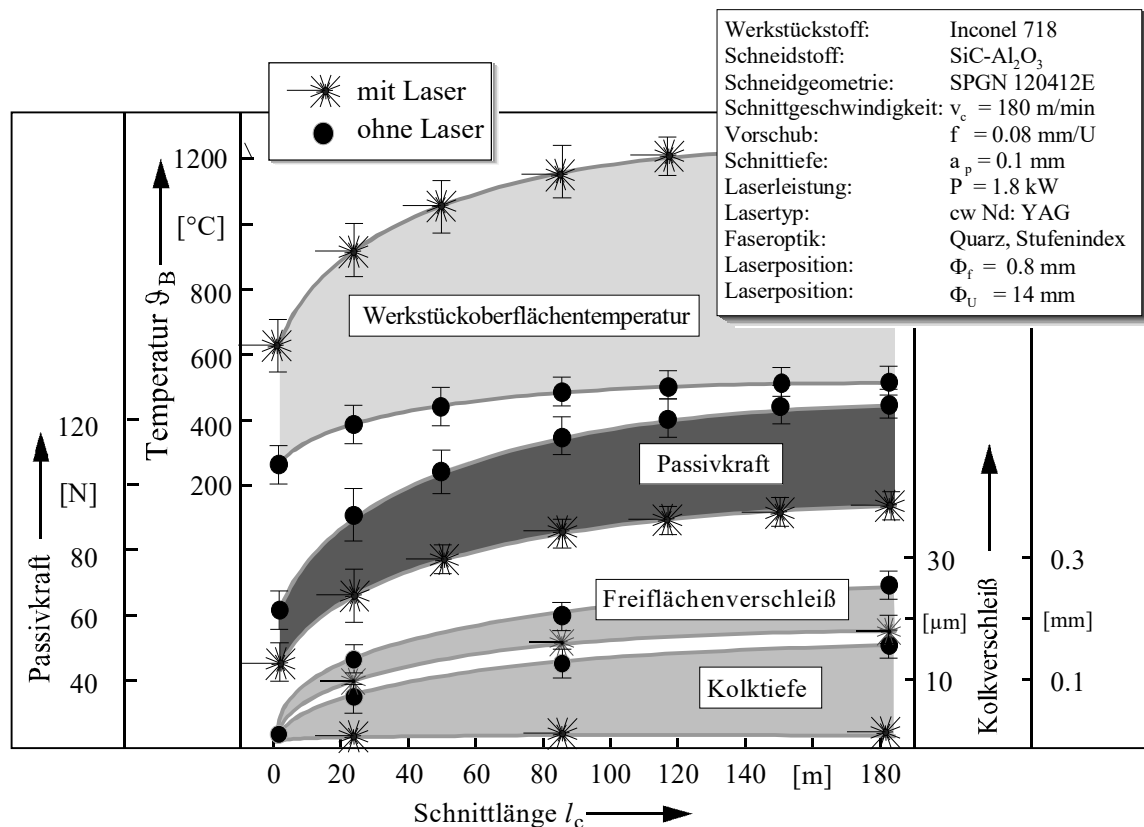


Bild 98: Darstellung der verschleißbedingten Werkstücktemperaturerhöhung $\vartheta_B(l_c)$ als Funktion des Schnittwegs l_c mit und ohne Lasereinsatz.

Durch den Einsatz des Lasers konnte nach einem Schnittweg von $l_c = 180$ m der Freiflächenverschleiß $VB = 0.17 - 0.23$ mm und der Kolkverschleiß $K_t = 15$ μ m reduziert werden (Bild 98). Die durch den Einsatz des Lasers bedingte geringere Verschleißzustandsänderung zeigt sich auch in der vergrößerten verhältnismäßigen Kraftreduktion mit zunehmendem Schnittweg l_c .

Die auftretenden Verschleißerscheinungen wurden anhand von Rasterelektronenmikroskopieaufnahmen der verschlissenen Schneiden erfaßt und bewertet. Bild 99 zeigt dazu exemplarisch die Oberflächentopographie von Schneidplatten aus SiC-Al₂O₃ nach einem Schnittweg von $l_c = 180$ m ohne (Bild 99 links) und mit laserunterstützter Zerspanung (Bild 99 rechts). Bild 99 - links zeigt eine mit Werkstoff (Inconel 718) zugesetzte Kerbe an der Nebenschneide und einen deutlichen Kolkverschleiß an der Spanfläche. Bild 99 - rechts zeigt einen geringeren Verschleiß an der Schneidkante. Auch der für die Zerspanung von Inconel 718 typische Korbverschleiß an der Hauptschneide ließ sich durch den Einsatz des Lasers beträchtlich senken.

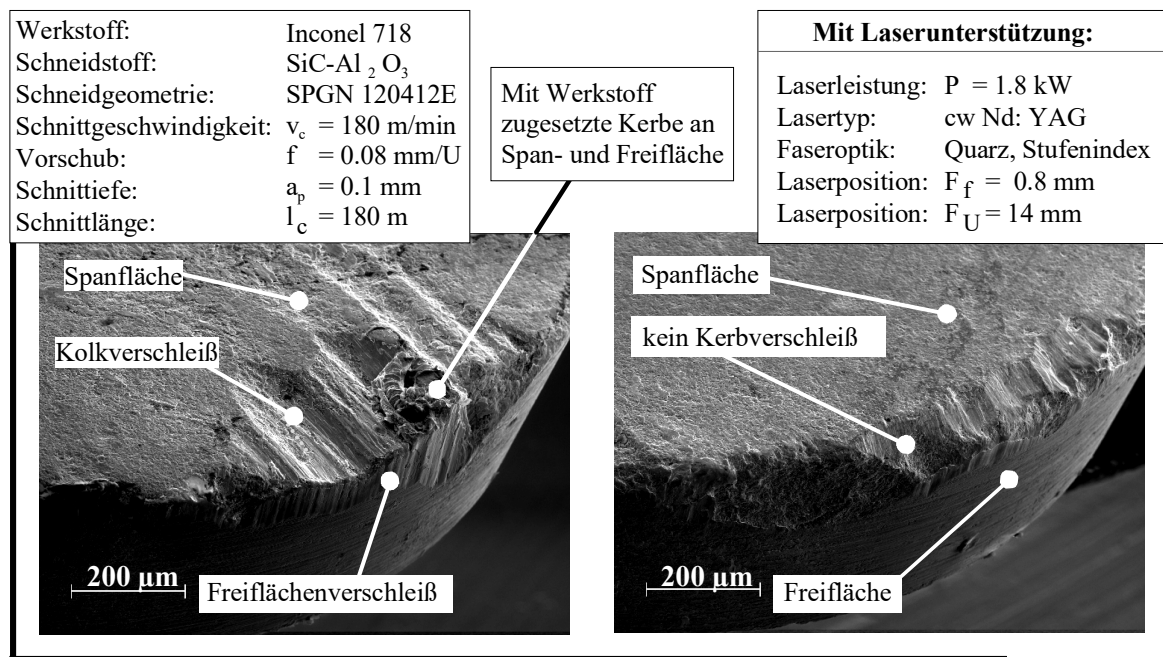


Bild 99: Reduzierter Verschleiß (rechts) an der Schneidkante durch den Einsatz der laserunterstützten im Vergleich zur konventionellen Zerspanung (links).

Der günstigere Verschleiß an der Schneide des Werkzeugs wurde unter anderem auch von WEINGAERTNER [33], HERMANN [34] und ZABOKLICKI [35] beschrieben und ist auf die Senkung der Zerspankräfte durch die örtliche Vorwärmung des Werkstoffs durch den Laser begründet (Bild 98). Die Vermeidung des schon erwähnten Kerbverschleißes an der Nebenschneide (Bild 99 links) führt auch im weiteren Verlauf der Bearbeitung zu einer geringeren Oberflächenrauheit und stellt einen wesentlichen Beitrag zur Steigerung der Prozeßsicherheit bei der Zerspanung von oft sicherheitsrelevanten Werkstücken aus Inconel 718 im Flugzeugbau dar [126].

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die laserunterstützte Warmzerspanung ermöglicht signifikant die Steigerung der Zerspanleistung, da die lokale Vorwärmung des Werkstoffs geringere Zerspankräfte und ein günstigeres Verschleißverhalten der Werkzeugschneide bewirkt. Insbesondere bei der Zerspanung des Werkstoffs Inconel 718 kann so der kritische Kerbverschleiß an der Nebenschneide des Werkzeugs vermindert werden, wodurch geringere Oberflächenrauheit am Werkstück mit höherer Prozeßsicherheit realisiert werden kann.

Während bei der laserunterstützten Schruppbearbeitung die hohe Zerspanleistung im Vordergrund steht, ist bei der laserunterstützten Schlichtbearbeitung die wirtschaftliche und prozeßsichere Gewährleistung der Bauteilzielgrößen von größter Bedeutung. Eine dieser Zielgrößen ist das Gefüge der Werkstückoberflächenrandzone, welches weder durch den Wärmeeintrag des Zerspanprozesses noch durch die Vorwärmung des Lasers thermisch induziert verändert werden darf. Zur Darstellung dieses Prozesses müssen deshalb sowohl die Parameter der Werkzeugmaschine als auch die der Laseranlagentechnik variiert und unter besonderer Berücksichtigung der Kräfte am Werkzeug und der Temperaturen an der Werkstückoberfläche optimiert werden.

Die Messung der Kräfte am Werkzeug war bisher bereits ausreichend genau mit kommerziell verfügbarer Hard- und Software möglich. Die Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit erlauben darüber hinaus erstmalig, die Temperaturverteilung in der Drehrille an der frisch erzeugten Werkstückoberfläche beim Außenrundlängsdrehen im Abstand von 1 mm mit hinreichend großer zeitlicher, geometrischer und thermischer Auflösung zu erfassen. Unter den beschriebenen Randbedingungen kann mit der entwickelten Technik eine Meßgenauigkeit von $\Delta\vartheta < 3 \%$ bei einer Reproduzierbarkeit von 97 % erreicht werden.

Realisiert wurde dieses Ergebnis durch den Einsatz der Thermografie, da hiermit unter realen Prozeßbedingungen berührungslos und damit nahezu ohne Rückwirkung der Temperaturmessung auf das Meßsignal erfolgen kann. Der optische Zugang zu dem 0.5×0.5 mm großen Meßfenster wird durch eine kegelförmige Bohrung im Werkzeughalter geschaffen. Durch diese Bohrung kann die von der Oberfläche emittierte Wärmestrahlung auf eine hinter dem Meißel liegende Thermografiekamera weitergeleitet werden.

Das dazu entwickelte Schneidplattenträgersystem ermöglicht die Aufnahme von Schneidplatten aus handelsüblichen Schneidstoffen mit einer handelsüblich gestalteten Schneidplatteneingriffsgeometrie. Die Festigkeitsberechnung weist den 0.5 mm dicken Schneidplatten eine hinreichende Sicherheit gegen Biegebruch zu. Auf diese Weise kann ein Abstand zwischen Meßfleck und Werkzeugkontaktgebiet von weniger als 1 mm garantiert werden.

Die Verhinderung von Mehrfachreflexionen zwischen Werkzeug und Werkstück erfordert umfangreiche konstruktive Maßnahmen, die das Signal der wesentlich stärker strahlenden Späne abschirmen. Theoretisch und experimentell geprüft sind sie der Schlüssel für die hohe Reproduzierbarkeit des Inprozeßtemperaturmeßsystems. Temperaturmessungen bei der Zerspanung von extrem unterschiedlich stark reflektierenden Materialien ermöglichen die Identifikation der Ziel- und Störgrößen. Während sich das Störsignal der Späne durch einen geringen Abstand zwischen der Meßöffnung am modifizierten Drehmeißel und der Werkstückoberfläche sowie durch eine günstige Spanabsaugung vergleichsweise leicht ausblenden läßt, bereitet die Wärmekonvektion und Wärmestrahlung von der erwärmten Schneidplatte in den darunterliegenden Infrarotmeßkanal erhebliche Probleme.

Die Lösung dieser Problemstellung brachte den Durchbruch für diese Meßmethode. Mit Hilfe einer 0.1 mm dicken wärme flußhemmenden Unterlage aus Titan kann bei extrem hoher Oberflächenrauheit an der Stirnseite die Wärmestrahlung im Spalt zwischen der Werkzeugfreifläche und dem Werkstück hinreichend absorbiert werden. Die geringe Wärmeleitfähigkeit von Titan und wiederum die hohe Oberflächenrauheit an der Kontaktseite zur Schneidplatte verringern ausreichend die Wärmeleitung und die damit verbundene Aufheizung des Infrarotmeßkanals. Der Einsatz von Materialien mit hoher Festigkeit und hoher Wärmeleitfähigkeit für die Gestaltung der form- und kraftschlüssigen Klemmung der Schneidplatte sorgen zusätzlich für einen ausreichenden Wärmeabtransport über den Schneidplattenhalter. Die Werkstückoberflächentemperatur stellt sich unmittelbar nach dem Schnitt nahezu spontan und quasistationär ein. Der weitere Signalverlauf ist bei konstanten Schnitt- und Maschineneinstellparametern nur noch eine Funktion des Werkzeugverschleißes. Prinzipiell ist somit eine extrem kurze Meßzeit, die nur mit einer geringen Erwärmung verbunden ist, zulässig. Mit den entwickelten und optimierten Maßnahmen kann auch bei längeren Schnittzeiten die Beeinflussung der Messung durch Störstrahlung prozeßsicher verhindert werden.

Für die Berechnung der realen Temperaturen aus der gemessenen Wärmestrahlung wurde der Emissionsgrad der zerspannten Materialien bestimmt und auf relevante Einflußgrößen, wie die Temperatur und die Oberflächenrauheit, berechnet und experimentell überprüft.

Die portabel konzipierte Kamerahalterung, welche das System zusätzlich gegen Kühlschmierstoff und Spänestaub ausreichend schützt, läßt eine exakte und ausreichend reproduzierbare Fokussierung der Kamera auf unterschiedlichen Werkzeugmaschinentypen zu.

Die Prozeßsicherheit des Inprozeßtemperaturmeßsystems konnte an praxisrelevanten Meßbeispielen mit schwer zerspanbarem Werkstoff und bruchempfindlichem Schneidstoff nachgewiesen werden. Darüber hinaus wurde beispielhaft während der laserunterstützten Zerspanung von Inconel 718 und 25MoCr4 der Einfluß diverser Prozeßparameter wie Werkzeugverschleiß, Laserstrahlposition und Laserleistung auf die Werkstückoberflächentemperatur und die Schnittkräfte dargestellt.

Während die Information einer potentiellen Gefügebeeinflussung erst nach der aufwendigen Herstellung und Auswertung der Gefügeuntersuchung zur Verfügung steht, kann durch den Einsatz der Inprozeßtemperaturmessung schon während des Versuchs auf eine thermisch induzierte Beeinflussung des Oberflächenrandzonengefüges geschlossen werden. Auf diese Weise wurde ein Meßsystem geschaffen, dessen Meßergebnis während der Zerspanung auf die Werkstückzielgröße „Oberflächenintegrität“ hinweist.

Zur vereinfachten Kontrolle einer experimentell bestimmten Grenzbedingung kann beispielsweise unter Serienbedingungen die nachgewiesene Korrelation zwischen gemessener Schnittkraftreduktion und Werkstückoberflächentemperatur herangezogen werden.

7 Literatur

- [0] HÜGEL, H.: *Strahlwerkzeug Laser: Eine Einführung*. Stuttgart: B.G. Teubner Stuttgart, 1992 (ISBN 3-519-06134-1)
- [2] FIELD, M.; KAHLES, J.: *Review of surface integrity of machined components*. Annals of the C.I.R.P. 20, 1971 2, S.: 153-163
- [3] BRINKSMEIER, E.: *Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke*. Universität Hannover, Dissertation, 1982, (VDI, ISSN 0341-1656)
- [4] HUCKS, H.: *Plastizitätsmechanische Grundlagen und Kenngrößen der Zerspanung*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1951
- [5] TÖNSHOFF, H. K.: *Spanen*. Springer Verlag, 1995, (ISBN 3-540-58742)
- [6] DOEGE, E.; MEYER-NOLKEMPER, H.; IMTIAZ, S.: *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe*. Hanser Verlag München, 1986, (ISBN 3-446-14427-7)
- [7] KOMANDURI, R.: *Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation when Machining Titanium Alloys*. In: Elsevier Sequoia: Wear 76, 1982, S.: 15-34
- [8] VIEREGGE, G.: *Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung*. In: Werkstatt und Betrieb, 86. Jg., Heft 11, 1953, S.: 691-703
- [9] KAUFELD, M.: *Hochgeschwindigkeitsfräsen und Fertigungstechnik dünnwandiger Werkstücke aus Leichtmetallguß*. In: Schulz, H.: Darmstädter Forschungsberichte für Konstruktion und Fertigung, Dissertation 1987, (ISBN 3-446-15229-6)
- [10] LIU, X.; DÖRR, E. L.; WALTER, J.: *Analytical thermal modelling and simulation of the cutting process for hard machinable materials*. Proceedings of the 15th. IMACS World congress on scientific computation, modelling and applied mathematics, Volume 6: Application in Modelling and Simulation, Berlin Germany, 1997, S.: 239-244
- [11] DAUSINGER, F.: *Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozeßeffectivität*. Universität Stuttgart, Habilitationsschrift; In: Laser in der Materialbearbeitung. Forschungsberichte des ISFW. Stuttgart: B.G. Teubner-Verlag, 1995
- [12] HECHT, Z.: *Optics*. Addison-Wesely Publishing Company, 7th printing, 1982
- [13] SCHMIDT, H.; FURTHMANN, E.: *Über die Gesamtstrahlung fester Körper*. In: Mitteilungen aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung. Band 10, 1928, S.: 225-226
- [14] DRUDE, P.: *Physik des Aethers*. 2. Auflage, 1912, S.: 652
- [15] PLANCK, M.: *Theorie der Wärmestrahlung*. Leipzig, J.A. Barth Verlag, 6. Auflage, 1906
- [16] PEPPERHOFF, W.: *Temperaturstrahlung*. In: Brügel, W.; Jäger, R. (Hrsg.): Wissenschaftliche Forschungsberichte, Temperaturstrahlung. Band 65, Dietrich Steinkopff, Darmstadt, 1956
- [17] HAGEN, E; RUBENS, H.: *Über die Beziehung des Reflexions- und Emissionsvermögens der Metalle zu ihrem elektrischen Leitvermögen*. Annalen der Physik 11, 1903, S.: 873
- [18] BLOEHS, W.: *Laserstrahlhärten mit angepaßten Strahlformungssystemen*. Universität Stuttgart, IFSW, Dissertation. Stuttgart: B.G. Teubner, 1997

- [19] WIEDMAIER, M.; MEINERS, E.; RUDLAFF, T.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Integration of materials processing with YAG-lasers in a turning center*. In: Mordike, B. L.: *Laser Treatment of Materials*. Proc. of 4th European Conference on Laser Treatment of Materials, 12.-15.10.1992, Göttingen. Oberursel: DGM, 1992, S.: 559-564
- [20] HÜGEL, H.; WIEDMAIER, M.; RUDLAFF, T.: *Laser processing integrated in machine tools - design, applications, economy*. In: Geiger, M.; Vollertsen, F. (Hrsg.): *Proceedings of the LANE '94*. Vol. 1 (Erlangen, Oct. 1994). Bamberg: Meisenbach-Verlag, 1994, S.: 439-453.
- [21] RUDLAFF, T.; KRASTEL, K.; DRECHSEL, J.: *Integration of laser processing in machine tools and their economy*. In: DVS 163. 1994, S.: 414-420
- [22] KÖNIG, W.; ZABOKLICKI, A.: *Laser-assisted hot machining processes technological potentials*. In: Geiger, M.; Vollertsen, F.: *Laser Assisted Net shape Engineering*. Proceedings of the LANE '94, Vol. 1. Meisenbach Bamberg, 1994, S.: 389-404
- [23] HERMANN, C.: *Anlagen zur laserunterstützten Warmzerspanung*. In: *Berichte aus der Produktionstechnik*. WZL - TH-Aachen, Dissertation, Shaker Verlag, 1995, (ISBN 3-8265-0963-3)
- [24] JAU, B. M.: *Laser assisted machining of hard to machine materials*. University of Southern California, Faculty of Graduate School, Dissertation, 1981
- [25] KEAR, B. H.; BREINAN, E. M.; THOMPSON, E. R.: *Laser processing of materials*. Proceedings of Advances in Metal Processing, Sagamore Army Materials Research Conference, 1981
- [26] RAJAGOPAL, S.: *Laser-assisted machining of tough materials*. In: *Laser Focus*. März, 1982, S.: 49-54
- [27] BECK, M.: *Modellierung des Lasertiefschweißens*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge - IFSW, Dissertation, 1996
- [28] BYRNE, G.: *Das Zerspanen von weichmagnetischen Werkstoffen*. TU Berlin, Dissertation, Hanser, 1989, (ISBN 3-446-15814-6)
- [29] SCHREIBER, E.: *Die Werkstoffbeeinflussung weicher und gehärteter Oberflächenschichten durch spanende Bearbeitung*. In: *VDI-Berichte*. Band 256, 1976, S.: 67-79
- [30] NEAILEY, K.: *Surface Integrity of Machined Components-Residual Stresses and Fatigue*. In: *Metals and Materials - Machined Surfaces*. März, 1988, S.: 141-145
- [31] MATSUMOTO, Y.; BARASH, M. M.; LIU, C. R.: *Effect of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel*. In: *Journal of Engineering for Industry*. Band 108, 1986, S.: 169-175
- [32] KÖNIG, W.; LOWIN, R.: *Ermittlung des Eigenspannungszustandes in der Randzone geschliffener Werkstücke und Bestimmung seiner Auswirkung auf das Funktionsverhalten*. In: *Forschungsbericht des Landes NRW*, Nr. 2886, 1979
- [33] WEINGAERTNER, W. L.: *Plasmaunterstützte Warmzerspanung*. RWTH Aachen, Dissertation, 1983
- [34] HERMANN, CH.: *Anlagen zur laserunterstützten Warmzerspanung*. IPT Aachen, Dissertation, 1995
- [35] ZABOKLICKI, A. K.: *Laserunterstütztes Drehen von dichtgesinterter Siliziumnitrid-Keramik*. IPT- RWTH-Aachen, Dissertation, 1997

- [36] TILGHMAN, B. C.: *Verfahren und Werkzeug zum Schneiden oder Bearbeiten von Metallen unter der Anwendung eines elektrischen Stromes*. Kaiserliches Patentamt, Patentschrift, Nr. 53224, 1889
- [37] TILGHMAN, B. C.: *Cutting Metal by Electricity*. US Patent, Nr. 416 873, 1889
- [38] TILGHMAN, B. C.: *Elektrisches Bearbeiten von Metall*. VDI Zeitschrift 34, Nr. 42, 1890, S.: 1093
- [39] ICHIMYA, R.: *A study of hot machining (A new heating method by friction)*. Trans. of the Society of Mechanical Engineers of Japan 29, (1963), 208, S.: 1883
- [40] UEHARA, K.; SAKURAI, M.; TAKESHITA, H.: *Cutting performance of coated carbides in electric hot machining of low machinable metals*. Annals of C.I.R.P., Vol. 32, No. 1, 1983
- [41] CHEN, N. N. S.; HO, C. F.: *Measurement of tool work interface temperature in hot machining*. International Journal of Production Research, Vol. 14, No. 6, 1976
- [42] UEHARA, K.; LIU, W. C.; SAKURAI, M.; TAKESHITA, H.: *Improvement of cutting performance in electric hot machining*. Proceedings of the 5th International Conference on Production Engineering, Tokyo, Published by Japan Society of Precision Engineering, 1984
- [43] SALLAI, C.: *Experimental Research concerning improved electromechanical turning*. Constructia de masini, Vol. 38, No. 8, 1986
- [44] KAINTH, G. S.; CHATURVEDI, M. N.: *Theoretical investigation of temperature in hot machining*. International Journal of Machine Tool Design, Vol. 15, No. 4, 1975
- [45] LO, K. H.; CHEN, N. N. S.: *Prediction of tool life in hot machining of alloy steels*. International Journal of Production Results, Vol. 15, No. 1, 1977
- [46] SULLIVAN, K. F.; WRIGHT, P. K.; SMITH, P. D.: *Relationship between work material properties and cutting conditions in hot-machining*. National conference publication. The Institution of Engineers, Australia, Vol. 77, No. 7, 1977
- [47] RAGHURAM, V.; MUJU, M. K.: *Improving tool life by magnetisation in hot machining*. International Journal of Tool Design and Results, Vol. 20, No. 2, 1980
- [48] HÄCK, F.: *Die Zerspanung mit Hilfe des elektrischen Lichtbogens*. Werkstattstechnik und Maschinenbau 40, 3, 1950, S.: 77
- [49] HÄCK, F.: *Verfahren zur Verbesserung der Zerspanbarkeit von Stahl*. Deutsches Bundespatent Nr. 802162, 1948
- [50] ARMSTRONG, E. T.; COSLER, A. S.: *Hot machining of many Metals Improved by Arc Heating*. Materials and Methods 33, 1, 1951, S.: 69
- [51] BORN, K.; DORN, L.; HERBRICH, H.: *Plasma-, Laser-, Elektronenstrahl - drei Strahl-Schneid- und Schweißverfahren im Vergleich*. Sonderdruck Messer Griesheim, Frankfurt (Main), 26, 1973
- [52] HÜGEL, H.: *Zur Strömung kompressibler Plasmen im Eigenfeld von Lichtbogenentladungen*. Deutsche Forschungs- und Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt, FB. 70-13, Dr.-Ing. Dissertation, 1970
- [53] HIDS, B. K.: *Hot machining*. In: The Production Engineer. Nr. 9, 1978
- [54] ALLIKSO, E. F.: *Plasma assisted machining*. In: International Conference on Trends in Conventional and Non-Traditional Machining, Chicago (1981). Published by Society of Carbide and Tool Engineering, Pap. 11, 1981

- [55] COPLEY, S.; BASS, M.: *Shaping materials with a continuous wave carbon dioxide laser*. Proceedings of Application of Laser in Material Processing, Washington DC., ASM, 1979
- [56] UEHARA, K.; TAKESHITA, H.: *Cutting ceramics with technique of hot machining*. Annals of C.I.R.P., Vol. 35, No. 1, 1986, S.: 55-58
- [57] KÖNIG, W.; TREPPE, F.; ZABOKLICKI, A. K.: *Laserunterstütztes Fräsen*. In: VDI-Zeitung. 134, Nr. 2, 1992
- [58] KÖNIG, W.; ZABOKLICKI, A. K.: *Laserunterstützte Drehbearbeitung von Siliziumnitrid-Keramik*. In: VDI-Zeitung. 135, Nr. 6, 1993
- [59] VERBEEK, H.: Deutsches Patent, Patent: DE-PS 359477, 1920
- [60] PAHLITZSCH, G.; HELMERDIG, H.: *Temperaturverhältnisse an den Schneiden spanabhebender Werkzeuge*. In: VDI - Zeitschrift. Band 87, Nr. 43/44, 1943, S.: 691-698
- [61] QURESHI, A. H.; KOENIGSBERGER, F.: *An Investigation into the Problem of Measuring the Temperature Distribution on the Rake Face of a Cutting Tool*. In: Annals of the C.I.R.P., Vol. 14, 1966, S.: 189-199
- [62] RICHTER, A.; SCHINDHELM, L.: *Die Bestimmung der Schneidentemperatur*. In: Fertigungstechnik. Kammer der Technik (Hrsg.), 6. Jg, Heft 10, 1956, S.: 433-439
- [63] SPUR, G.; BEYER, H.: *Erfassung der Temperaturverteilung am Drehmeissel mit Hilfe der Fernsehthermografie*. In: Annals of C.I.R.P., Vol. 22/1, 1973, S.: 3-4
- [64] SCHALLBROCH, H.; MAYER, E.: *Die Infrarotfotografie als Mittel zur Feststellung der Temperaturen beim Zerspanungsvorgang*. In: Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung. 58, Heft 5, Mai, 1963, S.: 216-219
- [65] SCHMIDT, A. O.: *Temperaturmessung am Werkstück, Werkzeug und Span*. In: Werkstatttechnik und Maschinenbau. Heft 8, 43. Jg., 1953, S.: 345-350
- [66] STANISLAO, J.; JAMES, C. F.; RICHMANN, M. H.: *A Method for Temperature Measurement in a Single-Point Cutting Tool*. In: AIIE Transactions. 1970, S.: 55-57
- [67] STEPHENSON, D. A.: *Assessment of Steady-State Metal Cutting Temperature Models based on Simultaneous Infrared and Thermocouple Data*. In: Journal of Engineering for Industry. 1991, S.: 121-128
- [68] TAKEYAMA, H.; MURATA, R.: *Basic Investigation of Tool Wear*. In: Journal of Engineering for Industry. 1963, S.: 33-38
- [69] WRIGHT, P. K.; TRENT, E. M.: *Metallographic Methods for Determining Temperature Gradients in Cutting Tools*. In: Journal of the Iron and Steel Inst., Vol. 211, 1973, S.: 364-368
- [70] BARROW, G.: *A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperatures*. In: Key - Note - Paper C, Annals of C.I.R.P., Vol. 22/2, 1973, S.: 203-211
- [71] LUDWIG, H.-R.: *Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanen*. TU Karlsruhe, Dr.-Ing. Dissertation, 1989, (ISSN 0724-4967)
- [72] LANG, M.: *Prüfung der Zerspanbarkeit durch Messung der Schnitttemperatur*. München, Hanser, 1949
- [73] LENZ, E.: *Die Temperaturmessung beim Zerspanen*. In: Werkstatttechnik. 54. Jg., Heft 9, 1964, S.: 422-426

- [74] KUKLIN, L. G.: *Messung der Oberflächentemperatur beim Drehen*. In: Werkstattstechnik und Maschinenbau. 48. Jg., Heft 9, 1958, S.: 517-518
- [75] HOLLANDER, M. B.; EGLUND, J. E.: *Thermocouple-technique investigation of temperature distribution in the workpiece during metal cutting*. ASTM Research Report Nr. 7, 1957
- [76] MATSUMOTO, Y.; HSU, D.-C.: *Workpiece Temperature Rise During the Cutting of AISI 4340 Steel*. In: Elsevier Sequoia: Wear. 116, 1972, S.: 309-317
- [77] KALÁSZI, I.: *A Phenomenon Leading to an Error in Measuring the Cutting Temperature by Tool Work Thermocouple Method*. In: The Institution of Production Engineers: The International Journal of Production research. London, Vol. 4, No. 4, W.1, 1965, S.: 329-334
- [78] GOMOLL, V.: *Verfahren zur Überwachung der Schneidplatte in der Werkzeugmaschine während der Bearbeitung von Bauteilen*. Deutsches Patent, Patentschrift DE 30 42 211 A1, 1980
- [79] WIESNER, CH.; HOADLEY, A. F. A.; RAMAROSON, M.; ILSCHNER, B.: *Werkstücktemperaturen bei der Zerspanung - Messung und Berechnung*. In: Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik. 21, 1990, S.: 194-198
- [80] CHAO, B. T.; LI, H. L.; TRIGGER, K. J.: *An experimental investigation of temperature distribution at tool-flank surface*. In: Transactions of the ASME. Nov., 1961, S.: 496-504
- [81] HOLMSTEN, D.: *Precision infrared on-line scanning for process control*. In: Kaplan H. (Hrsg.): Thermosense, Proceedings of SPIE, International Conference on Thermal Infrared Sensing for Diagnostics and Control. Cambridge, Mass., Sept. 17-20, 581, 1985, S.: 35-46
- [82] BEYER, H.: *Fernseh-Thermografie - Ein Beitrag zur Erfassung der Temperaturverteilung am Drehmeißel*. TU-Berlin, Dissertation, 1972
- [83] BOOTHROYD, G.: *Photographic technique for the determination of metal cutting temperatures*. In: British Journal of Applied Physics. Nr. 12, 1961, S.: 238-242
- [84] JEELANI, S.: *Measurement of Temperature Distribution in Machining Using IR-Photographie*. In: Elsevier Sequoia: Wear. 68, 1981, S.: 191-202
- [85] MALITZKI, H.; BARNIKOW, A. M.; FISCHER, S.: *Bestimmung von Spanflächentemperaturverteilungen am Drehwerkzeug*. In: Maschinenbautechnik. Berlin 33, 1984, S.: 300-302
- [86] SALOMON, R.; MCCULLOCH, G. D.; RICE, W. B.: *Isothermal Patterns in Cutting Tools of Different Face Lengths*. In: Annals of C.I.R.P., Vol. XVI, 1986, S.: 217-222
- [87] SCHALLBROCH, H.; LANG, M.: *Messung der Schnitttemperatur mittels temperaturanzeigender Farbanstriche*. In: VDI - Zeitschrift. Bd. 87, Nr.: 1/2, 1943, S.: 15-19
- [88] TÖNSHOFF, K.; KAESTNER, W.: *Temperaturbelastung von Hartmetallwerkzeugen bei Schnittunterbrechung*. In: VDI-Zeitschrift, Bd. 133, Nr. 9, 1991, S.: 79-86
- [89] ULLMANN, F.: *Temperaturmessung beim Drehen faserverstärkter Kunststoffe*. TU - Berlin, Dr. -Ing. Dissertation, 1992
- [90] YOUNG, H. T.: *An Experimental Investigation of Temperatures in Chip Formation*. In: Proceedings of the 29th International MATADOR Conference, Manchester, 6.-7. April. Manchester: UMIST, 1992, S.: 559-565

- [91] MÜLLER-HUMMEL, P.: *Temperaturmeßeinrichtung für ein spanabhebendes Werkzeug*. Deutsches Patent, Patentschrift DE 42 33 035 C1, 1993
- [92] GOLZ, H.-U.; LINDEN, P.; LIU, X.; MERKEL, M.; MÜLLER-HUMMEL, P.: *Verfahren und Vorrichtung zum Feindreihen eines Werkstücks aus härtbarem Stahl mittels Spanmeißel*. Internationales Patent, Patentschrift: DE 19 61 31 83, 1997
- [93] BERGMANN, L.; SCHAEFER, C.: *Lehrbuch der Experimentalphysik*. Berlin: de Gruyter, Bd. 3 - Optik, 8. Auflage, 1987
- [94] WALTHER, L.: *Infrarotmeßtechnik*. VEB Verlag Technik Berlin: 2. Auflage, 1983
- [95] BRÜGEL, W.: *Physik und Technik der Ultrarotstrahlung*. Hannover, Curt R. Vincentz Verlag, 1961
- [96] STAHL, K.; MIOSGA, G.: *Infrarottechnik*. Heidelberg, Dr. Alfred Hüthig Verlag, 1979, (ISBN 3-7785-1368-0)
- [97] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *Technische Temperaturmessung, Meßverfahren und Meßwertverarbeitung für elektrische Berührungsthermometer*. VDI - Düsseldorf, VDE-3511 Richtlinie, Blatt 3, 1992
- [98] FA. AGEMA: *Handbuch zum Thermografiesystem 900 LW*. 1993
- [99] MÜLLER-HUMMEL, P.; LAHRES, M.: *Infrared Temperature Measurement on Diamond-Coated Tools during Machining*. In: Bachmann, P. K.; Bruckley-Golder, I. M.; Glass, I. T.; Kamo, M.: Proc. of 4th. European Conference on Diamond, Diamond-like and Related Materials. Albufeira, Portugal, Elsevier Sequoia S.A., Lausanne, 1993, S.: 765, (SSDI 0925-9635(93)05111-0)
- [100] HEDRICH, S.: *Inprozeßtemperaturmessung der Bauteiloberfläche beim Drehen*. Forschungszentrum Ulm, Diplomarbeit, 1984
- [101] BERGMANN, W.: *Werkstofftechnik, Teil 2: Anwendung*. München, Carl Hanser Verlag, 1987
- [102] SADAT, A. B.; REDDY, M. Y.: *Surface Integrity of Inconel-718 Nickel-Base Superalloy Using Controlled and Natural Contact Length Tools*. In: Part I: Lubricated: Experimental Mechanics, 1992, S.: 282-288
- [103] MESSMER, M.: *Optimierung und Kalibrierung einer Temperaturmeßtechnik zur Bauteiloberflächentemperaturmessung beim Außenrundlängsdrehen*. Forschungszentrum Ulm, Diplomarbeit, 1985
- [104] HAUPT, L.: *Verfahren zur Verringerung des Emissionsgradeinflusses bei der berührungslosen Temperaturmessung mit Strahlungs-pyrometern*. Erfurt, Dissertation, 1977
- [105] BAUER, G.: *Zur Bestimmung des Emissionsgrades von Hohlräumen durch Reflexionsmessungen*. In: Optik 28. Heft 2, 1968/69, S.: 177-182
- [106] IFSW: *Messung des Absorptionsgrads von 25MoCr4 und Inconel 718 nach ISO/DIS 11551*. Universität Stuttgart, IFSW - Institut für Strahlwerkzeuge, Studie, 1997
- [107] SCHNEIDER, F.: *Einfluß der optischen Eigenschaften auf die pyrometrische Nachweisbarkeit der Wärmestrahlung fester Körper*. TU - Dresden, Dr.-Ing. Dissertation, 1974
- [108] IKE: *Messung des spektralen und des Gesamtemissionsgrads von 25MoCr4 und Inconel 718*. IKE - Forschungsinstitut für Kerntechnik und Energiewandlung der Universität Stuttgart, Studie, Nr.: IKE 5TB-1447-96, 1996

- [109] WÖRNER, B.: *Photoelectric direct current spectral pyrometer with linear characteristics*. In: Temperature, its measurement and control in science and industry. New York, American institute of physics, Vol. 5, 1982, S.: 429-432
- [110] SCHREIBER, E.; NEUER, G.; WÖRNER, B.: *Performance tests with a standard pyrometer*. In: TEMPMEKO 90. 4th Imeko Symposium on thermal and temperature measurement in industry and science, Helsinki, Finland, 1990
- [111] WÖRNER, B.; NEUER, G.: *Emissionsgradmessungen zur Verbesserung der berührungslosen Temperaturmessung an Stählen unter Berücksichtigung von Oxidationsvorgängen*. In: Materials Technology. Steel Research 56, No. 1, 1985, S.: 43-49
- [112] NEUER, G.: *Gesamtemissionsgrad fester Stoffe bei hohen Temperaturen*. TU Stuttgart, Dr.-Ing. Dissertation, 1970
- [113] QUINN, T. J.: *The calculation of the emissivity of cylindrical cavities giving near black-body radiation*. In: British Journal of Applied Physics. Vol. 18, 1967, S.: 1105-1114
- [114] SCHMIDT, E.: *Wärmestrahlung technischer Oberflächen bei gewöhnlicher Temperatur*. In: Beiheft zum Gesundheits-Ingenieur. Oldenbourg Verlag, Reihe 1, Heft 20, 1927, S.: 1-22
- [115] FA. GOODFELLOW: *Handelskatalog*. 1995
- [116] HURLOCK, S. C.; RAO NARAHARI, K.: *Infrared emission from a v-shaped metal groove compared with that from a flat surface of the same metal*. In: The Review of Scientific Instruments. Vol. 40, No. 7, 1969, S.: 927-929
- [117] ISETTI, C.; NANNEI E.; PISONI C.: *The effect of oxydation and roughness on the total normal emittance of stainless steel*. In: High Temperatures - High Pressures. Vol. 11, 1979, S.: 393-397
- [118] KEEGAN, H. J.; SCHLETER, J. C.; WEIDNER, V. R.; SPANGENBERG, D. B.; STRANG, A. G.; CHAMBERLIN, J. L.: *Effect of Surface Texture on Diffuse Spectral Reflectance*. In: NASA-SP-55. Washington: National Aeronautics and Space Administration, 1965
- [119] NEUER, G.: *Verfahren zum Messen des Emissionsgrads fester Stoffe bei hohen Temperaturen*. In: VDI-Z. 114, Nr. 1, 1972, S.: 38-43
- [120] PSAROUTHAKIS, J.: *Apparent thermal emissivity from Surface with Multiple V-Shaped Grooves*. In: AIAA-Journal. Vol. 1, No. 8, 1963, S.: 1879-1882
- [121] WÖRNER, B.; NEUER, G.: *Investigation of the thermal-radiation properties of technical rough metal surfaces*. In: High Temperatures - High Pressures. Vol. 11, 1979, S.: 383-391
- [122] AGABABOV, S. G.: *Effect of the roughness of the surface of a solid body on its radiation properties and methods for their experimental determination*. In: Moscow Power Institute. Translated from Teplofizika Vysokikh Temperature, Vol. 6, No. 1, 1968, S.: 78-88
- [123] BRAMMERTZ, P.-H.: *Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen*. In: Industrie-Anzeiger. Nr. 2, 1961, S.: 25-32
- [124] MERKEL, M.; ZIMMERMANN, M.: *Prozeßeinflußparameter auf die Bauteilzielgrößen beim Hartdrehen*. Daimler-Benz, technischer Bericht, F4P-96-004 (interne Publikation), 1996

- [125] LIU, X.: *Modellbildung und Simulation von Bearbeitungsprozessen*. In: Golz, H. U.; Lahres, M.; Linden, P.; Liu, X.; Merkel, M.; Müller-Hummel, P.; Vogel, M.: *Zerspanung*. 6. Forschungs-Audit, Daimler-Benz Forschungszentrum Ulm, 1994
- [126] ZIMMERMANN, M.: *Einfluß des Werkzeugverschleißes auf die Oberflächenqualität beim Feindreihen von schwer zerspanbaren Werkstoffen*. TU - Dresden, Entwurf Dissertation, 1998
- [127] BARTSCH, S.: *Verschleißverhalten von Aluminiumoxidschneidstoffen unter stationärer Belastung*. Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2, Nr. 161, 1988
- [128] MÜLLER-HUMMEL, P.; LAHRES, M.: *A New Instrument to optimize cutting Processes: In Situ Temperature Measurement on Diamond - coated Tools*. Innovations in Material Research, World Scientific Publishing 1996, Vol. 1, No. 1, 1996, S.: 1-9
- [129] MÜLLER-HUMMEL, P.; BERKY, E.; BRUNKHORST, W.; DANNENHAUER, F.; DOERFEL, O.; ENDE, W.; HABERKORN, B.; HÖCHST, S.; KALHÖFER, E.; KAUFELD, M.; KOSUCH, N.; LAHRES, M.; LIU, X.; MENSE, L.; SCHOLTA, E.; WAGNER, E.; WALTER, J.; WIRTZ, R.: *Fräsen, Bohren und Reiben von Flugzeugintegralbauteilen aus Alu-Knetlegierungen mit Minimalmengenschmierung im Serieneinsatz bei der Daimler-Benz Aerospace*. In: VDI-Bericht Nr. 1375, 1998
- [130] TRENT, E. M.: *Metal Cutting*. Butterworth/Heinemann, 3. Auflage, 1991, (ISBN 0-7506-1068-9)
- [131] MAYER, A.: *Entwicklung eines Meßsystems zur Inprozeßtemperaturmessung während der Zerspanung*. Forschungszentrum Ulm, Diplomarbeit, 1983
- [132] ZAKARIA, A. A.; EIGOMAYEL, J. I.: *On the Reliability of the Cutting Temperature for Monitoring Tool Wear*. In: Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 15, Pergamon Press, 1975, S.: 195-208
- [133] BÖHM, J.: *Untersuchung zum Einfluß von Maschinen- und Werkzeugeigenschaften auf das Feindreihen von gehärtetem Stahl*. Daimler-Benz Produktionsforschung, Forschungszentrum Ulm und TU-Dresden, unveröffentlichte Diplomarbeit, 1995
- [134] MERKEL, M.; HAAG, M.; BÖHLER, H.: *Laserunterstütztes Drehen von schwerzerspanbaren Werkstoffen*. Zentrum Fertigungstechnik Stuttgart, Bericht zum Projekt Nr.: 310-15, 1996
- [135] MÜLLER-HUMMEL, P.; HAAG, M.; RUDLAFF, T.: *Laserunterstützte Warmzerspannung mit Online-Prozeßkontrolle*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H. W.; SIEGEL, J. (Hrsg): *Proceedings of the 6th. European Conference on Laser Treatment of Materials*, Eclat '96. Stuttgart, 1996, S.: 837 - 844, (ISBN 3-00-000942-6)
- [136] ZIMMERMANN, M.: *Theoretische und experimentelle Untersuchung der Mechanismen zur Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen von gehärteten Stählen*. Unveröffentlichte Diplomarbeit, Daimler-Benz Produktionsforschung, Forschungszentrum Ulm und Technische Universität Dresden, Institut für Produktionstechnik, 1994
- [137] DIENST, W.: *Hochtemperaturwerkstoffe*. Werkstofftechnische Verlagsgesellschaft m. b. H., Karlsruhe, 1978

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand in den Jahren 1993 bis 1997 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Fertigungstechnik der Produktionsforschung am Forschungszentrum der Daimler-Benz AG in Ulm und in Zusammenarbeit mit dem Institut für Strahlwerkzeuge der Universität Stuttgart und dem Zentrum Fertigungstechnik in Stuttgart.

Ich danke recht herzlich Herrn Dr.-Ing. Haepf, (heute Leiter der Verfahrensentwicklung im Daimler-Benz Werk Sindelfingen), Herrn Dr. rer. nat. Linden, dem Leiter der Abteilung Fertigungstechnik im Forschungszentrum Ulm und Dr.-Ing. Golz (heute technischer Geschäftsführer der Fa. Vogtland), für die wohlwollende Betreuung meiner Arbeit, die zahlreichen methodisch und thematischen Anregungen, für die ausgezeichneten Arbeitsbedingungen in der Abteilung und des weiteren Prof. Dr.-Ing. Gerald Byrne (heute Leiter des Instituts für Mechanical Engineering der Universität Dublin) für die Anregung zu dieser Arbeit.

Ganz besonderen Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut Hügel, dem Direktor des Lehrstuhls und Instituts für Strahlwerkzeuge der Universität Stuttgart und Herrn Dr.-Ing. Thomas Rudlaff (heute im Innovationsmanagement des Aluminiumzentrums der Audi AG tätig) für das dieser Arbeit entgegengebrachte Interesse, die Durchsicht sowie die Anregungen, die sich daraus ergaben.

Ebenso gebührt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. U. Heisel, dem Direktor des Lehrstuhls und Instituts für Werkzeugmaschinen der Universität Stuttgart für die Übernahme des Mitberichts.

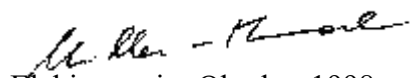
Ein herzliches Dankeschön gilt all meinen Kollegen, stellvertretend seien hier Dr.-Ing. Michael Lahres, Jens Böhm, Michael Zimmermann, Dr.-Ing. Matthias Vogel, Dr.-Ing. Markus Beck, Jochen Bahnmüller, Erich Scholta und Joachim Walter genannt, die durch ihre Bereitschaft zur Diskussion und Zusammenarbeit ganz entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Von größter Bedeutung für mich war die uneingeschränkte Unterstützung, die ich auf technischer Seite und bei der Durchführung der zahlreichen Experimente, insbesondere von Wolf Luik und Karl-Heinz Kaiserauer am Forschungszentrum in Ulm und von Hr. Haag am Zentrum Fertigungstechnik (ZFS) erfahren durfte.

Allen Studenten, besonders Silke Freytag (geb. Hedrich), Michael Messmer, Markus Knüfermann und Alexander Mayer, die im Laufe der Jahre durch ihren engagierten Einsatz die Erarbeitung der vorliegenden Ergebnisse wesentlich erleichtert haben, danke ich für ihren Einsatz.

Für die sorgfältige Durchsicht des Manuskripts danke ich Michael Lowag und Herrn Wais.

Besonderes herzlich danke ich auch meiner Mutter Irma und meinem Vater Peter, die durch ihre Erziehung und Unterstützung während meiner Ausbildung die Basis für diese Arbeit geschaffen haben, meiner Frau Erika und meinen beiden Söhnen Felix und Lars, die durch ihr Vertrauen, Beistand und Verzicht die privaten Voraussetzungen schufen, die für die Kontinuität dieser Arbeit notwendig waren.


Elchingen, im Oktober 1998